Научно-технический журнал
Механическое оборудование металлургических заводов
№2(11) 2018

Журнал индексируется системами РИНЦ и Google Scholar.
Сведения о журнале публикуются в международной системе «Ulrich's Periodicals Directory»

Редакционная коллегия

Главный научный редактор
Корчунов А.Г. – «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», профессор, доктор технических наук.

Заместитель главного научного редактора
Анцупов В.П. – «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», профессор, доктор технических наук.

Бобарикин Ю.Л. – «Гомельский государственный технический университет имени П.О. Сухого», доцент, кандидат технических наук, г. Гомель, Республика Беларусь.

Горбатюк С.М. – Национальный исследовательский технологический университет «Московский институт стали и сплавов», профессор, доктор технических наук.

Кузьминов А.Л. – «Череповецкий государственный университет», профессор, доктор технических наук.

Раскатов Е.Ю. – «Уральский федеральный университет им. первого Президента России Б.Н. Ельцина», профессор, доктор технических наук.

Трофимов В.Н. – «Пермский национальный исследовательский политехнический университет», профессор, доктор технических наук.

Ответственный редактор
Слободянский М.Г. – «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», доцент, кандидат технических наук.

Журнал основан в 2012 г.
Периодичность выхода – 2 номера в год.

Адрес редакции:
455000, г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38.
Тел.: (3519) 29-85-07, 29-84-51
Website: www.momz.magtu.ru
E-mail: momz-magtu@yandex.ru
momz-magtu@mail.ru

Журнал отпечатан издательским центром МГТУ им. Г.И. Носова, 455000, г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38.
Выход в свет 25.12.2018. Заказ 449.
Тираж 300 экз.

© ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», 2018

СОДЕРЖАНИЕ

А.М. Песин, Д.О. Пустовойтов, Т.В. Швеёва, А.Э. Новоселов
Компьютерное моделирование напряженно-деформированного состояния рабочих валков стана асимметричной прокатки дуо-400 3

М.П. Шишкарев
Оценка нагрузочной способности адаптивной фрикционной муфты с комбинированной обратной связью 10

М.З. Певзнер, С.П. Грачёв, К.В. Иванов-Польский, Е.А. Куимов, С.А. Смертин
О качестве высокочастотной сварки латунных труб 22

А.А. Мирошников, Л.Я. Будиков, П.Н. Рекиян
Анализ напряженно-деформированного состояния металлоконструкции с помощью тензометрии на базе аналого-цифрового преобразователя 32

Д.П. Марков
Введение норм оценки закаливаемости для повышения качества изделий из низкоуглеродистых сталей 38

А.Н. Колодин
Применение унифицированных гидравлических связей в формообразующих цепях станков 45

И.В. Цветков
Расчёт усилий экспандирования труб для газонефтепроводов 51

Ю.В. Жиркин, А.Е. Горькова
Повышение ресурса узлов трения в линии привода валков листопрокатного стана 60

Международные научно-технические конференции, семинары 64

CONTENTS

A.M. Pesin, D.O. Pustovoytov, T.V. Shveeva, A.E. Novoselov
Computer simulation of the stress and strain state of work rolls on asymmetrical rolling mill duo 400 3

M.P. Shishkarev
Assessing the load capacity of adaptive friction couplings with combined feedback 10

M.Z. Pevzner, S.P. Grachev, K.V. Ivanov-Polsky, E.A. Kuimov, S.A. Smertin
Quality of high-frequency welding of brass pipes 22

A.A. Miroshnikov, L.Ya. Budikov, P.N. Rekiyan
Analysis of the stress and strain state of steel structures using an analog-to-digital converter-based strain measuring device 32

D.P. Markov
Introducing norms for assessing the hardening capacity to improve the quality of low-carbon steel parts 38

A.N. Kolodin
Application of unified hydraulic connections in forming chains of machines 45

I.V. Tsvetkov
Calculating forces of the volume expansion of pipes for gas and oil pipelines 51

Yu.V. Zhirkin, A.E. Gorkova
Increase in the lifetime of friction assemblies of drives for rolls of the sheet rolling mill 60

International conferences, seminars 64

УДК 621.771.073

А.М. Песин, Д.О. Пустовойтов,
Т.В. Швеёва, А.Э. Новоселов
ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: pesin@bk.ru
Дата поступления 28.10.2018

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ РАБОЧИХ ВАЛКОВ СТАНА АСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ ДУО-400

Аннотация

Разработана методика компьютерного моделирования трехмерного напряженно-деформированного состояния (НДС) материала рабочих валков с использованием CAD/CAE-систем КОМПАС 3D и DEFORM 3D. Методика позволяет на стадии проектирования конструкции рабочих валков оценить ресурс их прочности. Представлены результаты расчета НДС рабочих валков из стали 9Х2, предназначенных для опытно-экспериментального стана асимметричной прокатки ДУО-400 с максимально допустимым усилием прокатки 2500 кН и крутящими моментами 2×70 кНм. Показано, что для более точного описания НДС материала рабочих валков при симметричной или асимметричной прокатке необходимо учитывать обе прикладываемые нагрузки: силу Р, действующую на рабочий валок со стороны прокатываемого листа (полосы), и крутящий момент $М_{кр}$, действующий со стороны главного привода.

Ключевые слова: асимметричная прокатка, рабочий валок, напряженно-деформированное состояние, моделирование, CAD/CAE, метод конечных элементов.

Введение

Перспективными способами наноструктурирования металлических материалов являются методы интенсивной пластической деформации (ИПД), которые относятся к современным и развивающимся методам обработки металлов давлением [1]. Однако существующие методы ИПД, например, такие как равноканальное угловое прессование, кручение под высоким давлением и другие характеризуются рядом конструктивно-технологических недостатков, ограничивающих возможности их широкого промышленного применения. Среди таких недостатков следует отметить, прежде всего, малые размеры получаемых полуфабрикатов, низкую технологичность деформирования, и, как следствие, существенные ограничения по производительности и экономической целесообразности использования таких технологий [2]. В последние годы методы ИПД получили новый импульс развития. Это выразилось в разработке новых специальных способов прокатки, обеспечивающих достижение больших пластических деформаций в длинномерных объемных и плоских заготовках [3-4]. Одним из таких способов является процесс асимметричной тонколистовой прокатки, основанный на целенаправленно создаваемой асимметрии за счет рассогласования окружных скоростей рабочих валков [5-8]. При асимметричной прокатке деформированное состояние металла описывается тензором, учитывающим все составляющие деформации: линейные, угловые и поворотные. Поворотная деформация и сдвиги обеспечивают немонотонность течения металла и значительное приращение интенсивности деформации, что является отличительной особенностью процесса асимметричной прокатки как метода ИПД. Однако практическая реализация этой технологии невозможна без решения характерных задач: расчета силовых параметров процесса, проектирования и изготовления деформирующего инструмента и т.д.

Выполненные ранее исследования показали [9-10], что целенаправленно создаваемая кинематическая асимметрия очага

деформации приводит к кардинальному изменению эпюры распределения нормальных напряжений на контакте рабочих валков и листа (полосы), и, как следствие, существенно влияет на силовые параметры процесса. Установлено [9-10], что особенностью силовых параметров процесса асимметричной прокатки в режиме ИПД является значительное снижение (в 2…3 раза) силы деформирования в сравнении с обычной прокаткой при прочих равных условиях. Однако при этом существенно возрастают моменты прокатки: до 3,5 раз – на валке, вращающемся с большей скоростью, и до 2,5 раз – на валке, вращающемся с меньшей скоростью. Существующие лабораторные прокатные станы (не только в ФГБОУ ВО «МГТУ им. Носова», но и в любых других научных лабораториях, институтах и университетах РФ) не отвечают необходимым техническим требованиям для реализации технологий асимметричной прокатки в режиме ИПД. Поэтому на основе научного задела, сформированного коллективом под руководством Песина А.М. в рамках выполнения проекта №15-19-10030 Российского научного фонда (2015-2017 гг.) планируется спроектировать и изготовить не имеющий аналогов в РФ опытно-экспериментальный двухвалковый стан асимметричной прокатки с номинальным диаметром рабочих валков 360 мм, длиной бочки 400 мм, максимально допустимым усилием прокатки 2500 кН (250 тс) и крутящими моментами 2×70 кНм, что обеспечит возможность получения и испытания опытных образцов металлических наноматериалов толщиной 0,4…0,8 мм.

Поскольку при асимметричной прокатке (в сравнении с обычной) рабочие валки, как деформирующий инструмент, подвергаются повышенным нагрузкам, то на этапе проектирования требуется более детальный анализ их напряженно-деформированного состояния (НДС), в особенности в трехмерной постановке задачи. Целью данной работы является разработка методики компьютерного моделирования и анализ трехмерного НДС материала рабочих валков стана асимметричной прокатки ДУО-400 с использованием CAD/CAE-систем КОМПАС 3D и DEFORM 3D.

Основная часть

Моделирование и анализ трехмерного НДС материала рабочих валков стана асимметричной прокатки ДУО-400 проводили методом конечных элементов с использованием инженерного программного комплекса DEFORM 3D. Геометрическую CAD-модель рабочего валка строили с использованием КОМПАС 3D. В ходе численных расчетов определяли максимальные главные растягивающие напряжения, возникающие в конструкции рабочего валка, и сравнивали эти напряжения с допустимыми значениями. В качестве материала рабочих валков рассматривали сталь 9Х2 с величиной временного сопротивления разрыву 680 МПа. С учетом 5-кратного запаса прочности, принимаемого при конструировании рабочего валка, за допустимое принимали напряжение [σ] = 136 МПа. В ходе расчетов анализировали также величину прогиба образующей бочки валка под действием прикладываемых нагрузок. Реологическая модель материала валка – упругая среда. Модуль Юнга E = 206,754 ГПа, коэффициент Пуассона ν = 0,3. Основные размеры рабочего валка представлены на рисунке 1. Это упрощенная геометрическая модель без учета концевых отверстий, конструктивных фасок и скруглений, за исключением галтели R40 в области перехода бочки в шейку, а также скруглений R10 в области приводного конца, выполненного с двумя лысками (рисунок 1).

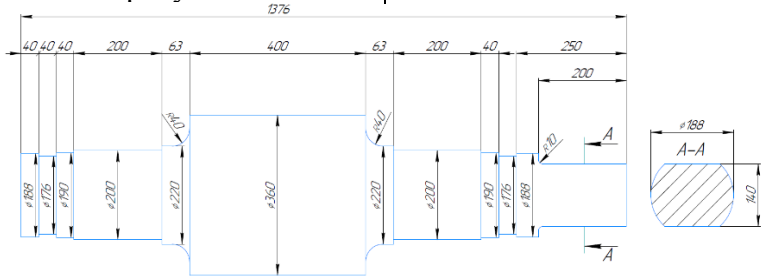


Рисунок 1. Основные размеры рабочего валка

Трехмерная CAD-модель рабочего валка показана на рисунке 2. Поскольку рабочая клеть стана асимметричной прокатки ДУО-400 должна быть рассчитана на максимальное усилие прокатки 2500 кН, то в качестве опор для рабочих валков выбраны четырехрядные конические роликоподшипники №77140 по ГОСТ 8419-75 со следующими характеристиками: внутренний диаметр подшипника 200 мм; наружный диаметр 310 мм; высота 200 мм; динамическая грузоподъемность 1250 кН. CAD-модель сборки, включающей рабочий валок с двумя подшипниками качения и полумуфтой на приводном конце, показана на рисунке 3.

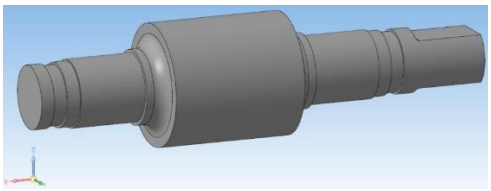


Рисунок 2. CAD-модель рабочего валка

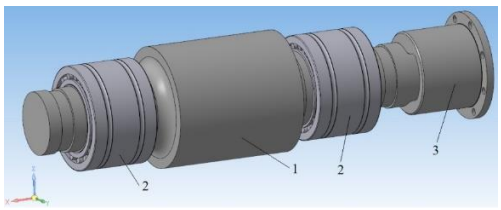


Рисунок 3. CAD-модель сборки:
1 – рабочий валок; 2 – подшипники;
3 – полумуфта

На рисунке 4 представлена CAE-модель для расчета НДС методом конечных элементов с использованием DEFORM 3D. Во всех вариантах расчета упругий валок разбивался на 230 000…270 000 конечных элементов с коэффициентом сгущения 1:3. Подшипники и полумуфта принимались абсолютно жесткими (недеформируемыми). Рассматривали два варианта приложения нагрузок: 1) простое нагружение валка только силой P = 2500 кН; 2) сложное нагружение валка силой P = 2500 кН и крутящим моментом $M_{кр}$ от 20 до 70 кНм. Граничные условия задавали следующим образом. Силу P = 2500 кН прикладывали к бочке валка через прокатываемый лист (полосу) шириной 300 мм, начальной толщиной 1,0 мм и конечной толщиной 0,5 мм, что соответствовало относительному обжатию 50%. При этом лист задавали с учетом формы контактной поверхности «лист-валок» в очаге деформации ($l_d = \sqrt{R\Delta h}$ = 9,49 мм) (рисунок 5). Лист принимали абсолютно жестким. Конкретные размеры листа определяют только геометрию контактной поверхности, через которую передается нагрузка на валок, и принципиально могут быть любыми, но соответствующими размерному сортаменту стана. Крутящий момент $M_{кр}$ прикладывали к приводному концу валка через полумуфту (рисунок 4).

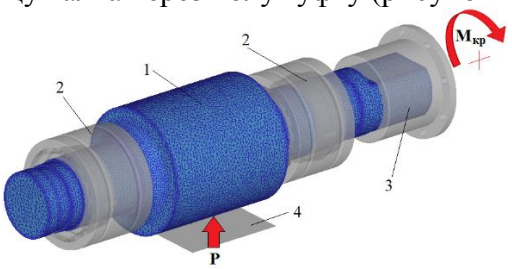


Рисунок 4. CAE-модель для расчета НДС:
1 – рабочий валок; 2 – подшипники;
3 – полумуфта;
4 – прокатываемый лист (полоса)

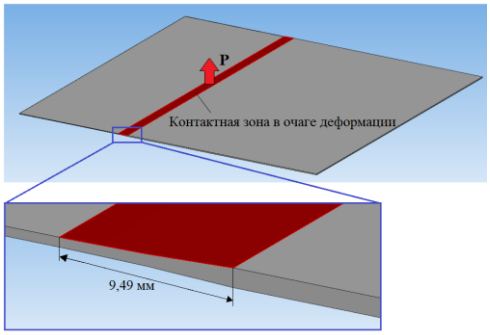


Рисунок 5. К определению граничных условий при задании силы P, действующей на рабочий валок со стороны прокатываемого листа (полосы)

В расчетах сравнивали два режима прокатки: симметричный и асимметричный. В обоих случаях валок нагружали максимальной силой P = 2500 кН. Отличие первого режима от второго заключалось только в величине прикладываемых крутящих моментов. При симметричном режиме максимальный крутящий момент составлял 20 кНм и был одинаковым для верхнего и нижнего рабочего валка. Ранее в предыдущих работах было установлено, что при асимметричном режиме прокатки крутя-

щий момент на валке, вращающемся с большей скоростью, возрастает до 3,5 раз, а крутящий момент на валке, вращающемся с меньшей скоростью, возрастает до 2,5 раз в сравнении с обычным симметричным режимом при прочих равных условиях. С учетом этого, для имитации асимметричного режима первый валок (верхний) нагружали максимальным крутящим моментом 70 кНм, а второй валок (нижний) нагружали максимальным крутящим моментом 50 кНм.

Результаты расчета НДС для симметричного и асимметричного режимов прокатки показали, что максимальные главные растягивающие напряжения в материале рабочих валков в обоих случаях концентрируются в области перехода бочки в шейку валка, однако, при этом они соответствуют допустимому уровню [σ] = 136 МПа (рисунок 6). При асимметричном режиме прокатки опасные напряжения дополнительно концентрируются в области приводного конца, что объясняется повышенным уровнем прикладываемых крутящих моментов.

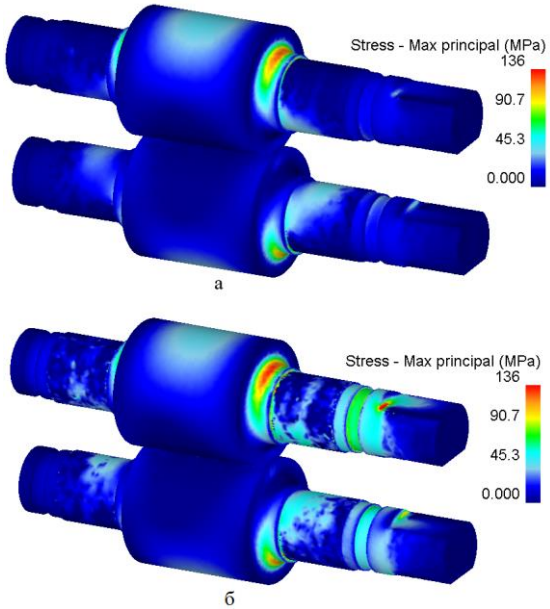


Рисунок 6. Поле главных растящих напряжений двухвалковой системы при сложном нагружении силой P=2500 кН и крутящими моментами $M_{кр}$:
а – при симметричной прокатке ($M_{кр}$ =2×20 кНм); б – при асимметричной прокатке ($M_{кр}$ =70 кНм и 50 кНм)

Соответствие максимальных главных растягивающих напряжений в материале рабочих валков допустимому уровню свидетельствует о корректном выборе геометрических размеров рабочего валка для стана асимметричной прокатки ДУО-400.

Для оценки вклада каждого типа нагрузки в общую картину НДС сравнивали два варианта: простое нагружение валка только силой P, и сложное нагружение валка силой P и крутящим моментом $M_{кр}$. Результаты расчета показали, что НДС в области перехода бочки в шейку валка определяется только силой P. Поля главных напряжений в этой области и при простом, и при сложном нагружении выглядят практически одинаково (рисунок 7).

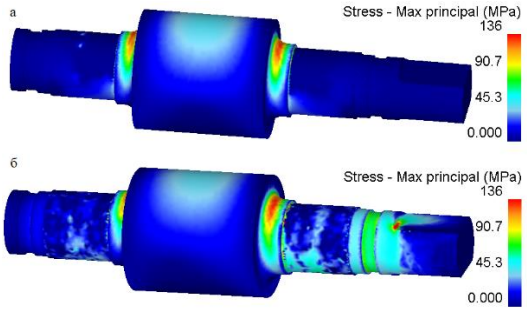


Рисунок 7. Поле главных растягивающих напряжений в материале рабочего валка:
а – при простом нагружении только силой P=2500 кН;
б – при сложном нагружении силой P=2500 кН и крутящим моментом $M_{кр}$=70 кНм

Высокий крутящий момент приводит к концентрации растягивающих напряжений на приводном конце рабочего валка. Причем напряжения концентрируются в области скруглений R10 на верхней (слева) и нижней (справа) поверхностях (рисунок 8) (показано стрелками). Крутящий момент здесь приложен по направлению против часовой стрелки, если смотреть со стороны приводного конца.

Выполнен также анализ влияния радиуса галтели на концентрацию растягивающих напряжений в области перехода бочки в шейку. Результаты расчета показали, что с уменьшением радиуса от 40 мм до 16 мм главные растягивающие напряжения в этой области возрастают с 136 МПа до 179 МПа, а при отсутствии галтели – до 185 МПа (рисунок 9), т.е. превышают допустимый уровень 136 МПа.

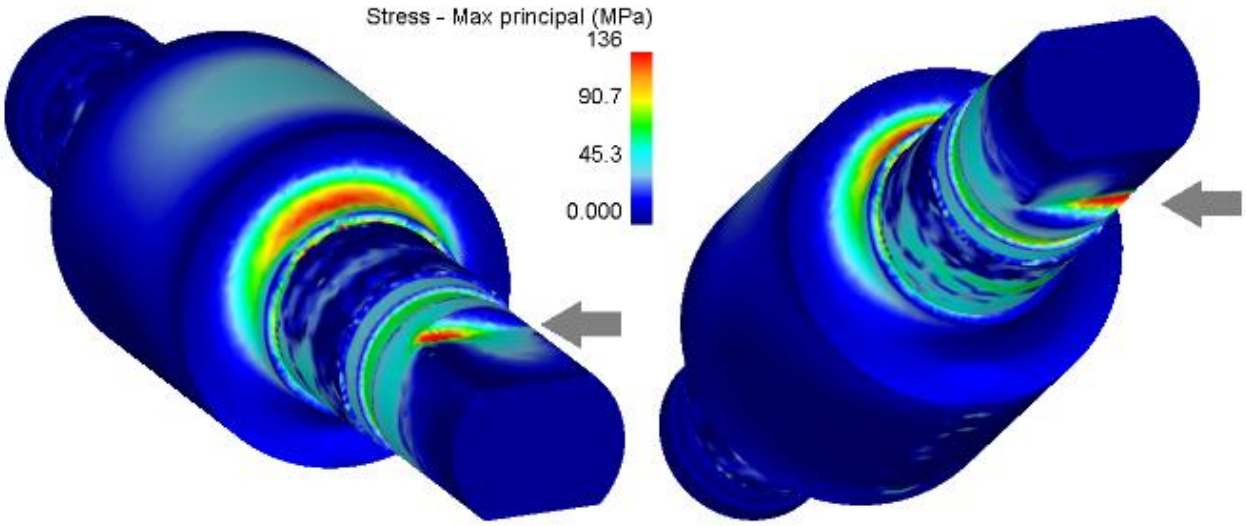


Рисунок 8. Концентрация растягивающих напряжений на приводном конце верхнего рабочего валка (показано стрелками с верхней и нижней стороны) при асимметричной прокатке с силой P=2500 кН и крутящим моментом $M_{кр}$=70 кНм

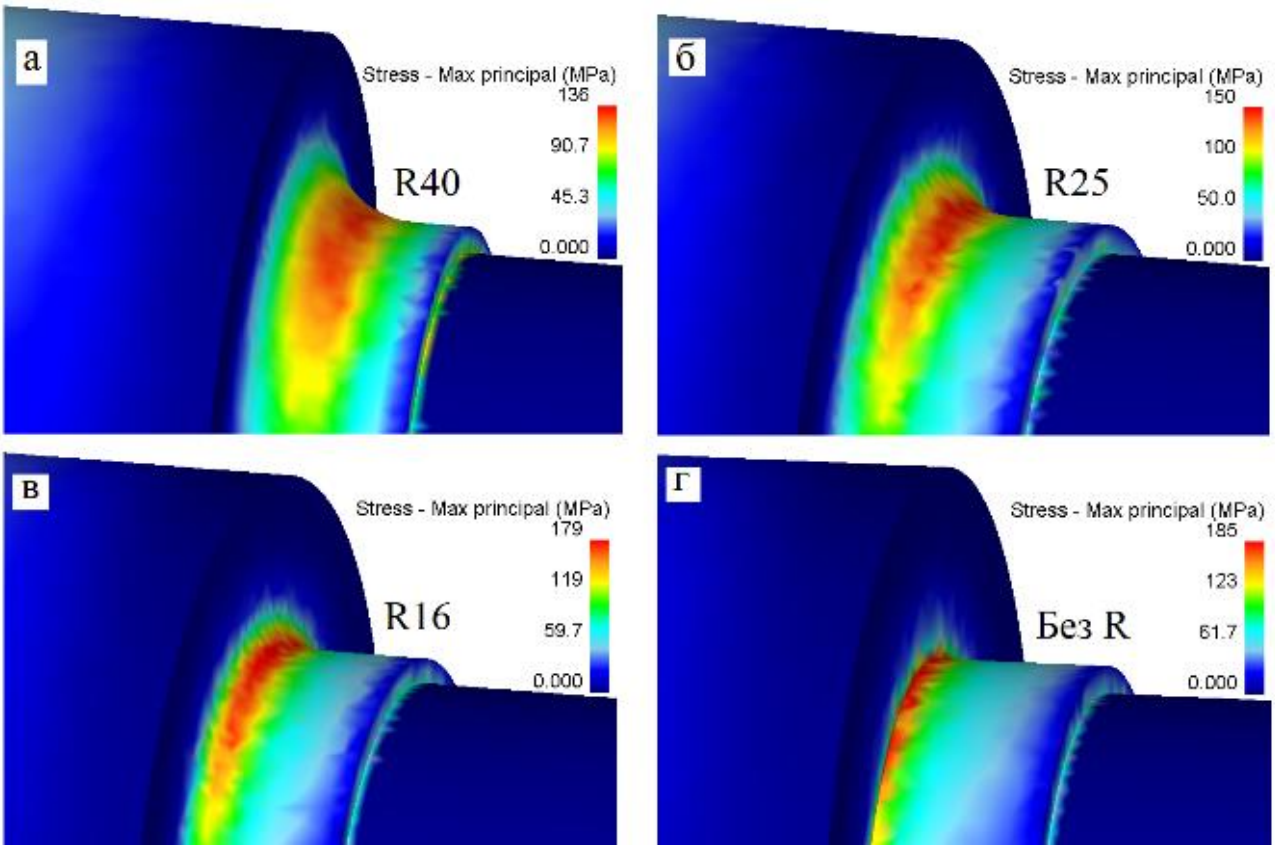


Рисунок 9. Концентрация растягивающих напряжений в области перехода бочки в шейку: а – галтель R40; б – галтель R25; в – галтель R16; г – без галтели

Результаты расчета величины прогиба образующей бочки рабочего валка при прокатке листа показали, что при сложном нагружении валка силой P = 2500 кН и крутящим моментом $M_{кр}$ = 70 кНм величина прогиба снижается в сравнении с простым нагружением валка только силой P = 2500 кН (рисунки 10-11).

Проанализировали также влияние ширины прокатываемого листа (полосы) на величину прогиба образующей бочки валка при нагружении его постоянной силой P = 2500 кН. Результаты расчета показали,

что с уменьшением ширины листа (полосы) с 300 мм до 50 мм при постоянной интегральной нагрузке P = 2500 кН максимальный прогиб образующей бочки рабочего валка возрастает с 0,18 мм до 0,39 мм (рисунок 12).

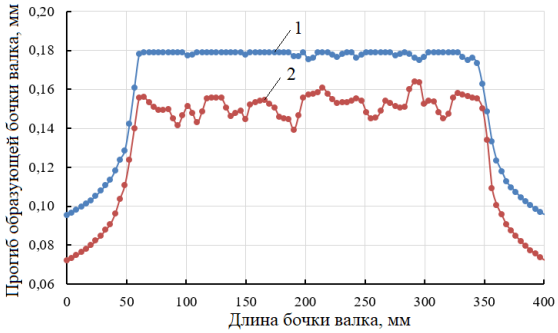


Рисунок 10. Прогиб образующей бочки валка при прокатке листа шириной 300 мм: 1 – простое нагружение силой P = 2500 кН; 2 – сложное нагружение силой P = 2500 кН и $M_{кр}$ = 70 кНм

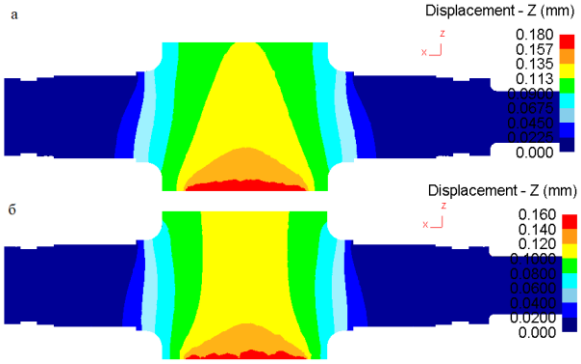


Рисунок 11. Поле перемещений в направлении оси Z: 1 – простое нагружение валка только силой P = 2500 кН; 2 – сложное нагружение валка силой P = 2500 кН и $M_{кр}$=70 кНм

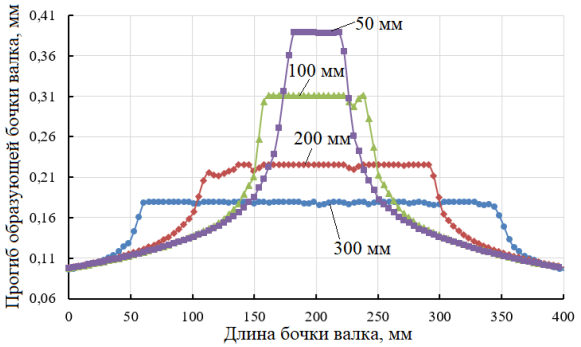


Рисунок 12. Влияние ширины прокатываемого листа (полосы) на величину прогиба образующей бочки рабочего валка (простое нагружение силой P = 2500 кН)

Заключение

Представлена методика компьютерного моделирования трехмерного НДС материала рабочих валков с использованием CAD/CAE-систем КОМПАС 3D и DEFORM 3D. Результаты расчета НДС для симметричного и асимметричного режимов прокатки показали, что максимальные главные растягивающие напряжения в материале рабочих валков в обоих случаях концентрируются в области перехода бочки в шейку валка, однако, при этом с учетом 5-кратного запаса прочности соответствуют допустимому уровню [σ]=136 МПа. При асимметричном режиме прокатки опасные напряжения дополнительно концентрируются в области приводного конца, что объясняется повышенным уровнем прикладываемых крутящих моментов. Результаты выполненных расчетов также показали, что для более точного описания величины прогиба образующей бочки рабочего валка при прокатке необходимо учитывать обе прикладываемые нагрузки: силу P и крутящий момент $M_{кр}$. При сложном нагружении валка силой P и крутящим моментом $M_{кр}$ расчетная величина прогиба снижается в сравнении с простым нагружением валка только силой P. Выполненный анализ полей максимальных главных растягивающих напряжений подтвердил корректность выбора основных геометрических размеров рабочих валков из стали 9Х2, предназначенных для опытно-экспериментального стана асимметричной прокатки ДУО-400 с максимально допустимым усилием прокатки 2500 кН и крутящими моментами 2×70 кНм.

Благодарность

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект №15-19-10030)

Библиографический список

1. Деформационные методы получения и обработки ультрамелкозернистых и наноструктурных материалов / Утяшев Ф.З., Рааб Г.И. Уфа: Гилем. 2013. 375 с.
2. Перспективы использования методов ИПД для получения высокопрочных ме-

таллических материалов в промышленных масштабах / Рааб Г.И. // Сб. материалов IV межд. конф. «Деформация и разрушение материалов и наноматериалов». М.: ИМЕТ РАН. 2011. С. 205-206.
3. Галкин С.П. Траекторно-скоростные особенности радиально-сдвиговой и винтовой прокатки // Современные проблемы металлургии. 2008. Т. 11. С. 26-33.
4. Yu H., Lu C., Tieu K., Li H., Godbole A., Zhang S. Special Rolling Techniques for Improvement of Mechanical Properties of Ultrafine-Grained Metal Sheets: A Review // Advanced Engineering Materials. 2015. P. 1-16.
5. Ji Y.H., Park J.J. Development of Severe Plastic Deformation by Various Asymmetric Rolling Processes // Materials Science and Engineering: A. 2009. V. 499. No 1. P. 14-17.
6. Ji Y.H., Park J.J., Kim W.J. Finite Element Analysis of Severe Deformation in Mg-3Al-1Zn Sheets through Differential-Speed Rolling with a High Speed Ratio // Materials Science and Engineering: A. 2007. V. 454. P. 570-574.
7. Kim W.J., Yoo S.J., Lee J.B. Microstructure and Mechanical Properties of Pure Ti Processed by High-Ratio Differential Speed Rolling at Room Temperature // Scripta Materialia. 2010. V. 62. No 7. P. 451-454.
8. Li Y.H., Park J.J., Kim W.J. Finite element analysis of severe deformation in Mg-3Al-1Zn sheets through differential-speed rolling with a high speed ratio // Materials Science and Engineering: A. 2007. V. 454. P. 570-574.
9. Анализ силовых параметров процесса асимметричной листовой прокатки алюминиевого сплава 5083 в условиях сверхвысоких сдвиговых деформаций / Песин А.М., Пустовойтов Д.О., Вафин Р.К. // Металлургия: технологии, инновации, качество. Часть 2. Труды XIX Международной научно-практической конференции. 2015. С. 160-167.
10. Развитие теории и технологии процесса асимметричной тонколистовой прокатки как метода интенсивной пластической деформации: монография / Песин А.М., Пустовойтов Д.О., Свердлик М.К. Магнитогорск: ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова», 2017. 151 с.

Information about the paper in English

A. Pesin, D. Pustovoitov, T. Shveyova, A. Novoselov
Nosov Magnitogorsk State Technical University
Magnitogorsk, Russian Federation
E-mail: pesin@bk.ru
Received 28.10.2018

COMPUTER SIMULATION OF THE STRESS AND STRAIN STATE OF WORK ROLLS ON ASYMMETRICAL ROLLING MILL DUO 400

Abstract

The authors developed a procedure for computer simulation of the three-dimensional stress and strain state of the work roll material, using KOMPAS 3D and DEFORM 3D CAD/CAE systems. The procedure ensures the assessment of the work roll lifetime at a stage of designing their structure. The paper present calculations of the stress and strain state of 9Kh2 steel rolls used for pilot and experimental asymmetrical rolling mill duo 400 with a maximum allowed rolling force of 2500 kN and torques of 2×70 kNm. It is showed that to get a more accurate description of the stress and strain state of the work roll material during symmetrical or asymmetrical rolling, it is required to consider both acting loads: force P, acting on the work roll by rolled sheets (strips), and rotational torque Mrot, acting from a main drive.

Keywords: asymmetrical rolling, work roll, stress and strain state, simulation, CAD/CAE, finite-element method.

УДК 621.838.222

М.П. Шишкарев
ФГБОУ ВО «Донской государственный технический университет» (ДГТУ)
г. Ростов-на-Дону, Россия
E-mail: shishkarevm@mail.ru
Дата поступления 24.09.2018

ОЦЕНКА НАГРУЗОЧНОЙ СПОСОБНОСТИ АДАПТИВНОЙ ФРИКЦИОННОЙ МУФТЫ С КОМБИНИРОВАННОЙ ОБРАТНОЙ СВЯЗЬЮ

Аннотация

Показано, что базовый вариант адаптивной фрикционной муфты с комбинированной обратной связью превосходит базовый вариант адаптивной фрикционной муфты с одноконтурной отрицательной обратной связью по номинальной нагрузочной способности при одинаковом общем числе пар трения, других значениях параметров и точности срабатывания.

Ключевые слова: адаптивная фрикционная муфта, обратная связь, нагрузочная способность, точность срабатывания, фрикционная группа, коэффициент трения.

Введение

Адаптивная фрикционная муфта (АФМ) с комбинированной обратной связью (базовый вариант) имеет в своем составе дополнительную фрикционную группу (ДФГ), которая не охвачена отрицательной обратной связью, в отличие от основной фрикционной группы (ОФГ) [1, 2]. Благодаря наличию ДФГ повышается точность срабатывания АФМ, что обусловлено соответствующей закономерностью изменения распорной силы управляющего устройства (УУ) обратной связи, приближенной к аналогичной закономерности так называемой «идеальной» АФМ [3, 4].

Указанное преимущество АФМ с комбинированной обратной связью (базовый вариант) позволяет использовать ее в тяжело нагруженных механических приводах металлургического оборудования, условия эксплуатации которого приводят к колебаниям величины коэффициента трения между фрикционными элементами муфты. Повышенная точность срабатывания АФМ обеспечивает более высокую стабилизацию величины номинального вращающего момента в приводах оборудования и их работу в оптимальном режиме.

Исследования показали, что по отношению к АФМ (базовый вариант) [5], имеющей одну фрикционную группу, которая охвачена одноконтурной отрицательной обратной связью, точность срабатывания АФМ с комбинированной обратной связью (базовый вариант) выше при одинаковых значениях параметров [6, 7].

В качестве параметра, значение которого принимается одинаковым в сравниваемых АФМ, выбирается, в числе других, число пар трения фрикционной группы (АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью) и число пар трения ОФГ (АФМ с комбинированной обратной связью).

При этом условии АФМ с комбинированной обратной связью имеет общее число пар трения ОФГ и ДФГ, большее, чем у АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью, на число пар трения ДФГ.

В сложившейся практике расчета и проектирования базового варианта АФМ с комбинированной обратной связью обычно принимают z_1=1 (где z_1 – число пар трения ДФГ). Данное решение продиктовано тем, что с увеличением z_1 уменьшается максимальная величина коэффициента усиления (КУ) обратной связи, что приводит к снижению точности срабатывания муфты.

Таким образом, в сравниваемых вариантах АФМ при равенстве друг другу числа пар трения фрикционной группы (в АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью) и числа пар трения ОФГ (в АФМ с

комбинированной обратной связью) в последней общее число пар трения ОФГ и ДФГ будет больше на одну пару трения.

Несмотря на то, что пара трения ОФГ и пара трения ДФГ в АФМ с комбинированной обратной связью передают различные по величине предельные вращающие моменты, при сопоставлении АФМ принимаемое при исследовании условие равенства друг другу общего числа пар трения в муфтах обусловлено одинаковыми осевыми габаритами и приблизительно одинаковой массой объектов.

Задачей исследования в данной работе является изучение и сопоставление номинальной нагрузочной способности базовых вариантов АФМ при одинаковом общем числе пар трения.

Основная часть

Принципиальные схемы исследуемых объектов – указанных базовых вариантов АФМ – показаны соответственно на рисунках 1 и 2.

Муфты состоят из полумуфт 1 и 2, расположенных соосно одна другой. АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью содержит фрикционную группу, состоящую из дисков трения 3 и 4. Диски 3 связаны в окружном направлении со ступицей нажимного диска 5 и имеют возможность перемещаться относительно нее в осевом направлении. Диски 4 аналогичным способом связаны с барабаном полумуфты 2.

Нажимной диск 5 не имеет кинематической связи в окружном и осевом направлениях со ступицей полумуфты 1.

УУ обеих муфт выполнено в конструктивном отношении одинаковым и состоит из тел качения 6, которые размещены в скошенных гнездах, выполненных на обращенных друг к другу торцах нажимного диска и упорного диска 7, жестко закрепленного на ступице полумуфты 1 (рисунок 1 и рисунок 2, сечение А-А).

Нажимное устройство обеих муфт состоит из пружины 8, поставленной с начальным натяжением и передающей усилие через упорный подшипник 9.

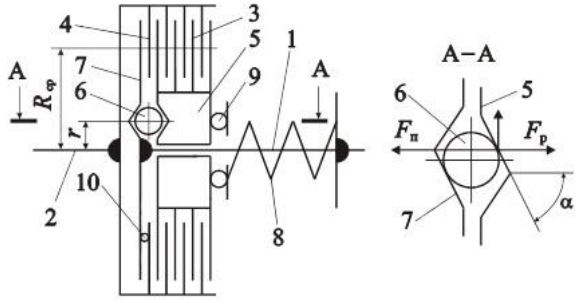


Рисунок 1. Принципиальная схема АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью

В АФМ с комбинированной обратной связью имеется ДФГ, которая состоит из дисков трения 10 и 11 (рисунок 2). Диск 10 жестко закреплен на ступице нажимного диска 5, а диск 11 связан в окружном направлении с барабаном полумуфты 2.

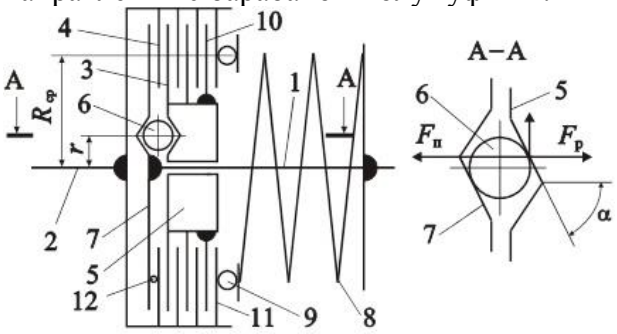


Рисунок 2. Принципиальная схема АФМ с комбинированной обратной связью

Как следует из рисунка 2, ДФГ расположена между нажимным диском 5 и замыкающей пружиной 8, следовательно, в процессе работы на ее пары трения отрицательная обратная связь не действует.

Формулы для вычисления величин предельных вращающих моментов АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и АФМ с комбинированной обратной связью приведены в работах [8, 9] и имеют соответственно следующий вид:

$$T_{п1} = zF_п R_{ср} \frac{f}{1+(z-z_2)Cf}; \qquad (1)$$

$$T_{п2} = F_п R_{ср} f \frac{z+z_1-Cf}{1+(z-z_2)Cf}, \qquad (2)$$

где z – число пар трения фрикционной группы АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и ОФГ АФМ с комбинированной обратной связью; $F_п$ – сила натяжения замыкающей пружины (группы

замыкающих пружин); $R_{ср}$ – средний радиус поверхностей трения фрикционных групп обоих вариантов АФМ; f – коэффициент трения между элементами пар трения фрикционных групп; z_1 – см. выше; C – коэффициент усиления (КУ) обратной связи:

$$C = \frac{R_{ср}}{r} \operatorname{tg}\alpha,$$

α – угол скоса боковых стенок гнезд под тела качения 6 (рисунок 1 и рисунок 2, сечение А-А); r – радиус окружности, на которой расположены тела качения 6 (рисунок 1 и рисунок 2); z_2 – число ведущих пар трения фрикционной группы АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и ОФГ АФМ с комбинированной обратной связью.

Из формул (1) и (2) и обозначений параметров в них следует, что конструктивно-компоновочные схемы фрикционной группы АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и ОФГ АФМ с комбинированной обратной связью выполнены по типу «ведущие пары трения – ведомые пары трения» (рисунок 1, 2, верхние относительно оси вращения муфты части рисунков).

Анализ формул (1) и (2) показывает, что общее число пар трения в вариантах АФМ неодинаково, поскольку в АФМ с комбинированной обратной связью учитываются пары трения z_1 ДФГ.

Наличие пар трения ДФГ в АФМ с комбинированной обратной связью увеличивает ее осевые габариты и величину номинального вращающего момента по сравнению с АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью. Очевидно, что данное обстоятельство послужило основанием для утверждения о более высокой номинальной нагрузочной способности АФМ с комбинированной обратной связью.

Для проведения корректного сопоставления номинальной нагрузочной способности АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и АФМ с комбинированной обратной связью примем в первой из них число пар трения фрикционной группы равным общему числу пар трения АФМ с комбинированной обратной связью. Тем самым становятся одинаковыми значения всех конструктивных параметров, сопоставляемых АФМ.

Общее число пар трения ОФГ и ДФГ в АФМ с комбинированной обратной связью равно $z + z_1$. В соответствии с этим запишем:

$$z_3 = z + z_1, \qquad (3)$$

где z_3 – в данном случае число пар трения фрикционной группы в АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью.

В рассматриваемом случае считаем, что правая часть в равенстве (3) характеризует количественные показатели параметров АФМ с комбинированной обратной связью.

Вполне очевидно, что согласно равенству (3) и при неизменном числе ведущих пар трения в АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью увеличится число ведомых пар трения, причем тем больше, чем больше значение z_1 в АФМ с комбинированной обратной связью.

Следовательно, в связи с тем, что общее число пар трения фрикционной группы в АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью увеличивается на z_1, запишем формулу для вычисления величины вращающего момента данной муфты с целью использования ее при сопоставлении номинальной нагрузочной способности муфт:

$$T'_{п1} = z_3 F_п R_{ср} \frac{f_{\min}}{1 + (z_3 - z_2) C f_{\min}}. \qquad (4)$$

Для АФМ с комбинированной обратной связью аналогичная формула, с учетом равенства (3), имеет следующий вид:

$$T'_{п2} = F_п R_{ср} f \frac{z_3 - C f_{\min}}{1 + (z - z_2) C f_{\min}}. \qquad (5)$$

Необходимо отметить, что в формулах (4) и (5) величина силы $F_п$ принимается (в результате расчета) с учетом коэффициента запаса, который используется при расчетах настроечного параметра предохранительных муфт любого типа [10].

Учитывая то обстоятельство, что АФМ с комбинированной обратной связью имеет в своем составе пары трения ДФГ, которые, в отличие от пар трения ОФГ, не охвачены отрицательной обратной связью

и не могут передавать больший вращающий момент, запишем следующее предполагаемое неравенство:

$$T_{п2}^{'} > T_{п1}^{'}. \qquad (6)$$

Используя в неравенстве (6) правые части формул (4) и (5), получаем следующее неравенство:

$$z_3^2 - \left(z - \frac{1}{m}\right) z_3 + \frac{z_2}{m} - 1 > 0, \qquad (7)$$

где m – относительная ширина интервала изменения коэффициента трения [11]:

$$m = \frac{f_{\max}}{f_{\min}},$$

$f_{\max}$ – максимальный коэффициент трения.

Решение квадратного неравенства относительно неизвестного z_3 имеет следующие корни:

$$(z_3)_{1,2} = \frac{z - 1/m \pm \sqrt{(z-1/m)^2 + 4(z_2/m - 1)}}{2}. \qquad (8)$$

Для определения множества решений, удовлетворяющих неравенству (7), необходимо установить знак дискриминанта корней (8). Полагая, что $D > 0$ (где D – дискриминант корней), получаем следующее неравенство:

$$\left(z - \frac{1}{m}\right)^2 + 4\left(\frac{z_2}{m} - 1\right) > 0. \qquad (9)$$

Преобразуя неравенство (9) к виду:

$$z^2 - 2\frac{z}{m} + \frac{1}{m^2} 4\left(\frac{z_2}{m} - 1\right) > 0,$$

и решая его, получаем:

$$z_{1,2} = \frac{1}{m} \pm 2\sqrt{1 - \frac{z_2}{m}}. \qquad (10)$$

Корни (10) содержат дискриминант D_1, который может принимать следующие значения в зависимости от соотношения параметров z_2 и m:

– $D_1 > 0$ при $z_2 < m$;

– $D_1 = 0$ при $z_2 = m$;

– $D_1 < 0$ при $z_2 > m$.

В соответствии с изложенным выше, множества решений, удовлетворяющих неравенству (9), имеют следующий вид:

– при $z_2 < m$:

$$z \in \left(-\infty; \frac{1}{m} + 2\sqrt{1 - \frac{z_2}{m}}\right) \cup \left(\frac{1}{m} - 2\sqrt{1 - \frac{z_2}{m}}; +\infty\right); \qquad (11)$$

– при $z_2 = m$:

$$z \in R; \qquad (12)$$

– при $z_2 > m$:

$$z \in (-\infty; +\infty). \qquad (13)$$

Множества решений (11) – (13) записаны при условии $a > 0$ (где a – постоянный коэффициент при неизвестном второй степени в квадратном неравенстве (9)).

Анализ множеств решений (11) – (13)

Во множестве решений (11), с учетом физической сущности параметра z, левая полуобласть может быть представлена в следующем виде:

$$0;\ \frac{1}{m} + 2\sqrt{1 - \frac{z_2}{m}}. \qquad (14)$$

График функции $A(z_2)$ (где A – правая часть выражения (14)) представлен на рисунке 3 кривой 1. График построен при $m = 8$ и показывает следующее:

– при увеличении параметра z_2 верхнее граничное значение левой полуобласти множества решений (11) уменьшается;

– при $8 > z_2 > 6$ верхнее граничное значение левой полуобласти множества решений (11) становится меньше единицы, т. е. реальных значений параметр z не имеет;

– при значениях $z_2 > 1$ параметр z также не имеет реальных значений, поскольку, согласно условию задачи, должно выполняться неравенство $z > z_2$, которое, в соответствии с данными графика, в рассматриваемом случае не выполняется;

– единственным действительным решением, принадлежащим левой полуобласти множества решений (11), является $z = 2$ при $z_2 = 1$.

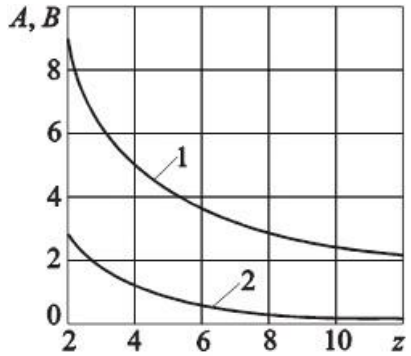


Рисунок 3. Графики зависимостей параметров A и B от числа пар трения

Поставим условие, при котором нижнее граничное значение в левой полуобласти множества решений (11) может быть положительным. Решение неравенства:

$$\frac{1}{m}-2\sqrt{1-\frac{z_2}{m}}>0$$

приводит к следующему результату:

$$z_2 > m-\frac{1}{4m}. \qquad (15)$$

При реальных значениях коэффициента m вычитаемое в правой части неравенства (15) пренебрежимо мало по сравнению с уменьшаемым. В связи с этим запишем следующее неравенство:

$$z_2 > m,$$

которое противоречит исходному условию задачи.

Таким образом, нижнее граничное значение во множестве решений (11) (правая полуобласть) отрицательное, вследствие чего данную полуобласть представим в следующем виде:

$$0;+\infty.$$

Следовательно, при условии $z_2 < m$ исходное неравенство (6) выполняется при любых значениях параметра z.

Множество решений (12) при указанном условии обеспечивает любое значение параметра z, при котором справедливо исходное неравенство (9).

Множество решений (13) удовлетворяет исходному неравенству (9) при любых значениях параметра z.

Таким образом, показано, что при любых значениях параметров z и z_2 ($z > z_2$) дискриминант корней (8) положительный.

На основании полученного результата и с учетом положительного знака постоянного коэффициента при неизвестном второй степени в неравенстве (7) запишем множество решений, удовлетворяющих этому неравенству:

$$z_3 \in \left(-\infty;\frac{z-1/m+\sqrt{(z-1/m)^2+4(z_2/m-1)}}{2}\right)\cup\left(\frac{z-1/m-\sqrt{(z-1/m)^2+4(z_2/m-1)}}{2};+\infty\right). \qquad (16)$$

Проанализируем множество решений (16). Верхнее граничное значение в левой полуобласти множества решений положительное и представляет собой действительное число в том случае, если $D \ge 0$ (D – см. выше).

Условие $D>0$ обосновано приведенным выше решением, согласно которому показано, что оно выполняется при любых значениях параметра z.

Условие $D=0$, как показывает график на рисунке 3, выполняется только при $z_2=1$ и соответствующей этому значению величине параметра $z=2$.

При $D=0$ левую полуобласть множества решений (16) запишем в виде:

$$\left(0;\frac{z-1/m}{2}\right). \qquad (17)$$

Согласно равенству (3) имеем $z_3 > z$, поэтому во множестве решений (17) отсутствуют те решения, которые удовлетворяют указанному неравенству параметров.

Правую полуобласть множества решений (16) представим в следующем виде:

$$\left(\frac{z-1/m}{2};+\infty\right). \qquad (18)$$

Множество решений (18) содержит значения параметра z_3, удовлетворяющие неравенствам (6) и (7).

При $D>0$ нижнее граничное значение в правой полуобласти множества решений (16) отрицательное, если выполняется условие $z_2 > m$, причем знак выражения в данном случае не зависит от значения z, которое должно превышать величину параметра z_2 (см. выше).

В этом случае квадратное неравенство (7) и условие (6) удовлетворяются при любых значениях параметра z_3.

Если подкоренное выражение в соотношении, представленном нижним граничным значением в правой полуобласти множества решений (16), равно нулю, то имеем

результат в виде соотношения (8).

Используя соотношения (3) и (8), имеем:

$$\left(\frac{z_3 - z_1 - 1/m}{2}; +\infty\right). \qquad (19)$$

Очевидно, что нижнее граничное значение во множестве решений (18) меньше, чем значение параметра z_3, поэтому любое значение этого параметра, принадлежащее данному множеству, удовлетворяет множеству решений (16).

Таким образом, аналитически доказана возможность выполнения исходного неравенства (6). Данный результат позволяет сформулировать следующий вывод: при одинаковых конструктивных параметрах обеих АФМ (базовые варианты) с дифференцированными парами трения соответственно фрикционной группы и ОФГ, в том числе при одинаковом числе пар трения АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и совокупном числе пар трения ОФГ и ДФГ АФМ с комбинированной обратной связью номинальная нагрузочная способность последней выше.

Нагрузочная способность АФМ с комбинированной обратной связью и со всеми ведущими парами трения ОФГ (базовый вариант)

Отличие данного варианта АФМ от рассмотренного выше варианта с дифференцированными парами трения ОФГ заключается в том, что УУ муфты передает полный вращающий момент [12]. Вследствие этого при одинаковой передаваемой полной нагрузке величина распорной силы в АФМ со всеми ведущими парами трения будет выше, чем в АФМ с дифференцированными парами трения ОФГ.

Принципиальная схема данного варианта АФМ показана на рисунке 2 (нижняя часть рисунка относительно оси вращения муфты). Превращение всех пар трения 3–4 в ведущие пары происходит благодаря установке упорного подшипника 12, расположенного между крайним левым диском трения 4 и упорным диском 7. В этом случае момент сил трения между элементами пары 4–7 невелик и практически вся нагрузка между полумуфтами 1 и 2 передается телами качения 6 УУ на нажимной диск 5 и пакет фрикционных дисков 3 и 4.

Для рассматриваемого конструктивного варианта АФМ формула (2) несколько изменяется и имеет следующий вид:

$$T_{\text{п}2} = F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f \frac{z + z_1 - Cf}{1 + zCf}. \qquad (20)$$

Для проведения корректного сопоставления нагрузочной номинальной способности и преобразования АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью в муфту со всеми ведущими парами трения в ее принципиальной схеме произведено аналогичное изменение. На рисунке 1 (нижняя часть рисунка относительно оси вращения муфты) это изменение отражено введением в конструкцию муфты упорного подшипника 10, расположенного, как и в АФМ с комбинированной обратной связью (см. выше), между крайним левым диском 4 и упорным диском 7.

Согласно изложенному выше, формула (1) имеет следующий вид:

$$T_{\text{п}1} = zF_{\text{п}} R_{\text{ср}} \frac{f}{1 + zCf}. \qquad (21)$$

Воспользовавшись заменой (3) и применяя принцип равенства друг другу числа пар трения фрикционной группы АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и общего числа пар трения ОФГ и ДФГ АФМ с комбинированной обратной связью (см. выше), запишем формулы (20) и (21) в следующем виде:

$$T_{\text{п}2} = F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f \frac{z_3 - Cf}{1 + zCf}, \qquad (22)$$

$$T_{\text{п}1} = z_3 F_{\text{п}} R_{\text{ср}} \frac{f}{1 + z_3 Cf}. \qquad (23)$$

Формулы (22) и (23) предусматривают равенство друг другу значений КУ.

Предполагая, как и выше, что $T_{\text{п}2} > T_{\text{п}1}$, и используя в данном неравенстве формулы (22) и (23), получаем:

$$z_1 > 1 + Cf. \qquad (24)$$

При выводе неравенства (24) использовано ранее поставленное условие (3).

Соотношение (24) показывает, что неравенство $T_{\text{п}2} > T_{\text{п}1}$ выполняется только при $z_1 > 1$.

В данном случае в формулах (22) и (23) следует принимать:

$$C = 1/(z_1 f_{\max}). \quad (25)$$

В работе [13] установлено, что в АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и со всеми ведущими парами трения отсутствует ограничение максимальной величины КУ по статическому режиму нагружения. При динамическом режиме нагружения, как показано в работе (14), величина динамического КУ может быть больше, чем 5÷6, если этому соответствует величина отношения коэффициента трения скольжения к коэффициенту трения покоя.

Анализ формул (22) и (23) показывает, что при увеличении КУ в АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью (23) до значения, равного

$$C_1 = \frac{n}{f_{\max}}, \quad (26)$$

и уменьшения КУ в АФМ с комбинированной обратной связью до значения, вычисляемого по соотношению (25), формулы (22) и (23) можно представить в следующем виде:

$$T_{п2} = F_п R_{ср} f \frac{z_3 - f/(z_1 f_{\max})}{1 + zf/(z_1 f_{\max})}, \quad (27)$$

$$T_{п1} = z_3 F_п R_{ср} \frac{f}{1 + z_3 nf / f_{\max}}. \quad (28)$$

Преобразуя формулы (27) и (28) и принимая во внимание предполагаемое неравенство между величинами вращающих моментов $T_{п1}$ и $T_{п2}$, имеем:

$$n < \frac{z_3(z_1 z_3 - z) - 1}{z_3 f} f_{\max}. \quad (29)$$

Согласно формуле (26), должно выполняться условие $n > 1$. Используя данное условие в неравенстве (29), получаем следующее неравенство:

$$\frac{z_3(z_1 z_3 - z) - 1}{z_3 f} f_{\max} > 1. \quad (30)$$

Запишем неравенство (30) в следующем виде:

$$z_1 z_3 - z > \frac{z_3 f}{f_{\max}} + 1. \quad (31)$$

Учитывая равенство (3), представим левую часть неравенства (31) в виде:

$$z(z_1 - 1) + z_1^2. \quad (32)$$

При любых значениях коэффициента трения, удовлетворяющих условию $f \le f_{\max} < 1$, и параметра $z_1 \ge 1$ многочлен (32) больше единицы. Правая часть неравенства (31) больше единицы при всех значениях коэффициента трения f.

Запишем правую часть неравенства (31) в следующем виде:

$$\frac{(z + z_1) f}{f_{\max}} + 1. \quad (33)$$

Многочлен (33) становится максимальным при условии $f = f_{\max}$. Для этого случая данное выражение запишем в виде:

$$z + z_1 + 1. \quad (34)$$

С учетом выражений (32) и (34) неравенство (31) запишем в виде:

$$z(z_1 - 1) + z_1^2 > z + z_1 + 1. \quad (35)$$

Определим, при каких значениях параметра z_1 выполняется неравенство (35). Запишем это неравенство в следующем виде:

$$z_1^2 + (z - 1) z_1 - (2z + 1) > 0. \quad (36)$$

Корни эквивалентного квадратного уравнения имеют вид:

$$(z_1)_{1,2} = \frac{-(z-1) \pm \sqrt{(z-1)^2 + 4(2z+1)}}{2}. \quad (37)$$

Учитывая положительный знак дискриминанта корней (37) и положительный коэффициент при неизвестном второй степени в неравенстве (36), множество решений, удовлетворяющих этому неравенству, имеет вид:

$$z_1 \in \left(-\infty; \frac{-\sqrt{(z+1)^2 + 4(z+1)} - (z-1)}{2} \right) \cup \left(\frac{\sqrt{(z+1)^2 + 4(z+1)} - (z-1)}{2}; +\infty \right). \quad (38)$$

Анализ множества решений (38) показывает, что его левая полуобласть содержит только отрицательные значения параметра z_1. В связи с этим, правая полуобласть множества решений (38) включает в себя все возможные значения параметра z_1, кроме минимального значения $z_1 = 1$, которое ограничивается ее нижним граничным значением.

Как показали расчеты, нижние граничные значения при различных величинах параметра z (от 2 до 12) заключены в интервале 1÷2, исключая значения 1 и 2.

Таким образом, неравенство (30) выполняется при значениях параметра $z_1 > 1$ и при любых значениях параметра z. Это означает, что для сохранения условия $T_{п2} > T_{п1}$ величина КУ АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и со всеми ведущими парами трения может быть повышена относительно ее предельной величины, характерной для АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и с дифференцированными парами трения (см. выше). Одновременно с этим для сохранения указанного условия в АФМ с комбинированной обратной связью со всеми ведущими парами трения ОФГ значение КУ может быть уменьшено в соответствии с его ограничением согласно соотношению (25).

Это возможно в том случае, когда по условиям эксплуатации от АФМ с комбинированной обратной связью не требуется более высокая, чем у АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью, точность срабатывания. В данном случае также предполагается, что уменьшение точности срабатывания АФМ с комбинированной обратной связью за счет уменьшения величины КУ приведет к дополнительному увеличению номинальной нагрузочной способности [15].

Оценка номинальной нагрузочной способности АФМ с комбинированной обратной связью при уменьшении ее точности срабатывания

Для определения величины КУ АФМ с комбинированной обратной связью, до которой необходимо ее уменьшить, чтобы уравнять точность срабатывания обоих вариантов АФМ, запишем выражения для вычисления значений коэффициентов точности [16, 17]:

– для АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью:

$$K_{т1} = \frac{f_{\max}(1 + z_3 C f_{\min})}{f_{\min}(1 + z_3 C f_{\max})}; \qquad (39)$$

– для АФМ с комбинированной обратной связью:

$$K_{т2} = \frac{f_{\max}(z_3 - C_1 f_{\max})(1 + z C_1 f_{\min})}{f_{\min}(z_3 - C_1 f_{\min})(1 + z C_1 f_{\max})}, \qquad (40)$$

где C, C_1 – КУ соответственно АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и АФМ с комбинированной обратной связью.

Выражения (39) и (40) записаны с учетом соответственно формул (23) и (22).

По условию задачи должно быть:

$$C \neq C_1, \qquad (41)$$

$$K_{т1} = K_{т2}. \qquad (42)$$

Учитывая выражения (41) и (42), подставим в последнее из них правые части выражений (39) и (40). При условии одинаковых значений параметров в выражениях (39) и (40) (кроме параметров C и C_1) приравняем друг другу их правые части.

Полученное уравнение второй степени относительно неизвестного члена C_1 (при условии, что значение параметра C известно) имеет корень, отвечающий физическому смыслу искомого неизвестного. Данный корень имеет следующий вид:

$$C_1 = \frac{\sqrt{[zz_3 + z_3 C(f_{\max} - f_{\min}) + 1]^2 + 4zz_3^2 C^2 f_{\min} f_{\max}} - [zz_3 + z_3 C(f_{\max} - f_{\min}) + 1]}{2zz_3 C f_{\min} f_{\max}}. \qquad (43)$$

При исходных данных z=6, z_3=7, $f_{\min}$=0,1 и $f_{\max}$=0,8 график функции (43) имеет вид, показанный на рисунке 4 кривой 1. Прямая 2 на этом рисунке отражает значение параметра C.

Анализ графиков на рисунке 4 показывает, что при ограничении максимального значения КУ АФМ с комбинированной обратной связью в форме (24) и равном для принятых исходных данных значении C_1=1,25, указанное условие выполняется при $C \leq 1{,}6$ (для АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и со всеми ведущими парами трения).

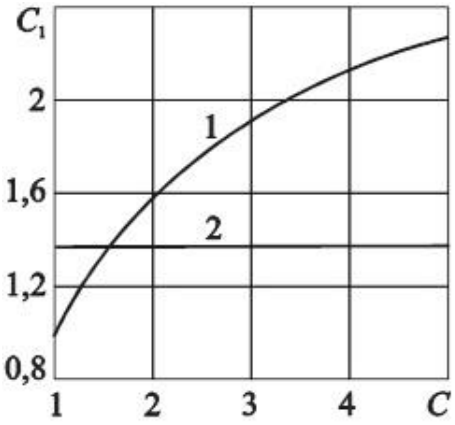


Рисунок 4. Зависимость КУ C_1 от C АФМ со всеми ведущими парами трения

При C>1,6 значение C_1 превышает указанное ограничение.

Кроме того, графики показывают, что при C <1,6 $C_1 < C$: это указывает на то, что для достижения равенства точности срабатывания обоих вариантов АФМ последняя должна иметь меньшее значение КУ.

Если конструктивно-компоновочные схемы фрикционной группы АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и ОФГ АФМ с комбинированной обратной связью выполнены по типу дифференцированных пар трения, выражения для вычисления значений коэффициентов точности муфт принимают следующий вид:

– для АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью:

$$K_{т1}^{'} = \frac{f_{\max}[1+(z_3-1)Cf_{\min}]}{f_{\min}[1+(z_3-1)Cf_{\max}]}; \qquad (44)$$

– для АФМ с комбинированной обратной связью:

$$K_{т2} = \frac{f_{\max}(z_3 - C_1 f_{\max})[1+(z-1)C_1 f_{\min}]}{f_{\min}(z_3 - C_1 f_{\min})[1+(z-1)C_1 f_{\max}]}. \qquad (45)$$

В выражениях (44) и (45) все условия, касающиеся соотношений между значениями параметров обоих вариантов АФМ, сохранены.

Используя примененный выше прием, получаем:

$$C_1 = \frac{\sqrt{[z_3(z-1)+(z_3-1)Cf_{\min}f_{\max}+1]^2 + 4z_3(z_3-1)C^2 f_{\min}f_{\max}} - [z_3(z-1)+(z_3-1)Cf_{\min}f_{\max}+1]}{2(z-1)(z_3-1)Cf_{\min}f_{\max}}. \qquad (46)$$

График зависимости $C_1(C)$, построенный по соотношению (46), приведен на рисунке 5 (кривая 1). График построен по тем же исходным данным, которые использованы при построении графика на рисунке 4.

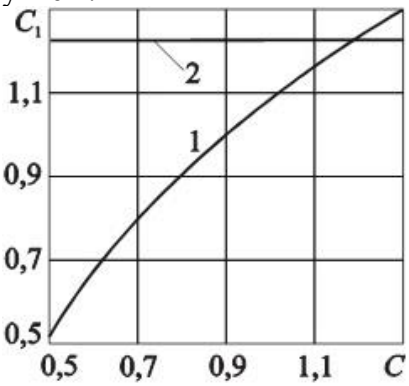


Рисунок 5. Зависимость КУ C_1 от C АФМ с дифференцированными парами трения

В соответствии с ограничениями, принимаемыми для АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и с дифференцированными парами трения в отношении максимальной величины КУ, было принято C =1,25.

Прямая 2 на рисунке 5, как и на рисунке 4, отражает величину параметра C.

Анализ графиков на рисунке 5 показывает, что общий интервал величин параметра C можно условно разделить на следующие две части:

– часть, расположенную слева от общей точки кривой 1 и прямой 2;

– часть, расположенную справа от упомянутой общей точки.

В первой части (C =0,5…1,14) выполняется неравенство $C < C_1$, во второй части (C =1,14…1,25) – неравенство $C > C_1$.

Следовательно, при всех значениях параметра C, принадлежащих первой части интервала, в АФМ с комбинированной обратной связью требуется более высокое значение параметра C_1 для того чтобы уравнять его точность срабатывания с точ-

ностью срабатывания АФМ, имеющей одноконтурную отрицательную обратную связь и дифференцированные пары трения фрикционной группы.

Наоборот, если величины параметра C принадлежат второй части интервала, в АФМ с комбинированной обратной связью достаточно некоторой величины параметра C_1, меньшей, чем величина C, для обеспечения равенства точности срабатывания данной муфты и АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью.

Поскольку нагрузочная способность обоих вариантов АФМ увеличивается с уменьшением КУ [18, 19], целесообразно использовать его значения, принадлежащие второй части интервала (рис. 5), причем наибольшие значения КУ, так как разность между значениями параметров C и C_1 возрастает по мере увеличения первого из них.

В рассматриваемом случае эффект прироста нагрузочной способности АФМ с комбинированной обратной связью будет выше.

Графики зависимостей $T_{п1}(C)$ и $T_{п2}(C_1)$ приведены на рисунке 6 (соответственно кривые 1 и 2). Графики построены соответственно по формулам (1) и (2). При построении графиков приняты следующие исходные данные: z=6, $F_п$=800 Н, $R_{ср}$=0,1 м, f=0,1, z_1=1, z_2=1.

Величины параметров C и C_1 соответствовали величинам второй части интервала на рисунке 5.

При построении графиков использованы следующие зависимости:

– для АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью – формула (4) с заменой параметра f_{min} на f;

– для АФМ с комбинированной обратной связью – формула (5) с заменой параметров f_{min} и C соответственно на f и C_1.

Анализ графиков, изображенных на рисунке 6, показывает, что номинальная нагрузочная способность АФМ с комбинированной обратной связью выше, чем АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью, при одинаковой точности срабатывания и при всех величинах параметра C и соответствующих им величинах параметра C_1.

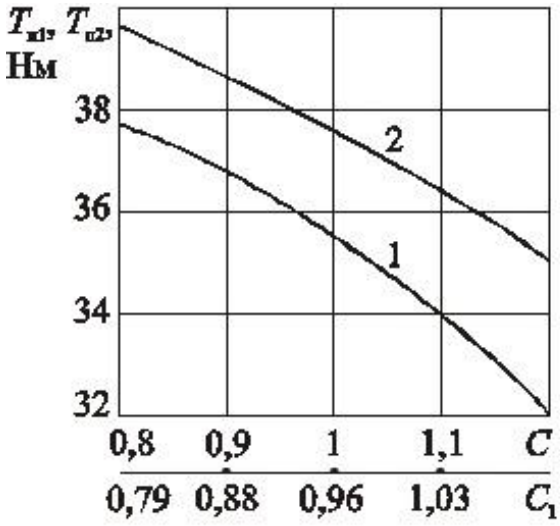


Рисунок 6. Графики зависимостей вращающих моментов АФМ от КУ

При минимальной величине C=0,8 номинальная нагрузочная способность для АФМ с комбинированной обратной связью выше на 4,8 %, при максимальной величине C=1,25 – на 8,8 %. При этом увеличение параметра C составляет 36 %, а увеличение параметра C_1 – 30,7 %.

Таким образом, наибольший эффект в отношении номинальной нагрузочной способности АФМ с комбинированной обратной связью по сравнению с АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью достигается при ее максимальной точности срабатывания.

Заключение

Теоретические исследования номинальной нагрузочной способности АФМ с комбинированной обратной связью (базовый вариант) позволяют сделать вывод о том, что не только при неодинаковом общем числе пар трения ее и АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью, но и при одинаковом числе пар трения номинальная нагрузочная способность АФМ с комбинированной обратной связью выше.

Таким образом, АФМ с комбинированной обратной связью (базовый вариант) обладает абсолютным преимуществом перед АФМ с одноконтурной отрицательной

обратной связью по совокупности эксплуатационных характеристик, таких как номинальная нагрузочная способность и точность срабатывания.

Результаты исследования могут быть использованы при выборе варианта АФМ для применения в механических приводах металлургического оборудования с заданным номинальным вращающим моментом и точностью срабатывания.

Выводы

1. Аналитическим способом подтверждено, что базовый вариант АФМ с комбинированной обратной связью превосходит базовый вариант АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью по номинальной нагрузочной способности при одинаковых общем числе пар трения и остальных значениях параметров.

2. Найдена зависимость для вычисления величины КУ АФМ с комбинированной обратной связью со всеми ведущими парами трения ОФГ, при которой точность срабатывания обоих вариантов АФМ одинакова. Величина КУ АФМ с комбинированной обратной связью в рассматриваемом случае меньше, чем величина КУ АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью.

3. Преимущество АФМ с комбинированной обратной связью с дифференцированными парами трения ОФГ по точности срабатывания в отношении АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью и с такой же компоновочной схемой фрикционной группы появляется только при величине КУ последней, превышающей некоторую наименьшую предельную величину.

4. При одинаковой с АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью точности срабатывания номинальная нагрузочная способность АФМ с комбинированной обратной связью выше при любой компоновочной схеме фрикционной группы и ОФГ соответственно.

5. Применение АФМ с комбинированной обратной связью обеспечивает наибольший эффект повышения номинальной нагрузочной способности по отношению к АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью при наибольшей точности срабатывания.

Библиографический список

1. Шишкарев М.П., Лущик А.А., Угленко А.Ю. Адаптивные фрикционные муфты второго поколения. Исследование, конструкции и расчет. Монография. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2013. – 236 с.
2. Шишкарев М.П. Улучшение эксплуатационных показателей адаптивных фрикционных муфт / ГОУ Рост. гос. акад. с-х. машиностроения, Ростов н/Д, 2008. – 148 с.
3. Математические модели адаптивного фрикционного контакта твердых тел 2-го поколения / Шишкарев М.П. // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XVIII Междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5 «Компьютерная поддержка производственных процессов» / Под общ. ред. В.С. Балакирева – Казань: изд-во Казанского гос. технол. ун-та, 2005. – С. 72–76.
4. Шишкарев М.П., Ву Тьен Зунг. Практическая точность срабатывания адаптивной фрикционной муфты с переменным значением коэффициента усиления // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2014. – № 3. – С. 3–7.
5. Шишкарев М.П., Фокин А.Е., Гавриленко М.Д. Исследование адаптивной фрикционной муфты с дифференцированными парами трения // Вестн. ДГТУ. – Т. 11. – № 1 (52). – С. 49–57.
6. Шишкарев М.П. Уточнение характеристики обратной связи адаптивных фрикционных муфт // Вестн. машиностроения. – 2005. – № 11. – С. 12–13.
7. Шишкарев М.П. Анализ переходного периода адаптивных фрикционных контактов в условиях положительного прироста коэффициента трения // Изв. вузов. Машиностроение. – 2000. – № 3. – С. 14–17.
8. Шишкарев М.П. Оптимизация коэффициента усиления адаптивных фрикционных муфт первого поколения с дифференцированными парами трения // Тракторы и сельхозмашины. – 2010. – № 4. – С. 36–39.

9. Шишкарев М.П. Особенности процесса срабатывания адаптивных фрикционных муфт // Вестн. машиностроения. – 2004. – № 4. – С. 3–7.
10. Математическая модель срабатывания адаптивных фрикционных муфт с учетом запаса сцепления / Шишкарев М.П. // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XVII Междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5 «Компьютерная поддержка производственных процессов» / Под общ. ред. В.С. Балакирева – Кострома: изд-во Костромского гос. технол. ун-та, 2004. – С. 140–144.
11. Математические модели высокой надежности адаптивных фрикционных муфт / Шишкарев М.П. // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XVI Междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5 «Компьютерная поддержка производственных процессов» / Под общ. ред. В.С. Балакирева / РГАСХМ ГОУ, Ростов н/Д, 2003. – С. 231–234.
12. Шишкарев М.П. Теоретические основы применения комбинированной обратной связи в адаптивных фрикционных муфтах // Вестн. машиностроения. – 2005. – № 7. – С. 16–19.
13. Шишкарев М.П. Повышение надежности адаптивных фрикционных муфт 1-го поколения // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2008. – № 4. – С. 6–9.
14. Шишкарев М.П., Чан Ван Дык. Исследование вариантов адаптивных фрикционных муфт второго поколения // Тракторы и сельхозмашины. – 2014. – № 9. – С. 42–45.
15. Шишкарев М.П., Угленко А.Ю. Модернизация адаптивной фрикционной муфты второго поколения // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2012. – № 10. – С. 3–7.
16. Шишкарев М.П. Вопросы теории адаптивного фрикционного контакта твердых тел // Изв. вузов. Машиностроение. – 1994. – № 4–6. – С. 43–47.
17. Шишкарев М.П. О функциях адаптивных предохранительных фрикционных муфт // Вестн. машиностроения. – 2006. – № 7. – С. 7–8.
18. Шишкарев М.П. Теоретические основы стабилизации выходного параметра адаптивного фрикционного контакта твердых тел // Изв. вузов. Машиностроение. – 2001. – № 2–3. – С. 17–23.
19. Шишкарев М.П. Синтез и анализ адаптивной фрикционной муфты со смешанной структурой обратной связи // Вестн. машиностроения. – 2004. – № 3. – С. 3–8.

Information about the paper in English

M.P. Shishkarev
Don State Technical University (DSTU),
Rostov-on-Don, Russian Federation
E-mail: shishkarevm@mail.ru
Received 24.09.2018

ASSESSING THE LOAD CAPACITY OF ADAPTIVE FRICTION COUPLINGS WITH COMBINED FEEDBACK

Abstract

It is shown that a basic option of adaptive friction couplings with combined feedback is better than a basic option of adaptive friction couplings with single-circuit negative feedback with regard to their nominal load capacity in case of equal total number of friction couples, other parameters, and operating accuracy.

Keywords: adaptive friction coupling, feedback, load capacity, operating accuracy, friction group, friction coefficient.

УДК 519.25 : 621.774.21-034.35' 5

М.З. Певзнер, С.П. Грачёв,
К.В. Иванов-Польский,
Е.А. Куимов, С.А. Смертин
ФГБОУ ВО «Вятский государственный университет (ВятГУ)»,
г. Киров, Россия
E-mail: mikhailpevzner@yandex.ru
Дата поступления 15.05.2018

О КАЧЕСТВЕ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ СВАРКИ ЛАТУННЫХ ТРУБ

Аннотация

Представлены результаты статистического анализа химического состава, структуры, параметров технологии и конечного качества 257 опытно-промышленных партий труб из сплава Л68, полученных непрерывной формовкой и высокочастотной сваркой. Установлен целый ряд факторов, уменьшающих негативное влияние на качество сварки неизменно присутствующей вредной примеси свинца. Предложено и опытным путём обосновано повышение качества сварки путём увеличения содержания в латуни кремния.

Ключевые слова: трубосварка, латунные трубы, высокочастотная сварка, трубная сварная заготовка, кремнистая латунь.

Введение

Способ производства труб, в частности, для теплообменных аппаратов [1], заключающийся в формовке ленточной заготовки в трубу, её продольной высокочастотной сварке и волочении до требуемого размера, разрабатывался отечественными и зарубежными специалистами [2-4]. Он характеризуется высокой эффективностью: меньшими удельными затратами энергии, высоким выходом годного, относительно низкими трудоёмкостью и себестоимостью в сравнении, например, с прессованием вследствие отсутствия пресс-остатка. Кроме того, использование в качестве заготовки ленты, как правило, обеспечивает выполнение достаточно жёстких регламентируемых требований к точности толщины стенки трубы (допуск на толщину составляет ~10 % от номинала). Однако необходимым условием качества готовых труб является высокое качество сварного шва, определяемое результатами испытаний на раздачу (до 20 %), сплющивание, герметичность и на разрыв [1]. Тогда последующая обработка (деформация волочением и отжиг), особенно многократная, приводит к полному исчезновению даже следов сварного шва. В противном случае неизбежны обрывы при волочении и нарушения сплошности.

При производстве таких труб из сплава Л68, содержащего, в частности, свинца не более 0,03 % и нерегламентируемые примеси с общим объёмом не более 0,3 % [6], на Кировском заводе ОЦМ (КЗОЦМ) в районе сварного шва периодически обнаруживался специфический вид брака – «поперечные трещины» [7] (рисунок 1), приводящий к значительным материальным потерям.

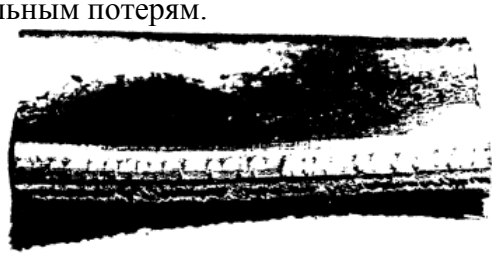


Рисунок 1. Дефект «поперечные трещины» на отрезке трубы, сваренной из ленты латуни Л68 толщиной 1,8 мм, после контрольного испытания на «сплющивание» по ГОСТ 8695-75

Целью настоящей работы было исследование влияния широкого комплекса факторов, в первую очередь, содержания примесей на трещинообразование при высокочастотной сварке, и определение наиболее

эффективного способа получения качественной трубной заготовки.

Ретроспективный обзор ранее проведённых работ

Явление образования поперечных трещин при высокочастотной трубосварке изучалось ещё в 80-е годы, когда впервые на отечественном оборудовании стала осваиваться продольная сварка латунной ленты с частотой >200 кгц [7, 8]. На основании гипотезы П.А. Ребиндера о снижении поверхностной энергии и разрыве межатомных связей в вершине трещины, заполненной расплавом [9], была разработана модель охрупчивания латуней [10]. Полагали, что причиной трещинообразования является наличие в ленточной заготовке примесей ряда металлов (в первую очередь железа и свинца [8, 10]), образующих эвтектику по границам зёрен. Проведённые впоследствии обширные исследования влияния железа и свинца на качество сварки[1] показали доминирующее негативное влияние легкоплавкого свинца [11, 12]. Вместе с тем отсутствие чёткой границы между содержанием свинца, приводящим и не приводящим к браку, рисунок 2, позволяло предполагать, что имеются и другие факторы, оказывающие влияние на качество, но не учитываемые в этих первоначальных исследованиях.

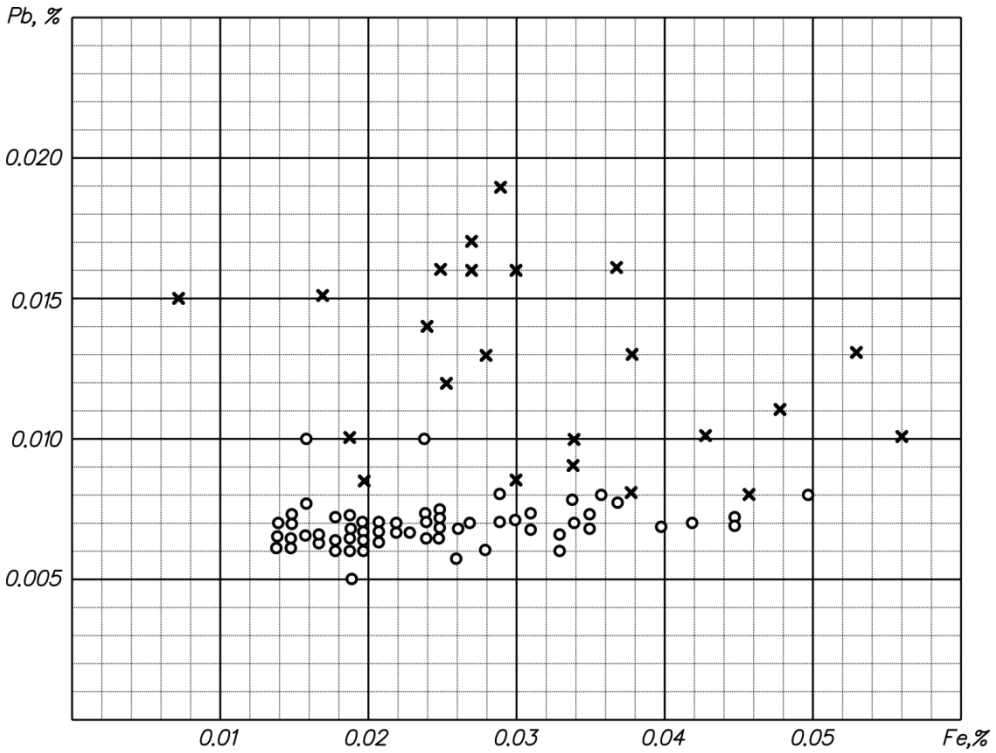


Рисунок 2. Содержание свинца (Pb) и железа (Fe) в сварной заготовке из латуни Л68 высокого качества (○) и имеющей поперечные трещины в зоне сварного шва (X)

В соответствии с теорией «межзёренного охрупчивания» [9, 10] было естественно предположить негативное влияние на качество сварки величины зерна. Действительно, с увеличением зерна площадь межзёренных границ уменьшается и, соответственно, увеличивается концентрация на них «вредоносных» примесей. В этом отношении следует отметить японские сплавы для сварных труб [13, 14], регламентирующие значительное количество фосфора (0,005-0,070 %), который обеспечивает после окончательного отжига мелкий размер зерна и, тем самым, стойкость к трещинообразованию.

Выполненное на КЗОЦМ обширное исследование совместного влияния на качество сварки содержания свинца и величины

[1] В работе принимали участие Филиппов А.А., Русакова В.А., Куликова Е.М. и др.

зерна позволило определить условие предотвращения трещинообразования [7], на котором был основан способ термической обработки ленты из латуни Л68 [15]:

$$\mu \le 0{,}30/(Pb - 0{,}005) \quad (1)$$

где μ - величина зерна, мкм; Pb - содержание Pb, %.

Для внедрения способа в условиях промышленного производства при плавке латуни Л68 отбиралась литая проба, по результатам анализа которой[2] определялось направление дальнейшей обработки конкретной партии металла («превентивный контроль» [16]). В случае выполнения ограничения Pb ≤ 0,007 % латунь направлялась на производство трубной заготовки – такое содержание свинца позволяло при садочном отжиге предназначенной для сварки ленты свободно получать величину зерна (μ ≤ 150 мкм), удовлетворяющую условию (1). При невыполнении данного условия из этого металла изготавливались листы и ленты другого назначения. Введение более жёстких по сравнению с имеющимися (в ГОСТ 15527-2004 – 0,03 %) ограничениями на содержание примесей в латуни, предназначенной для трубосварки, позволило в условиях того времени избежать трещинообразования [7, 15]. Использование способа позволило получить на КЗОЦМ годовую экономию в размере 68704034,8 руб.[3] по курсу 1994 года.

С течением времени цены на качественную шихту (ранее часто использовались чистые медь и цинк) неизмеримо возросли, и при плавке латуни Л68 в качестве шихты стали использоваться латунные лома и отходы собственного производства. Ранее используемое ограничение по содержанию свинца оказалось невыполнимым, а попытки увеличения его допустимого содержания за счёт более жёсткого ограничения величины зерна и выполнения тем самым условия (1) давали сбои (при садочном отжиге садки массой 16-17 т нужную величину зерна не всегда удавалось получить). В результате поперечные трещины вновь стали частым явлением заводской практики и возникла необходимость разработки иных способов их предотвращения.

Статистический анализ влияния состава латуни и технологических факторов на образование трещин[4] включал совместное исследование состава и качества 115 промышленных партий трубной заготовки, изготовленных по различным технологиям. Варьировались:

- количество переходов при холодной прокатке ленточной заготовки (к = 2 или к = 1, иначе – наличие или отсутствие промежуточного отжига);

- толщина свариваемой ленты h = 1,4; 1,8; 2,0; 2,2 мм;

- величина зерна в микроструктуре образца сваренной трубы μ = 25-170 мкм;

- частота γ = 250; 440 кгц;

- содержание в трубах каждой партии тех примесей (Pb, Mn, Fe, Ni в тыс. долях %), которые по нашему на тот момент представлению и данным [5, 7] могут оказывать наибольшее влияние на качество сварки, оцениваемое по пятибалльной шкале.

Полученные результаты линейного регрессионного анализа программы Excel [14], табл. 1, показывали достоверность линейной регрессионной модели связи (достаточно низкое значение «Значимость F», преобладание MS(р) над MS(о)). На основании представлений [15], что с увеличением t-статистики Стъюдента и, соответственно, уменьшением Р-значения вероятностей достоверность полученных коэффициентов регрессии увеличивается, по результатам анализа были сделаны заключения:

- из всех рассмотренных факторов положительное влияние на качество сварки оказывает увеличение содержания марганца и прокатка за 2 перехода (k = 2) взамен одного;

- безусловно, сильнейшее негативное влияние на качество сварки оказывает увеличение содержания свинца, а также повышение частоты и толщины свариваемой ленты.

[2] В работе принимала участие Прозорова Г.В.

3 В работе принимал участие Лужбин А.С.

4 В работе принимали участие Михалёв В.М., Прозорова Г.В., Поляев С.Н., Филиппов А.А., Надёжкин М.П.

Таблица 1

Итоги линейного множественного регрессионного анализа влияния исследуемых факторов на качество сварки 115 опытно-промышленных партий

Регрессионная статистика			
R (коэфф. множественной корреляции)	R-квадрат (коэфф. детерминации)	Нормированный R-квадрат	Стандартная ошибка
0,67	0,45	0,41	1,36

ANOVA (таблица дисперсионного анализа)				
Источник вариации	df (число степ. свободы.)	SS (сумма квадратов)	MS (=SS/df)	Значимость F
Обусловленный регрессией (р)	8	158,1	19,76	5,3E-11
Относит. регрессии (остаток (о))	106	194,3	1,83	
Итого	114	352,3		

Результаты расчёта коэффициентов регрессии						
Исследуемые параметры	Коэфф. регрессии	Стандартная ошибка	t-статистика (Стьюдента, для среднего)	Р- значение	Нижние и верхние границы коэфф. для доверит. вероят-ти 95%	
Y-пересечение	10,01	1,98	5,05	1,9E-06	6,1	13,9
Pb	-0,27	0,049	-5,54	2,2E-07	-0,368	-0,174
Mn	0,103	0,028	3,7	0,00034	0,048	0,159
Fe	-0,0011	0,015	-0,075	0,941	-0,031	0,029
Ni	-0,0144	0,0075	-1,92	0,057	-0,029	0,00045
γ	-0,0067	0,0021	-3,237	0,0016	-0,011	-0,0026
к	0,87	0,32	2,75	0,007	0,244	1,498
h	-2,37	0,775	-3,06	0,0028	-3,91	-0,84
μ	-0,0057	0,0039	-1,46	0,146	-0,014	0,00203

Таким образом, в результате промышленных исследований широкого комплекса факторов впервые статистически показано, что наряду с примесями, способствующими трещинообразованию, имеются элементы (марганец), препятствующие этому явлению. Опытные работы по модифицированию серийных слитков латуни Л68 марганцем дали положительные результаты – все партии трубной заготовки, содержащие свинец не более 0,011 % (действующее на тот момент ограничение) имели сварной шов высокого качества. Для подтверждения эффективности модифицирования Mn и с целью расширить это ограничение до 0,02 % при плавке слитков Л68 специально добавляли Pb. Но при содержании Pb больше 0,011 % достаточно высокого качества сварки достигнуть не удалось. (Возможно, это обусловлено неверным подбором соотношения Pb - Mn, сделанным без учёта нахождения этих элементов в расплаве болота печи относительно их соотношения в конкретно используемой шихте и способности Mn к участию в шлакообразовании.)

Исследование влияния кремния на качество трубосварки

С течением времени использование в качестве шихты отходов собственного производства и привозных ломов постепенно ухудшающегося качества естественным образом увеличивает содержание в шихте

примесей. Долго действующее ограничение для трубной латуни Pb < 0,011 % уже перестало удовлетворять потребности производственного планирования. Возникла потребность увеличения допустимого содержания Pb в трубах до 0,02 %.

Представление о возможности эффективного использования кремния для повышения качества сварки возникло при выполнении специального заказа по производству труб из сплава Л68 с содержанием кремния, выходящим за пределы, устанавливаемые ГОСТ [6] для общего количества нерегламентируемых примесей. Было обнаружено, что в этих трубах нет трещин даже при содержании свинца, критическом для обычно производящихся труб[5]. На основании этих результатов и представлений о наличии элементов, имеющих энергию связи с границами бóльшую, чем свинец, но, в отличие от последнего, не снижающих поверхностную энергию и прочность [9, 10], нами предпринято широкое промышленное исследование путём модифицирования кремнием всей трубной заготовки[6]. При этом уже установленному влиянию ряда факторов (содержанию марганца, частоте, на которой работает трубосварочный агрегат, толщине ленты и количеству переходов при её производстве) не уделялось существенного внимания. Они не варьировались вообще (частота) или варьировались мало (толщина, количество переходов). Стояла задача в первую очередь исследовать влияние на качество сварки свинца и кремния.

Методическая часть

При плавке латуни Л68 в печах ИЛК-1.6 в качестве одного из компонентов шихты в части плавок использовали лома из кремнийсодержащего сплава (ЛК75-0,5) или вводили в расплав чистый кремний. Предварительно содержание химических элементов в сплаве контролировали спектральным «экспресс-анализом» литой пробы[7]. Слитки размером 180х600х1500 мм, различающиеся по химическому составу, не разграничивали, как ранее, превентивным контролем [16] по максимально допустимому для трубного производства содержанию свинца. Их нагревали с использованием природного газа в проходной методической печи в течение 3,5 часов при температуре, уменьшающейся по зонам печи с 980 до 920^{O}C, в результате чего температура слитка на выходе составляла 800±20^{O}C, и прокатывали на реверсивном 2-валковом стане по схеме: 180-157-125-97-73-53-37-24-15-9-(5,5….7,0) мм со свёрткой в рулон. Холодную прокатку осуществляли на 3-клетевом стане Тандем-1000 в 2 прохода до промежуточного размера 3,2 мм, а затем - до конечного размера (1,4…1,6) мм, причём бóльшую часть партий ленты отжигали в размере 3,2 мм (холодная прокатка в 2 перехода). Отжиги выполняли в печах СГЗ10.56: промежуточный, в размере 3,2 мм, - по режиму 620±10^{O}C, 5 часов, а окончательный, в размере (1,4…1,6) мм, - по режиму 600±10 ^{O}C, 4 часа.

Формовку и высокочастотную сварку труб ∅27х1,4(1,6) мм проводили на трубоэлектросварочном агрегате ТЭСА 15-50 по режиму: скорость 60 м/мин, частота 440 кГц (неблагоприятная для качества, см. табл. 1), напряжение и ток на аноде 10 кV, 16А. Непосредственно после сварки производили отбор образцов 142 партий труб для исследования микроструктуры[8], окончательного контроля химического состава спектральным анализом и испытания на сплющивание по ГОСТ 8695-75. Дальнейшая обработка труб заключалась в волочении до конечного размера и окончательном отжиге в проходной печи, после чего следовало испытание готовых труб на герметичность под давлением на гидростенде. Экспертную оценку качества производили совместно несколько специалистов, основываясь на собственных визуальных осмотрах шва после испытания на сплющивание и следующих базовых представлениях: 1 - трещины обнаруживаются сразу после сварки и последующего сплющивания; 2 - дефекты обнаруживаются только на гид-

[5] В работе участвовала Попова Н.С.
[6] В работе участвовали Зырянов А.В., Колесников Н.Г., Попова Н.С., Русакова В.А., Никалёва В.Н., Михалёва Л.К.
[7] В работе участвовала Харитонова И.В.
[8] В работе участвовала Машинина Л.В.

ростенде; 3 - идеальный шов. Для обработки полученных данных использовали опции программы Excel [17].

Исходные данные, используемые для множественного регрессионного анализа, представлены в таблице 2. Как видно из результатов статистического анализа влияния пяти рассматриваемых факторов (табл. 3), в отличие от предыдущего исследования (см. табл. 1) минимально-достоверное влияние оказывают толщина и количество переходов при холодной прокатке (низкие значения t-статистики Стьюдента и высокие P-Значения). Это объясняется минимальным варьированием этих параметров в настоящем исследовании (см. табл. 2). В то же время видно чрезвычайно достоверное положительное влияние кремния и весьма достоверное негативное влияние свинца (P-Значения, соответственно, 3,6E-12 и 0,027).

Таблица 2

Параметры технологии (h, k) и результаты контроля структуры (μ), содержания свинца и кремния, а также экспертной оценки качества 142 опытно-промышленных партий труб

h, мм	k	μ, мкм	Pb (0,001 %)	Si (0,001 %)	Оценка качества
1,4	2	50	15	480	5
1,4	2	40	21	130	5
1,4	2	45	17	22	3
1,6	2	40	11	4	1
1,4	2	40	11	400	5
1,4	2	50	20	190	5
1,4	2	50	12	370	5
1,4	2	45	20	450	5
1,4	2	40	14	330	5
1,4	2	40	11	6	3
1,4	2	40	14	170	5
1,4	2	45	11	5,5	3
1,4	2	55	9	7	3
1,4	2	40	12	400	5
1,4	2	45	18	100	5
1,4	2	55	14	3	2
1,4	2	32	14	7	2
1,4	2	35	23	28	2
1,4	2	35	15	52	2
1,4	2	27	17	10	2
1,4	2	27	15	27	2
1,4	2	50	13	7	2
1,4	2	35	20	82	2
1,4	2	50	16	8	2
1,4	2	35	15	4	2
1,4	2	70	18	4	2
1,4	2	40	13	51	2
1,4	2	80	16	4	2
1,4	2	40	18	4	2
1,4	2	50	12	3	2
1,4	2	46	16	73	5
1,4	2	50	12	120	5
1,4	2	55	14	51	5
1,4	2	40	13	50	5
1,4	2	40	12	77	5
1,4	2	50	12	83	5
1,4	2	50	14	50	5
1,4	2	40	20	270	5
1,4	2	45	15	210	5
1,4	2	50	16	150	5
1,4	2	32	12	45	5
1,4	2	17	12	280	5
1,4	2	27	12	230	5
1,4	2	20	16	240	5
1,4	2	27	16	70	5
1,4	2	25	14	100	5
1,4	2	32	13	250	5
1,4	2	32	14	74	5
1,4	2	50	20	210	5
1,4	2	27	18	76	5
1,4	2	30	15	400	5
1,4	2	35	15	70	5
1,4	2	27	17	380	5
1,4	2	27	16	130	5
1,4	2	50	14	130	5
1,4	2	50	17	130	5
1,4	1	35	12	220	5
1,4	2	35	12	47	5
1,4	1	25	14	180	5
1,4	1	15	14	260	5
1,4	1	35	14	240	5
1,4	1	50	17	210	5
1,4	1	25	14	290	5
1,4	1	27	15	250	5
1,4	1	32	15	320	5
1,4	1	35	16	280	5
1,4	2	35	14	76	5
1,4	2	35	14	62	5
1,4	2	35	12	66	5
1,4	2	32	25	290	5
1,4	2	25	14	260	5
1,4	2	30	12	330	5
1,4	2	27	14	410	5
1,4	2	30	13	240	5
1,4	2	26	14	171	5
1,4	2	28	7	4	5
1,6	2	30	6	5	5
1,4	2	50	15	480	5
1,4	2	40	21	130	5
1,4	2	45	17	22	3
1,4	2	55	14	3	2
1,4	2	32	14	7	2
1,4	2	35	23	28	2
1,4	2	35	15	52	2
1,4	2	27	17	10	2
1,4	2	27	15	27	2
1,4	2	50	13	7	2
1,4	2	35	20	82	2
1,4	2	50	16	8	2
1,4	2	35	15	4	2
1,4	2	70	18	4	2
1,4	2	40	13	51	2
1,4	2	80	16	4	2
1,4	2	40	18	4	2
1,4	2	50	12	3	2
1,4	2	46	16	73	5
1,4	2	50	12	120	5
1,4	2	55	14	51	5
1,4	2	40	13	50	5
1,4	2	40	12	77	5
1,4	2	50	12	83	5
1,4	2	50	14	50	5
1,4	2	40	20	270	5
1,4	2	45	15	210	5
1,4	2	50	16	150	5
1,4	2	32	12	45	5

					Продолжение таблицы 2
1,4	2	17	12	280	5
1,4	2	27	12	230	5
1,4	2	20	16	240	5
1,4	2	27	16	70	5
1,4	2	25	14	100	5
1,4	2	32	13	250	5
1,4	2	32	14	74	5
1,4	2	50	20	210	5
1,4	2	27	18	76	5
1,4	2	30	15	400	5
1,4	2	35	15	70	5
1,4	2	27	17	380	5
1,4	2	27	16	130	5
1,4	2	50	14	130	5
1,4	2	50	17	130	5
1,4	1	35	12	220	5
1,4	2	35	12	47	5
					Продолжение таблицы 2

1,4	1	25	14	180	5
1,4	1	15	14	260	5
1,4	1	35	14	240	5
1,4	1	50	17	210	5
1,4	1	25	14	290	5
1,4	1	27	15	250	5
1,4	1	32	15	320	5
1,6	1	35	16	280	5
1,6	2	35	14	76	5
1,6	2	35	14	62	5
1,4	2	35	12	66	5
1,4	2	32	25	290	5
1,4	2	25	14	260	5
1,4	2	30	12	330	5
1,4	2	27	14	410	5
1,4	2	30	13	240	5
1,4	2	26	14	171	5
1,4	1	110	25	115	2
1,4	2	130	26	132	3

Таблица 3

Итоги линейного множественного регрессионного анализа влияния кремния, свинца, величины зерна и технологических факторов на качество сварки 142 опытно-промышленных партий труб

Регрессионная статистика			
R (коэфф. множественной корреляции)	R-квадрат (коэфф. детерминации)	Нормированный R-квадрат	Стандартная ошибка
0,631	0,399	0,377	1,020

ANOVA (таблица дисперсионного анализа)				
Источник вариации	df (число степ. свободы.)	SS (сумма квадратов)	MS (=SS/df)	Значимость F
Обусловленный регрессией (p)	5	93,8	18,76	1,08E-13
Относит. регрессии (остаток (o))	136	141,5	1,04	
Итого	141	235,3		

Результаты расчёта коэффициентов регрессии						
Исследуемые параметры	Коэфф. регрессии	Стандартная ошибка	t-статистика (Стьюдента, для среднего)	P- Значение	Нижние и верхние границы коэфф. для доверит. вероятности 95%	
Y-пересечение	4,27	3,51	1,22	0,23	-2,67	11,21
Pb	-0,064	0,029	-2,24	0,027	-0,121	-0,0076
Si	0,0056	0,00074	7,634	3,6E-12	0,0042	0,0071
к	-0,029	0,264	-0,109	0,913	-0,55	0,493
h	0,44	2,369	0,184	0,854	-4,25	5,12
μ	-0,012	0,0063	-1,89	0,061	-0,024	0,00054

Таблица 4

Итоги линейного регрессионного анализа влияния величины зерна μ, а также содержания свинца и кремния в 0,001 масс. % на качество сварки 142 партий труб

R	R^2	R^2_H	Стандартная ошибка	Наблюдения
0,63	0,4	0,39	1,01	142

Источник вариации	df	SS	MS (=SS/df)	Отношение дисперсий F	Значимость F
Регрессия (р)	3	93,7	31,3	30,5	3,5E-15
Остаток (о)	138	141,6	1,03		
Итого	141	235,3			

Исследуемые параметры	Коэффициент регрессии	Стандартная ошибка	t	P-Значение	Нижние и верхние границы коэффициентов для доверительной вероятности 95%	
Y-пересечение	4,84	0,43	11,28	2,5E-21	4	5,7
μ, мкм	-0,012	0,0062	-1,91	0,057	-0,024	0,0004
Pb	-0,065	0,028	-2,3	0,023	-0,12	-0,0093
Si	0,0057	0,0007	8,06	3,2E-13	0,0043	0,0071

С целью повышения достоверности модели и коэффициентов регрессии предлагается 18 исключение малозначимых факторов. Действительно, при исключении к и h повышается достоверность всей модели в целом («Значимость F» уменьшается почти на два порядка), а также точность определения и достоверность свободного члена регрессии (стандартная ошибка уменьшилась в ~9 раз, t-статистика увеличилась в ~9 раз, а P- Значение уменьшилась на ~ 20 порядков). Значения коэффициентов Стьюдента и P – вероятности и сами коэффициенты регрессии трёх рассматриваемых здесь факторов изменились несущественно. Для всех вариантов регрессионного анализа (см. табл. 3 и 4) максимальное значение t-статистики и минимальное P - Значение, отвечающие доверительной вероятности большей 99,999 %, получены для регрессии по кремнию.

Способ производства ленты из сплава Л68, предназначенной для трубосварки [19], основанный на модификации латуни кремнием (не менее 0,1 %), частично блокирующим вредное действие свинца, позволяет повысить допустимое содержание свинца до 0,02 % при величине зерна микроструктуры свариваемой ленты не более 100 мкм. При его использовании на КЗОЦМ годовая экономия составила 374386 руб. по курсу 2000-ых гг., из них 52 % - по литейному производству за счёт экономии материалов.

Заметим, что кремний известен как примесь, входящая в твердый раствор, под действием которой улучшаются процессы пайки и сварки латуней [20], и что для лучшей свариваемости латуней часто сварку ведут с помощью присадочного материала из сплава Cu+3%Si [20]. Но использование присадки кремния для высокоскоростной непрерывной сварки, при которой все процессы нагрева и охлаждения в структуре сплава далеко не соответствуют процессам в статическом состоянии, было предложено впервые. Так, например, несмотря на свойственный кремнию самый высокий коэффициент Гийе [20, 21] нет оснований полагать, что структура сплава из однофазной перейдёт в двухфазную не только при содержании кремния 0,1 масс. %, но и при значительно бóльших его значениях, что подтверждают исследования структуры. Поэтому в нашем случае кремний, находясь в свободном состоянии, выполняет функцию, определяемую именно способом [19].

Опыт показал, что при плавке латуни Л68, предназначенной для трубного производства, идеальным компонентом шихты являются лома из кремнийсодержащих сплавов типа ЛК, как правило, более чистых по примесям по сравнению, например, с латунью Л68. Использование их при плавке позволяет уменьшить общую сумму примесей в сплаве и предотвратить превышение её допустимого значения на последующих переделах.

Дальнейшее повышение допустимого содержания свинца возможно путём ограничения величины зерна [7]. Известно, что в результате высокоскоростных [22], в частности, непрерывных отжигов образуется мелкозернистая структура [23]. Как

следует из (1) [7], размер зерна < 20 мкм вполне достаточен, чтобы предотвратить трещинообразование, и наиболее быстрый отжиг проката нагревом в поперечном поле такую величину зерна, а значит, качество сварки вполне может гарантировать. Действительно, при индукционном отжиге латуни Л68 с последующим производством из неё труб образование поперечных трещин не отмечалось [24].

Заключение

1. Установлено, что целый ряд факторов (увеличение частоты индуктора, толщины свариваемой ленты, размера зёрен в её микроструктуре и увеличение содержания в ленте примесей ряда элементов, в особенности, свинца) способствуют образованию поперечных трещин. И, с другой стороны, введение промежуточного отжига при холодной прокатке и увеличение содержания в ленточной заготовке других примесей, в частности, марганца и особенно кремния препятствуют образованию трещин.

2. Разработанный и внедрённый способ превентивного контроля качества, основанный на отборе плавок, предназначенных для целенаправленной переработки в трубную заготовку по результатам контроля литой пробы, в современных производственно-экономических условиях не может широко использоваться.

3. Разработанный способ модификации сплава кремнием может быть мощным инструментом расширения допустимого содержания свинца и повышения качества сварных труб.

4. Сочетание модифицирующих добавок и непрерывного отжига ленточной заготовки гарантирует качество сварки при максимально допустимом содержании свинца.

Библиографический список

1. ГОСТ 21646-2003. Трубы медные и латунные для теплообменных аппаратов. Технические условия. – Минск, Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации, 2004. – 15 с.
2. Рымов, В.А. Совершенствование производства сварных труб / В.А. Рымов, П.И. Полухин, И.Н. Потапов. - М. : Металлургия, 1983. - 313 с.
3. Tomlinson, P. Tube welding by induction / P. Tomlinson // Tube Int. - 1989. - V. 8. - № 6. - P. 307-310.
4. Kazano, W. Copper and brass tubes from strip / W. Kazano, B. Beszak, A. Karbownik // Tube Int. – 1989. – V. 8. – № 2. – P. 90-92, 94.
5. Пат. 4916853 США, МКИ 4 В 23 К 31/06; НКИ 228/147. Способ производства сварных труб / Matsut Shigetomo, Hasegawa Hisao. - Заявл. 30.06.87, № 68183; Опубл. 17.04.90.
6. ГОСТ 15527-2004. Сплавы медно-цинковые (латуни), обрабатываемые давлением. Марки. – Минск, Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации, 2004. – 9 с.
7. Кожин, В.Д. Предотвращение трещинообразования при трубосварке на Кировском заводе ОЦМ / В.Д. Кожин, Л.Ю. Лужбина, М.З. Певзнер // Цветные металлы. - 1990. - № 12. - С. 83-84.
8. Устранение растрескивания латуни при высокочастотной сварке труб / Ю.Ф. Шевакин, Б.Н. Ефремов, Л.Н. Пинус, Ю.К. Дозорцев // Цветные металлы. - 1989. - № 12. - С.81-84.
9. Попович, В.В. Механизмы жидкометаллического охрупчивания / В.В. Попович // ФХММ. – 1979. - Т. 15. - № 5. - С. 11-18.
10. Ефремов, Б.Н. Структурные причины высокотемпературного разрушения свинцовых латуней / Б.Н. Ефремов, Е.В. Юшина, С.Н. Платова, С.Д. Васильев, М.И. Лаврентьев // Изв. вузов. Цветная металлургия. - 1988. - № 4. - С. 101-104.
11. Певзнер, М.З. Анализ влияния технологических факторов на образование трещин при сварке латунных труб / М.З. Певзнер // Известия ВУЗов. Цветная металлургия. – 2005. - № 2. – С. 71-75.
12. Певзнер, М.З. Разработка технологий производства ленты латуни Л68, стойкой к образованию поперечных трещин при трубосварке / М.З. Певзнер // Производство проката. – 2013. - № 10. - С. 17-25.

13. Заявка 59-126742, Япония, МКИ С 22 С 9/04. Медный сплав для сварных труб / Каваути Сусуму, Цудзи Масахиро, Ямамото Митиаки, Нисикава Киёаки. - Заявлено 07.01.83, № 58-474; опубл. 21.07.84.
14. Заявка 59-126743, Япония, МКИ С 22 С 9/04. Медный сплав для сварных труб / Каваути Сусуму, Цудзи Масахиро, Ямамото Митиаки, Нисикава Киёаки. - Заявлено 07.01.83, № 58-475, опубл. 21.07.84.
15. Патент ДСП № 1730852 СССР, МКИ С 21 D 1/26. Способ термической обработки ленты из латуни Л68 / Н.М. Широков, В.Д. Кожин, М.З. Певзнер, Л.Ю. Лужбина, С.А. Певзнер. - № 4760910/02; Заявл. 19.06.89. Бюл. изобретений. – 1993. - № 33-36. - С. 191.
16. Певзнер, М.З. Управление непрерывным производством проката в контексте направлений, регламентируемых ГОСТ 11462-1 / М.З. Певзнер // Менеджмент в России и за рубежом. - 2010. - № 6. - С. 60-66.
17. Козлов, А.Ю. Статистический анализ данных в MS Excel : учебное пособие / А.Ю. Козлов, В.С. Мхитарян, В.Ф. Шишов. – М. : ИНФРА-М, 2012. – 320 с.
18. Кобзарь, А.И. Прикладная математическая статистика. Для инженеров и научных работников / А.И. Кобзарь. - М. : ФИЗМАТЛИТ, 2006. - 816 с.
19. Патент № 2290271 РФ, МПК В 21 В 3/00, С 22 F 1/08. Певзнер М.З. Способ производства ленты из сплава Л68, предназначенной для трубосварки. - Заявлено 16.06.2004, № 2004118326/02; Опубл. 10.01.2006.
20. Осинцев, О.Е. Медь и медные сплавы. Отечественные и зарубежные марки : Справочник / О.Е. Осинцев, В.Н. Фёдоров. - М. : Машиностроение, 2004. - 336 с., ил.
21. Двойные и многокомпонентные системы на основе меди : Справочник. – М. : Наука, 1979. – 248 с.
22. Горелик, С.С. Рекристаллизация металлов и сплавов / С.С. Горелик, С.В. Добаткин, Л.М. Капуткина : 3-е изд. - М. : МИСИС, 2005. - 432 с.
23. Певзнер, М.З. Индукционный отжиг цветного проката: итоги внедрения и перспективы развития / М.З. Певзнер // Производство проката. – 2011. - № 11. - С. 28-38.
24. Широков, Н.М. Свойства латунной заготовки после индукционного отжига / Н.М. Широков, В.А. Крутилин, М.З. Певзнер, В.В. Белинский, Е.В. Луценко // Цветные металлы. - 1986. - № 7. - С. 87-89.

Information about the paper in English

M.Z. Pevzner, S.P. Grachev,
K.V. Ivanov-Polsky,
E.A. Kuimov, S.A. Smertin
Vyatka State University (VyatSU),
Kirov, Russian Federation
E-mail: mikhailpevzner@yandex.ru
Received 15.05.2018

QUALITY OF HIGH-FREQUENCY WELDING OF BRASS PIPES

Abstract

The paper presents a statistical analysis of the chemical composition, structure, parameters of the technology and final quality of 257 pilot batches of pipes from L68 alloy, manufactured by continuous forming and high-frequency welding. The authors determined a set of factors decreasing a negative influence of characteristic detrimental lead impurities on the quality of welding. It was suggested and proved by experiments that the welding quality was improved by increasing silicon content in brass.

Keywords: pipe welding, brass pipes, high-frequency welding, welded pipe billet, silicon brass.

УДК 621.86/.87

А.А. Мирошников, Л.Я. Будиков, П.Н. Рекиян
ГОУ ВПО ЛНР «Луганский национальный университет им. В. Даля»
г. Луганск, Украина
E-mail: topalexengineering@gmail.com
Дата поступления 21.11.2018

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛОКОНСТРУКЦИИ С ПОМОЩЬЮ ТЕНЗОМЕТРИИ НА БАЗЕ АНАЛОГО-ЦИФРОВОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

Аннотация

Изложена методика тензометрии для усовершенствования метода статических испытаний грузоподъемных кранов мостового типа, позволяющая получать и накапливать информацию о напряженно-деформированном состояниях несущих металлоконструкций, используемую при оценке остаточного ресурса кранов. Существуют серьезные проблемы в области технической диагностики грузоподъемных машин, отработавших нормативный срок. На сегодняшнее время отсутствует единая методика оценки остаточного ресурса металлических конструкций кранов. Также нет четких норм снижения несущей способности металлоконструкций как при коррозионных, так и усталостных разрушениях. Проблема в том, что коррозионный износ поддается определению путем замеров фактической толщины стенки как ультразвуковым способом, так и мерительным инструментом, то усталостное состояние металла, кроме трещинообразования, не определяется. Кафедра подъемно-транспортной техники Луганского национального университета им. В. Даля с 1973 года проводит экспертные обследования грузоподъемных кранов, выработавших нормативный ресурс. Кафедра обладает огромной научно-исследовательской лабораторией, позволяющей разрабатывать и испытывать новые методики оценки остаточного ресурса грузоподъемных машин в том числе и с развитием современной аппаратуры.

Ключевые слова: напряженно-деформированное состояние металлоконструкции, АЦП, тензометрия, кран-балка, тарировка, мостовой кран.

Введение

Методы исследования на базе электротензометрического оборудования получило широкое распространение в технике. С помощью данной методики возможно изучить работу огромного спектра машин, механизмов и оборудования, в производственных условиях. Возможно, исследование медленно и быстро протекающих процессов, мониторинг во времени деформации и напряжения, скорости, ускорения и т.д. Металлоконструкции грузоподъемных машин, отработавших свой нормативный срок, требуют особого контроля. На сегодняшнее время отсутствует единая методика оценки остаточного ресурса [1,2]. Использование тензометрии при испытаниях машин в реальных условиях эксплуатации дает возможность наглядно регистрировать значения деформаций во времени.

Основная часть

Цель данной статьи показать возможное применение тензометрического комплекса на базе аналого-цифрового преобразователя АЦП «E14-140-M» ООО «Л КАРД» г. Москва в паре с персональным компьютером, на который установлен программный пакет «PowerGraph» (ПаверГраф) [3-5]. Программы входящие в состав этого пакета обладают аппаратной независимой архитектурой, настройка физических выходов однополюсных или дифференциальных. Проведение калибровки входных сигналов для преобразования единиц измерения каждого канала. Общие настройки регистрации данных предусмат-

ривают выбор произвольного набора каналов, использование любых частот дискретизации, поддерживаемых устройством, а также использование аппаратной и программной синхронизации [6-8].

Установка тензодатчиков производится исходя из мостовой схемы расположения (рисунок 1.).

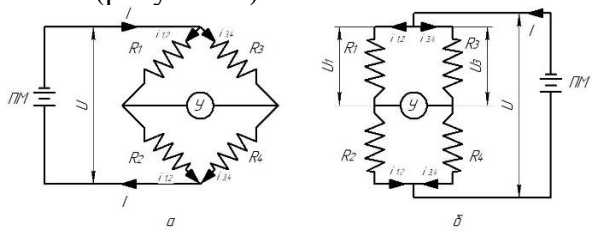


Рисунок 1. Электрическая схема моста Уитстона

Основная цель такой схемы заключается в преобразовании изменения электрического сопротивления тензодатчика в электрический ток или напряжение [9,10]. Согласно этому измеряемая величина преобразуется в изменение сопротивление датчика, после чего это изменение преобразуется в электрический ток. Как правило требуется высокая чувствительность тензомоста.

В данном случаи начальное сопротивление датчика R = 100 Ом, коэффициент тензочувствительности s = 2 и $\xi = 5 \cdot 10^{-7}$, найдем, что $\Delta R = s\,\xi R = 2 \cdot 5 \cdot 10^{-7} \cdot 100 = 1 \cdot 10^{-4}$ Ом. Следовательно, для стали с модулем упругости $2 \cdot 10^6$ и напряжением 0,1 МПа абсолютное изменение сопротивления датчика с начальным сопротивлением 100 Ом. Составит $2 \cdot 10^{-4}$. Такое не большое изменение сопротивления порождает ток малой силы, чтобы его измерить требуется качественное оборудование. С помощью современного измерительного комплекса АЦП это не составит большего труда. Допустим, что R_1, R_2, R_3, R_4 -сопротивление плеч моста в Омах, Ru – сопротивление измерительной диагонали, U – напряжение питания моста в вольтах, ПМ – (питание моста) источник электрического тока, У – усилитель. Если рассмотреть данную схему в другом виде (см. рисунок 1.б), то видно, что плечи моста параллельны, электрическое напряжение в таком случаи одинаково, а токи определяются по закону Ома (1):

$$i_{1,2} = \frac{U}{R + R_2} a, \quad \text{и} \quad i_{3,4} = \frac{U}{R + R_4} a; \qquad (1)$$

Ток в измерительной диагонали можно представить в виде (2):

$$I_U = U \frac{R_1 R_4 - R_2 R_3}{R_U (R_1 + R_2)(R_3 + R_4) + R_1 R_3 (R_3 + R_4) + R_3 R_4 (R_1 + R_2)}; \qquad (2)$$

Наглядно видно, что сила тока в измерительной диагонали моста зависит от величины сопротивления плеч, сопротивления измерительной диагонали и напряжения питания моста. Максимальное значение тока в измерительной диагонали будет достигнуто при таком значение Ru которое удовлетворяет условию (3):

$$R_U = \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_3} + \frac{R_3 R_4}{R_3 + R_4}; \qquad (3)$$

При использовании тензометрии это условие должно выполняться. Подставим в уравнение тока измерительной диагонали моста (2) значение Ru (3), тогда:

$$I_U = \frac{U}{2} \frac{R_1 R_4 - R_2 R_3}{R_1 R_2 (R_3 + R_4) + R_3 R_4 (R_1 + R_2)}. \qquad (4)$$

Рассмотрим величину тока в измерительно диагонали при измерении деформаций датчика мостовой схемы в нашем случаи: $R_1=R_2=R_3=R_4$ и $R' = R''$. Пусть датчик включен в первое плечо имеет начальное сопротивление R_1. После деформации сопротивление датчика изменится на величину ΔR, тогда:

ток в измерительной диагонали (5):

$$I_U = \left(U/(8R)\right) \cdot \left(\Delta R/R\right);$$

так как:

$$U/(2R) = i_д$$

то:

$$I_U = \frac{1}{4} i_д \frac{\Delta R}{R}.$$

где $i_д$ - ток в датчике.

При $R' = R''$ получаем:

$$k = 2/\left(1 + \left(R''/R'\right)\right).$$

Сопротивление R'' может быть $R' > R''$ или $R' < R''$ принимаемого за параметр.

$R' < R''$ - ведет к снижению коэффициента k и, следовательно к уменьшению

тока в измерительной диагонали моста, k – характеризует чувствительность моста. График изменения этого коэффициента в функции отношения R''/R' показан на рисунке 2.

R_3 и R_4 – сопротивления плеч обозначенные через R'', следует делать меньше, чем R'. Для R'' - нижний предел ограничивается возможностью построения измерительного комплекса, верхний предел не должен быть больше R'. В конечном итоге соотношения плеч должны удовлетворять условию: $R'' \leq R'$, коэффициент чувствительности моста $k \geq 1$.

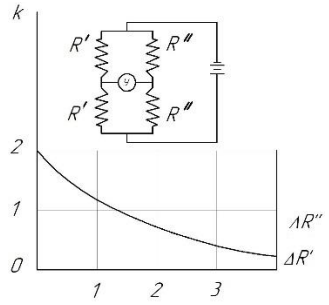


Рисунок 2. Диаграмма изменения коэффициента чувствительности моста.

Рассмотрим лабораторную установку кран-балки коробчатого сечения. Данная металлоконструкция моделирует классическую главную балку мостового крана. Напряженно-деформированное состояние при действии нагрузки в 1 т., исследовано в программном комплексе SolidWorks Simulation [11,12,13]. Исходя из чего полученные результаты напряженно-деформированного состояния позволяют довольно точно рассчитать ток в измерительной диагонали датчиков тензомоста.

Рассмотрим зону, на которую наклеен датчик, а именно среднее сечение нижнего пояса кран-балки. Результаты расчета показали напряжение σ = 72 МПа. Благодаря этому можно предварительно вычислить ток в измерительной диагонали. Модуль упругости для ст.3 составляет E= $2.1 \cdot 10^5$ МПа. Коэффициент чувствительности датчика s = 2. Сопротивление датчика R = 100 Ом. Напряжение питание моста 5В. Сопротивление плеч $R_1 + R_2 = R''$ где R'' =200 Ом.

Относительная деформация детали:

$$\xi = \sigma / E = 72 / \left(2{,}1 \cdot 10^5\right) = 3{,}43 \cdot 10^{-4}$$

Относительное сопротивление изменения датчика:

$$\frac{\Delta R}{R} = S\xi = 2 \cdot 3{,}43 \cdot 10^{-4} = 6{,}9 \cdot 10^{-4}$$

Коэффициент чувствительности моста k = 1.

Ток в датчике:

$$i_д = U / (2R) = 5 / (2 \cdot 200) = 0{,}013 A$$

Ток в измерительной диагонали:

$$I_U = \frac{1}{4} \cdot k i_д \frac{\Delta R}{R} = \frac{1}{4} \cdot 1 \cdot 0{,}013 \cdot 6{,}9 \cdot 10^{-4} = 2{,}15 мкА$$

В случае если в измерительную диагональ моста включается прибор с бесконечно большим сопротивлением, приведённые уравнения не будут справедливы для расчета. Тогда о величине неуравновешенности моста судят по разности потенциалов на вершинах измерительной диагонали.

Если сопротивление R1 (см. рис.1) получит приращение ΔR, то ток в плечах R1 и R2 будет (5):

$$i_{1,2} = U / (R_1 + R_2 + \Delta R); \qquad (5)$$

Падение напряжения на сопротивлении R1 (6):

$$U_1 = \frac{U(R_1 + \Delta R)}{R_1 + R_2 + \Delta R}; \qquad (6)$$

Падение напряжения на сопротивлении R3 (7):

$$U_3 = U R_3 / (R_3 + R_4); \qquad (7)$$

Разность потенциалов на измерительной диагонали (8):

$$\Delta U = U_3 - U_T = -\frac{U R_3}{R_3 + R_4} + \frac{U(R_1 + \Delta R)}{R_1 + R_2 + \Delta R} \qquad (8)$$

В нашем случае $R_1 = R_2 = R_3 = R_4 = R$, получаем (9):

$$\Delta U = U \frac{\Delta R / R}{4 + 2 \cdot (\Delta R / R)} \quad \Delta U \approx \frac{1}{4} U \frac{\Delta R}{R}; \qquad (9)$$

Из условия равновесия моста $R_1R_4 - R_2R_3 = 0$, видно, что ток в измерительной диагонали, и напряжение увеличивается в два раза, если сопротивление R_1 возрастает, а сопротивление R_2, настолько же уменьшится. Если увеличится сопротивление R_4, а R_3 настолько же уменьшится, то ток в измерительной диагонали моста увеличится в четыре раза сравнительно с тем случаем, когда изменится сопротивление только у одного плеча.

Исходя из вышесказанного запишем формулу в виде (10):

$$I_U = \frac{1}{4} i_\partial \frac{\Delta R}{R} \text{ и } \Delta U \approx \frac{1}{4} U \frac{\Delta R}{R} \text{ или } I_U = kci_\partial \frac{\Delta R}{R} \text{ и } \Delta U = kcU \frac{\Delta R}{R}; \quad (10)$$

Коэффициент *c* в обоих формулах при изменении одного двух и четырех плеч принимает значения: $\frac{1}{4}$, $\frac{1}{2}$, 1. Тогда отношение токов и напряжений в измерительной диагонали моста в зависимости от количества работающих плеч будет иметь вид (11):

$$I_{U1} : I_{U2} : I_{U4} = \frac{1}{4} : \frac{1}{2} : 1 = \Delta U_1 : \Delta U_2 : \Delta U_4; \quad (11)$$

Таким образом, ток или напряжение в измерительной диагонали моста можно увеличить за счет количества активных плеч в 2 или 4 раза.

Характеристика мостовой схемы

В характеристику мостовой схемы относятся такие параметры как сопротивление плеч R_1, R_2, R_3, R_4, количество активных плеч, сопротивление которых изменяется вместе с изменением измеряемой величины. Фактор чувствительности моста *c* – зависящий от количества активных плеч. Чувствительность моста по току (12):

$$I_U / (\Delta R / R) = kci_\partial; \quad (12)$$

Чувствительность моста по напряжению (13):

$$\Delta U / (\Delta R / R) = kcU; \quad (13)$$

Рассмотрим тарировочную балку (рисунок 3).

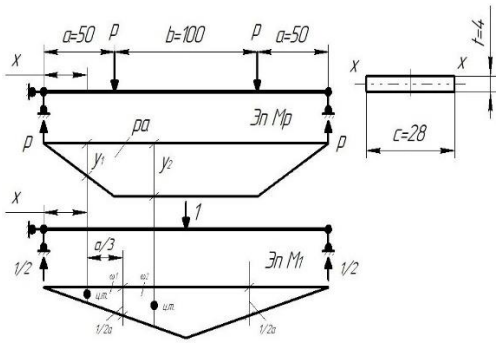


Рисунок 3. Эпюры тарировочной балки эп. *Mp*-грузовая, эп. *M1*- единичная.

На базе этой балке можно вычислить зависимость между прогибом под нагрузкой и изменением силы тока в измерительной диагонали тензодатчиков. Это нужно для того, чтобы определить напряжение в лабораторной кран-балке. Построенный график зависимости $\sigma = F(f)$ (рис.4) позволит наглядно с минимальной погрешностью это сделать. Главным условием данной зависимости изменения силы тока в тарировочной балки и лабораторной, является наклейка тензодатчиков с одной партии с одним и тем же сопротивлением в нашем случае *R* = 100 Ом.

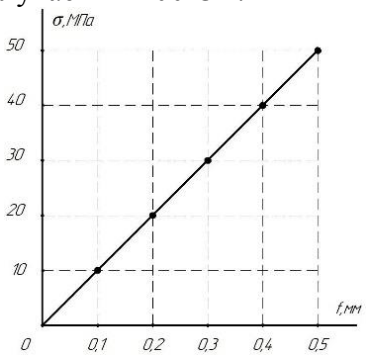


Рисунок 4. – Зависимость $\sigma = F(f)$ для тарировочной балки

Момент инерции балки:

$$I_x = c \cdot t^3 / 12;$$

Напряжения можно вычислить по формуле:

$$\sigma = \frac{M}{Wx} = \frac{P \cdot a}{I_x} = \frac{P \cdot a \cdot (t/2)}{I_x};$$

Для этого можно воспользоваться интегралом Мора:

$$f = 2 \int_0^{l/2} \frac{M_p \cdot M_1 \cdot dx}{EI_x} = \frac{2}{EI_x} (\omega_1 \cdot y_1 + \omega_2 \cdot y_2);$$

или правилом Верещагина перемножения эпюр:

$$f = 2\left(\frac{\omega_1 \cdot y_1}{EI_x} + \frac{\omega_2 \cdot y_2}{EI_x}\right) = \frac{2}{EI_x}\left(\omega_1 \cdot y_1 + \omega_2 \cdot y_2\right);$$

$$\frac{2}{EI_x}\left(\frac{1}{2}\cdot a \cdot \frac{1}{2}\cdot a \cdot \frac{2}{3}\cdot P \cdot a + \frac{(a/2)+(l/4)}{2}\cdot \frac{b}{2}\cdot P \cdot a\right) = \frac{2}{EI_x}\cdot\left(\frac{P\cdot a^3}{6} + \frac{a+(l/2)}{4}\cdot\frac{b}{2}\cdot P\cdot a\right);$$

$$\frac{1}{EI}\cdot\left(\frac{P\cdot a^3}{3} + \frac{2\cdot a + l}{4}\cdot\frac{b}{2}\cdot P\cdot a\right) = \frac{1}{EI_x}\left(\frac{P\cdot a^3}{3} + \frac{2\cdot a}{4}\cdot\frac{P\cdot a\cdot b}{2} + \frac{b\cdot l\cdot P\cdot a}{8}\right);$$

$$\frac{1}{EI_x}\left(\frac{P\cdot a^3}{3} + \frac{P\cdot a^2\cdot b}{4} + \frac{P\cdot a\cdot b\cdot l}{8}\right) = \frac{P\cdot a}{EI_x}\left(\frac{a^2}{3} + \frac{a\cdot b}{4} + \frac{b\cdot l}{8}\right);$$

$$\frac{M}{EI_x}\left(\frac{a^2}{3} + \frac{a\cdot b}{4} + \frac{b\cdot l}{8}\right) = \frac{M}{EI_x}\cdot A = \frac{\sigma\cdot W_x}{EI_x}\cdot A = \frac{\sigma\cdot I_x}{(t/2)\cdot EI_x}\cdot A = \frac{2\cdot\sigma}{t\cdot E}\cdot A;$$

В конечном результате получаем коэффициент зависимости перемещения прогиба балки от напряжения (на базе чего построен график рисунок 4):

$$\sigma = f\cdot\left(E\cdot t/(2\cdot A)\right) = f\cdot\left(2{,}1\cdot 10^5\cdot 4/(2\cdot 4583)\right) = 91{,}6\,f$$

Выводы

При измерении величин с помощью тензометрических методов наклейки датчиков по мостовой схеме следует знать важные свойства:

1. Равные по величине и знаку изменения сопротивлений всех четырех плеч не нарушают равновесия моста, если начальные сопротивления плеч равны.
2. Равные по величине и по знаку изменения сопротивлений смежных плеч (R1,R2,R3,R4) не выводят мост из равновесия, если R1=R2 и R3=R4.
3. Равные по величине и разные по знаку изменения сопротивлений в смежных плечах удваивают неуравновешенность моста, а, следовательно, и ток в измерительной диагонали (чувствительность моста c = 2).
4. Допустим, что четные номера сопротивления плеч получают приращение одного знака, а не четные аналогичные по величине приращения с противоположным знаком, то баланс моста нарушается увеличением в четыре раза (чувствительность c = 4)
5. Можно производить сложение и вычитание приращений сопротивлений плеч моста, так как сопротивления в одном плече складываются алгебраически.

Все вышеописанные характеристики максимально увеличивают возможность применение мостовой тензоэлектрической схемы на базе современной виртуальной измерительной аппаратуры, для всевозможных задач поиска характеристик той или иной машины, например, для освещенных вопросов в работах [14, 15].

Библиографический список

1. Мирошников А.А., Будиков Л.Я. Оценка остаточного ресурса мостовых кранов применением CALS технологий и методов численного анализа. Материалы Международной научно-практической конференции преподавателей, студентов и молодых ученых «Транспортные системы и современные технологии», посвященной 97-й годовщине образования Луганского национального университета имени Владимира Даля. Луганск 2017.
2. Усовершенствование метода статических испытаний мостовых кранов позволит получать важные параметры оценки их остаточного ресурса / Будиков Л. Я., Мирошников А. А., Кринichный П. Ю. // Подъемно-транспортное дело. – 2018, № 1-2, стр, 10-13.
3. Гарманов А.В. Подключение измерительных приборов / А.В. Гарманов – Москва: 2003. – 41с.
4. Измайлов Д.Ю. Виртуальная измерительная лаборатория PowerGraph / Д.Ю. Измайлов // промышленные измерения, контроль, автоматизация, диагностика. – 2007. - №3. – С 42-47.
5. Измайлов Д.Ю. Виртуальная измерительная лаборатория PowerGraph / Из-

майлов Д.Ю. // промышленные измерения, контроль, автоматизация, диагностика. – 2007. - №3. – С 42-47.
6. PowerGraph. Руководство пользователя. URL: http://www.powergraph.ru
7. Парахуда, Р. Н. Автоматизация измерений и контроля: курс лекций / Р. Н. Парахуда, В. И.Шевцов – СПб. : СЗТУ, 2002. – 75 с.
8. Путилин, А. Б. Вычислительная техника и программирование в измерительных информационных системах: учебное пособие для вузов / А. Б. Путилин. – М. : Дрофа, 2006. – 447 с.
9. Девин Л.Н. Применение пакета PowerGraph для исследования процесса резанья / Девин Л.Н., Сулима А.Г. // Промышленные измерения, контроль, автоматизация, диагностика. – 2008. - №3. – С 24-26.
10. Шушкевич В.А. Основы электротензометрии / В.А. Шушкевич. - Минск: Высшая школа, 1975. - 352 с.
11. ГОСТ 32579.5-2013. Краны грузоподъемные. Принципы формирования расчетных нагрузок и комбинаций нагрузок. Часть 5. Краны мостового типа. – М.: Стандартиформ, 2015.-15с.
12. ГОСТ 33169-2014. Краны грузоподъемные. Металлические конструкции. Подтверждение несущей способности. -М.: Стандартифом, 2015. – 30 с.
13. ISO 5817:2003 Welding — Fusion-welded joints in steel, nickel, titanium and their alloys (beam welding excluded) — Quality levels for imperfections (Сварка. Сварные соединения из стали, никеля, титана и их сплавов, полученные сваркой плавлением (исключая лучевые способы сварки). Уровни качества)
14. Шишкарев М.П. Выбор адаптивных фрикционных муфт для приводов машин металлопрокатного производства // Механическое оборудование металлургических заводов. – 2018, № 1(10), стр, 40-53.
15. Улучшение эксплуатационных характеристик стальных режущих инструментов сложного профиля, упрочнённых комбинированной магнитно-импульсной обработкой / А.М. Милюкова, А.И. Горчанин, И.В. Буриосов, Г.П. Горецкий // Механическое оборудование металлургических заводов. – 2018, № 1(10), стр, 17-22.

Information about the paper in English

A.A.Miroshnikov, L. Y. Budikov, P.N. Rekiyan
Lugansk National University named after V. Dahl
Lugansk Ukraine
E-mail: topalexengineering@gmail.com
Received 21.11.2018

ANALYSIS OF THE STRESS AND STRAIN STATE OF STEEL STRUCTURES USING AN ANALOG-TO-DIGITAL CONVERTER-BASED STRAIN MEASURING DEVICE

Abstract

The paper presents the procedure of strain measuring to improve a method of static tests of EOT cranes to get and collect information about the stress and strain state of supporting steel structures used to evaluate the remaining lifetime of cranes. There are serious difficulties with a technical diagnosis of lifting machines with the expired rated lifetime. At present there is no unified procedure to evaluate the remaining lifetime of crane steel structures. There are no clear norms of decreasing the carrying capacity of steel structures with regard to corrosion and fatigue fractures. The problem is that corrosive wear may be determined by measuring actual wall thickness by an ultrasonic method as well as by a measuring tool; steel fatigue, excluding crack formation, cannot be determined. Since 1973 the Department of Lifting and Handling Equipment of Dal Lugansk National University examines cranes with the expired rated lifetime. The department has a great research laboratory to develop and test new procedures to evaluate the residual lifetime of lifting machines, including with modern tools.

Keywords: stress and strain state of the steel structure, ADC, strain measuring, overhead hoist, calibration, EOT crane.

УДК 625.143.2.656.22

Д.П. Марков
Научно-исследовательский институт
железнодорожного транспорта АО «ВНИИЖТ»
г. Москва, Россия
E-mail: dp-markov@yandex.ru
Дата поступления 11.10.2018

ВВЕДЕНИЕ НОРМ ОЦЕНКИ ЗАКАЛИВАЕМОСТИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ИЗДЕЛИЙ ИЗ НИЗКОУГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ

Аннотация

Рассмотрена возможность повышения прочности изделий широкого потребления из низкоуглеродистых сталей обыкновенного качества (изделия из листового и профильного проката, строительные конструкции, крепежные детали, заклепки, трубы, арматура, мосты) сорбитизирующей закалкой без отпуска. Приводится пример такого применения. Препятствием для применения такой технологии является большой разброс твёрдости и прочности закалённых низкоуглеродистых сталей. С целью устранения этого препятствия предлагается узаконить термин «сорбитизирующая закалка», распространить понятие закаливаемости на низкоуглеродистые стали, разработать методику оценки закаливаемости по ковшевой пробе и ввести нормы закаливаемости.

Ключевые слова: низкоуглеродистые стали; сорбитизация; закалка; закаливаемость; прокаливаемость; разработка методики и норм закаливаемости; стояночные тормозные башмаки.

Введение

Промышленность производит большой объём низкоуглеродистых сталей обыкновенного качества, лишь малая часть которого подвергается термообработке, в основном для снижения хладноломкости. Применение упрочняющей термообработки (сорбитизирующей закалки) для низкоуглеродистых сталей считается нецелесообразным. Между тем, как показывает опыт, широко распространённая сталь Ст3 может упрочняться закалкой (быстрым охлаждением с температур аустенизации) на твёрдость свыше 350 НВ. После такой обработки сталь приобретает мелкозернистую равноосную структуру, высокую пластичность и прочность. К сожалению, сталь отдельных плавок может не упрочняться вовсе. Причиной такого разброса является большое влияние на закаливаемость элементов, содержание которых невозможно регламентировать. В статье рассматривается возможность определения закаливаемости сталей на стадии их производства с использованием ковшевой пробы, для того, чтобы конструктора и производители могли "с открытыми глазами" проектировать и изготавливать изделия со свойствами, получить которые другими методами дорого или вовсе невозможно.

Основная часть

Согласно [1] «Закалка – термическая обработка, заключающаяся в нагреве изделия до температуры выше критической (Ac_3 для доэвтектоидной стали и Ac_1 для заэвтектоидной стали), или температуры растворения избыточных фаз, выдержке при этой температуре и последующем охлаждении со скоростью, превышающей критическую», а «Закаливаемость – способность стали приобретать в результате закалки высокую твердость». Согласно принятой классификации [2, 3], углеродистые стали подразделяются на низко- (C < 0,3%) средне- (C = 0,3-0,7%) и высоко-углеродистые (C > 0,7%). Стандарт [1] не допускает использование терминов «закалка» и «закаливаемость» применительно к низкоуглеродистым нелегированным или низколегированным сталям, поскольку на них невозможно достичь критической скорости за-

калки, т.е. «скорости охлаждения, при которой бы аустенит переохладился бы до температурного интервала мартенситного превращения».

Под «закаливаемостью» подразумевается обычно максимальная твёрдость, на которую можно закалить сталь. Закалке, в её академическом значении, подвергаются в основном высокоуглеродистые и высоколегированные стали, твёрдость которых при используемой технологии термообработки обычно известна. Закаливаемость как свойство для этих сталей не имеет практического значения, поэтому методика определения закаливаемости не разрабатывалась. Патенты на методики, определяемые как способы определения закаливаемости [4, 5], являются, по-существу, модификациями способов определения прокаливаемости [6, 7], поскольку определяемая в этих патентах твёрдость на заданном расстоянии от поверхности характеризует, как и расстояние до 50%-ной мартенситной зоны по ГОСТу [6], распределение твёрдости по глубине закаленного слоя, а не максимальную твёрдость на поверхности.

С каждым годом увеличивается объём углеродистых сталей, упрочнённых термической обработкой. Изделия, упрочненные термической обработкой, могут работать в более суровых условиях и служат в несколько раз дольше неупрочненных. С развитием технологий термической обработки и увеличением доступности источников энергии, применение сталей без термической обработки становится экономически не выгодно. Упрочнению термообработкой подвергаются, однако, только средне и высокоуглеродистые стали, причём основной объём металла – это нормализованные или сорбитизованные среднеуглеродистые стали, т.е. охлаждённые при скоростях ниже критической. Считается, что для низкоуглеродистых сталей имеет смысл только термическое улучшение, которое эффективно снижает порог хладноломкости и повышает пластические характеристики, тем самым позволяя получать хладостойкую сталь без введения в нее никеля, но прочностные характеристики остаются низкими. Так, например, порог хладноломкости стали Ст3сп, определяемый по хрупкому излому образца, у горячекатаной стали наблюдается при – 20°С, у нормализованной – при – 60°С, у термически улучшенной – при – 100°С [8].

Закалка низкоуглеродистых сталей в её классическом понимании, т.е. с образованием мартенсита, невозможна. Это породило убеждение, что закалку изделий из низкоуглеродистых сталей, таких, как Ст3, 09Г2, Ст4 по ГОСТ 380 [9], в её бытовом понимании, т.е. быстром охлаждении с температуры аустенизации, применять бессмысленно, поскольку их твердость и прочность при этом не повышаются или повышаются незначительно [10]. На самом деле это не совсем так. Твёрдость изделий из низкоуглеродистых сталей после "закалки" (точнее «сорбитизации» или «сорбитизирующей закалки», если этот термин имеет право на существование), может повыситься, и даже значительно, до твердостей высокого отпуска 350-380 НВ, но при этом наблюдается большой разброс твердости. Так при быстром охлаждении с 920-950 °С в воде образцов толщиной 4-8 мм из стали Ст3сп нескольких плавок разных производителей наблюдался разброс твердости от 170 до 380 НВ. Если бы была возможность снизить разброс и уверенно получать изделия из низкоуглеродистых сталей твердостью 250-380 НВ, это дало бы не только большую экономию металла, но ещё и возможность конструировать изделия со свойствами, которые невозможно получить другими способами.

Большой разброс твердостей наблюдается не только на низкоуглеродистых сталях, но и на средне и даже на высокоуглеродистых сталях широкого потребления обыкновенного качества, но этот разброс отражается не на максимальной твердости (закаливаемости), а на распределении её по сечению изделий, характеризующейся прокаливаемостью [6]. Чем дальше от охлаждаемой поверхности, тем больше различие твердости сталей одной марки [7]. Максимальный разброс твердости наблюдается на глубине сорбитизации, и по своим параметрам соответствует разбросу твёрдости при сорбитизирующей закалке низкоуглероди-

стых сталей. Одна из причин разброса состоит в том, что не все элементы, влияющие на прокаливаемость, регламентируются стандартами и техническими условиями. Так в заводских технологических инструкциях ранее рекомендовалось выбирать режимы закалки и отпуска железнодорожных колёс и бандажей исходя из величины «углеродного эквивалента»: $C_{ЭКВ}$=[C]+0,25 [Mn]. В 1994 году во ВНИИЖТе было исследовано влияние на прокаливаемость сталей с содержанием углерода 0,55-0,75 примесей Cr, Ni, Cu и V [11]. Оказалось, что каждый из этих элементов оказывает не меньшее влияние на прокаливаемость, чем углерод. Зависимость прокаливаемости от 5 элементов отвечает уравнению с коэффициентом корреляции k = 0,944:

$$П = -8,94+11,84[C_{ЭКВ}\ \%]$$

где $C_{ЭКВ}$ = [C + Cr + Ni + Cu + 0,25Mn]% – углеродный эквивалент.

Но прокаливаемость зависит не только от химического состава, но и от содержания в аустените зародышей кристаллизации, количество которых уменьшается с повышением температуры нагрева. Большое и трудно предсказуемое влияние на прокаливаемость оказывают элементы, образующие в сталях тугоплавкие карбиды и нитриды V, Nb и Al. Прокаливаемость в этом случае зависит не только от содержания самих элементов, но и от содержания азота и температуры нагрева под закалку. Ванадий сам по себе как карбидообразующий элемент повышает прокаливаемость, рисунок 1.

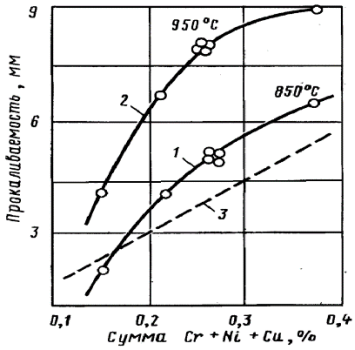


Рисунок 1. Зависимость прокаливаемости стали легированной феррованадием (0,6%C, 0,62%Mn, 0,32%Si, 0,2%V) от суммы [Cr + Ni + Cu]% при температурах: 1 – 850 °C; 2 – 950 °C; 3 – сравнительная сталь без ванадия при 850-950°C

Чем больше температура, тем полнее растворяются карбиды ванадия и тем выше прокаливаемость. Но если сталь содержит даже сотые доли процента тугоплавких карбонитридов ванадия и ниобия или нитридов алюминия, то её прокаливаемость резко снижается, рисунок 2.

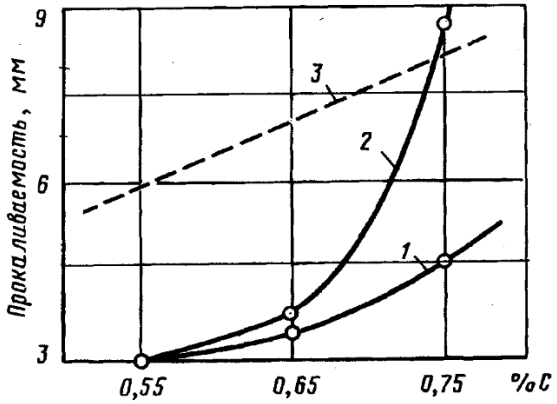


Рисунок 2. Зависимость прокаливаемости стали легированной азотированным феррованадием (0,1%V, 0,04% N), от содержания углерода при температурах: 1 – 850 °C; 2 – 950 °C; 3 – сравнительная сталь без ванадия при 850-950 °C

Таким образом, прокаливаемость углеродистых сталей может зависеть не только от содержания регламентированных ГОСТом элементов, но и от содержания примесей, и от технологии раскисления, и от температуры нагрева под закалку, что делает её прогноз совершенно непредсказуемым. Вследствие перечисленных причин, даже регламентировав содержание 5-6 элементов в сталях широкого потребления обыкновенного качества (что повысит их стоимость), регламентировать их свойства после сорбитизирующей закалки не удастся.

Диапазон твёрдостей 250-400 НВ является самым востребованным в технике. В этом диапазоне достигается оптимальное соотношение прочности и пластичности большинства изделий и их максимальная эксплуатационная стойкость. На крупных изделиях из среднеуглеродистых сталей сорбитную структуру с такой твердостью получают охлаждением потоками воды. При этом не допускается образования в поверхностном слое мартенсита, поскольку даже после отпуска на поверхности сохра-

няется игольчатая структура, имеющая пониженную износо- и контактно-усталостную прочность [12, 13]. Операцию сорбитизации в заводской практике называют закалкой, хотя в академическом смысле она таковой не является. Такой "закалке" подвергается много изделий, работающих на износ и контактную усталость, таких, как, рельсы, железнодорожные бандажи и цельнокатаные колёса.

Низкоуглеродистые стали также позволяют получать твердость в диапазоне 250-380 НВ, причем мартенситная фаза в них не образуется даже при максимальных скоростях охлаждения, поэтому для получения оптимальной зернистой структуры не требуется какого-то специального режима охлаждения и/или отпуска. Такой термообработке могут подвергаться изделия из низкоуглеродистых сталей толщиной не более 8-12 мм. Это может быть различный крепёж (болты, винты, гайки и т.д.), строительные скобы и арматура. В настоящее время такие ответственные изделия, как рельсовые скрепления (подкладки, накладки, противоугоны) изготавливаются из низколегированных сталей и подвергаются закалке с отпуском, но в принципе, так же могут изготавливаться из стали Ст3 и иметь при этом даже более высокие свойства.

В 2015-2016 г. во ВНИИЖТе были разработаны и успешно прошли испытания стояночные тормозные башмаки, показавшие превосходные служебные свойства [14, 15]. Новые башмаки, рисунок 3, при весе 4 кг, по сравнению с весом старых 7,4 кг, показали в десятки раз более высокую эксплуатационную стойкость.

Рисунок 3. Инновационный тормозной стояночный башмак во время испытаний на станции Лосиноостровская Московской железной дороги

И малый вес, и высокие эксплуатационные свойства инновационных башмаков были обеспечены применением Ст3, которая сочетает в себе хорошую свариваемость, достаточно высокую твёрдость, зернистую структуру после закалки, возможность закалки (сорбитизации) готового изделия на твердость 250-370 НВ с минимальным короблением и, в случае необходимости, возможность правки. Казалось бы, выбор стали Ст3сп был превосходным новаторским решением, если бы не одно но: если бы сталь Ст3, как и все углеродистые стали, не имела такого большого разброса закаливаемости и, соответственно, большого разброса твердости после сорбитизирующей закалки. Фактически в настоящее время нет стали, которая бы стабильно обеспечила необходимую структуру и твердость новых башмаков: сталь Ст3 может дать твердость после закалки в диапазоне от 170 до 380 НВ, сталь Ст4 в настоящее

время не производится и не испытывалась, а Ст5 может в отдельных случаях закалиться на твёрдость свыше 500 HV с образованием мартенсита в поверхностном слое, что недопустимо.

В таблице 1 приведены данные по химическому составу и твердости полозьев новых стояночных башмаков (толщина 4 мм) и упорных колодок (толщина 8 мм) из низкоуглеродистых сталей Ст3сп и 09Г2С производства ПАО «Северсталь» после их закалки в воду с 920 °С без отпуска, показывающие, что на этих сталях вполне можно получать требуемую твердость. Особенность исследованных сталей состоит в том, что они практически не содержали элементов, образующих тугоплавкие карбиды и нитриды V, Ti, Nb, N (при повышенном содержании этих элементов температуру нагрева под закалку необходимо увеличивать, чтобы получить необходимую твердость).

Таблица 1

Химический состав и твёрдость деталей стояночных тормозных башмаков из сталей Ст3сп и 09Г2С

№ образца	Толщина образца	Химический состав, %										НВ Завод/ ВНИЖТ
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Cu	Al	Ti, Nb, V, W	Mo	N	
Сталь Ст3сп												
-		Химический состав по ГОСТ 380 (в скобках для скрап процесса)										
		0,14-0,22	0,15-0,30	0,40-0,65	<0,30 (<0,35)	<0,30 (<0,35)	<0,30 (<0,40)	Не регламентируются			<0,010	-
-		Химический состав по заводскому сертификату										
		0,17	0,19	0,32	0,04	0,02	0,02	-			0,003	-
-		Химический состав по данным ВНИИЖТ (спектрометр MAGELLAN)										-
2	(4 мм)	0,140	0,247	0,381	0,029	0,0094	0,017	0,027	<0,004 % каждого		0,006	302/365
3	(4 мм)	0,136	0,246	0,381	0,029	0,0098	0,017	0,028	<0,004 % каждого		0,004	321/365
6	(8 мм)	0,153	0,218	0,500	0,040	0,020	0,049	0,047	<0,004 % каждого		0,001	286/245
8	(8 мм)	0,142	0,211	0,501	0,039	0,020	0,048	0,047	<0,004 % каждого		0,000	286/279
Сталь 09Г2С												
-		Химический состав по ГОСТ 19281-2014										
		<0,12	0,50-0,80	1,30-1,70	<0,30	<0,30	<0,30	Не регламен-тируются		< 0,12	<0,01	-
-		Химический состав по заводскому сертификату										
		0,11	0,69	1,34	0,04	0,03	0,04	0,03	<0,004 % каждого			-
		Химический состав по данным ВНИИЖТ (спектрометр MAGELLAN)										
1	(4 мм)	0,099	0,680	1,426	0,036	0,024	0,042	0,029	<0,004 % каждого		0,001	293/354
4	(4 мм)	0,095	0,683	1,475	0,037	0,025	0,042	0,029	<0,004 % каждого		0,001	321/351
5	(8 мм)	0,096	0,712	1,455	0,067	0,037	0,055	0,039	<0,004 % каждого		0,0006	269/321
7	(8 мм)	0,088	0,720	1,477	0,068	0,039	0,056	0,039	<0,004 % каждого		0,0001	293/321

Существующая классификация углеродистых сталей ориентирована на изготовителя. Потребитель до настоящего времени удовлетворяется низкими прочностными свойствами горячекатаных заготовок, но современность требует для новых изделий новых дешевых технологичных материалов с повышенной прочностью. Решение проблемы применения закалки изделий из низкоуглеродистых сталей можно пере-

ложить на потребителя, предлагая ему самому выбирать плавки с необходимой закаливаемостью, а можно обязать производителей дополнительно классифицировать низкоуглеродистые стали по твердости, как это уже делается для арматурных сталей по прочности [16]. По большому счёту потребителю нет дела до состава углеродистых сталей, если только они не работают в агрессивных средах. Его первым делом интересует их прочность, которая при регламентированной технологии выплавки и закалки хорошо коррелирует с твёрдостью. Определение твердости можно производить на образцах из ковшевых проб и включать в сертификат плавки. Такое нововведение позволит более целенаправленно использовать низкоуглеродистые стали, расширить ассортимент изделий, изготавливаемых из них, позволит решать многие технические задачи более простым и эффективным способом.

Выводы и предложения

1. "Закалка" (сорбитизация) низкоуглеродистых сталей быстрым охлаждением в воде без последующего отпуска даёт большие возможности для значительного повышения их прочностных свойств и получения изделий с принципиально новыми потребительскими свойствами без существенных затрат. Примером служат новые тормозные стояночные башмаки из Ст3сп, почти в 2 раза более легкие и в десятки раз более стойкие и безопасные, чем используемые до настоящего времени башмаки из нормализованной Ст5сп.
2. В пределах регламентированного ГОСТами химического состава при нерегламентируемом содержании примесей, таких как Cr, Ni, Cu, V, Al, N, закаливаемость низкоуглеродистых сталей или прокаливаемость средне- и высоко-углеродистых сталей может варьироваться в больших пределах (до 300%). В отличие от средне и высокоуглеродистых сталей, разброс прокаливаемости которых обычно компенсируется режимами закалки и отпуска, разброс твердости низкоуглеродистых сталей, возникающий вследствие разброса их закаливаемости, требует принятия специальных мер по её регламентированию.
3. Закаливаемость и прокаливаемость углеродистых сталей, содержащих тугоплавкие карбиды и нитриды, могут сильно зависеть от температуры. Твердость низкоуглеродистых сталей, содержащих тугоплавкие включения, можно увеличить, подняв температуру нагрева под "закалку" до 950-960 °С, не увеличив при этом существенно зерно.
4. Для создания предпосылок упрочнения низкоуглеродистых сталей термической обработкой, предлагается:
   4.1. Узаконить термин «сорбитизирующая закалка», определив его как термообработку на сорбит со скоростью охлаждения ниже критической мартенситного превращения;
   4.2. Распространить понятие «закаливаемость» на низкоуглеродистые стали;
   4.3. Предлагается профильным институтам разработать методику определения закаливаемости низкоуглеродистых сталей по ковшевой пробе с включением данных по закаливаемости в сертификат плавки, а также разработать нормы закаливаемости для включения их в соответствующие стандарты.

Библиографический список

1. ГОСТ 33439-2015 Металлопродукция из черных металлов и сплавов на железоникелевой и никелевой основе. Термины и определения по термической обработке, М.: Стандартинформ, 2016, 40 с.
2. Материаловедение и технология конструкционных материалов. Под ред. В.Б. Арзамасова и А.А. Черепахина. М.: «Академия», 2007, 446 с.
3. Кушнер В. С. Материаловедение. Омск, изд-во ОмГТУ, 2008, 232 с.
4. Патент РФ Способ определения закаливаемости. Класс C21D1/55. Опубликован 10.04.1999.

5. T. Filetin, B. Liscie, J. Galinec. New computer aided method for steel selection based on hardenability. Heat Treat. Netals. 1996, 23, N 3, p. 63-66.
6. ГОСТ 5657-69 Сталь. Метод испытания на прокаливаемость, М.: Изд-во стандартов, 1990, 13 с.
7. Герасимова Н.С., Головачева Ю.Г. Определение прокаливаемости сталей. Методические указания по выполнению лабораторной работы по курсу «Специальные главы материаловедения». Калуга, КФ МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2017, 28 с.
8. URL: http://metallicheckiy-portal.ru/articles/chermet/termo_yprochn_prokata/svoistva_termicheski_uprochnennoi_stali/ Дата обращения 05.09.2018
9. ГОСТ 380-2005. Межгосударственный стандарт. Сталь углеродистая обыкновенного качества. Марки. М.: Стандартинформ, 2009.
10. URL: https://www.chipmaker.ru/forum/20/ Дата обращения 05.09.2018.
11. Марков Д. П. Влияние легирующих элементов на прокаливаемость колесной стали. Вестник ВНИИЖТ, N7, 1994, с. 18-21.
12. Ларин Т. В. Износ и пути продления службы бандажей железнодорожных колес. М., Трансжелдориздат. Труды ВНИИЖТ вып. 165, 1958. 168 с.
13. Ларин Т. В., Девяткин В. П., Кривошеев В. Н. Наумов И. В., Чалых В. И. Цельнокатаные железнодорожные колеса. Тр. ЦНИИ МПС, М.: Трансжелдориздат, вып. 124, 1956, 187 с.
14. Марков Д. П., Воронин И. Н., Маршев В. И., Сухов А. В., Забавина М. В., Шипулин Н. П., Гузанов В. В., Куминов А. В. Стояночные тормозные башмаки для закрепления подвижного состава на станционных путях. Полигонные испытания. Вестник ВНИИЖТ, Том 75, №5, 2016, с. 308 – 317.
15. Марков Д. П., Воронин И. Н., Шипулин Н. П., Маршев В. И., Сухов А. В., Гузанов В. В., Куминов А. В. Стояночные тормозные башмаки. Эксплуатационные испытания. Вестник ВНИИЖТ, Т. 76, № 3, 2017, с. 153-158.
16. ГОСТ 5781-82. Сталь горячекатаная для армирования железобетонных конструкций. Технические условия. М.: Изд-во стандартов.

Information about the paper in English

D.P. Markov
Joint Stock Company Research Institute of Railway Transport VNIIZhT,
Moscow, Russian Federation
E-mail: dp-markov@yandex.ru
Received 11.10.2018

INTRODUCING NORMS FOR ASSESSING THE HARDENING CAPACITY TO IMPROVE THE QUALITY OF LOW-CARBON STEEL PARTS

Abstract

The paper studies the possibility of increasing strength of low-carbon, commercial quality steel consumer goods (parts from sheets and shaped sections, building structures, fasteners, rivets, pipes, rebars, bridges) by sorbitizing without tempering. It contains an example of such application. The application of such technique is hindered by a wide variation of hardness and strength of tempered low-carbon steels. To eliminate this issue, it is suggested that the term “sorbitizing” be adopted, the concept of hardening capacity be expanded to low-carbon steels, an evaluation method for hardening capacity by a ladle sample be developed, and hardening capacity norms be introduced.

Keywords: low-carbon steels, sorbitizing, hardening, hardening capacity, depth of hardening, development of a method and norms of hardening capacity, parking brake shoe holders.

УДК 621.913.816: 621.888-52-82

А. Н. Колодин
ФГБОУ ВО «Тамбовский государственный технический университет»
г. Тамбов, Россия
E-mail: dekorkan@yandex.ru
Дата поступления 28.09.2018

ПРИМЕНЕНИЕ УНИФИЦИРОВАННЫХ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ СВЯЗЕЙ В ФОРМООБРАЗУЮЩИХ ЦЕПЯХ СТАНКОВ

Аннотация

Рассмотрено применение гидравлического шагового привода при построении внутренних (формообразующих) цепей металлорежущих станков разного технологического назначения. Данная модификация оборудования позволяет сократить до допустимого минимума протяженность внутренних кинематических цепей станков, что позволяет увеличить точность обработки деталей, уменьшая накопленную погрешность, передаваемую от станка к заготовке и уменьшить общую массу станочного оборудования.

Ключевые слова: унифицированные гидравлические связи; шаговый гидропривод; формообразующие цепи станков.

Введение

Для получения в станке определенного исполнительного движения необходимо создать кинематическую связь между исполнительными звеньями станка – заготовкой и инструментом и кинематическую связь этих звеньев с источником движения, которая в основном в большинстве случаев осуществляется с помощью механических звеньев [1].

Кинематические цепи с механическими звеньями дают возможность получить точное передаточное отношение выходных звеньев и не требует дополнительных перенастроек в процессе работы. Внутренние цепи с механическими звеньями при большой их протяженности становятся громоздкими и поэтому не всегда обеспечивают необходимую кинематическую точность работы цепи. Работая в тяжелых динамических условиях и передавая конечным звеньям большие усилия, элементы кинематических цепей быстро изнашиваются и первоначальная точность станка теряется.

Механические кинематические цепи имеют сравнительно малую жесткость, и что более существенно – жесткость таких цепей непостоянна, так как она определяется в основном жесткостью стыков кинематических пар, которые в процессе движения постоянно меняются и, кроме того, точность изготовления звеньев ограничена разумными пределами.

На кинематическую точность цепи, составленной из механических звеньев, влияют геометрическая неточность элементов и неточность их взаимного расположения, обусловленная погрешностями обработки и сборки. Большое влияние на точность цепи оказывают температурные деформации и крутильная жесткость.

Основная часть

Одним из возможных направлений повышения точности внутренних (формообразующих) цепей металлорежущих станков и сохранения ее в процессе эксплуатации является сокращение протяженности кинематических цепей за счет применения гидравлических связей на основе шагового гидравлического привода, обеспечивающего возможность прямого непосредственного соединения исполнительного двигателя с нагрузкой, исключая при этом коробки подач, редукторы, промежуточные механические передачи.

Такие кинематические связи могут быть выполнены в виде разомкнутого шагового гидропривода, применение которого во внутренних цепях металлорежущих

станков позволит в разомкнутой системе реализовать управляющие функции с большой точностью. Главной особенностью данного класса приводов является то, что в качестве силового исполнительного органа в них используется специальный гидравлический шаговый двигатель (ГШД), соединенный системой трубопроводов со звеном настройки, выполненном в виде генератора гидравлических импульсов, который преобразует энергию жидкости в гидравлические импульсы и распределяет их в определенной последовательности по рабочим камерам шагового гидродвигателя, а выходной вал ГШД отрабатывает дискретные управляющие сигналы с высокой точностью и большим усилением по мощности [2-8].

В качестве двигателя в таких приводах наиболее целесообразны шаговые гидродвигатели с механической редукцией шага, которые отличаются большим разнообразием конструкций: поршневые, мембранные, сильфонные, шиберные, шестеренные, планетарно-роторные.

Для получения малой величины шага целесообразно использовать шаговые гидродвигатели с встроенными волновыми и планетарными редукторами.

Структурно шаговый гидропривод состоит из трех функционально и конструктивно завершенных модулей: источника рабочей жидкости (насосная установка); управляющего (коммутирующего) устройства (генератора гидравлических импульсов) и силового гидравлического шагового двигателя.

Генератор гидравлических импульсов представляет собой устройство, преобразующее постоянный поток рабочей жидкости, поступающей от насосной установки, в определенную последовательность гидравлических импульсов, которые поступают к силовому гидравлическому шаговому двигателю. Выходным сигналом шагового гидродвигателя является угловое или линейное перемещение выходного звена, соединенного с рабочим органом станка.

В качестве силового органа в шаговом гидроприводе используется специальный шаговый гидродвигатель, выходное звено которого отрабатывает дискретные управляющие сигналы с высокой точностью и большим усилием по мощности.

При использовании во внутренних кинематических цепях в качестве силового органа шаговых гидродвигателей связь между заготовкой и инструментом осуществляется благодаря тому, что расход рабочей жидкости посредством рабочих щелей распределительного устройства преобразуется в определенную последовательность гидравлических импульсов, которые распределяются по силовым камерам шагового гидродвигателя при этом каждому из них соответствует определенный угол поворота выходных валов ГШД, пропорциональный числу импульсов, а скорость вращения пропорциональна частоте их следования. Передаточные отношения между исполнительными органами гидравлической связи – заготовкой и инструментом – зависит от соотношения частот гидравлических импульсов, подаваемых к шаговым гидродвигателям, осуществляющим вращение заготовки и инструмента.

Используя блочное (модульное) построение гидравлического шагового привода, представляется возможным применить гидравлические связи на его основе при построении внутренних цепей металлорежущих станков различного технологического назначения и разных типоразмеров [9-11].

Это в первую очередь относится к металлорежущим станкам, таким как зубо- и резьбообрабатывающим, имеющим сложное пространственное расположение рабочих органов при значительном расстоянии между подвижными рабочими органами, длинные и разветвленные многозвенные перенастраиваемые кинематические цепи, где требуется осуществить необходимые относительные взаимосвязанные формообразующие движения инструмента и обрабатываемой заготовки.

Ниже рассмотрены структурные схемы металлорежущих станков различного технологического назначения, внутренние (формообразующие) кинематические цепи которых реализованы с использованием гидравлических связей на основе

гидравлического шагового привода с различными схемами коммутации рабочей жидкости.

На рисунке 1 представлена структурная схема резьбонарезного станка с гидравлическими формообразующими связями для нарезания цилиндрических червяков обкатным резцом (долбяком) [12-15].

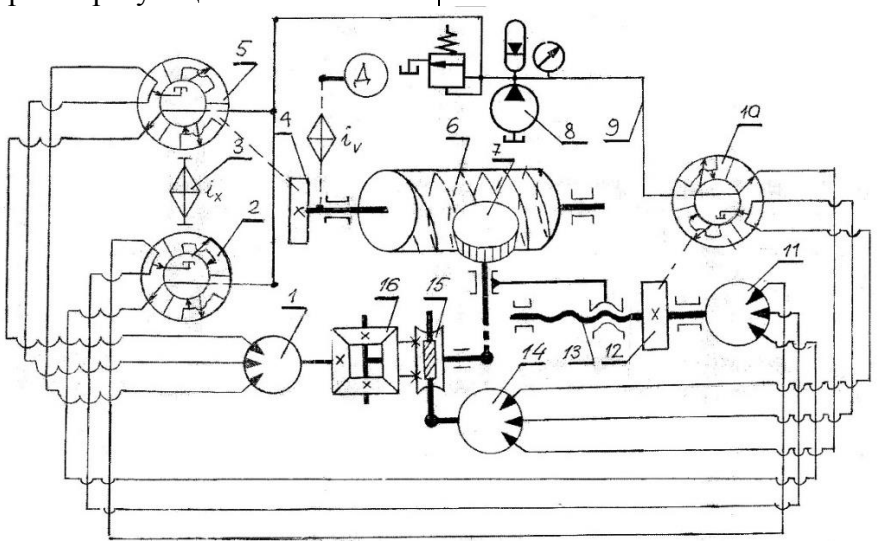


Рисунок 1. Структурная схема резьбонарезного станка с гидравлическими формообразующими связями для нарезания цилиндрических червяков обкатным резцом (долбяком)

Станок включает в себя заготовку 6, совершающую вращательное движение от электродвигателя *Д* через звено настройки i_v, связанное с вращением режущего инструмента (обкатного резца) *7* гидравлической цепью обката.

Вращение инструмента *7* осуществляется от шагового гидродвигателя *1*, кинематически связанного с продольным суппортом и управляемого генератором гидравлических импульсов *5*, золотниковая втулка с расчетным числом рабочих щелей которого получает вращение от приводного зубчатого колеса *4*, закрепленного на шпинделе заготовки *6*.

Продольное перемещение суппорта с инструментом *7* осуществляется шаговым гидродвигателем *11*, кинематически связанного посредством ходового винта *13* продольной подачи с суппортом и управляемого генератором гидравлических импульсов *5*, управляемого шаговым гидродвигателем вращение инструмента через несиловую гитару сменных зубчатых колес *3*.

Так как суппорт с инструментом участвует в сложном движении формообразования – совместно с вращением обкатного резца и его продольном перемещении, в результате которого обеспечивается перекатывание центроиды долбяка без скольжения по прямолинейной центроиде заготовки, а суппорт является общим исполнительным звеном, то в цепи необходимо осуществить инструменту дифференциальное движение.

Дифференциальное движение осуществляется шаговым гидродвигателем *14*, кинематически связанным посредством червячной передачи *15* с суммирующим механизмом *16* в виде дифференциала с коническими колесами, и управляемого генератором гидравлических импульсов *10*, золотниковая втулка с рабочими щелями которого получает вращение от приводного зубчатого колеса *12*, закрепленного на ходовом винте *13* продольной подачи суппорта. Рабочая жидкость к генераторам гидравлических импульсов подводится от насосной установки *8* по трубопроводу *9*.

На рисунке 2 представлена структурная схема резьбонарезного станка с гидравлическими формообразующими для нарезания глобоидных червяков [6-7].

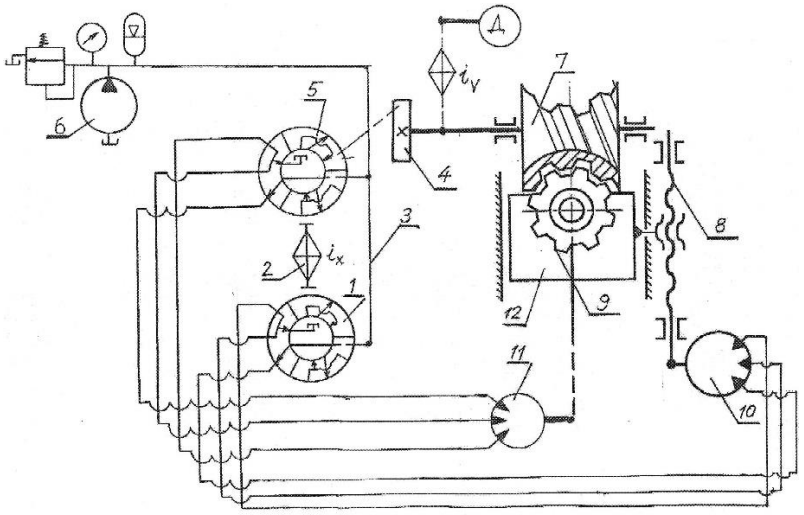


Рисунок 2. Структурная схема резьбонарезного станка с гидравлическими формообразующими для нарезания глобоидных червяков

Станок включает в себя заготовку *7*, совершающую вращательное движение от электродвигателя *Д* через звено настройки i_v.

Инструмент (обкаточный резец долбяк) *9*, связанный с заготовкой цепью деления получает вращения от шагового гидродвигателя *11*, кинематически связанного с узлом инструмента и управляемого генератором гидравлических импульсов *5*, золотниковая втулка с расчетным числом рабочих щелей которого вращается от приводного зубчатого колеса *4*, закрепленного на шпинделе заготовки *7*.

Радиальное (поперечное) перемещение инструмента *9* для получения полной высоты витка червяка осуществляется от шагового гидродвигателя *10*, кинематически связанного с суппортом *12* и инструментом посредством ходового винта *8* радиальной подачи и управляемого генератором гидравлических импульсов *1*, золотниковая втулка с расчетным числом рабочих щелей которого получает вращение от генератора гидравлических импульсов *5*, управляющего гидравлическим шаговым двигателем *11* вращения инструмента *9* через несиловую гитару сменных зубчатых колес *2*.

Рабочая жидкость к генераторам гидравлических импульсов поступает от насосной установки 6 по трубопроводу *3*.

Заключение

Эффективность построения системы внутренних металлорежущих станков на основе шагового гидропривода заключается в том, что:

- обеспечивается конструктивная однородность кинематических связей между конечными звеньями – заготовкой и инструментом для станков различного технологического назначения и разных типоразмеров, при этом возможно исключить конструктивное и размерное многообразие кинематических цепей, предназначенных для выполнения однотипных функций и осуществить проектирование и построение внутренних цепей различных зубо- и резьбообрабатывающих станков с большим различием характеристик из небольшого, ограниченного, экономически обоснованного количества типоразмеров одинаковых (типовых и стандартных) агрегатов (модулей), что ведет к упорядочению номенклатуры одноименных внутренних цепей, сходных по функциональному назначению путем установления типоразмерных рядов гидравлических связей;

- обеспечивается конструктивная преемственность при создании станков, благодаря типизации конструкций внутренних кинематических цепей на основе гидравлической связи в виде шагового гидропривода, состоящего из конструктивно и функционально завершенных агрегатов (модулей), имеющих унифицированные габаритно-установочные и присоединительные элементы, способных выполнять заданные функции либо самостоятельно, либо сов-

местно с аналогичными модулями в зависимости от назначения, сложности внутренней цепи, количества формообразующих движений;

- уменьшается накопленная погрешность изделия, так как общая протяженность кинематической цепи между согласуемыми органами, обуславливающая накопления ошибки за счет увеличения угла закручивания по ее длине в случае применения гидравлической связи предельно сокращается, так погрешность гидравлической связи не зависит от расстояния между задающим устройством и исполнительным шаговым гидродвигателем, а будет определяться точностью конечных делительных звеньев цепи (червячные, винтовые передачи), точностью изготовления элементов шагового гидродвигателя, инструмента и заготовки;

- уменьшается металлоемкость и масса станков, так как уменьшается габаритные размеры узлов, несущих инструмент и заготовку, повышается жесткость их корпусов, благодаря устранению окон и полостей в них для размещения механических кинематических передач, отпадает потребность в больших наборах сменных зубчатых колес для гитар сменных колес, сокращается до возможного минимума количество промежуточных элементов, составляющих механическую кинематическую связь (зубчатые колеса, подшипники, валы и т.п.) при замене ее гидравлической связью, что существенно упрощает кинематику станка и одновременно приводит к повышению жесткости и точности цепей, а также позволяет создать более рациональную компоновку, предельно сблизить при этом узел инструмента и узел заготовки при сложном пространственном расположении рабочих органов станка.

Библиографический список

1. Федотенок А.А. Кинематическая структура металлорежущих станков. - М.: Машиностроение, 1970.- 403 с.
2. Ванин В.А., Мищенко С.В., Трифонов О.Н. Кинематические связи в металлорежущих станках на основе гидравлического шагового привода. - М.: Издательство «Машиностроение -1», 2005.- 328 с.
3. Проектирование и создание станков различного назначения на базе унифицированных формообразующих цепей / Ванин В.А., Родина А.А. // Энергосбережение и эффективность в технических системах: Материалы IV Международной научно-технической конференции студентов, молодых ученых и специалистов. Тамбов: Изд-во Тамбовский государственный технический университет, 2017. С. 388-389.
4. Синтез и оптимизация структуры формообразующих цепей резьбообрабатывающих станков на основе шагового гидропривода / Ванин В.А., Фидаров В.Х. // Виртуальное моделирование, прототипирование и промышленный дизайн: Материалы IV Международной научно-практической конференции. Тамбов: Изд-во Тамбовский государственный технический университет, 2017. С. 349-353.
5. Построение и оптимизация формообразующих цепей на основе гидравлических связей в станках со сложными движениями формообразования / Ванин В.А., Родина А.А., Дежа А.А. // Актуальные проблемы в машиностроении: материалы конференции. Новосибирск: Изд-во Новосибирский государственный технический университет, 2017. Т.4., №4. С. 84-88.
6. Применение шагового гидравлического привода для обработки глобоидных поверхностей / Колодин, А.Н., Ванин, В.А. // Техника и технологии машиностроения: материалы IV междунар. студ. науч.-практ. конф. (Омск, 25-30 марта 2015 г.) / Минобрнауки России, ОмГТУ. - Омск: Изд-во ОмГТУ, 2015. С. 115-119.
7. Шаговый гидропривод в формообразующих цепях резьбонарезных станков: монография / Ванин В.А., Колодин А.Н. Saarbrucken: Издательство: LAP LAMBERT, 2016. 107 с.
8. Кинематическая структура металлорежущих станков с гидравлическими

синхронизированными связями на основе шагового гидропривода / Ванин, В.А. // В.И. Вернадский: устойчивое развитие регионов: материалы Международной научно-практической конференции. Тамбов: Изд-во Тамбовский государственный технический университет, 2016. С. 29-35.
9. Гидравлические связи на основе шагового гидропривода с пневматической системой управления / Ванин, В.А., Подледников П.Ю., Корнилов А.С. // Виртуальное моделирование, прототипирование и промышленный дизайн: Материалы III Международной научно-практической конференции. Тамбов: Изд-во Тамбовский государственный технический университет, 2016. С. 311-316.
10. Кинематическая структура металлорежущих станков с внутренними (формообразующими) связями на основе шагового гидропривода / Поляков А.С., Ванин, В.А. // Техника и технологии машиностроения: материалы IV междунар. студ. науч.-практ. конф. (Омск, 25-30 марта 2015 г.) / Минобрнауки России, ОмГТУ. - Омск: Изд-во ОмГТУ, 2015. С. 195-199.
11. Кинематическая структура зубодолбежных станков с гидравлическими, формообразующими связями на основе шагового гидропривода / Ванин, В.А. // Технология машиностроения. 2015. №3. С. 28-33.
12. Построение внутренних (формообразующих) цепей металлорежущих станков на основе шагового гидропривода / Ванин, В.А., Иванов В.И., Трифонов О.Н. // Вестник МГТУ СТАНКИН, 2015. №2(33). С. 61-67.
13. Using hydraulic step drives in the shaping systems of metal-cutting machines / V.A. Vanin // Russian Engineering Research, 2013, N3(33). pp. 156 -162.
14. Vanin V.A. Modular design based on hydraulic step drives for internal kinematic chains in metal-cutting machines / V.A. Vanin, A.N. Kolodin // Russian Engineering Research, 2010, N30(12). pp. 1248 - 1251.
15. Vanin V.A., Romanova E.V., Grigoryan V.S. Design and optimization of forming chains on the basis of hydraulic connections in machines with complex / The world of science without borders // Conference proceedings. Tambov: Tambov State Technical University, 2018, pp. 75-78.

Information about the paper in English

A.N. Kolodin
Tambov State Technical University,
Tambov, Russia
E-mail: dekorkan@yandex.ru
Received 28.09.2018

APPLICATION OF UNIFIED HYDRAULIC CONNECTIONS IN FORMING CHAINS OF MACHINES

Abstract

The paper studies stepping hydraulic drives in constructing internal (forming) chains of cutting machines for various process applications. The modification of equipment contributes to minimizing the length of internal kinematic chains of machines to increase accuracy of machining parts by decreasing accumulated inaccuracy transferred from the machine to workpieces and by decreasing a total weight of equipment.

Keywords: unified hydraulic connections, stepping hydraulic drive, forming chains of machines.

УДК 621.7

И.В. Цветков
ФГБОУ ВО «Тверской государственный технический университет»
г. Тверь, Россия
E-mail: tsvet.ivan@yandex.ru
Дата поступления 23.11.2018

РАСЧЁТ УСИЛИЙ ЭКСПАНДИРОВАНИЯ ТРУБ ДЛЯ ГАЗОНЕФТЕПРОВОДОВ

Аннотация

В статье представлены расчёты усилий при экспандировании сварных труб. Для расчётов использовался метод построения кинематически допустимых полей скоростей с использованием π-теоремы Э. Букингема. Рассмотрены три различных варианта кинематически допустимых полей скоростей, что позволило выбрать вариант поля, обеспечивающий минимальную величину мощности и усилия. Получены уравнения для определения усилий при экспандировании.

Ключевые слова: трубы, экспандирование, усилия, качество труб.

Введение

В 1878 г. в Российской Империи появился первый трубопровод для транспортировки нефти в Бакинские нефтеперерабатывающие заводы из Балаханского месторождения длинной около 10 километров [1]. На сегодняшний день общая протяжённость магистральных трубопроводов превышает 230 тыс. км [2], из которых газопроводных магистралей 160,4 тыс. км, нефтепроводных магистралей 48 тыс. км, нефтепродуктовых магистралей 19,3 тыс. км [3], и их количество продолжает расти. Важность развития и усовершенствования технологии и конструкций магистральных трубопроводов отражена в Энергетической стратегии России до 2030 года (утв. Распоряжением Правительства РФ от 13.11.2009 № 1715-р), где в качестве приоритетных направлений научно-технического развития в газовой промышленности значится «создание отечественного оборудования, технологий и материалов для строительства и эксплуатации магистральных трубопроводных систем повышенных параметров...». А в рамках основных задач нефтяного комплекса указывается необходимость «развития транспортной инфраструктуры, в том числе трубопроводной, для повышения эффективности, диверсификации структуры и направлений транспортировки нефти и нефтепродуктов».

Современные технологические процессы изготовления сварных труб предусматривают реализацию операции экспандирования т.е. упруго-пластическую деформацию трубы при её расширении давлением нескольких твердых тел — сегментов [4-11]. Применение данной операции обусловлено, прежде всего, низкой точностью при изготовлении труб методом вальцовки с последующей сваркой продольного шва, или двух продольных швов (при изготовлении трубы из двух заготовок в форме полуцилиндров).

Анализ процесса экспандирования

На рисунке 1 показано положение экспандера в процессе деформации трубы 1 [12], здесь также показаны сегменты 2, предназначенные для реализации пластической деформации трубы при давлении на её внутреннюю поверхность, и участок зазора 3 между сегментами. После каждого цикла деформации экспандер последовательно перемещают вдоль оси трубы на определенный шаг и повторяют цикл деформации расширения трубы. Экспандирование реализуют за несколько шагов, последовательно по длине трубы, с перекрытием зоны деформации в предыдущем этапе процесса деформации. Длину зоны перекрытия определяют по формуле [13, 14]:

$$l \geq 1{,}1\sqrt{\frac{1{,}002 \cdot (D_{\text{гт}} - h) \cdot h}{2}},$$

где $D_{\text{гт}}$ – диаметр готовой трубы;

h– толщина стенки трубы.

Положение экспандера с двенадцатью сегментами после его ввода в трубу (до начала деформации трубы) схематично показано на рисунке 2. Видно, что после введения экспандера в трубу 1 сегменты 2 и 3 имеют возможность перемещения вдоль оси x (в противоположных направлениях). Сегменты 4 и 5 предназначены для движения вдоль оси y. Поверхность AB сегмента 2 имеет цилиндрическую форму и после перемещения соприкоснётся с внутренней стенкой трубы вдоль образующей цилиндра — линии C.

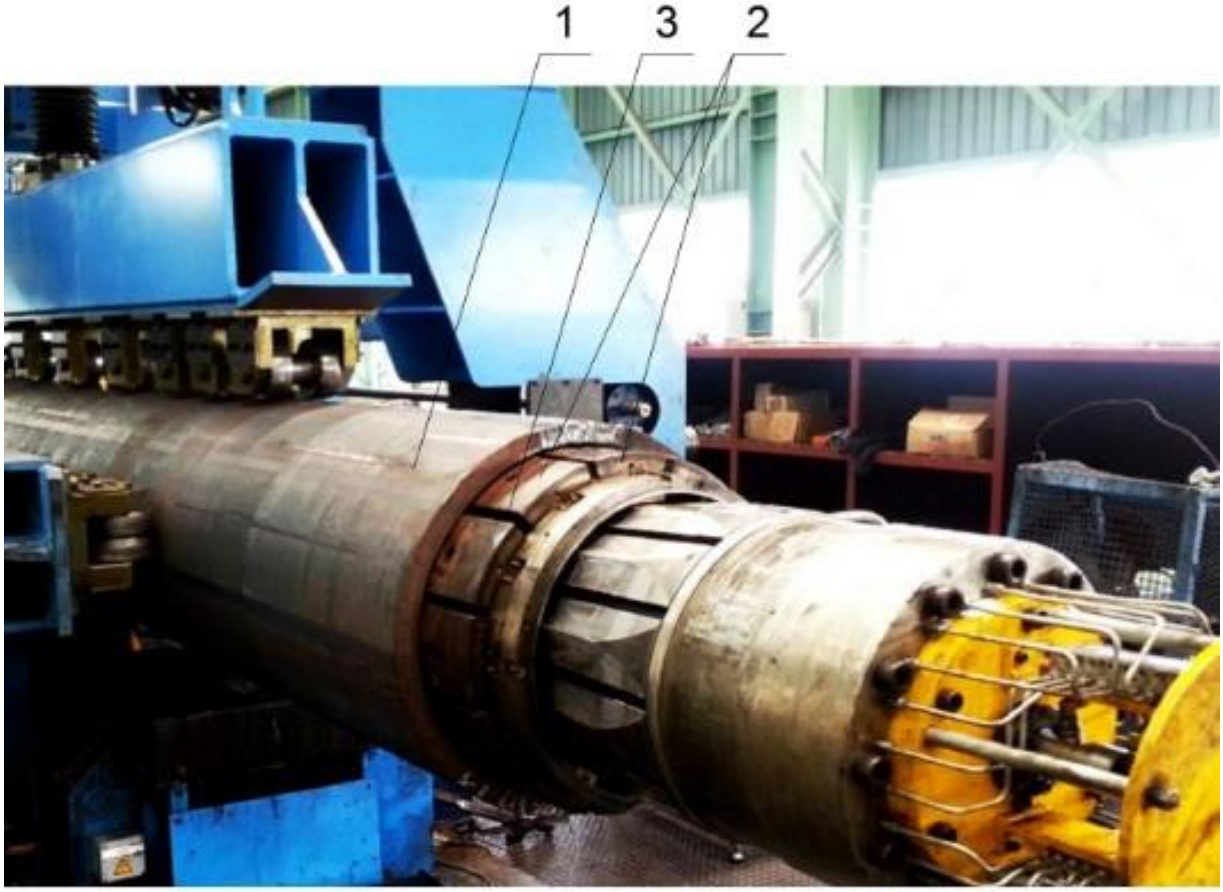


Рисунок 1. Экспандер в процессе деформации трубы, на трубном заводе компании Tianjin Yuantai Derun Pipe Manufacturing Group Co., Ltd (Китай)

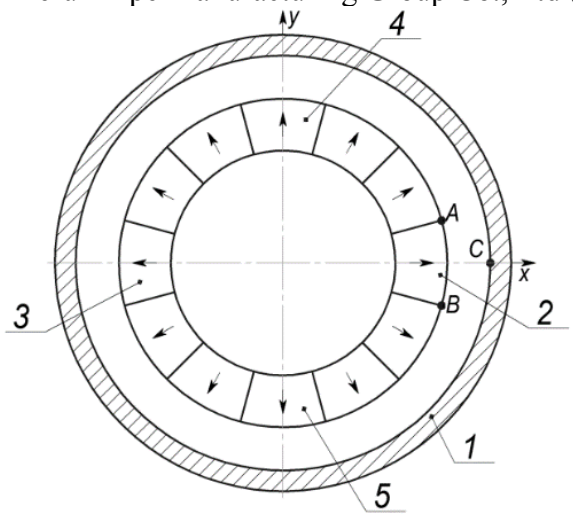


Рисунок 2. Положение экспандера при вводе его в трубу (до начала деформации трубы)

Расчёт усилий при экспандировании труб

Рассмотрим все факторы, от которых может зависеть усилие P, которое следует приложить к сегменту для деформации трубы при экспандировании по схеме, указанной на рисунке 3. В таблице 1 указаны все параметры, которые могут содержаться в функциональной зависимости, определяющей величину усилия P и их размерности.

В начале XX века Эдгар Букингем (Edgar Buckingham) сформулировал идеи т. н. π-теоремы, которая утверждает, что любое уравнение физического явления, записанное в конкретной системе единиц, может быть представлено в виде зависимости между безразмерными соотношениями, представляющими собой критерии подобия и составленными из входящих в уравнение величин [15]. На эти условия указано в ряде работ академика Л.И. Седова [16, 17, 18]. Угол α — можно измерять в радианах и считать величиной безразмерной. Обычно, при двенадцати сегментах в экспандере угол $\alpha = \frac{\pi}{6} = 0{,}523$.

Таблица 1

Параметры, определяющие функциональную зависимость усилия при экспандировании

№ п/п	Обозначение величины	Наименование величины	Размерность
1	P	усилие, приложенное к каждому из сегментов	[Н]
2	α	угол раствора дуги одного сегмента или угол между центрами соседних сегментов	[рад]
3	R	наружный радиус трубы	[м]
4	h	толщина стенки трубы	[м]
5	l	длина деформируемого участка трубы	[м]
6	σ_T	предел текучести материала	[Н/м^2 ~ МПа]

Из приведённых величин можно составить четыре комбинации – безразмерных независимых параметров, например:

$$\mathrm{A}_1 = \frac{\mathrm{P}}{\sigma_\mathrm{T} \cdot h \cdot l};\ \mathrm{A}_2 = \frac{h}{l};\ \mathrm{A}_3 = \frac{l}{R};\ \mathrm{A}_4 = \alpha.$$

Поэтому искомое функциональное уравнение должно иметь вид:

$$f(\mathrm{A}_1, \mathrm{A}_2, \mathrm{A}_3, \mathrm{A}_4) = 0. \qquad (1)$$

Если решить его относительно параметра A_1, то получим:

$$\mathrm{A}_1 = f(\mathrm{A}_2, \mathrm{A}_3, \mathrm{A}_4) \text{ или } P = \sigma_\mathrm{T} \cdot h \cdot l \cdot f(\mathrm{A}_2, \mathrm{A}_3, \mathrm{A}_4). \qquad (2)$$

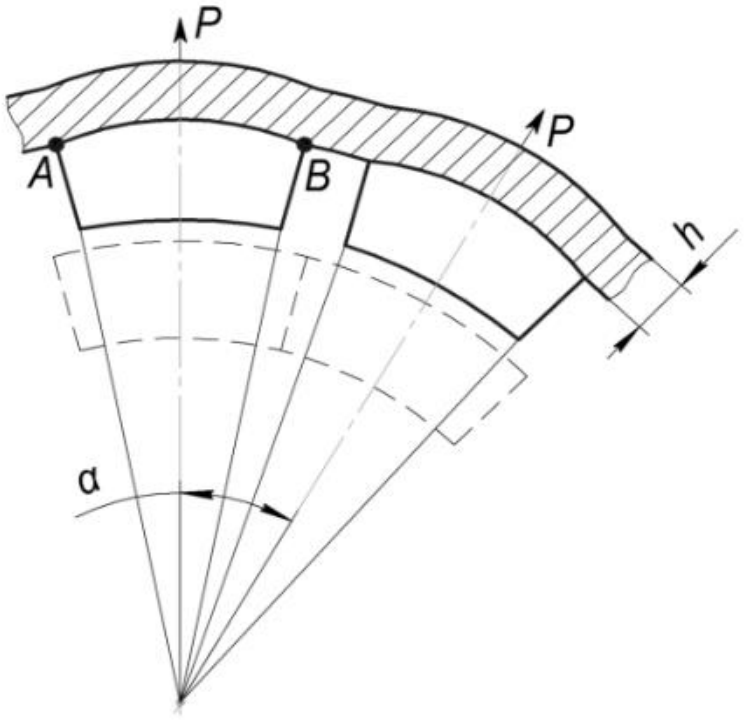


Рисунок 3. Схема перемещения сегментов экспандера в процессе деформации трубы

Опыты показывают, что зависимость усилия от параметра $A_3 = \frac{l}{R}$ является линейной, поэтому можно сделать вывод, что функция f не зависит от параметра A_3 (линейная зависимость уже определена формулой (2)). Следовательно, формула имеет вид:

$$P = \sigma_T \cdot h \cdot l \cdot f\left(\frac{h}{R}, \alpha\right). \quad (3)$$

Такой должна быть формула для определения усилия P, которое необходимо приложить к каждому из сегментов (если учесть и упругую деформацию, то необходимо учесть модуль упругости E [МПа] и добавить еще, по меньшей мере один, безразмерный параметр, например, для идеальной пластической среды (σ_T/E), но здесь для определения верхних границ усилий мы будем использовать модель жёстко-пластической среды с использованием только одного параметра σ_T) [19].

Очевидно, что наиболее простое кинематически допустимое поле скоростей можно получить, приняв что участок трубы AB движется параллельно усилию P при срезе вдоль плоскостей, проходящих через A и B, с размером участка среза $\frac{h}{cos(0{,}5\alpha)}$. В этом случае:

$$\mathrm{P} = k\left(\frac{2hl}{cos(0{,}5\alpha)}\right), \qquad \mathrm{P} = \frac{2\sigma_T}{\sqrt{3}} \cdot \frac{hl}{cos(0{,}5\alpha)}. \quad (4)$$

Срезом на краю участка длиной l и размерами $(h2R\alpha)$ можно пренебречь, т.к. $l >> h$ и $l > R$. Формула (4) соответствует функциональной зависимости (3) при функции:

$$f\left(\frac{h}{R}, \alpha\right) = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{1}{cos(0{,}5\alpha)}\right). \quad (5)$$

Например, если R = 0,5 м, h = 0,04 м, l = 2,0 м и $\alpha = \pi/6 = 30°$, то функция $f\left(\frac{h}{R}, \alpha\right) = 1{,}19$. По формуле (4) определим, при σ_T = 500 МПа, усилие P:

$P = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{500 \cdot 0{,}04 \cdot 2}{0{,}965} = 47{,}86$ МН, и можно принять с запасом 10 %, P = 50 МН.

Конечно, фактически среза не происходит, но такое поле скоростей является кинематически возможным и, следовательно, определяет верхнюю границу возможных величин усилий деформации.

Согласно зависимости (4) характерна линейная зависимость усилия от величины (hl), и увеличение усилий с возрастанием угла α.

Разумеется, можно иначе реализовать выбор безразмерных параметров A_i (i = 1, 2, 3, 4). Можно, принять: $\mathrm{A}_1 = \frac{\mathrm{P}}{\sigma_T h^2}$, $A_2 = \frac{h}{R}$, $A_3 = \frac{l}{R}$, $\mathrm{A}_4 = \alpha$. Тогда зависимость $f(\mathrm{A}_1, \mathrm{A}_2, \mathrm{A}_3, \mathrm{A}_4) = 0$ приведёт к формуле: $P = \sigma_T h^2 f(\mathrm{A}_2, \mathrm{A}_3, \mathrm{A}_4)$.

С учётом линейной зависимости P от l получим формулу:

$$\mathrm{P} = \frac{\sigma_T h^2 l}{R} \cdot f(A_2, A_4).$$

При таком выборе безразмерных параметров, рассмотрение кинематически допустимого поля скоростей приведёт к формуле (4) при функции:

$$f\left(\frac{h}{R}, \alpha\right) = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R}{h} \cdot \left(\frac{1}{cos(0{,}5\alpha)}\right).$$

Таковы должны быть формулы, определяемые принятым полем скоростей. Но выбор параметров, соответствующей формуле (3), конечно предпочтительнее, он прямо приводит к формуле (4) для верхней оценки усилия при простой функции $f(\alpha)$, согласно формуле (2) (эта функция зависит только от α, и не зависит от параметра $\frac{h}{R}$, например, при n = 12, $\alpha = 30°$, $f(\alpha)$ – является постоянной величиной).

В работах [10, 20] была предложена технология совместной деформации экспандирования двух труб при их стыковке (соединении) для сборки и сварки в линии трубопровода. В этом случае также применимы формулы (3) и (4) для расчётов необходимых усилий экспандирования.

Теперь построим другой вариант кинематически допустимого поля скоростей, схема которого приведена на рисунке 4. Примем, что сегмент с поверхностью A_1A в процессе экспандирования перемещается со скоростью v_0 вдоль оси y. С такой же скоростью перемещаются соседние сегменты, углы между векторами их скоростей равны $\alpha = (2\pi)/n$, где n — число сегментов.

Примем поле скоростей, состоящее из совокупности жестких зон. Зона $AOCC_1O_1A_1$ совершает движение вдоль оси y со скоростью v_0, а жёсткая зона ABO совершает движение со скоростью v_1 по оси z_1

под углом $0{,}5\alpha$ к оси y. Угол между линиями AB и осью z_1 равен γ, при этом $\mathrm{tg}\gamma = (0{,}5AB)/h$, а размер АВ:

$$AB = CD + 2h \cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha) = 2u \cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha) + 2h \cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha).$$

Здесь u – перемещение сегментов до момента, показанного на рисунке 4а от начального положения, соответствующего соприкосновению сегментов. Угол γ между плоскостью AO и осью z_1 определён условием:

$$\mathrm{tg}\gamma = \frac{(2u+h)\cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha)}{2h} = \left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)\cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha).$$

Длина отрезка AO равна:

$$AO = \sqrt{h^2 + (u+h)^2 \cdot \sin^2(0{,}5\alpha)} = h\sqrt{1 + \left(1 + \frac{u}{h}\right)^2 \sin^2(0{,}5\alpha)}.$$

Условием того, что такое поле скоростей будет являться кинематически допустимым будет непрерывность нормальных составляющих скорости на линии AO и BO.

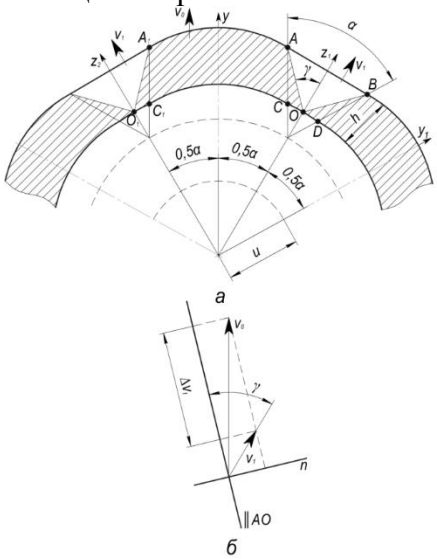


Рисунок 4. Вариант кинематически допустимого поля скоростей:
а – расположение жёстких зон; б – векторы скоростей этих зон

Схема скоростей приведена на рисунке 4б, откуда видно, что проектируя скорости v_0 и v_1 на нормаль n к границе жёстких зон AO, получим:

$$v_1 = v_0 \frac{\sin(\gamma - 0{,}5\alpha)}{\sin\gamma} = v_0[\cos(0{,}5\alpha) - \sin(0{,}5\alpha)\cdot \mathrm{ctg}\gamma].$$

Это условие определяет связь величин v_1 и v_0, а разрыв тангенциальных составляющих скорости равен:

$$\Delta v_t = v_0 \frac{\cos(0{,}5\alpha)}{\sqrt{1 + \left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)^2 \mathrm{tg}^2(0{,}5\alpha)}} \left\{1 + \mathrm{tg}^2(0{,}5\alpha)\left(\frac{u}{h} + 0{,}5\right) - \frac{\mathrm{ctg}(0{,}5\alpha)}{0{,}5 + \frac{u}{h}} + \frac{\left[1 + \left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)^2 \mathrm{tg}^2(0{,}5\alpha)\right]^{1{,}5}}{\left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)\cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha)}\right\}.$$

Если при малых углах $0{,}5\alpha$ пренебречь величинами, содержащими $\mathrm{tg}^2(0{,}5\alpha)$ и принять $\cos(0{,}5\alpha) = 1$ то получим:

$$\Delta v_t \approx v_0 \left[1 + \frac{1}{\left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)\cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha)} + \frac{1{,}5\left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)^2 \mathrm{tg}^2(0{,}5\alpha)}{\left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)\cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha)} - \frac{1}{\left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)\cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha)}\right] \approx v_0\left[1 + 1{,}5\left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)\cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha)\right].$$

Мощность деформации равна:

$$N = 2k \cdot AO \cdot l \cdot \Delta v_t$$

или

$$N = \frac{2\sigma_\mathrm{T} h l v_0}{\sqrt{3}} \sqrt{1 + \left(\frac{u}{h} + 1\right)^2 \sin^2(0{,}5\alpha)} \cdot \left[1 + 1{,}5\left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)\mathrm{tg}(0{,}5\alpha)\right].$$

Эту мощность надо приравнять к мощности внешней силы $N_1 = Pv_0$ и пренебрегая $\sin^2(0{,}5\alpha)$ получим усилие:

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_\mathrm{T} \cdot hl\left[1 + 1{,}5\left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)\mathrm{tg}(0{,}5\alpha)\right].$$

Данная функция соответствует формуле (3) при:

$$f\left(\frac{h}{R}, \alpha\right) = \frac{2}{\sqrt{3}}\left[1 + 1{,}5\left(0{,}5 + \frac{u}{h}\right)\cdot \mathrm{tg}(0{,}5\alpha)\right].$$

Например, если R = 0,5 м, h = 0,04 м, l = 2,0 м и α = 30°, u/h = 1, σ_T = 500 МПа, то получим P = 74,13 МН. Значения, определяемые этой формулой несколько выше, чем значения определённые формулой (4). Можно также построить поле скоростей содержащее на переходном участке трубы (межу соседними сегментами) не одну, а две жёсткие зоны, которые совершают поступательное движение в радиальном направлении. Такое, кинематически допу-

стимое поле скоростей приведено на рисунке 5. В этом варианте имеется жёсткая зона *ABODFGA*, которая совершает движение вдоль оси *y* со скоростью v_0 равной скорости поверхности экспандера. На границе с соседними аналогичными жёсткими зонами (которые совершают движения вдоль осей y_1 и y_2, рисунок 5) расположены не одна, а две жесткие зоны *BOC* и *DOE*. Их скорости равны v_1 и v_2 соответственно. На рисунке 5а показаны расположения жёстких зон, а на рисунках 5б и 5в схемы скоростей на границах соседних жёстких зон. Такое поле скоростей было построено в работе [21], для таких схем деформации, как прессование, волочение, прокатка. При реализации этих процессов происходит течение металла с уменьшением его толщины, а при экспандировании реализуется процесс с увеличением размеров деформируемых участков от *DE* до *BC*. Проекции векторов v_1 и v_2 на нормали к линиям *BO* и *DO* должны быть равны проекциям на нормали к указанным поверхностям жёсткой зоны *ABODFGA*. Для удобства, на рисунке 6 показано расположение тех же жёстких зон при их повороте на угол 0,5α. В этой схеме жёсткие зоны *AOB* и *DOC* совершают движение со скоростями v_1 и v_2 вдоль оси *z*, а заштрихованные жёсткие зоны (правее *BOC* и левее *AOD*) совершают движение вдоль осей z_1 и z_2.

На рисунках 6б и 6в показаны схемы скоростей на граничных плоскостях *AO* и *DO*. Видно, что проекции на нормали *n* равны, а тангенциальные составляющие скорости имеют разрывы, определяющие расход мощности деформации. Однако, приведённое в источнике [21] решение, определяет величину мощности деформации в виде:

$$N = 2kv_0 l\left(\frac{h^2 + H_c^2}{h \cdot H_c}\right)h,$$

где H_c – средняя толщина трубы. Можно записать эту формулу в виде:

$$N = 2kv_0 lh\left(m + \frac{1}{m}\right),$$

где $m = \frac{h}{H_c}$ – отношение толщины стенки трубы к средней толщине зоны деформации. При $N = Pv_0 = \frac{2\sigma_T}{\sqrt{3}} v_0 hl\left(m + \frac{1}{m}\right)$ можно считать, что в данном случае в формуле (3) $f\left(\frac{h}{R}, \alpha\right) = \frac{2}{\sqrt{3}}\left(m + \frac{1}{m}\right)$.

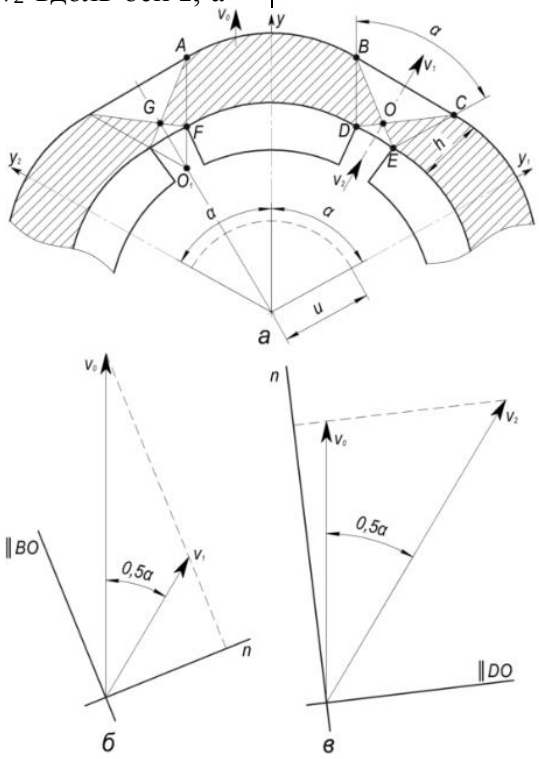


Рисунок 5. Схема варианта допустимого поля скоростей при экспандировании:
а – расположение жёстких зон; б – схема скоростей на граничной поверхности *BO*;
в –схема скоростей на граничной поверхности *DO*

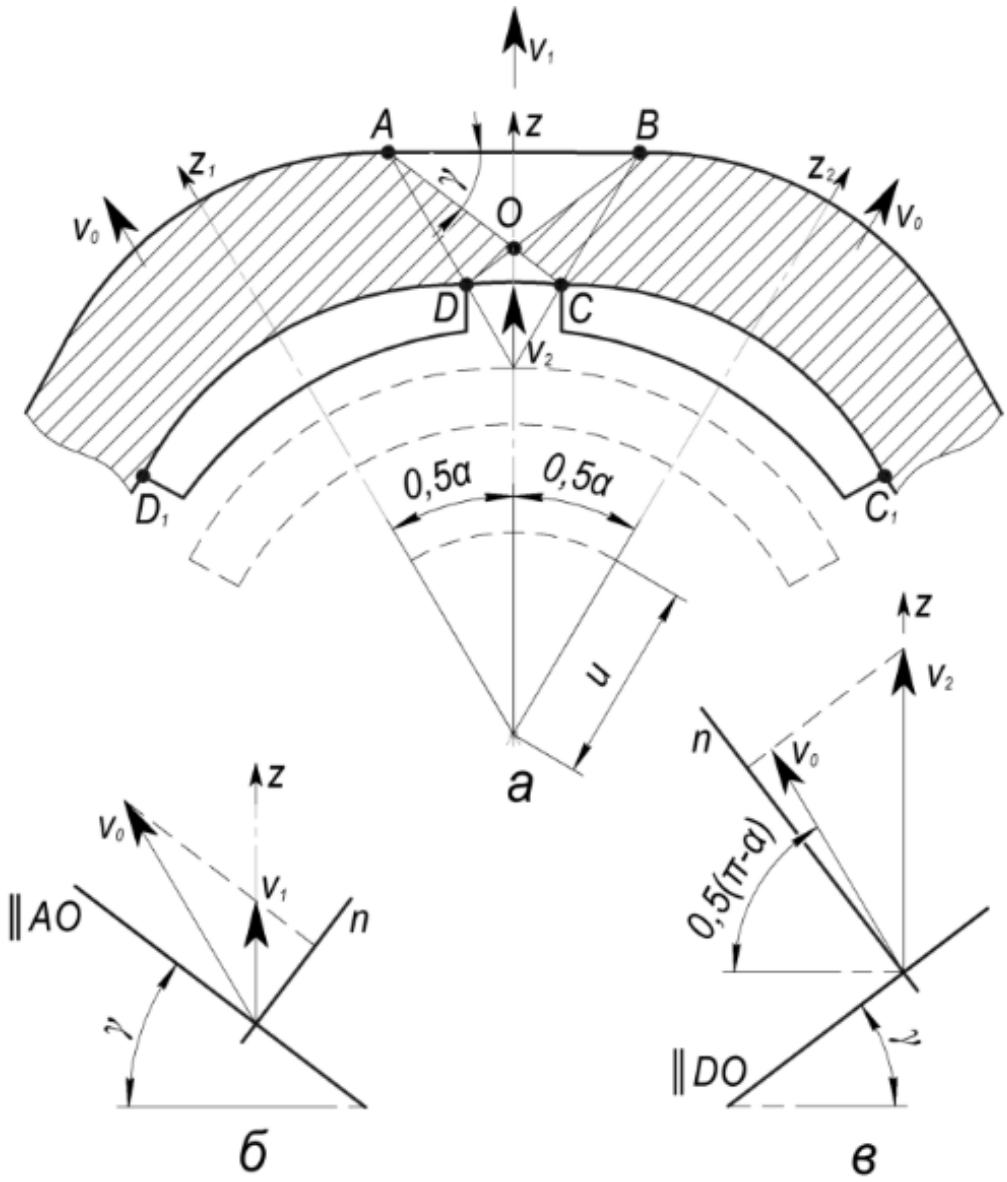


Рисунок 6. Схема кинематически допустимого поля скоростей при экспандировании
а – расположение жёстких зон; б, в – схема скоростей жёстких зон

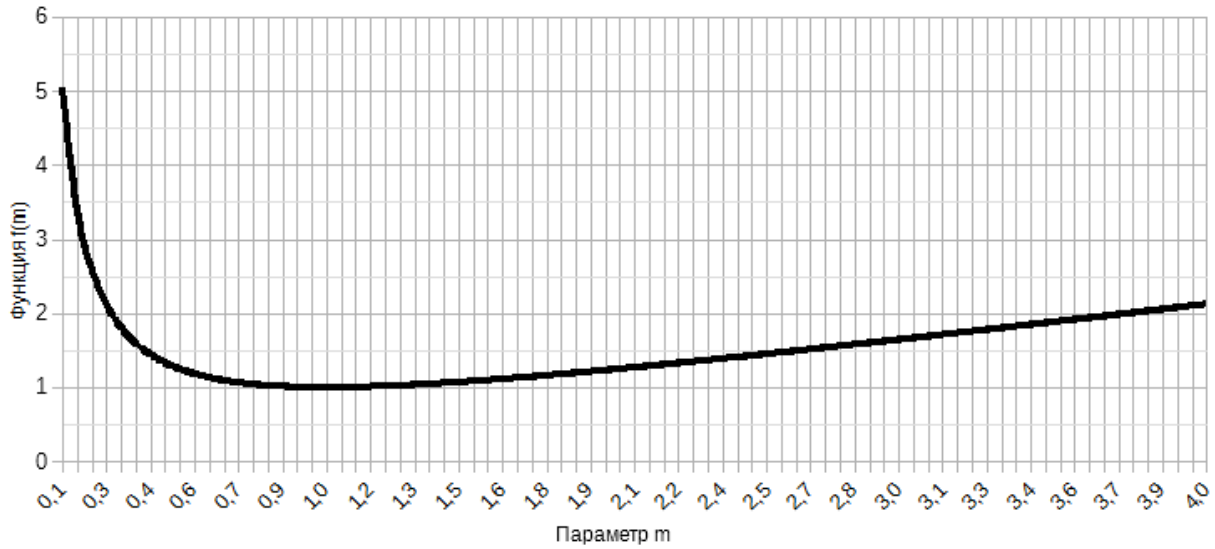


Рисунок 7. График функции $f(m) = 0{,}5\left(m + \frac{1}{m}\right)$

Но в данную формулу входит функция $\left(m+\frac{1}{m}\right)$, которая при $m \to 0$, стремится к бесконечности, это определяет существенное завышение величины мощности при малых m. График функции $f(m) = 0{,}5\left(m+\frac{1}{m}\right)$ приведён на рисунке 7. Он определяет незначительное завышение мощности и соответственно величины усилия при величине m в диапазоне $0{,}5 \le m \le 2$. Однако при $m \to 0$ функция быстро возрастает и определяет очень сильное завышение величин мощности, поэтому следует использовать для расчётов формулу (4), определяющую меньшую величину усилия.

Заключение

В современных технологических процессах при производстве сварных труб для магистральных трубопроводов нефти и газа широкое применение нашла технологическая операция экспандирования.

Пластическая деформация, возникающая при реализации операции экспандирования, значительно повышает точность труб и способствует выравниванию геометрической формы трубы. Рассмотрение процесса пластической деформации и расчет необходимых усилий методом построения кинематически допустимых полей скоростей, позволяют сделать заключение о необходимости определения усилий, необходимых для реализации операций экспандирования труб для безошибочного выбора технологического оборудования для осуществления этого процесса.

Библиографический список

1. Иванов А.И., Никишин А.А., Макаренко О.А. Трубопроводный транспорт России конца XIX — начала XX века // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. 2016. № 4. С. 67-69.
2. Драчёв К.А., Римлянд В.И., Савченко В.В. Распространение акустических волн в металлических трубах // Вестник ТОГУ. 2014. № 4(35). С. 17-24.
3. Митряев С. Отечественные нанотехнологии — российской трубопроводной системе // Энергетическая стратегия. 2011. №3. С. 88-89.
4. Жмойдин Г.И. В поисках своего пути – трубный комплекс России // Производство проката. 2002. №7. С. 36-46.
5. Шинкин В.Н. Сопротивление материалов для металлургов. М.: Изд. дом МИСиС. 2013. 655 с.
6. Анучкин М.П. Прочность сварных магистральных трубопроводов. М.: Гостопиздат. 1963. 196 с.
7. Shinkin V.N., Kolikov A.P. Engineering calculations for processes involved in the production of large diameter pipes by the SMS-Meer technology // Metallurgist. 2012. Vol. 56. №11-12. Pp. 833-840.
8. Коликов А.П., Звонарев Д.Ю. Моделирование процесса экспандирования сварных труб большого диаметра // Сталь. 2017. №3. С. 41-43.
9. Дерикс В., Гензер Б., Новые технологии экономичного и гибкого производства труб большого диаметра // Труды XII Международной научно-практической конференции «Трубы - 2005». Ч.1. Челябинск: ОАО «РосНИТИ». 2005. С. 105-108.
10. Бровман М.Я. Усовершенствование технологии изготовления сварных трубопроводов // Машиностроитель. 2017. №6. С. 24-30.
11. Стеклов О.И., Варламов, Д.П. Анализ рисков магистральных газопроводов России по данным мониторинга результатов внутритрубной диагностики // Сварочное производство. 2013. №9. С. 28-34.
12. Информационные материалы компании Tianjin Yuantai Derun Pipe Manufacturing Group Co., Ltd. URL: http://www.86steelpipe.com/about-us/production-process (дата обращения: 22.11.2018).
13. Пат. 1731369 СССР, МПК B21D44/02. Способ калибрования сварных двухшовных труб на гидромеханических экспандерах / Иванов Е.И., Соболевский Э.И., Коломенский В.К., Калинушкин П.Н., Таничев А.Г., Козырев В.А., Ракитянский В.Г., Андреев

Ю.П., Котов И.И. Кузьминский В.М.; заявитель и патентообладатель Всесоюзный научно-исследовательский и конструкторско-технологический институт трубной промышленности. № 4765525/27; заявл. 06.12.89; опубл. 07.05.92.
14. Цветков И.В. Технологии повышения точности и надёжности сборки магистральных нефтегазопроводов // Актуальные проблемы машиноведения, безопасности и экологии в природопользовании: материалы IV-ой Международной научно-практической конференции. Т.1. Тверь: ТвГТУ, 2018. С. 173-181.
15. Тихонов А.И. Основы теории подобия и моделирования (электрические машины): Учеб. пособие / Иваново: ФГБОУ ВПО «Ивановский государственный энергетический университет имени В.И. Ленина». 2011. 132 с.
16. Седов Л.И. Введение в механику сплошной среды. М.: Физматгиз. 1962. 284 с.
17. Седов Л.И. Математические методы построения новых моделей сплошных сред // Успехи математических наук. 1965. Т.20. вып. 5. С. 121-180.
18. Седов Л.И. Размышления о науке и учёных. М.: Наука. 1980. 440 с.
19. Цветков И.В. Методы расчёта усилий при экспандировании сварных труб // Производство проката. 2018. №5. С. 19-25.
20. Бровман М.Я., Цветков, И.В. Инновационные технологии создания магистральных трубопроводов нефти и газа // Машиностроение: инновационные аспекты развития: материалы I международной научно-практической конференции. – Санкт-Петербург: СПбФ НИЦ МС, 2018. №1. С. 53-59.
21. Бровман М.Я. Применение теории пластичности в прокатке. М.: Металлургия. 1964. 247 с.

Information about the paper in English

I.V. Tsvetkov
Tver State Technical University,
Tver, Russian Federation
E-mail: tsvet.ivan@yandex.ru
Received 23.11.2018

CALCULATING FORCES OF THE VOLUME EXPANSION OF PIPES FOR GAS AND OIL PIPELINES

Abstract

The paper presents calculations of forces applied for expansion of welded pipes. To make the calculations, a method of constructing kinematically admissible fields of speeds, using the Buckingham π theorem. Three options of kinematically admissible fields of speeds were studied to choose an option of the field ensuring minimum power and force. Equations to calculate forces during the expansion were worked out.

Keywords: pipes, expansion, forces, pipe quality.

УДК 621.771.079

Ю.В. Жиркин, А.Е. Горькова
ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: girkin@yandex.ru
Дата поступления 14.11.2018

ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА УЗЛОВ ТРЕНИЯ В ЛИНИИ ПРИВОДА ВАЛКОВ ЛИСТОПРОКАТНОГО СТАНА

Аннотация

На высокоскоростных станах холодной прокатки наиболее нагруженными являются зубчатые зацепления редуктора-шестерённой клети, шарниры универсальных шпинделей, подшипниковые опоры рабочих валков. Повышение ресурса данных узлов является важными как научной, так и инженерной задачами. На основе ранее проведенных исследований предлагаются инженерные решения, обеспечивающие повышение ресурса рассматриваемых узлов трения.

Ключевые слова: ресурс, карбонитрация, зубчатое зацепление, шарнир шпинделя, валковые опоры, эластогидродинамическая смазка.

Введение

За последние годы на ряде фирм введены в эксплуатацию листопрокатные станы холодной прокатки, характеризующиеся высокой производительностью и выпуском высококачественной продукции. Опыт эксплуатации таких станов, в частности, стана 2000 холодной прокатки на ПАО «ММК» показывает, что реальная производительность стана во многом зависит от технического состояния оборудования и условий его эксплуатации.

Линия привода валков прокатной клети включает электродвигатель, редуктор-шестерённую клеть, шпиндельное соединение, валковую систему. Основные отказы в линии привода валков, как показано в работах [1, 2, 3] связаны с нарушением работоспособности узлов трения, к которым относятся: зубчатые зацепления в редукторе-шестерённой клети, шарниры с подшипниками качения в шпиндельном соединении, подшипники качения рабочих и опорных валков. Целью работы является обоснование применения инженерных методов повышения ресурса узлов трения в линии привода валков листопрокатного стана. Для достижения данной цели решаются задачи для каждого конкретного узла трения в линии привода валков на основе анализа их работоспособности.

Основная часть

Ресурс узлов трения в линии привода рабочих валков станов, определяется в основном износостойкостью зубчатых колёс и подшипников качения. Повышение износостойкости можно достичь применением инженерных решений, основанных на основе научных знаний о процессах, протекающих на контактирующих поверхностях узлов трения. В работе рассматриваются решения применительно к каждому узлу трения в линии привода валков.

Редуктор-шестерённая клеть

Работоспособность зубчатых зацеплений обеспечивается упрочняющей обработкой зубчатых колёс и циркуляционной системой смазывания с подбором соответствующей марки жидкого смазочного материала. В работе [4] показано, что повышение ресурса зубчатых колёс можно достичь, подвергая их процессу карбонитрации. Это обусловлено тем, что в процессе карбонитрации создаётся на поверхности зубьев новый микропрофиль. Сравнение микропрофилей на рисунках 1 и 2 показывает, что формируется совершенно новый микропро-

филь с увеличенным количеством микровыступов. Измерения параметров шероховатости проводились в лаборатории Научно-исследовательского центра «Микротопография» МГТУ им. Г.И. Носова. Использовались установки MarSurf XR20 with XT20 (Mahr, Германия) и Contour GT K1 (Bruker, США). По результатам исследования [5] повышение контактных напряжений в зубчатом зацеплении карбонитрированных зубчатых колёс ведёт к снижению величины коэффициента трения на поверхностях трения в зубчатом зацеплении, согласно зависимости:

$$f_{\text{тр}} = 37{,}3 * 10^3 * \sigma_{\text{к}}^{-2{,}03}$$

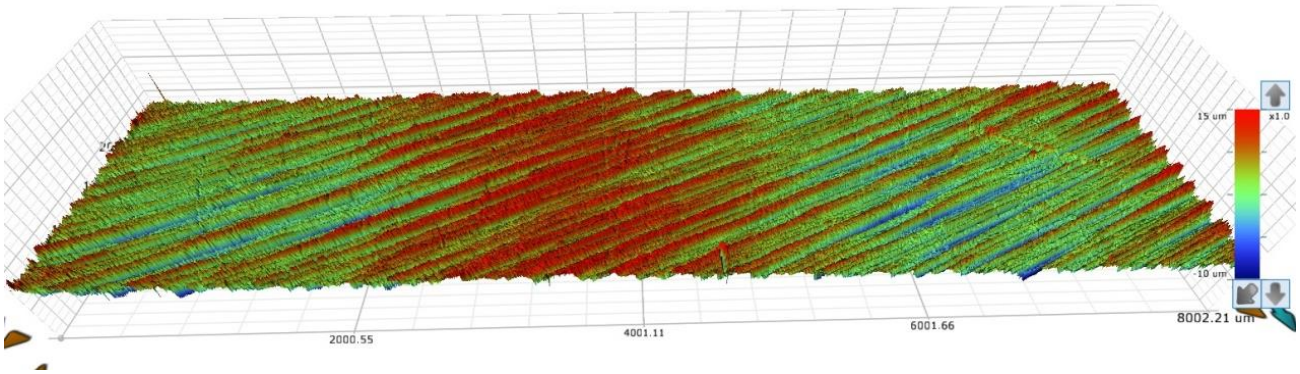


Рисунок 1. Исходный микропрофиль

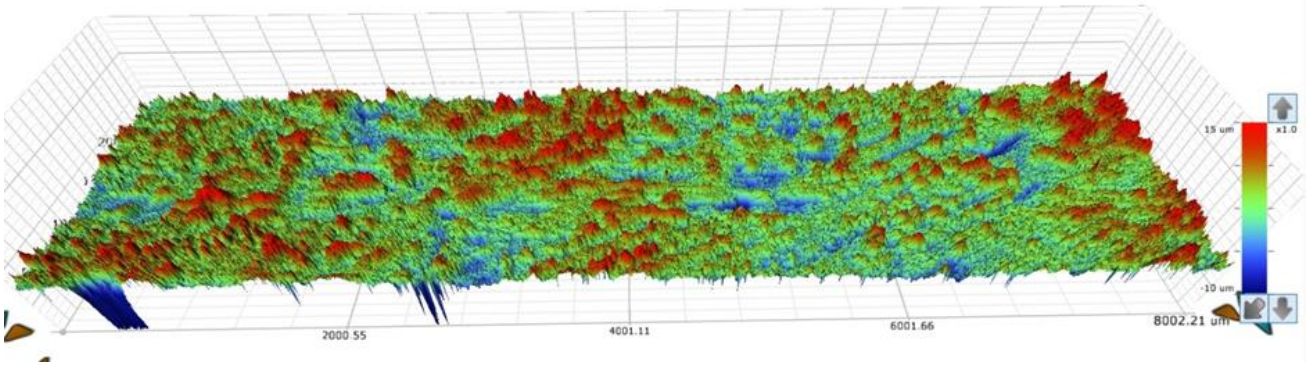


Рисунок 2. Микропрофиль после карбонитрации

В работе [6] показано, что такая взаимосвязь соответствует формированию на трущихся поверхностях карбонитрированных зубчатых колёс ненасыщенного упругого контакта, обеспечивающего снижение интенсивности изнашивания в сравнении с пластическим контактом, и соответственно, к повышению их ресурса.

Данная аналитическая зависимость позволяет определять значение величины коэффициента трения в зубчатых зацеплениях на реальных объектах [3]. В частности, в редукторе-шестерённая клеть линии привода валков прокатной клети № 1 стана 2000 холодной прокатки после карбонитрации зубчатых колёс величина коэффициента трения составит для первой ступени f = 0,063 при действующих нормальных контактных напряжения $\sigma_{\text{к}}$ = 693,2 МПа, а для 2 ступени - f = 0,077 при $\sigma_{\text{к}}$ = 630,5 МПа.

Использование карбонитрированных зубчатых колёс позволяет не только повышать ресурс, но и снижать энергозатраты на преодоление сил трения в зубчатом зацеплении.

Шпиндельные соединения

Подшипники качения в шарнире универсального шпинделя воспринимают значительные нагрузки при знакопеременном смещении контактирующих поверхностей, что является условием реализации в них режима избирательного переноса, так называемого «эффекта безизносности». Реализовать данный режим возможно применением пластичных смазочных материалов

(например, ЛКС-металлургическая), с добавлением в качестве присадки до (3%) сернокислой меди [6].

Валковая система

В настоящее время подшипники качения опор рабочих и опорных валков смазываются системой смазывания «масло-воздух». Опыт эксплуатации подшипниковых опор показывает, наиболее важным условием, обеспечивающем работоспособность подшипниковых опор, является формирование на контактирующих поверхностях подшипников качения режима ЭГД-смазки. Реализацию данного режима смазки, по результатам выполненных ранее исследований возможно обеспечить путём:

- герметизации подшипниковых узлов валковой системы [7],
- равномерного распределения подачи СМ по рядам тел качения [8],
- гарантированной подачи СМ в зоны контакта тел качения с кольцами [9,10,11],
- управления температурой и регулирования режимом подачи СМ в подшипниковые опоры в зависимости от условий эксплуатации [12,17],
- выбора марки СМ, реализующего режим ЭГД-смазки в подшипниках качения опор валков [14,15,16,].

Заключение

На основании выполненных ранее исследований рекомендованы инженерные подходы к решению задач повышения ресурса узлов трения в линии привода валков листопрокатных станов. Реализация предлагаемых мероприятий позволит не только существенно повысить ресурс оборудования линии привода валков, но и снизить энергозатраты на преодоление сил трения в узлах трения.

Библиографический список

1. Мироненков Е.И., Жиркин Ю.В., Дудоров Е.А. Работоспособность подшипников качения рабочих валков чистовой группы клети стана горячей прокатки при их смазывании системой "масло-воздух". Тяжелое машиностроение. 2007. № 2. С. 19-20.
2. Пузик Е.А., Жиркин Ю.В., Филатов А.А. Повышение долговечности подшипниковых опор прокатных клетей "кварто" при их техническом обслуживании. Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2015. № 3 (51). С. 83-88.
3. Жиркин Ю.В., Чумичев Е.К. Повышение износостойкости зубчатых колёс шестерённых клетей стана 2000х/пр ЛПЦ-11 ОАО "ММК". Актуальные проблемы современной науки, техники и образования. 2017. Т. 1. С. 147-150.
4. Славин В.С., Пузик Е.А., Чумичёв Е.К. Влияние карбонитрирования на характер взаимодействия поверхностей трения зубьев в зубчатых передачах // Механическое оборудование металлургических заводов. 2016 № 2 (7). С. 52-58.
5. Жиркин Ю.В., Чумичев Е.К. Повышение износостойкости зубчатых колёс шестерённых клетей стана 2000х/пр ЛПЦ-11 ОАО "ММК". Актуальные проблемы современной науки, техники и образования. 2017. Т. 1. С. 147-150.
6. Жиркин Ю.В. Основы теории трения и изнашивания (основы триботехники). учебное пособие / Ю. В. Жиркин; М-во образования и науки Российской Федерации, Федеральное агентство по образованию, Гос. образовательное учреждение высшего проф. образования "Магнитогорский гос. техн. ун-т им. Г. И. Носова". Магнитогорск, 2007.
7. Дудоров Е.А., Жиркин Ю.В., Паршин П.Р. Повышение герметизации подшипниковых узлов рабочих валков клети "кварто". Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2009. № 3 (27). С. 58-61.
8. Дудоров Е.А., Жиркин Ю.В. Модернизация подшипникового узла с целью продления его ресурса. Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2007. № 4 (20). С. 94-96.
9. Жиркин Ю.В., Пузик Е.А., Султанов Н.Л. Проектирование тяжелонагружен-

ных подшипниковых опор при смазочной системе масло-воздух. Вестник машиностроения. 2016. № 9. С. 58-61.
10. Zhirkin Y.V., Puzik E.A., Filatov A.A., Sultanov N.L. Prolonging the service life of the rolling bearings of the work rolls of the 2000 tandem cold-rolling mill at the magnitogorsk metallurgical combine. Metallurgist. 2017. Т. 60. № 11-12. С. 1180-1182.
11. Zhirkin Yu.V., Puzik E.A., Sultanov N.L Design of heavy-duty bearings with oil–air lubrication. Russian Engineering Research. 2016. Т. 36. № 12. С. 1001-1003.
12. Султанов Н.Л., Мироненков Е.И., Жиркин Ю.В. Управление тепловым состоянием подшипниковых опор на стане-тандеме 2000 холодной прокатки ОАО ММК. Сталь. 2014. № 4. С.71-73.
13. Жиркин Ю.В., Мироненков Е.И., Дудоров Е.А. Физическое моделирование режима смазки подшипниковых узлов рабочих валков прокатных станов. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2007. № 4. С. 54-56. Версии: Zhirkin Yu.V., Mironenkov E.I., Dudorov E.A. Lubrication of working-roller bearings in rolling mills. Steel in Translation. 2007. Т. 37. № 4. С. 350-352.
14. Жиркин Ю.В., Пузик Е.А. Аналитическо-экспериментальное определение параметров ЭГД-смазки в подшипниках качения опор рабочих валков стана 2000 горячей прокатки. Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2010. № 4 (32). С. 52-56.
15. Жиркин Ю.В., Пузик Е.А. Алгоритм подбора смазочного материала для смазывания подшипниковых опор рабочих валков клетей кварто. Механическое оборудование металлургических заводов. 2015 № 1 (4). С. 55-60.
16. Свидетельство о государственной регистрации программ для ЭВМ № 2014613371 Автоматизированный расчёт температуры смазочного материала, поступающего в подшипниковые опоры рабочих валков клетей кварто/Е.А. Пузик, Ю.В. Жиркин//БПБТ 2014г.-№4
17. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2014614308 Расчет теплового состояния узлов трения на станах холодной прокатки / Султанов Н.Л., Жиркин Ю.В., Мироненков Е.И., Ячиков И.М. и др.; ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова».

Information about the paper in English

Yu.V. Zhirkin, A.E. Gorkova
Nosov Magnitogorsk State Technical University
Magnitogorsk, Russian Federation
E-mail: girkin@yandex.ru
Received 14.11.2018

INCREASE IN THE LIFETIME OF FRICTION ASSEMBLIES OF DRIVES FOR ROLLS OF THE SHEET ROLLING MILL

Abstract

Gears of the pinion stand reducing gear, joints of universal spindles, bearing supports of work rolls are the most highly exposed to stresses on high-speed cold rolling mills. Increasing the lifetime of the stated units is important in both scientific and engineering aspects. The conducted studies served as a basis to offer engineering solutions ensuring the increased lifetime of friction assemblies under consideration.

Keywords: lifetime, carbonitriding, gear, spindle joint, roll supports, elastohydrodynamic lubrication.

Министерство науки и высшего образования РФ

Пермский национальный исследовательский политехнический университет

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова

Университет Шеффилда (Великобритания)

Международная научно-техническая конференция
«Функциональные материалы: прогнозирование свойств и технологии изготовления»

ГЛУБОКОУВАЖАЕМЫЕ КОЛЛЕГИ!

Приглашаем Вас принять участие в работе Международной научно-технической конференции «**Функциональные материалы: прогнозирование свойств и технологии изготовления**», которая состоится с 15 по 18 апреля 2019 г. на базе Пермского национального исследовательского политехнического университета.

Целью конференции является активизация международного научного сотрудничества в области прогнозирования свойств функциональных материалов и технологий их изготовления, привлечение студентов, аспирантов, молодых ученых к научно-исследовательской работе, представление и обмен результатами исследований, полученными в различных научных школах в рамках международного проекта «**EC Horizon 2020 MSCA-RISE-2016 FRAMED**».

Основные научные направления конференции:

- Проблемы получения и применения функциональных материалов в технике, строительстве и биомедицине
- Современные методы моделирования, исследования и прогнозирования характеристик функциональных материалов
- Проблемы разрушения функциональных металлических материалов
- Микроструктура, фазовые превращения и свойства функциональных материалов

Важные даты

- Окончание приёма заявок на участие в конференции на сайте http://www.fm.pstu.ru/conf **до 15 февраля 2019 г.**
- Окончание приёма докладов и оргвзносов **15 марта 2019 г.**
- Информация о принятых на конференцию докладах **25 марта 2019 г.**
- Окончание приёма оргвзносов **5 апреля 2019 г.**
- Работа конференции **15 - 18 апреля 2019 г.**
- Информация о докладах, рекомендованных к опубликованию в научных журналах **25 апреля 2019г.**
- Окончание приёма текстов докладов (статей) для опубликования в научных журналах **15 мая 2019 г.**

Оргкомитет

Сопредседатели:
проф., ректор ПНИПУ Ташкинов А.А.
проф., ректор МГТУ им. Г.И. Носова Чукин М.В.

Члены оргкомитета:

проф. Столбов В.Ю. (Пермь)
проф. Гитман М.Б. (Пермь)
проф. Корчунов А.Г. (Магнитогорск)
проф. Моллер А.Б. (Магнитогорск)
Dr. Gitman I.M. (Sheffield, UK)
доц. Зубко И.Ю. (Пермь)
доц. Бартоломей М.Л. (Пермь)
доц. Максимов П.В. (Пермь)
доц. Никитин В. Н. (Пермь)

Ответственный секретарь

доц. Сотин А.В. (Пермь)

Программный комитет:

prof. Elias C. Aifantis (Thessaloniki, Greece)
prof. Harm Askes (Sheffield, UK)
prof. Manuele Dabala (Padua, Italy)
prof. Rajiv O. Dusane (Mumbai, India)
проф. Копцева Н.В. (Магнитогорск)
проф. Наймарк О.Б. (Пермь)
проф. Няшин Ю.И. (Пермь)
проф. Симонов Ю.Н. (Пермь)
проф. Сметанников О.Ю. (Пермь)
проф. Тулупов О.Н. (Магнитогорск)

Публикации

Все принятые доклады будут опубликованы в электронном сборнике научных трудов конференции и проиндексированы в РИНЦ. Электронному сборнику научных трудов будет присвоен международный книжный номер ISBN. Поступившие в Программный комитет тексты докладов будут проходить отбор для опубликования в научных журналах: **«Черные металлы»**, индексируемом в **Web of Science/Scopus**; **«Российский журнал биомеханики»**, индексируемый в **Scopus; «Прикладная математика и вопросы управления / Applied mathematics and control science», «Вестник Магнитогорского государственного технического университета им.Г.И.Носова»,** входящие в **Перечень журналов ВАК**. В случае получения рекомендации к опубликованию, необходимо до 15 мая 2019 г. прислать на e-mail конференции дополнительный экземпляр статьи на русском/английском языке, оформленный в соответствии с требованиями журналов.

Организационные взносы

Оргвзнос для участия в конференции составляет 3000 руб. (российские участники) / 100 евро (иностранные участники) за один доклад. Способы оплаты указаны на сайте конференции.
Рабочие языки конференции: русский и английский

Контакты: телефон: +7 (342) 239-1564
E-mail конференции: **sotin@mail.ru**
Адрес сайта конференции: **http://www.fm.pstu.ru/conf**

Уважаемые коллеги!

Магнитогорский государственный технический университет имени Г.И. Носова - приглашает молодых ученых, аспирантов и специалистов принять участие в IV Международной молодежной научно-практической конференции «**Magnitogorsk Rolling Practice 2019**».

Молодежная конференция проводится в формате школы-семинара и включает пленарные лекции известных зарубежных и отечественных ученых и доклады молодых ученых, специализирующихся в области обработки металлов давлением.

Секции конференции:

- Фундаментальные проблемы обработки металлов давлением
- Инновационные технологии и материалы обработки металлов давлением
- Развитие теории и технологий глубокой переработки металлов и сплавов
- Перспективы развития направления интеллектуальной металлургии (iSmart-Metallurgy)

В рамках конференции запланирован конкурс на лучший доклад молодых ученых.

Статьи по материалам докладов будут опубликованы в журналах, индексируемых наукометрической базой Scopus. Для участников конференции будет организован индустриальный тур на крупнейшее металлургическое предприятие России – ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат».

Дата проведения: **4-7 июня 2019**

Место проведения: г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38

Участие в конференции бесплатное. Для участия, необходимо зарегистрироваться на сайте **http://mrp.magtu.ru** и прислать тезисы доклада на почту **magstu.international@gmail.com** с указанием в теме письма «MRP-2019» до 10 мая 2019г. Рабочие языки конференции: русский и английский.

Партнеры конференции: ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат», ОАО «ММК-МЕТИЗ», НПО «Белмаг» (г. Магнитогорск).

Информационная поддержка конференции:

- Черные металлы;
- CIS Iron and Steel Review;
- Journal of Chemical Technology and Metallurgy;
- Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова;
- Механическое оборудование металлургических заводов.

Контактная информация: телефон +7(3519)22-04-67

Официальный сайт конференции: **http://mrp.magtu.ru**

E-mail конференции: **magstu.international@gmail.com**

УВАЖАЕМЫЕ КОЛЛЕГИ!

Лаборатория «**Механика градиентных наноматериалов**» Магнитогорского государственного технического университета им.Г.И.Носова приглашает Вас принять участие в семинаре **«ИНТЕНСИВНАЯ ПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ»** в рамках «**Магнитогорской недели материаловедения, весна 2019» (Magnitogorsk Materials Week, Spring 2019: Severe plastic deformation of metallic materials).**

Приглашенные спикеры:
Мегуми Кавасаки, профессор, Государственный университет Орегона, США;
Айрат Назаров, профессор, Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, Уфа, Россия.
Алексей Волков, профессор, Институт физики металлов имени М.Н. Михеева УрО РАН, Екатеринбург, Россия.

В ходе семинара будут обсуждаться актуальные аспекты интенсивной пластической деформации металлических материалов.

Дата: **25-29 марта 2019 года**

Место: **г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38, ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова»**

Официальный язык – **английский.**

Участие в семинаре является **бесплатным.**

Дополнительную информацию и программу семинара можно найти на сайте лаборатории: **mmw.magtu.ru**

Семинар проводится в рамках проекта научных исследований, поддержанных грантом Правительства Российской Федерации в рамках подпрограммы «Институциональное развитие научно-исследовательского сектора» государственной программы Российской Федерации «Развитие науки и технологий» на 2013-2020 годы, утвержденной постановлением Правительства Российской Федерации от 9 апреля 2010 года № 220 (т 2018-08 МГ)

ТРЕБОВАНИЯ

к оформлению материалов представляемых для публикации

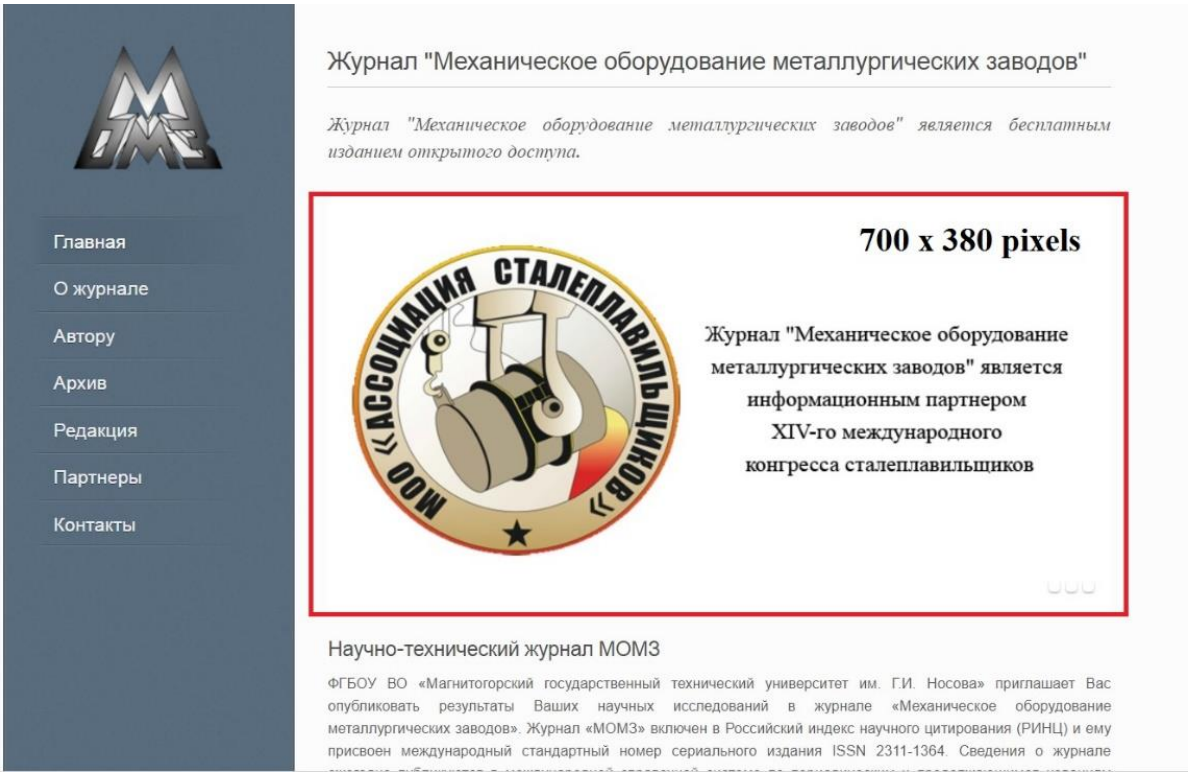
1. Материалы предоставляются в электронном виде, оформленные в программе MS Word 97-2003.
2. Объём представленных материалов должен быть не менее 6-ти страниц (в режиме оформления одной колонкой на листах формата А4), включая рисунки и таблицы.
3. Формат листа: А4 (210х297 мм).
4. Межстрочный интервал: одинарный.
5. Размер полей слева, справа и сверху страницы 18 мм, снизу 20 мм.
6. Нумерация страниц осуществляется внизу по центру страницы.
7. Шрифт текста: Times New Roman, размер 12 пт.
8. Отступ перед каждым абзацем (красная строка) –10 мм.
9. Формулы должны быть набраны в тексте, вписывание формул от руки не допускается, размер базового шрифта в формулах – 12 пунктов.
10. Рисунки должны быть вставлены в текст и обязательно представлены в виде отдельного файла в формате jpeg, tiff, bmp с разрешением не менее 300 dpi. Наличие подрисуночной надписи обязательно.
11. Не допускается разрыв таблиц, рисунков, заголовков при переходе со страницы на страницу.
12. Структура текста.
    - 12.1. Индекс УДК.
    - 12.2. Имя, отчество и фамилия авторов, жирный шрифт – Times New Roman, размер – 12 пт.
    - 12.3. Наименование организации.
    - 12.4. Город, страна.
    - 12.5. Контактный адрес электронной почты (E-mail).
    - 12.6. Название (должно быть набрано прописными буквами не в режиме CAPS LOCK (SHIFT)).
    - 12.7. Аннотация (объем не менее 100 слов).
    - 12.8. Ключевые слова (не менее 8 слов).
    - 12.9. Введение.
    - 12.10. Основная часть.
    - 12.11. Заключение (Выводы).
    - 12.12. Библиографический список.
13. Библиографический список составляется в последовательности ссылок в тексте. В тексте статьи ссылки на литературный источник заключаются в квадратные скобки. Библиографическое описание регламентировано ГОСТ 7.05-2008 «Библиографическая ссылка. Общие требования и правила составления».

Материалы для публикации направлять по адресу: 455000, г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38, ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова, кафедра «Проектирование и эксплуатация металлургических машин и оборудования».
Контактные телефоны: (3519) 29-85-07, 29-84-51.
E-mail: momz-magtu@yandex.ru, momz-magtu@mail.ru с указанием темы электронного письма «Журнал МОМЗ».
Сайт журнала: www.momz.magtu.ru
Контактное лицо, отв. редактор к.т.н. Слободянский Михаил Геннадьевич.

ПРАЙС-ЛИСТ

на размещение рекламы в журнале
«Механическое оборудование металлургических заводов»

№ п/п	Цветная реклама на обложке издания		Черно-белые внутренние полосы	
	Объем	Цена, руб	Объем	Цена, руб
1	2-ая полоса (формат А4)	8000	1 полоса	6000
2	3-ая полоса (формат А4)	8000	½ полосы	4000
3	4-ая полоса (формат А4)	10000	¼ полосы	2000

Статья рекламного содержания		Реклама на сайте издания			
Объем	Цена, руб	Место расположения рекламного контента	Объем / размер	Срок размещения	Цена, руб
1 полоса	3000	Слайдер на главной странице (изображение)	700 x 380 pixels	1-6 месяцев	4000
				6-12 месяцев	6000

Пример оформления рекламного изображения в слайдере на главной странице сайта издания