

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
СХІДНОУКРАЇНСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
імені ВОЛОДИМИРА ДАЛЯ**

ВІСНИК

**Східноукраїнського
національного університету
імені ВОЛОДИМИРА ДАЛЯ**

**№ 6 (124)
Частина 1
2008**

НАУКОВИЙ ЖУРНАЛ

Луганськ 2008

ВІСНИК

СХІДНОУКРАЇНСЬКОГО
НАЦІОНАЛЬНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
ІМЕНІ ВОЛОДИМИРА ДАЛЯ

№ 6 (124) 2008

НАУКОВИЙ ЖУРНАЛ
ЗАСНОВАНО У 1996 РОЦІ
ВИХІД З ДРУКУ - ДВНАДЦЯТЬ
РАЗІВ НА РІК

Засновник
Східноукраїнський національний
університет імені Володимира Даля

Журнал зареєстровано
Міністерством України у справах
преси та інформації

Свідоцтво про державну реєстрацію
серія КВ № 2411 від 19.12.96 р.

VISNIK

OF THE VOLODYMYR DAL EAST
UKRAINIAN NATIONAL UNIVERSITY

№ 6 (124) 2008

THE SCIENTIFIC JOURNAL
WAS FOUNDED IN 1996
IT IS ISSUED TWELVE TIMES A YEAR

Founder
of the Volodymyr Dal East Ukrainian
National University

Registered by the Ministry of Ukraine
For Press and Information

Registration Certificate
KB № 2411 dated 19.12.96

Журнал включено до Переліків наукових видань ВАК України № 2 (Бюл. ВАК № 5 (13) 1999 р.), № 3 (Бюл. ВАК № 6 (14) 1999 р.) та № 4 (Бюл. ВАК № 2 (16) 2000 р.), в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук з *технічних, історичних та економічних наук* відповідно.

ISSN 1998-7927

Головна редакційна колегія: Голубенко О.Л., член-кор. Академії педагогічних наук, докт. техн. наук (головний редактор), Осенін Ю.І., докт. техн. наук (заступник головного редактора), Смирний М.Ф., докт. техн. наук (заступник головного редактора), Арлінський Ю.М., докт. фіз.-мат. наук, Будиков Л.Я., докт. техн. наук, Бузько І.Р., докт. екон. наук, Голубничий П.І., докт. фіз.-мат. наук, Гончаров В.М., докт. екон. наук, Грібанов В.М., докт. техн. наук, Довжук І.В., докт. іст. наук, Дорошко В.І., докт. техн. наук, Житна І.П., докт. екон. наук, Касьянов М.А. докт. техн. наук, Козаченко Г.В., докт. екон. наук, Куликов Ю.А., докт. техн. наук, Лазор Л.І., докт. юр. наук, Литвиненко В.Ф., докт. істор. наук, Максимов В.В., докт. екон. наук, Михайлюк В.П., докт. іст. наук, Нагорний Б.Г., докт. соціол. наук, Носко П.Л., докт. техн. наук, Петров О.С., докт. техн. наук, Рач В.А., докт. техн. наук, Рей Р.І., докт. техн. наук, Суханцева В.К., докт. філос. наук, Третьяченко В.В., докт. психол. наук, Тюпало М.Ф., докт. хім. наук, Ульшин В.О., докт. техн. наук, Шевченко Г.П., член-кор. Академії педагогічних наук України, докт. пед. наук.

ISSN 1998-7927

Відповідальний за випуск: Рей Р.І.

Рекомендовано до друку Вченою радою Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля (Протокол № 7 від 27 березня 2008 р.)

Матеріали номера друкуються мовою оригіналу.

© Східноукраїнський національний університет імені Володимира Даля, 2008
© of the Volodymyr Dal East Ukrainian National University, 2008

ЗМІСТ

Голубенко О.Л. Шапран Є.М.	Підвищення паливної економічності багатосекційних тепловозів вдосконаленням алгоритмів управління дизель-генераторами	6
Рей Р.И. Рей А.Р.	К определению реакций подвижной системы бесшаботного молота	14
Касьянов Н.А. Михайлова Ю.Ю.	Анализ методов расчета тепловой мощности систем газового инфракрасного отопления	17
Драгобецкий В.В. Троцко О.В. Наумова Е.А. Бойко Ю.А.	Выбор оптимальных параметров деформации при формоизменении листовых заготовок в процессе вытяжки	22
Бегунов М.А.	Разработка параметрической объёмной конечно-элементной модели трехвалковой листогибочной машины	25
Вощаный К.М. Касьянов Н.А.	Оценка электробезопасности модульных токопроводных систем освещения	32
Тарасов А.Ф. Бурлей П.А.	Влияние способа прессования на прочность брикетов из сферического порошка бронзы	34
Рябичева Л.А. Скляр А.П.	Экспериментальное исследование прямого выдавливания медной волокнутой прессовки	39
Дубина В.И. Широкобоков В.В.	Влияние температуры, величины и скорости деформации на истинное сопротивление при холодном выдавливании	44
Дорошко В.И. Семеняка Л.И.	Деформированное состояние плакирующего металла в основании полости, выдавленной в биметаллической заготовке	47
Стоянов А.А.	Вариант теории пластичности пористых материалов	53
Жижкина Н.А. Будагьянц Н.А. Гутько Ю.И.	Методы совершенствования качества прокатных валков	57
Гунченко О.М. Касьянова К.М. Андріанова О.О. Цапко Ю.С.	Розподіл завдань, що вирішуються у процесі розслідування нещасного випадку	61
Рей М.Р. Гутько Ю.И. Сушкова Т.С.	Кинематика и статика двухходового кривошипно-коленного механизма механического пресса	65
Роганов Л.Н. Кириенко Т.В.	Конструктивные особенности и гидравлический расчет устройства для резания металлов водообразивной струей	68
Рябичева Л.А. Баранов А.Г.	Исследование технологии изготовления тонкостенных изделий комбинированным выдавливанием	73
Глебенко А.В.	Статика зубчато-рычажного главного исполнительного механизма специальных прессов	78

Драгобецкий В.В. Марцинюк О.Б. Наумова Е.А. Пирогов Д.Л.	Количественный анализ процесса резки листового металла в штампах	85
Гедрович Д.А. Гунченко О.Н. Касьянов Н.А.	Прогнозирование травматизма в цехах машиностроительного предприятия на основе анализа несчастных случаев по данным актов формы Н-1	89
Тараненко М.Е. Соломянный А.У. Ревенко А.С.	Квалиметрия технологичности крупногабаритных тонколистовых листоштампованных деталей	92
Пительгузов Н.А. Черных В.А. Анисимова Т.И. Житная С.В.	Анализ параметров микроклимата рабочих мест на промышленном транспорте	100
Бидаш В.И. Сеногонова Л.И.	О трещинах вдоль направления вытяжки при производстве изделий из стали 18ЮА	102
Ткачук О.А.	Моделирование технологического процесса объёмной штамповки с помощью программы QFORM3D	105
Гутиря С.С. Ягліньський В.П. Карпов О.П.	Методологія підвищення технічного рівня промислових роботів і платформ	109
Гапонова О.П. Рябичева Л.А.	Закономерности формирования структуры и свойств порошковых медно-титановых материалов при спекании	116
Касьянов М.А. Гуляев В.П. Друзь О.М. Сало В.І.	Дослідження оцінки стійкості об'єкта до впливу хімічного зараження	120
Волкова С.А. Колодяжная Л.Г.	Влияние химического состава стали на микроструктуру и твердость зубчатых колес при контурной закалке	123
Снитко С.А. Яковченко А.В. Ивлева Н.И.	Анализ соотношений между радиальными и осевыми обжатыми обода при прокатке черновых колес	129
Василишин С.А. Роганов М.Л.	Кузнечно-штамповочный автомат с гидравлической связью механизмов	140
Рябичева Л.А. Усатюк Д.А. Белошицкий Н.В.	Экспериментальное исследование технологии изготовления деталей со сферической полостью	144
Гедрович А.И. Шинкарева Т.А. Голофаев А.Н.	Характеристика вредных веществ, попадающих в рабочую зону при литье по газифицируемым моделям	149
Абрамова Л.Н.	Новые технические решения по регулированию уплотнений, направляющих, удерживающих устройств	155
Ступін О.Б. Аревадзе І.Ю.	Принципи оцінки рівня екологічної безпеки деяких екосистем вуглевидобувного регіону	160

Колесников В.А.	Исследование триботехнических свойств азотистых марганцевых сталей в условиях трения качения при добавлении в зону контакта соединений $(\text{GaSe})_{0,75}\text{In}_{0,25}$, $(\text{GaSe})_{0,25}\text{In}_{0,75}$	167
Колодяжный П.В. Савченко Р.Т.	Исследование электрохимического состояния поверхности металла при вибрационной и абразивной обработке в растворах электролитов	175
Гедрович А.И. Друзь О.Н.	Влияние ресурсосберегающих методов послесварочной обработки на здоровье человека	182
Фоменко Р.В. Пительгузов Н.А.	Исследование технологического процесса перевозки жидкого чугуна на пункты слива	184
Колодяжный П.В. Попова Л.А.	Влияние галогенид-ионов на растворение стали 12X18H10T при виброобработке в растворах электролитов	188
Карташова Л.И. Сало В.И. Шевченко Д.Ю.	Влияние насыщения углеродом на строение и свойства стали 25X14Г14C2Ю	192
Касьянов Н.А. Андрианова А.А. Левчук И.Ю.	Исследование необходимости учета изменения антропометрических параметров населения в требованиях стандартов по охране труда	196
Рябичева Л.А. Горяинова Т.В.	Влияние глубины следов качания кристаллизатора непрерывно-литой заготовки на качество листового проката	199
Лысенко Л.А. Колодяжная Л.Г. Романченко А.В.	Пассивирование поверхности сталей при вибрационной механохимической обработке	203
Тараненко Н.А. Голофаев А.Н. Гутько Ю.И.	Виртуальное моделирование литейной технологии	209
Майданюк А.П. Рябичева Л.А. Штерн М.Б. Баглюк Г.А.	Эволюция распределения плотности при равноканальном угловом прессовании пористых заготовок	213
Касьянов Н.А. Рыбальченко А.А.	Исследования методологических проблем оценки производственных рисков в системе управления охраной труда ремонтных цехов машиностроительного предприятия	217
Севриков В.В. Хацин Ю.А. Клемяшова А.В. Колибачук А.А.	Моделирование условий взрывобезопасности для выбора средств контроля	227

О.Л.Голубенко, Є.М.Шапран

**ПІДВИЩЕННЯ ПАЛИВНОЇ ЕКОНОМІЧНОСТІ
БАГАТОСЕКЦІЙНИХ ТЕПЛОВОЗІВ ВДОСКОНАЛЕННЯМ
АЛГОРИТМІВ УПРАВЛІННЯ ДИЗЕЛЬ-ГЕНЕРАТОРАМИ**

У статті досліджено один із шляхів зменшення витрат палива на залізницях завдяки впровадженню асинхронних алгоритмів завантаження дизель-генераторів багатосекційних тепловозів. Рис. 6, дж. 11, табл. 4.

Постановка проблеми. Тенденції розвитку транспортної мережі України тісно пов'язані з підвищенням ефективності роботи залізничного транспорту, зокрема, з необхідністю зниження витрат паливно-енергетичних ресурсів і поліпшення тягових властивостей локомотивів. Це висуває високі вимоги до якості роботи системи керування дизель-генераторами (ДГ) тепловозів.

У локомотивному господарстві майже третина експлуатаційних витрат припадає на дизельне паливо [1-5]. Тому найважливішою складовою загальної програми енергозбереження на залізницях є підвищення ефективності роботи енергетичних установок тепловозів, умови експлуатації яких пов'язані з роботою ДГ у широкому діапазоні потужностей.

Першими роботами щодо аналізу паливної економічності тепловозів і можливих напрямків її підвищення можна вважати дослідження М.М. Глаголева [1]. Було встановлено, що вона визначається досконалістю робочого процесу дизеля на експлуатаційних режимах. При цьому передбачалося, що максимум ККД тепловоза досягається при суміщенні тепловозної характеристики дизеля $P_e = f(n_D)$ з його економічною характеристикою $P_{ек} = f(n_D)$, тобто при кожному значенні частоти обертання колінчастого вала (n_D) має бути призначена така потужність сталого режиму електричної передачі, за якої ефективна потужність дизеля (P_e) відповідає його найбільшому ефективному ККД.

Далі було доведено [2-4], що на експлуатаційні показники тепловозів істотно впливає розподіл режимів роботи за часом та суміщення області найбільших ККД дизеля за економічною характеристикою з областю переважних режимів завантаження в експлуатації. Також було виконано ряд робіт [2, 3, 6, 7, 9], спрямованих на наближення характеристики $P_e = f(n_D)$ до економічної. Досвід експлуатації дизелів з різними швидкісними характеристиками показав, що за рівних ефективних ККД більш економічними в експлуатації є тепловози, у яких дизелі мають більш високу потужність за характеристикою $P_e = f(n_D)$ [6, 9].

Крім цього, проведені дослідження [2, 6] показали, що питомі експлуатаційні витрати палива тепловозами (g_e) залежать від безлічі різних факторів, які умовно можна розділити на конструктивні й експлуатаційні. До перших належать: витратна характеристика дизеля (залежність питомої витрати палива g_e від ефективної потужності $g_e = f(P_e)$), ступінь відбору потужності на власні потреби, рівень втрат в електричній передачі (ЕП) тепловоза та ін. До других – план і профіль рейкової колії, маса потягу і опір його руху, режими роботи тепловоза, кліматичні умови тощо. До експлуатаційних факторів варто також віднести якість і циклічність технічного обслуговування й ремонту, від яких залежить теплотехнічний стан силової установки, а значить, і стабільність витратної характеристики.

З конструктивних факторів найбільш істотно впливають рівень і форма витратної характеристики дизеля [2,9]. Дуже важливо, щоб її рівень був низьким не тільки за номінальної потужності ($P_{ен}$), але й на проміжних режимах (рис. 1).

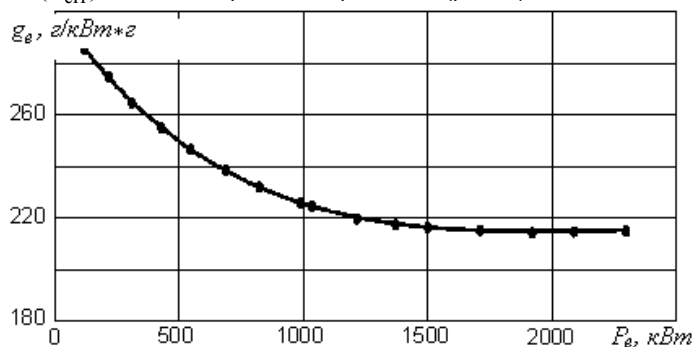


Рис. 1. Витратна характеристика серійного дизель-генератора 1А-9ДГ

У табл. 1 наведено дані, що характеризують рівень і форму витратних характеристик дизелів основних типів магістральних тепловозів.

Таблиця 1

Серія тепловоза	Тип дизеля	Питома ефективна витрата палива g_e при $P_e = 100\%P_{ен}$, г/кВт*г	Діапазон потужності, за якого g_e не перевищує питомі витрати у відсотках до $P_{ен}$
ТЕ3	2Д100	242	50÷100
2ТЕ10	10Д100	230	30÷100
2ТЕ116	1А-5Д49	214	75÷100
ТЕП60	11Д45	235	55÷100
ТЕП70	2А-5Д49	217	55÷100

З рис. 1 і табл. 1 видно, що з усіх тепловозних дизелів 1А-5Д49 має найменший діапазон потужності, у якому питома ефективна витрата палива незначно змінюється щодо її мінімального значення ($g_{e \min} = 214,1$ г/кВт*г).

Аналіз експлуатаційних режимів роботи магістральних тепловозів на більшості залізниць СНД [8, 9] показує, що вони із завантаженими потягами переважно працюють на 4-14-й позиціях, а з порожніми – на 3-12 при середній потужності дизелів відповідно 1250-1550 кВт і 800-950 кВт. Частка часу на робочому ходу дизелів становить 0,40-0,60, а середній експлуатаційний ККД перебуває на рівні 35% при роботі із завантаженими потягами та 33-34% – з порожніми.

Для маневрових тепловозів характерна більша частка часу роботи на холостому ходу – 22-31%. Необхідно відзначити, що основна робота (70-95%) виконувалася ними у діапазоні потужностей 0-0,5 $P_{ен}$, причому зона найбільшого завантаження дизелів не збігається з областю максимальних значень їх ККД. Середні експлуатаційні значення ККД дизелів були у межах 0,21-0,34.

Для визначення середніх експлуатаційних питомих витрат для найбільш завантажених ділянок мережі залізниць Всеросійським науково-дослідним інститутом залізничного транспорту (ВНДІЗТ) було проведено дослідження за спеціальною методикою з використанням режимних лічильників робочого часу [9]. Результати цих досліджень для магістрального тепловоза 2ТЕ116 із силовою уста-

новкою потужністю $P_{ен} \approx 2200$ кВт наведено на рис. 2. Було з'ясовано, що дизелі у середньому близько 62% часу (τ) працювали на холостому ходу. Час роботи під навантаженням розподілився так: понад 58% часу встановлювалися режими середніх навантажень, близько 32% – малих навантажень (1÷5 позиції контролера), 4,5% – режим, близький до номінального (13÷15 позиції), і тільки 0,5% – номінальний режим.

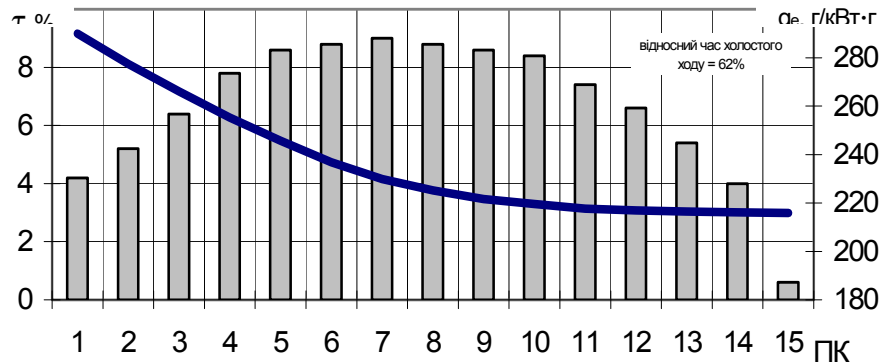


Рис. 2. Витратна характеристика дизель-генератора 1А-9ДГ та розподіл режимів завантаження силової установки тепловоза:
 τ – відносний час роботи ДГ; ПК – позиція контролера машиніста

Крім цього, додатково було досліджено загальний баланс енергії палива по елементах енергетичної системи, котра витрачається тепловозами 2ТЕ116 під час перевезення середньоексплуатаційних мас потягів (табл. 2).

Таблиця 2

Основні складові балансу енергії палива тепловоза 2ТЕ116 при роботі із середньоексплуатаційними нормами маси потягів (2984 т)

№п/п	Назва параметрів	Значення у відсотках
1	Втрати у дизелі	64-67
2	Витрати на привод допоміжних агрегатів	2,5-3,4
3	Втрати у генераторі	1,25-2,0
4	Втрати у випрямній установці	0,2-0,25
5	Втрати у тягових двигунах	2,6-3
6	Втрати в осьовому редукторі	1,1-1,3
7	ККД тепловоза	24,7-27,4

Таким чином, найбільшу вагу в енергетичному балансі тепловоза становлять втрати у дизелі та електропередачі. Причому паливна економічність тепловозів в експлуатації приблизно на 16% нижче номінальної.

Додатково можна зробити висновок, що на середньоексплуатаційні витрати палива найбільш істотно впливає час роботи дизеля на низьких позиціях контролера машиніста, на яких переважно працюють як магістральні, так і маневрові тепловози. Тобто основна робота ДГ (84,5%) протікає у діапазоні потужностей, які не збігаються з областю максимальних ККД.

З проведеного аналізу видно, що існує реальна можливість вдосконалення алгоритмів завантаження ДГ тепловозів при їхній роботі на середньоексплуатаційних режимах та досягнення економії дизельного палива у розмірі 5-15%.

Мета статті. Теоретичне обґрунтування шляхів зменшення витрат палива на залізницях завдяки впровадженню ефективних алгоритмів управління дизель-генераторами багатосекційних тепловозів, реалізованих на базі мікропроцесорної техніки.

Основні результати досліджень. Загальновідомо, що зниження витратної характеристики $g_e = f(P_e)$ може бути досягнуто підвищенням у цій зоні теплової характеристики $P_e = f(n_D)$, тобто збільшенням потужності дизеля за менших частот обертання колінчастого вала. При цьому крива $P_e = f(n_D)$ наблизиться до економічної характеристики (рис. 3). Однак підвищення теплової характеристики не завжди можливе через її близькість до обмежувальної кривої. У перехідних процесах потужність дизеля може досягти обмежувальної характеристики або навіть перевершити її, що призведе не тільки до збільшення димності вихлопу й росту витрати палива через зниження коефіцієнта надлишку повітря, але й до збільшення теплових навантажень на деталі циліндро-поршневої групи і, як наслідок, до зниження надійності дизеля.

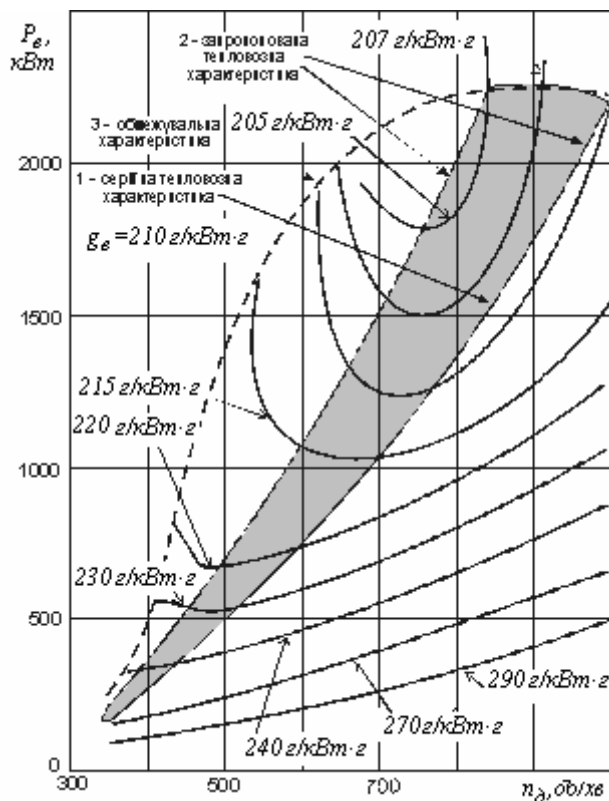


Рис. 3. Основні характеристики дизель-генератора 1А-9ДГ тепловоза 2ТЕ116 з полем питомих витрат палива g_e

Отже, основними шляхами зниження середньоексплуатаційних витрат палива магістральними тепловозами при роботі під навантаженням є:

- зміна витратної характеристики дизеля $g_e = f(P_e)$;

- удосконалення алгоритмів роботи системи об'єднаного керування дизелем і електропередачею у перехідних режимах;
- впровадження асинхронного методу навантаження дизель-генераторів багатосекційних тепловозів.

Необхідно зазначити, що використання мікропроцесорних систем керування ДГ дозволяє пристосувати тепловозну характеристику $P_e = f(n_d)$ до реальних умов навантаження локомотива.

Для оцінки ефективності запропонованих змін було використано дані реостатних випробувань тепловозів 2ТЕ116, виконаних на Коломенському тепловозобудівному заводі [9]. Потім для декількох поточних точок n_{di} , g_{ei} на одній із витратних кривих $g_e = f(P_d, n_d)$ визначалися втрати енергії на власні потреби $\Delta P_{вп} = f(n_d)$, в електричній передачі $\Delta P_{еп}$ і розраховувалася тягова (дотична) потужність тепловоза P_k за такою залежністю:

$$P_k = [P_e \cdot \eta_{тг} - \Delta P_{вп}] \cdot \eta_{ву} \cdot \eta_{тд} \cdot \eta_p, \quad (1)$$

де $\eta_{тг}$, $\eta_{ву}$, $\eta_{тд}$, η_p , $\eta_{кп}$ – відповідно ККД тягового генератора, випрямної установки, тягових двигунів, тягового редуктора та реалізації тягових зусиль у контактні колесо-рейка.

Загальні втрати потужності на власні потреби за нормальних атмосферних умов розраховувалися по емпіричній залежності такого виду:

$$\Delta P_{вп} = 5 \cdot 10^{-4} n_d^2 - 0,29 n_d + 65,7, \text{ кВт}. \quad (2)$$

Тобто, якщо розглянути не окремий ДГ, а всю систему локомотив-потяг-шлях (ЛПШ), то стає очевидним, що найбільш ефективною буде не загальновідома економічна характеристика, а деяка інша, котра розташовується лівіше від серійної і ближче до обмежувальної характеристики ДГ (рис. 1).

Додатково необхідно відзначити, що нову раціональну настройку тепловозної характеристики можна реалізувати тільки за умов використання мікропроцесорної системи керування ДГ, тому що при зміні атмосферних умов руху та завантаження ДГ необхідно проводити її корекцію з метою недопущення підвищення температури вихлопних газів на режимах 35-70% від $P_{e \text{ ном}}$.

Результати моделювання роботи ДГ з поліпшеною тепловозною характеристикою (рис. 1, крива 2) наведено у табл. 3.

Таблиця 3

Потужність ДГ P_e , кВт	157	257	354	456	558	711	862	1003	1142	1298	1453	1638	1823	1992	2160
Частота обертання колінчастого вала n_d , об/хв	350	390	421	452	485	528	567	600	634	668	700	740	778	806	835
Питома витрата палива g_e , г/кВт-г	319	297	283	273	264	254	247	243	239	236	234	233	232	232	233
Зниження питомої витрати палива у відсотках до серійної характеристики	8,9	8,2	7,9	8,0	8,0	7,5	7,3	6,9	7,1	7,5	8,0	8,2	8,7	8,9	9,2

Крім запропонованої зміни тепловозної характеристики $P_e = f(n_d)$, необхідно проаналізувати можливість зменшення експлуатаційних витрат палива за

вдяки впровадженню асинхронних методів навантаження ДГ багатосекційних тепловозів. Тобто необхідно визначити діапазони потужності щодо ефективного використання цього методу шляхом зіставлення погодних витрат палива при синхронному (серійному) і асинхронному навантаженні ДГ.

Додатково порівнюємо енергетичні баланси (рис. 4, 5) при різних методах керування енергетичними системами тепловозів за умови рівнозначності обох варіантів реалізації дотичної потужності P_k та роботі ведучої секції на холостому ході.

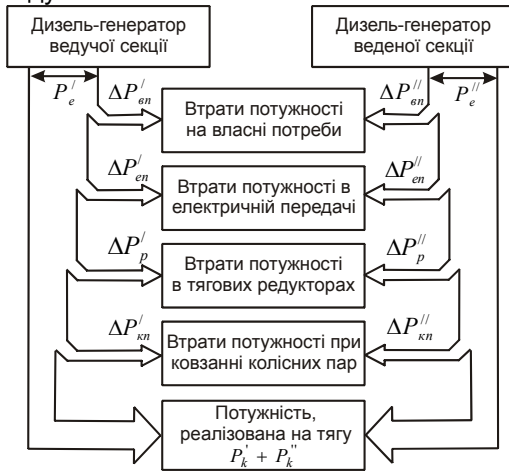


Рис. 4. Енергетичний баланс при синхронному управлінні дизель-генераторами

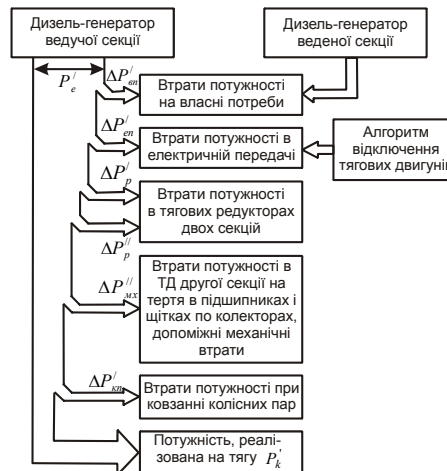


Рис. 5. Енергетичний баланс при асинхронному управлінні дизель-генераторами і зміні кількості підключених тягових двигунів

При цьому враховувалися: витратна $P_e = f(P_e)$ і тепловозна $P_e = f(n_d)$ характеристики ДГ, зміни ККД елементів електричної передачі від реалізованої потужності і струму тягового генератора, витрати потужності на роботу допоміжного обладнання $\Delta P_{вп} = f(n_d)$ згідно з формулою (2), витрати потужності на додатковий опір руху від веденої секції тепловоза, витрати палива веденої секції при її роботі на холостому ході, а також алгоритми часткового відключення тягових двигунів за незначних навантажень, викладених у статтях [10, 11].

Енергетичні баланси при серійному синхронному та асинхронному навантаженні ДГ двосекційних тепловозів 2ТЕ116 згідно з рис. 1 та залежностей (1) і (2) можна описати у такий спосіб:

$$P_k^C = [(P_e' + P_e'') \cdot \eta_{ТГ} - \Delta P'_{вп} - \Delta P''_{вп}] \cdot \eta_{ВУ} \cdot \eta_{ТД} \cdot \eta_p \cdot \eta_{ЗЧ}; \quad (3)$$

$$P_k^A = (P_e' \cdot \eta_{ТГ} - \Delta P'_{вп} - \Delta P''_{вп} - \Delta P''_{мх} - \Delta P''_p) \eta_{ВУ} \cdot \eta_{ТД} \cdot \eta_p \cdot \eta_{ЗЧ}, \quad (4)$$

де P_k^C , P_k^A – сумарна тягова дотична потужність двосекційного тепловоза відповідно при синхронному та асинхронному навантаженні ДГ; P_e' , P_e'' – ефективна потужність ДГ першої та другої секцій; $\Delta P'_{вп}$, $\Delta P''_{вп}$ – витрати потужності на власні потреби у ведучій та веденій секціях; $\Delta P''_{мх}$, $\Delta P''_p$ – механічні втрати потужності у тягових двигунах та редукторах при русі веденої секції у вимкненому стані; $\eta_{ТГ}$, $\eta_{ВУ}$, $\eta_{ТД}$, η_p , $\eta_{ЗЧ}$ – відповідно ККД тягового генератора, випрямної установки, тягових двигунів, тягових редукторів та реалізації тягових зусиль у контактні колесо-рейка.

При цьому треба зазначити, що ККД елементів енергетичної системи тепловоза можна визначити за відомими залежностями:

$$\eta_{зч} = \frac{V_{л}}{V_{л} + U_s}; \eta_{тг} = \frac{UI}{UI + \Delta P_{тг}}; \eta_{тд} = \frac{UI_{тд} - \Delta P_{тд}}{UI_{тд}};$$

$$\eta_p = \frac{1}{1,015 + 0,05 \left(\frac{M_n}{M_k} - 1 \right)}; \eta_{вв} = \frac{UI}{UI + \Delta P_{вв}}, \quad (5)$$

де U, I – напруга і струм на виході випрямної установки; $\Delta P_{тг}, \Delta P_{тд}, \Delta P_{вв}$ – відповідно втрати потужності у тяговому генераторі, тягових двигунах та випрямній установці; $V_{л}$ – швидкість руху локомотива; U_s – швидкість ковзання колісних пар; $I_{тд}$ – струм у тяговому двигуні; M_n, M_k – номінальне та поточне значення крутного моменту тягового двигуна.

Крім цього, втрати потужності у тягових двигунах та редукторах на тертя у підшипниках, тертя щіток по колектору та тертя у моторноосьових підшипниках колісної пари при русі веденої секції у вимкненому стані можна розрахувати за такими емпіричними залежностями:

$$\Delta P_{мх}'' = \frac{(V_{л} \cdot \mu_p D_{кт})^{1,4}}{33 \eta_p}; \Delta P_{мх}'' = 15,4 \omega_{тд}, \quad (6)$$

де μ_p – передатне число редуктора; $D_{кт}, \omega_{тд}$ – діаметр колектора тягового двигуна та кутова швидкість його обертання.

Для попереднього оцінювання раціональної зони асинхронного навантаження ДГ багатосекційних тепловозів припустимо, що величина додаткової потужності ведучої секції на компенсацію механічних втрат у веденій секції визначається механічними втратами у тягових редукторах і ТД для середньостатистичної швидкості руху вантажного потягу $V_{л} = 41,5$ км/г [9].

Необхідно відзначити, що витрати палива розраховувалися згідно з методикою, запропонованою Є.Є. Косовим [6]. Результати розрахунків та раціональний розподіл потужності між ДГ двосекційного тепловоза 2ТЕ116 наведено відповідно на рис. 6 та в табл. 4.

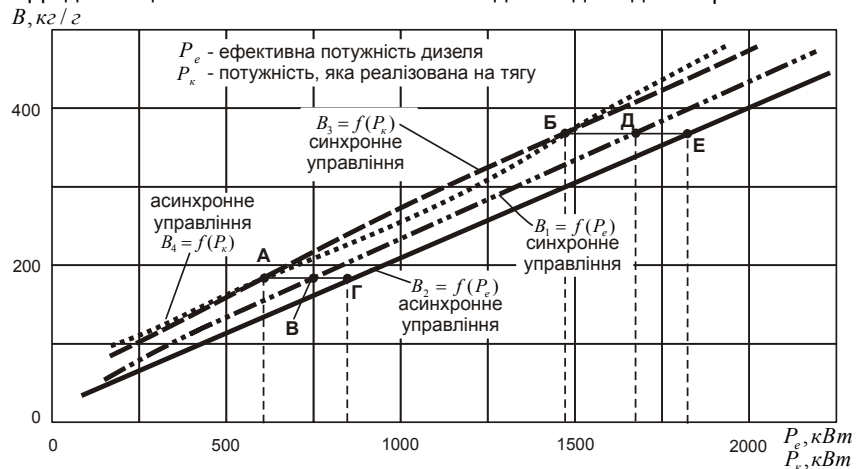


Рис. 6. Часові витрати палива при синхронному та асинхронному управлінні дизель-генераторами

Розподіл потужності дизель-генератора щодо позицій контролера машиніста

№ позиції		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Синхронне управління	Потужність P_e двосекційного тепловоза	314 (157 x 2)	514 (257 x 2)	708 (354 x 2)	912 (456 x 2)	1116 (558 x 2)	1422 (711 x 2)	1724 (862 x 2)	2006 (1003 x 2)	2284 (1142 x 2)	2596 (1298 x 2)	2906 (1453 x 2)	3276 (1638 x 2)	3646 (1823 x 2)	3984 (1992 x 2)	4320 (2160 x 2)
Асинхронне управління	Потужність P_e ведучої секції	157	565	786	1020	1240	1562	1840	1003	1142	1298	1453	1638	1823	1992	2160
	Потужність P_e веденої секції	157	0	0	0	0	0	0	1003	1142	1298	1453	1638	1823	1992	2160

Висновки. Результати математичного моделювання та експлуатаційне випробування тепловозів 2ТЕ116 показують:

1. Наразі існує можливість суттєвого (5 - 10%) поліпшення тягово-економічних характеристик багатосекційних тепловозів типу 2ТЕ116, 2ТЕ121, 2ТЕ10В, 3ТЕ10М завдяки використанню мікропроцесорних систем керування, які коректують тепловозну характеристику та забезпечують асинхронний режим роботи дизель-генераторів у залежності від умов руху потяга.
2. Для досягнення найкращої паливної економічності ДГ типу 1А-9ДГ (16СН26/26) та недопущення різкої зміни тягових зусиль перехід на асинхронне навантаження дизелів при температурі оточуючого повітря $t < 30^\circ \text{C}$ доцільно виконувати при $P_e \approx 375$ кВт у кожній секції. При цьому для збереження традиційного розподілу дотичної потужності усього локомотива щодо позиції контролера машиніста ДГ ведучої секції має працювати з потужністю $P_e \approx 840$ кВт. Тобто при традиційному п'ятнадцятипозиційному керуванні перехід на асинхронне навантаження ДГ має здійснюватися у разі перемикання контролера з N=3 на N=4 позиції і утримуватися у цьому режимі аж до N=7.
3. При температурі оточуючого повітря $t > 30^\circ \text{C}$ мікропроцесорна система керування ДГ має автоматично збільшувати рівень тепловозної характеристики у діапазоні частоти обертання колінчастого вала дизеля $n_d = 850 \div 1000$ об/хв.
4. Завдяки регулюванню кількості підключених тягових двигунів у залежності від режимів роботи електричної передачі та зниження втрат потужності на привод вентиляторів охолоджуючих систем додатково забезпечується економія палива близько $1 \div 3,2\%$.
5. Запропонована система керування при роботі дизелів у діапазоні від 35 до 70% номінальної потужності температура вихлопних газів збільшується тільки на $20 - 70^\circ \text{C}$, що не перевищує допустиму норму і не призводить до зменшення надійності роботи циліндро-поршневої групи.

Література

1. Глаголев Н.М. Тепловозы. – М.: Гос. трансп. ж.-д. изд-во. – 1948. – 388 с.
2. Володин А.И., Фофанов Г.А. Топливная экономичность силовых установок тепловозов. – М.: Транспорт, – 1979. – 126 с.
3. Кудряш А.П. Резервы повышения экономичности тепловозов. – М.: Транспорт, – 1975. – 275 с.
4. Грищенко А.В. Повышение производительности и топливной экономичности тепловозов средствами микропроцессорной техники. Дисс. доктора техн. наук. – С.П. – 1995. – 420 с.

5. Коссов Е.Е., Шапран Е.Н., Фурман В.В. Совершенствование режимов работы силовых энергетических систем тепловозов: Монография. – Луганск: Изд. ВНУ им. В.Даля, 2006. – 280 с.
6. Flinn F., Mizusawa M., Uychara O. and Myers P. An Experimental Determination of the Instantaneous Potential Radiant Heat Transfer Within an Operating Diesel Engine. SAE Trans, 1972, №81/ SAE Paper 720022.
7. Гриневич В.П., Гундоров А.В., Родионов И.Н. и др. Энергетические показатели тепловозов, режимы эксплуатации и затраты топлива на тягу / Труды ВНИТИ, – Коломна. Вып. 79. – С. 298–322.
8. Бычков Д.А. Снижение эксплуатационного расхода топлива тепловозами 2 ТЭ116 путем применения микропроцессорной системы управления дизель-генератором. Дисс. ... канд. техн. наук. – М.б, 2005. – 240 с.
9. Шапран Є.М. Удосконалення систем керування тяговими електродвигунами тепловозів // Вісник Дніпропетровського нац. ун-ту залізничного транспорту ім. академіка В.Лазаряна. – 2005. – Вип. 8. – С. 122-128.
10. Шапран Є.М. Удосконалення систем керування тяговими електродвигунами тепловозів // Зб. наук. праць. – Харків: Укр. ДАЗТ, 2005. – Вип. 68. – С. 198-209.

УДК 621.73.06

Р.И.Рей, А.Р.Рей

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ РЕАКЦИЙ ПОДВИЖНОЙ СИСТЕМЫ БЕСШАБОТНОГО МОЛОТА

Предложены аналитические зависимости для определения параметров движения бесшаботного молота и рациональной жесткости узла гидросвязи баб. Рис. 1, ист. 4.

Бесшаботные молоты являются самым мощным кузнечным оборудованием по производству штамповочных поковок. На бесшаботных молотах производят поковки массой до 3000кг, длиной до 4м. Долгое время бесшаботные молоты приводились в движение паровым или пневматическим приводом [1], в последнее время пневматический привод вытесняется гидравлическим [2], [3] как более экономичным, позволяющим упростить конфигурацию верхней бабы, приблизив ее к конфигурации нижней бабы, т.е. к параллелепипеду, что обеспечивает значительное повышение ее долговечности. Общим для всех бесшаботных молотов является узел гидросвязи хода верхней и нижней баб. Привод осуществляется приложением силы к одной из баб, передача движения другой бабе осуществляется через упругую связь, включающую верхние амортизаторы, жидкость, размещенную в гидравлическом баке, и амортизатор нижней бабы. Эквивалентная жесткость такой связи определяется по зависимостям

$$K = \frac{K_1 K_2 K_3}{K_1 K_2 + K_2 K_3 + K_3 K_1}, \quad (1)$$

где K_1 , K_2 , K_3 - жесткости соответственно верхних амортизаторов, приведенные к плунжеру жидкости гидробака, амортизатора нижней бабы.

Подвижная часть молота представляет собой две массы, соединенные упругой связью, к одной из которых приложена постоянная сила. Физическая модель такой системы представлена на рисунке

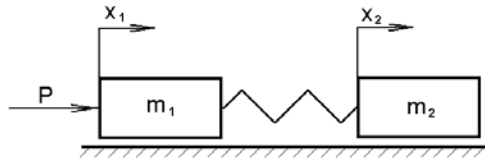


Рис. 1. Физическая модель подвижной системы бесшаботного молота, m_1 , m_2 - массы баб, P – постоянная сила, действующая со стороны привода

Уравнения движения системы имеют вид

$$\begin{aligned} m_1 x_1'' + kx_1 - kx_2 &= P\eta(t), \\ -kx_1 + m_2 x_2'' + kx_2 &= 0, \end{aligned} \quad (2)$$

где $\eta(t)$ - единичная функция Хевисайда.

$$\eta(t) = \begin{cases} 1, & t > 0, \\ 0, & t < 0. \end{cases}$$

Начальные смещения и скорости масс равны нулю, преобразуя уравнения движения системы (2) по Лапласу [4], получим:

$$\begin{aligned} (m_1 s^2 + k)X_1(s) - kX_2(s) &= \frac{P}{s}, \\ -kX_1(s) + (m_2 s^2 + k)X_2(s) &= 0. \end{aligned}$$

Изображение реакций $X_1(s)$ и $X_2(s)$ находятся по правилу Крамера

$$X_1(s) = \frac{\begin{vmatrix} \frac{P}{s} & -k \\ 0 & m_2 s^2 + k \end{vmatrix}}{\Delta s} = \frac{P(m_2 s^2 + k)}{s\Delta(s)}, \quad (3)$$

$$X_2(s) = \frac{\begin{vmatrix} m_1 s^2 + k & \frac{P}{s} \\ -k & 0 \end{vmatrix}}{\Delta(s)} = \frac{kP}{s\Delta(s)},$$

где $\Delta(s) = \begin{vmatrix} m_1 s^2 + k & -k \\ -k & m_2 s^2 + k \end{vmatrix} = m_1 m_2 [s^2 + \omega^2] s^2$,

здесь ω - собственная частота системы:

$$\omega = \sqrt{\frac{k(m_1 + m_2)}{m_1 m_2}}.$$

После подстановки $\Delta(s)$ в изображение реакций (3) и несложных алгебраических преобразований получим

$$X_1(s) = \frac{P}{m_1 + m_2} \left(\frac{1}{s^3} + \frac{m_2}{m_1} \cdot \frac{1}{s(s^2 + \omega^2)} \right), \quad (4)$$

$$X_2(s) = \frac{P}{m_1 + m_2} \left(\frac{1}{s^3} - \frac{1}{s(s^2 + \omega^2)} \right),$$

обратное преобразование Лапласа позволяет получить реакции системы в функции времени

$$X_1 = \frac{P}{m_1 + m_2} \left[\frac{t^2}{2} + \frac{m_2}{m_1 \omega^2} (1 - \cos \omega t) \right], \quad (5)$$

$$X_2 = \frac{P}{m_1 + m_2} \left[\frac{t^2}{2} - \frac{1}{\omega^2} (1 - \cos \omega t) \right].$$

Дифференцируя уравнения движения системы (5) по времени, получим зависимости для определения скоростей масс

$$X_1' = \frac{P}{m_1 + m_2} \left(t + \frac{m_2}{m_1} \cdot \frac{1}{\omega} \sin \omega t \right), \quad (6)$$

$$X_2' = \frac{P}{m_1 + m_2} \left(t - \frac{1}{\omega} \sin \omega t \right).$$

Дифференцируя по времени уравнения скоростей системы (6), получим зависимости для определения ускорений масс:

$$X_1'' = \frac{P}{m_1 + m_2} \left(1 + \frac{m_2}{m_1} \cos \omega t \right),$$

$$X_2'' = \frac{P}{m_1 + m_2} (1 - \cos \omega t).$$

При проектировании бесшаботных молотов заданными являются энергия удара, величина хода баб и скорость баб к началу удара. Анализ уравнений (6) скоростей баб показывает, что к скорости возрастающей пропорционально времени прибавляется гармоническая составляющая, поэтому к началу ударов при штамповке скорости баб не будут иметь одну и ту же величину, так как штамповка производится за несколько ударов, меняется высота поковки и величина хода баб. Поэтому при проектировании молотов задают дополнительное условие – величина скорости баб к моменту удара не должна отличаться более чем на 10% (как правило) от заданной. Математически это условие можно выразить зависимостью:

$$\frac{P}{m_1 + m_2} \cdot \frac{m_2}{m_1} \cdot \frac{1}{\omega} \leq \Delta v, \quad (7)$$

из (7) находим частоту собственных колебаний системы, удовлетворяющую заданному условию:

$$\omega \geq \frac{P}{m_1 + m_2} \cdot \frac{m_2}{m_1} \cdot \frac{1}{\Delta v}, \quad (8)$$

на основе которой определим коэффициент жесткости системы связи хода баб, при котором амплитуда гармонической составляющей скорости баб не будет превышать заданную величину Δv

$$K = \frac{\omega^2 \cdot m_1 \cdot m_2}{(m_1 + m_2)}. \quad (9)$$

При проектировании бесшаботного молота с энергией удара 1600кДж заданы: скорость удара – 3м/с; масса нижней бабы - $m_2=190т$; масса верхней бабы - $m_1=175т$; величина хода каждой бабы – 1м. Амплитудная составляющая

ускорения будет равна $\frac{P}{(m_1 + m_2)} = 4,5 \text{ м/с}^2$; амплитуда гармонической составляющей скорости - $\Delta v \leq 0,3 \text{ м/с}$.

Расчет выполненный по (8) дал значение круговой частоты $\omega = 16,8 \text{ с}^{-1}$; коэффициент жесткости системы связи хода баб (9) равен $K = 26 \text{ МН/м}$.

При рассчитанном коэффициенте жесткости системы связи хода верхней и нижней баб скорости баб от удара к удару не будут отличаться более чем на 10%, а энергии ударов более чем на 20%.

Выводы. 1. Определены уравнения движения баб бесшаботного молота при неизменном значении коэффициента жесткости связи баб и при постоянном усилии, приложенном к одной из баб.

2. Предложены зависимости для определения такого коэффициента жесткости связи баб, при котором отклонение в величине скоростей удара баб не превысит заданного значения.

Литература

1. Живов Л.И., Овчинников А.Г., Складчиков Е.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование: Учебник для вузов / Под ред. Л.И.Живова. – М: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2006. – 560 с.
2. Монаятковский С.С., Рей Р.И., Гутько Ю.И. Бесшаботный вертикальный молот. – Патент Украины 9623 В21 7/00, Бюл. №12. 15.12.2006.
3. Монаятковский С.С., Рей Р.И., Гутько Ю.И. Бесшаботный вертикальный молот. – Патент Украины 2085/ В21 7/00, Бюл. №2. 15.02.2007.
4. Мартиненко В.С. Операционное исчисление. – К.: Изд-во «Вища школа», 1973. – 268 с.

УДК 697.9:504.06:537.612

Н.А.Касьянов, Ю.Ю.Михайлова

АНАЛИЗ МЕТОДОВ РАСЧЕТА ТЕПЛОВОЙ МОЩНОСТИ СИСТЕМ ГАЗОВОГО ИНФРАКРАСНОГО ОТОПЛЕНИЯ

В статье проанализированы методы расчета систем инфракрасного отопления и предложены пути совершенствования математической модели теплового режима помещения. Рис. 1, ист. 16.

Введение. В настоящее время в Украине на отопление приходится весьма большая доля энергетических затрат, что связано, помимо всего прочего, с несовершенством систем отопления зданий, особенно производственных, из-за которого допускается значительный перерасход топлива и неудовлетворительные в ряде случаев метеорологические условия в помещениях. Одной из важнейших составляющих энергосбережения является проектирование, включающее подготовку, обоснование, принятие и реализацию решений по обеспечению нормативных параметров микроклимата в производственных помещениях. Согласно современным исследованиям [1, 2] существенная экономия тепловой энергии может быть достигнута применением в производственных помещениях систем лучистого отопления с газовыми инфракрасными излучателями. Однако в Украине до сих пор отсутствует единая методика расчета систем инфракрасного отопления, которая позволяла бы определять мощность системы отопления, необходимую для обеспечения нормативных параметров микроклимата при наименьших затратах энергетических ресурсов.

Постановка задачи. Представляется целесообразным на основе анализа существующих методов расчета предложить пути их совершенствования с учетом отличительных особенностей систем лучистого отопления, что позволило бы их проектировать, потому что они в настоящее время наиболее рационально используют тепловую энергию для обеспечения нормативных метеорологических условий в производственных помещениях.

Материалы и результаты исследования. Традиционной является методика расчета требуемой мощности отопительных приборов, приведенная в [3], однако ее недостатком является то, что она не учитывает специфических особенностей систем лучистого отопления, в частности, повышенную радиационную температуру помещения по сравнению с температурой внутреннего воздуха; температурный градиент по высоте помещения и т.д.

Методика расчета, приведенная в [4], основана на опытных данных, полученных при эксплуатации систем инфракрасного отопления. Тепловая мощность отопительной системы рассчитывается из условия обеспечения величины облученности пола в пределах 100...400 Вт/м², а высота установки излучателей определяется исходя из максимально допустимой величины облученности головы человека. Недостатком методики является то, что она разработана для конкретных климатических условий и архитектурных особенностей зданий, поэтому имеет ограниченное применение.

В работе [5] показаны способы теплового расчета, основанные на традиционной методике определения теплопотерь помещения и введении различных поправочных коэффициентов при определении мощности системы отопления. В работах [5...9] лучисто-конвективный теплообмен на внутренних поверхностях ограждений помещения описывается системой интегральных уравнений теплового баланса.

В работе [6] приведена математическая модель теплообмена помещения, представленная в виде системы, состоящей из уравнений теплового баланса поверхностей, элементарных поверхностей и объемов настилающихся струй, объемов свободных струй и уравнения теплового баланса воздуха. Применительно к неветилируемому помещению система сводится к уравнениям теплового баланса поверхностей и воздуха помещения.

В [10] приводится система уравнений лучисто-конвективного теплообмена в помещении, которая решена при допущении о постоянстве в каждый момент времени температуры воздуха во всем объеме помещения. В [11] в качестве расчетной схемы принимается здание, имеющее форму прямоугольного параллелепипеда, и математическая модель представлена в виде системы из шести уравнений теплового баланса поверхностей. Все поверхности помещения делятся на три категории: нагревательные, охлаждающие и пассивные. Такая модель теплового баланса включает уравнения лучисто-конвективного теплообмена для каждой категории поверхностей и уравнения теплового баланса воздуха помещения. Следует отметить, что способы расчета, предложенные в [10, 11], разработаны применительно к схемам лучистого отопления жилых и общественных зданий, которые отапливаются отопительными панелями, расположенными на поверхности ограждений. Их нельзя использовать для расчета требуемой тепловой мощности газовых инфракрасных излучателей, которые располагаются на значительном расстоянии от покрытия помещения. Недостатком также является то, что математические модели теплового баланса помещения, предложенные в [10, 11], не учитывают критерии теплового комфорта человека.

В [12] приводится система уравнений для определения тепловой мощности системы отопления с газовыми инфракрасными излучателями

$$\begin{cases} Q_0 = \frac{9,5F_{пл}}{\psi_{\varphi_{q-пт}}}(t_n - t_{п.о})\xi; \\ Q_0 = k_{ср} \sum_{i=1}^n (\tau_{н.о.} - t_n); \\ t_{п.о} = \frac{t_v + \tau_{н.о.}}{2}, \end{cases} \quad (1)$$

где t_n – комфортная температура помещения, °С; $k_{ср}$ – средневзвешенный по поверхностям ограждений неполный коэффициент теплопередачи, Вт/м²·°С; $\tau_{н.о.}$ – средневзвешенная температура поверхностей ограждений, °С; ξ – коэффициент, учитывающий поглощение излучения влажным воздухом.

Сущность этого метода в том, что тепловая мощность системы лучистого отопления определяется по величине теплового потока, получаемого человеком от излучателей, исходя из разности требуемого по условию комфорта значения температуры помещения и ее фактическая величина.

В системы уравнений рассмотренных способов расчета входит только одно уравнение теплового баланса внутреннего воздуха. Однако это справедливо лишь при равномерном распределении температуры воздуха во всем объеме помещения, однако при лучистом отоплении имеет место градиент температуры по высоте, который по данным [13] составляет 0,1...0,8°С на каждый метр высоты помещения.

Чтобы учесть неравномерность распределения температуры воздуха по высоте в [14] в качестве расчетной принята схема помещения (бесконечных размеров в плане), которое разделяется на верхнюю и нижнюю зоны – над и под излучателями. Математическая модель разработана на основании уравнений теплового баланса воздуха верхней и нижней зоны, пола и потолка помещения, поверхности излучателя. Воздухообмен между верхней и нижней зонами не учитывается. При расчете предполагается, что все излучение от панелей должно попадать только на пол помещения.

В [5,9...11,14] ограждения и отопительные приборы рассматриваются как плоские поверхности, коэффициенты облученности которых определяются по известным аналитическим или графическим зависимостям. Наличие у подвесных излучателей отражателей произвольной геометрической формы изменяет распределение потока теплового излучения. Использование зависимостей для коэффициентов облученности может привести к ошибке.

В работе [15] установлено, что у газовых горелок инфракрасного излучения с перфорированными и пористыми керамическими излучающими насадками, даже при расположении над ними стабилизирующих металлических сеток, интенсивность (плотность) излучения в различных направлениях по полусфере от нормали к насадку неодинакова (рис.1). По нормали к поверхности ($\varphi=90^\circ$) на близких расстояниях от излучающего насадка плотность излучения меньше, чем под углом 75° и 45° . При приближении к краям горелки ($\varphi \rightarrow 0^\circ$, $\varphi \rightarrow 180^\circ$) указанная характеристика снова снижается. Это объясняется тем, что стенки цилиндрических каналов в керамическом насадке имеют большой перепад температур по высоте (по глубине). Вследствие этого с уменьшением угла излучения φ составляющая излучения от стенок каналов $Q_{ст.кан}$ стремится к нулю, т.е.

$$Q_{изл} = Q_{перег} + Q_{ст.кан.} = \varepsilon(1 - \psi_{кан}) \left[\frac{T_k}{100} \right]^4 + \varepsilon \psi_{кан} \left[\frac{T_k}{100} \right]^4, \quad (2)$$

где $Q_{перег}$ – тепло, излучаемое перегородками; $Q_{ст.кан.}$ – тепло, излучаемое стенками канала; $\psi_{кан}$ – угловой коэффициент облучения; ε – степень черноты тела.

Температура каналов зависит от их длины, чем ближе к центру насадка, тем заметнее $\psi_{\text{кан}}$ стремится к нулю. Следовательно, излучение от стенки каналов уменьшается, т. е. второй член формулы стремится к нулю.

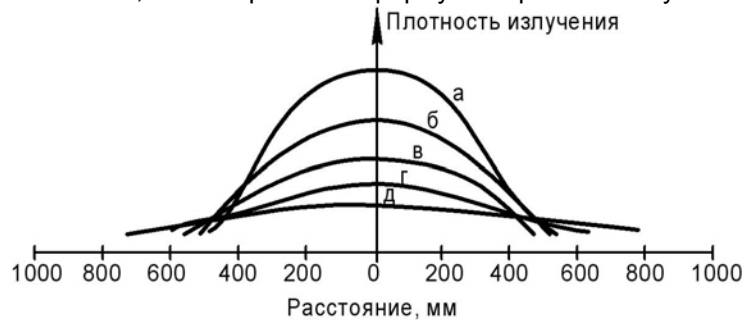


Рис. 1. Распределение плотности излучения на поверхности, параллельной плоскости излучателя и отстоящей от него на расстоянии в мм: а – 300, б – 400, в – 500, г – 600, д – 700

Исходя из этого в [15] сделан вывод, что излучение этих горелок не подчиняется закону Ламберта. Характер индикатрис яркости излучения связан с внутренним строением вещества и состоянием его поверхности, т. е.

$$\frac{E_{\varphi}}{E_n} = f(\varphi). \quad (3)$$

Если для абсолютно черного тела $f(\varphi) = 1$, то для всех нечерных тел $f(\varphi) < 1$. Для серого тела $f(\varphi) = \text{const} < 1$, а для газовых горелок инфракрасного излучения $f(\varphi) \neq \text{const}$.

При расчетах излучения газовых горелок необходимо учитывать их индикатрису яркости излучения, определяющую зависимость calorической яркости излучения от направления. Приведенные в [15] результаты измерений лучистого потока по плоскости, параллельной горелочному насадку на различном расстоянии от него, показали, что интенсивность излучения (плотность потока) распределяется неравномерно. Указано, что неравномерность возрастает с приближением излучающей поверхности к облучаемой плоскости и определяется по величине среднеквадратичных отклонений отдельных лучистых потоков и от среднего лучистого потока. С увеличением расстояния от точки замера до излучателя среднеквадратичное отклонение значительно снижается. Среднеквадратичное отклонение составляет для газовых 12-плиточных инфракрасных горелок – 0,5, 8-плиточных – 0,34 и 6-плиточных – 0,33.

При сравнении распределения плотностей излучения горелок с рефлектором и без него в [14] было установлено, что он не оказывает существенного влияния на распределение плотностей излучения.

Как указано в [15], максимум излучения с увеличением температуры насадка не смещается в сторону коротких волн, т. е. здесь не соблюдается закон Вина. Это объясняется тем, что кроме излучения самого насадка действует излучение продуктов сгорания газа, состоящих в основном из углекислоты и водяных паров, т. е. из трехатомных газов, обладающих селективностью излучения. Поэтому горелки инфракрасного излучения с перфорированными и пористыми керамическими насадками должны рассматриваться как селективные излучатели. Максимум их излучения находится в пределах 1,5...2 мкм для керамических насадков со стабилизирующей металлической сеткой и 2...2,55 мкм без сетки.

Также при проектировании систем лучистого отопления необходимо учесть, что способность воздуха помещений, отапливаемых инфракрасными излучателями, к поглощению их теплового излучения зависит от его влажности и запыленности [12, 16]. В [12] приводятся коэффициенты, учитывающие влажность воздуха в помещении, значения которых находятся в пределах 1,12...1,17, однако в работе отсутствуют данные о способе их получения и указания по применению в зависимости от величины влагосодержания воздуха и высоты установки излучателей.

Приведенный анализ показал, что расчет тепловой мощности систем газового инфракрасного отопления целесообразно проводить на основе математической модели теплового баланса, предложенной в [6] с введением в нее уравнения теплового комфорта.

Выводы. Методика расчета тепловой мощности системы отопления, предложенная в нормативном документе [3], не может быть использована для расчета систем инфракрасного отопления, т.к. она не учитывает особенностей теплообмена при таком способе обогрева. Кроме того, следует отметить, что математическая модель теплового баланса помещений должна включать в себя уравнение теплового комфорта человека. При расчете тепловой нагрузки на систему отопления должно учитываться влияние запыленности и влажности внутреннего воздуха и фактическое распределение угловой плотности потока теплового излучения между поверхностями ограждений помещения. Помимо этого, при использовании инфракрасных горелок важно знать их спектральную характеристику и эпюры излучения.

Литература

1. Тютюнников А.И., Мосягин В.Ю. О применении газовых инфракрасных излучателей для отопления зданий // Инженерные системы АВОК. – М., 2001. – №3. – С. 29-32.
2. Инфракрасные обогреватели для промышленного сектора // Информационный промышленный вестник. – 2004. – №2. – С. 24-26.
3. СНиП 2.04.05-91. Отопление, вентиляция и кондиционирование.
4. Pollman F. Heizen mit Infrared // Maschinenmarkt. – 1969. – № 55. – P. 1261–1262.
5. Мачкаши А., Банхиди Л. Лучистое отопление. – М.: Стройиздат, 1985. – 464 с.
6. Богословский В.Н. Строительная теплофизика. – М.: Высш. шк., 1982. – 415 с.
7. Родин А.К. Газовое лучистое отопление. – Л.: Недра, 1987. – 191 с.
8. Мирзоян Ж.В. Исследование особенностей газового инфракрасного отопления: Автореф. дисс. ...канд. техн. наук. – М., 1966. – 23 с.
9. Сканава А.Н. Отопление. – М.: Стройиздат, 1979. – 254 с.
10. Табунщиков Ю.А. Расчеты температурного режима помещения и требуемой мощности для его отопления или охлаждения. – М.: Стройиздат, 1981. – 80 с.
11. Киссин М.И. Расчет потерь тепла при лучистом отоплении // Сб. науч.тр. ЦНИИПС: Вопросы отопления и вентиляции. – М., 1952. – С. 26-31.
12. Шилькрот Е.О. Дальнейшее совершенствование газового инфракрасного отопления зданий и открытых площадок: Отчет НИИСТ. – М., 1965. – 62 с.
13. Худенко А.А. Развитие научных основ и совершенствование систем радиационного отопления зданий. Автореф. дис. ... д-ра, техн. наук. – Л.: ЛИСИ. – 1989. – 32 с.
14. Миссенар А. Лучистое отопление и охлаждение. – М.: 1961. – 462 с.
15. Богомолов А.И., Вигдорчик Д.Я., Маевский М.А. Газовые горелки инфракрасного излучения и их применение. – М.: Стройиздат, 1967. – 254 с.
16. Михайлова Л.Ю. Разработка методики расчета радиационного отопления зданий производственного назначения: Автореф. дис...канд. техн. наук. – Тюмень, 2006. – 20 с.

В.В.Драгобецкий, О.В.Троцко, Е.А.Наумова, Ю.А.Бойко

ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ФОРМОИЗМЕНЕНИИ ЛИСТОВЫХ ЗАГОТОВОК В ПРОЦЕССЕ ВЫТЯЖКИ

Разработана математическая модель процесса вытяжки деталей сложной формы. Предложена методика расчета рациональных деформационных параметров по критерию минимума разностенности полученной детали. Ист. 5.

Процессам листоштамповочного производства присуще многообразие задач теории оптимального управления. Их основное предназначение состоит в том, чтобы дать возможность специалистам выбрать такие управляющие воздействия, которые бы обеспечивали получение более высокой производительности, минимальных затрат, лучших качественных показателей получаемых деталей и т.д.

В настоящее время решен ряд оптимизационных задач для процесса вытяжки осесимметричных деталей. Разработаны методики выбора рационального профиля деформирующего инструмента, которые использовались как критерий минимума поверхностной нагрузки [1] на участках контакта с заготовкой, так и критерий минимума площади поверхности контакта заготовки с инструментом [2].

Множество работ, обзор которых приведен в исследованиях В.Ф.Каткова [3], посвящен определению оптимального профиля заготовки при вытяжке изделий сложной формы.

Решена задача определения оптимальной толщины смазочного слоя при жидкостном трении на фланце заготовки при исключении возможностей образования гофр, неполного обжатия заготовки по пуансону, обрыва дна или фланца заготовки [4].

Напряженное состояние при вытяжке сложных деталей характеризуется существенной неоднородностью как по длине срединной поверхности заготовки в продольном и поперечном сечениях, так и по ее толщине. Для оценки и прогнозирования качества детали по основным показателям (точность геометрических параметров; состояние поверхности детали; отсутствие локальных дефектов, связанных с локальной потерей устойчивости и нарушением сплошности) на стадии проектирования технологического процесса необходимо иметь достоверную информацию о состоянии заготовки в любой момент процесса формоизменения. То есть необходимы данные о текущих геометрических параметрах деформируемой заготовки, ресурсе пластичности металла в каждой точке заготовки, величине контактных напряжений в зонах соприкосновения заготовки с матрицей и пуансоном. Получить такую информацию в необходимом объеме возможно путем математического моделирования технологического процесса.

Для анализа формоизменения заготовки использована механико-математическая модель, в которой исходные уравнения краевой упруго-пластической задачи деформирования решают методом конечных разностей (МКР). Основное преимущество МКР, без детального изложения всех преимуществ и недостатков метода, по сравнению с другими численными методами - сравнительная простота, наглядность и естественность решения задачи формоизменения.

Принятая система уравнений теории пластического потенциала отражает упругопластическое поведение деформируемой заготовки, анизотропию пластических свойств (в соответствии с моделью трансверсально-изотропного тела) и

упрочнение материала заготовки. Основные допущения: предполагается выполненная первая часть гипотезы Кирхгофа-Лява; в пластической области возвращение вектора напряжений осуществляется по нормали к поверхности текучести; деформирующий инструмент и матрица считаются абсолютно-жесткими телами; трение на участках контактного скольжения описывается обобщенным законом трения (граничное + жидкостное). В математической модели вычисление деформаций заготовки проводим на базе многослойной модели. Заготовка состоит из четырех слоев равной толщины, где сконцентрирован материал заготовки и которые работают в условиях плоского напряженного состояния. Эти слои расположены на равном расстоянии друг от друга и разделены материалом, обладающим абсолютной жесткостью на сдвиг в поперечном направлении. Нестационарность процесса учитывается организацией пошаговой процедуры последовательных нагружений. Условием окончания моделирования, кроме нормального завершения операции, может быть исчерпание ресурса пластичности в каких-либо точках заготовки, контролируемое автоматически, или утонение заготовки, превышающее 1/5 исходной ее толщины.

В разработанной модели процесс штамповки представлен с учетом всей совокупности действующих факторов, необходимых для проектирования такого варианта технологии, который был бы близок по выбранному критерию к оптимальному. Для оценки варианта технологического процесса принимаем степень удовлетворения требований к качеству штампуемого изделия. В этой связи существенное значение при вытяжке деталей сложной формы приобретает задача снижения разнотолщинности изделия. Это связано с тем, что чрезмерное утонение стенки штампуемой заготовки в процессе формообразования ведет к необходимости увеличивать толщину ее для выполнения требований конструктивной прочности. Это приводит к увеличению расхода металла и массы деталей, что крайне нежелательно для деталей транспортных средств.

Для каждого k-го варианта технологического процесса рассчитываем разнотолщинность полученной детали в каждом узле

$$\Delta G_{kj} = \frac{(t_{kj})_{\max} - (t_{kj})_{\min}}{t_{oj} + \sum_{n=1}^k \Delta t_{kj}}, \quad (1)$$

где ΔG_{kj} - относительная поперечная разнотолщинность готовой детали; $t_{k\max}, t_{k\min}$ - максимальная и минимальная толщина стенки; t_{oj} - толщина исходной заготовки, соответствующая равнопрочности детали; Δt_k - абсолютное изменение средней толщины стенки при формоизменении.

Для k-го варианта расчета величина ΔG_{kj} является функцией распределе-

ния ресурса $z^r = \sum_{k=1}^k z^r$ для каждого варианта процесса. Ресурсами или изменяе-

мыми параметрами формоизменения являются: геометрические параметры матрицы и пуансона; радиусы скругления или форма их поверхностей ϕ_k ; зазор между пуансоном и матрицей ψ_k ; давление прижима ω_k . Если при использовании этих ресурсов ресурс пластичности исчерпан или распределение утонений не удовлетворяет конструктивным требованиям, используем дополнительные ресурсы: дифференцированный нагрев; изменение профиля радиальных сечений периферийных участков заготовки; введение дополнительных связей; изменение профиля радиальных сечений периферийных участков заготовки; введение дополнительных связей; предварительное упрочнение металла дрессиров-

кой или упрочнением; натяжение листа; формовка с дополнительным нагружением и т.д.

В качестве примера рассмотрен случай формообразования коробчатых деталей. Для получения оптимального решения использован метод динамического программирования – градиентов второго порядка. Необходимый (требуемый) геометрический параметр определяется и задается конструктором из условий равнопрочности детали и задается в виде таблицы, где $x_j^1; x_j^2; x_j^3$ – коэффициенты j-й точки на заготовке в декартовой системе координат.

Обозначим $G_{pj}(x_{jk}^i)$ реализуемое или действительное значение относительной разностенности в j-й точке, где x_{jk}^i – координаты определяемого геометрического параметра при k-ом варианте формоизменения.

Решение задачи производится из условия минимума функционала Φ , характеризующего отличие между действительным и требуемым значениями геометрического параметра в определенных элементах заготовки. В качестве функционала Φ выбираем квадратичный функционал вида

$$\Phi = \sum_{j=1}^{j=k} (G_{nj} - G_{pj})^2 ; \quad (2)$$

доказательства, непрерывности и дифференцируемости по координатам которого представлены в специальной литературе [5].

В дальнейшем под ресурсами будем понимать поле L , представляющее собой матрицу с n измерениями, составленную по принципу:

$$L = L_{aij\dots} , \quad (3)$$

где $a = \varphi, \psi, \omega$.

При решении задачи в зависимости от конструктивных особенностей пуансона и матрицы или детали на параметры необходимо наложить ограничения

$$L \leq L_{\text{доп}} . \quad (4)$$

Задача формулируется следующим образом: найти поле L , удовлетворяющее условию (4) и обеспечивающее минимальное значение функционала в заданной области. Решение задачи производится по многошаговому методу нахождением последовательности секторов L , сходящихся к $L_{\text{опт}}$, где q шаги приближения.

Последовательность строим на каждом шаге приближения в окрестности L_{q-1} . Величина шага определяется в результате минимизации функционала (2), разложенного в ряд Тейлора по разности $(L_q - L_{q-1})$. Оптимальное решение записываем как сумму

$$L_{\text{опт}} = L_o + \sum_{q=1}^m \Delta L_q , \quad (5)$$

где m – число итераций; $L_{\text{опт}}$ – оптимальное значение функционала.

Расчет проводился для детали типа «обшивка» коробчатой формы.

Материал детали – алюминий АмцМ1, толщиной 1,0 мм. Радиусы закругления между вертикальными стенками и вертикальной стенкой и дном 5 мм. Радиус сопряжения фланца и вертикальной стенки 3 мм. При радиусах закругления матрицы $R_M = 6$ мм и пуансона $R_{\Pi} = 5$ мм зазор между пуансоном и матрицей 1,3 мм, давление прижима $Q = 50$ кг/мм², относительная разностенность составила $G_{pj} = 0,18$ (реализуемой на практике техпроцесс ОАО «КрАЗ»). При рассчитанных оптимальных параметрах $R_M = 4,9$ мм (прямолинейный участок) $R_M = 6$ мм (ради-

ус закругления), $R_{\pi} = 4,8$ мм, зазор между пуансоном и матрицей 1,35 мм, давление прижима $Q = 39$ кг/мм² разностенность составила $G_{pj} = 0,12$. Подобная корректировка приводит к существенному повышению прочностных показателей полученной детали.

Выводы. 1. Разработана математическая модель процесса вытяжки деталей сложной формы из тонколистовых заготовок, учитывающая изменение ее толщины, упругопластическое поведение и упрочнение материала заготовки, геометрические параметры инструмента, зазор между пуансоном и матрицей и контактный характер взаимодействия с инструментом.

2. На основе разработанной математической модели предложена методика расчета рациональных деформационных параметров при вытяжке по критерию минимума разностенности полученной детали. Использование методики на стадии проектирования технологического процесса позволяет прогнозировать получение детали, максимально приближенной к равнопрочной.

Литература

1. Blascik F., Linhardt P., Strelsky I. Deep drawing without blankholder // Sheet Metal Industries. 1987. V. 64. N 3. - P. 132-136.
2. Гун Г.Я. Теоретические основы обработки металлов давлением. Учебник для вузов. – М.: Металлургия, 1980. - 456 с.
3. Губкин С.И., Сторожев М.В., Звороно Б.П., Катков В.Ф. и др. Теория обработки металлов давлением. – Л.: Ленсовнарком, 1959. – 540 с.
4. Козаченок В.И. Штамповка жидкостным трением. – М.: Машиностроение, 1978. – 78 с.
5. Гилл Ф., Мюррей У., Райт М. Практическая оптимизация. – М.: Мир, 1985. – 512 с.

УДК 621.981.2:004.896

М.А.Бегунов

РАЗРАБОТКА ПАРАМЕТРИЧЕСКОЙ ОБЪЕМНОЙ КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОЙ МОДЕЛИ ТРЕХВАЛКОВОЙ ЛИСТОГИБОЧНОЙ МАШИНЫ

В статье приведено описание параметрической объемной конечноэлементной модели трехвалковой листогибочной машины и разработанных программных средств генерации сетки, а также представлены результаты исследования влияния параметров расчётной модели на её адекватность. Исследования проводились с помощью пакета конечноэлементного анализа ABAQUS. Рис. 6, ист. 5.

Развитие трубной промышленности неразрывно связано с повышением качества получаемых изделий и совершенствованием технологии и оборудования для их производства. Одним из путей совершенствования конструктивных параметров и режимов работы оборудования является уточнение существующих и разработка новых методик расчёта геометрических характеристик получаемых изделий и энергосиловых параметров процесса формообразования. В литературе в качестве руководящих материалов по конструкции и расчёту ротационных гибочных машин приводятся аналитические зависимости, основанные на теории пластического изгиба, являющегося основным видом деформирования подавляющего большинства гибочных технологических процессов. Однако существующие методики расчёта не позволяют в полной мере учесть совместное влияние параметров процесса показателя качества получаемых изделий. Точное

определение геометрических параметров получаемых изделий и энергосиловых параметров процесса формообразования при гибке в валковых машинах встречает большие трудности вследствие сложной кривизны оси изгибаемого листа между боковыми валками и влияния сил трения, что в связи с растущими требованиями практики является серьёзной помехой при принятии проектно-конструкторских и проектно-технологических решений. Отсутствие комплексного подхода к изучению процесса формообразования и прогнозирования основных показателей качества такого вида металлопродукции делает актуальным разработку новых методов исследования.

Целью данной работы является разработка сеточных генераторов для автоматизированного построения параметрической объёмной конечно-элементной модели трёхвалковой листогибочной машины и исследование влияния параметров расчётной модели на её адекватность.

Конечноэлементная модель трёхвалковой листогибочной машины в системе конечноэлементного анализа ABAQUS представляет собой сборку из отдельных деталей (см. рис. 1): листовой заготовки 1, валка верхнего 2 и боковых валков 3.

При моделировании работы верхнего валка необходимо накладывать ограничения одновременно на его перемещение вдоль координатных осей x и z , сообщать ему перемещение по оси y и обеспечивать его свободный поворот вокруг оси z , что невозможно сделать средствами системы ABAQUS для одной детали. Поэтому для обеспечения возможности описанного процесса работы валка верхнего в модель добавлены два экземпляра детали из недеформируемых оболочек, располагающихся на концах валка верхнего, который специально для этой цели удлинён с обоих боков.

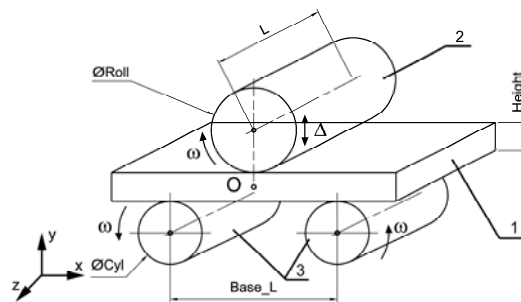


Рис. 1. Схема модели трёхвалковой листогибочной машины

Таким образом, введение в сборку дополнительных двух деталей позволит полностью адекватно моделировать процесс нагружения валка верхнего. Эти детали позволяют моделировать подшипниковые узлы валка. Взаимодействие в подшипниковых узлах может осуществляться как с учётом трения, так и без него.

Процесс формообразования трубы из листовой заготовки в общем случае проходит за несколько этапов (пропусков), каждый из которых можно разбить на два шага:

- шаг 1 - вертикальное смещение верхнего валка;
- шаг 2 - вращение вокруг оси z боковых валков.

Последним шагом после завершения процесса формообразования является расчёт упругого пружинения.

Модель листовой заготовки представляет собой конечноэлементную сетку из четырёхузловых оболочечных элементов с редуцированной схемой интегри-

рования, поперечное сечение которой находится в плоскости xOy , а сама заготовка лежит в плоскости xOz . Геометрическими параметрами модели листовой заготовки, схема которой представлена на рис. 2, являются:

- длина заготовки $Length$;
- толщина заготовки $Height$ – является толщиной стенки изделия;
- ширина заготовки $Width$, которая рассчитывается исходя из наружного диаметра требуемого изделия $D_{нар}$ по формуле:

$$Width = \pi \times (D_{нар} - Height).$$

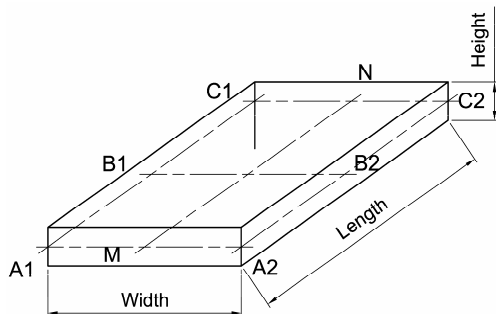


Рис. 2. Схема модели листовой заготовки

Листовая заготовка позиционируется таким образом, чтобы её левая кромка находилась над осью левого бокового валька.

Точность решения, получаемого с помощью метода конечных элементов, напрямую зависит от степени дискретизации модели. Однако уменьшать размер элементов по всей области нецелесообразно, т.к. это приводит к резкому увеличению размерности задачи, что существенно увеличивает время расчёта. Поэтому достаточно повышать степень дискретизации модели только в тех областях, которые подвержены большим деформациям, в частности, в приконтактной зоне. Для этого в сеточном генераторе листовой заготовки предусмотрено два варианта её построения.

1. Из литературных источников [4] известно, что на листе после гибки остаются прямые участки чуть менее половины расстояния между опорными вальками вследствие того, что через очаг деформации нельзя пропустить лист по всей ширине. Поэтому в данной зоне (справа от линии A_1C_1 и слева от A_2C_2 на рис. 2) будут наблюдаться незначительные деформации, что позволяет сделать сетку более грубой без понижения адекватности расчётной модели. Поэтому в модели была заложена возможность разрежения сетки по ширине листа. Схема разрежения сетки листовой заготовки по ширине представлена на рис. 3, а.

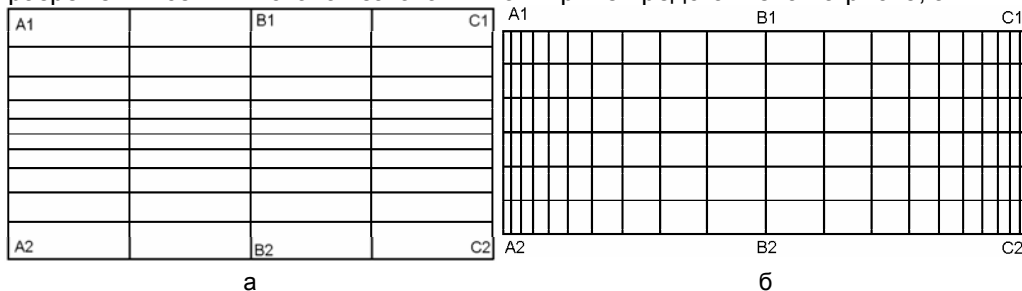


Рис. 3. Схемы разрежения сетки листовой заготовки, по ширине - а и по длине - б

2. С другой стороны, деформации верхнего вала при нагружении будут распределены по его длине неравномерно: большие деформации будут наблюдаться у концов вала, где перемещение вала задаётся путём перемещения опор на заданное расстояние. Поэтому возле линий A_1A_2 и C_1C_2 следует сделать локальное уплотнение сетки. Схема разрезания сетки листовой заготовки по длине представлена на рис. 3, б.

Поскольку на машинах, предназначенных для гибки длинных листов, боковые валки выполняют, как правило, с опорными роликами, компенсирующими их прогиб под действием усилия гибки, то это позволяет принять допущение о недеформируемости боковых валков. Пакет конечноэлементного анализа ABAQUS позволяет создавать такого рода модели путём назначения соответствующего материала. Поэтому для уменьшения размерности задачи целесообразно выполнить боковой валок из недеформируемых оболочечных элементов. Геометрическими параметрами модели бокового вала являются его радиус R и длина L . Конечно-элементная модель вала разбивается на N частей по длине и на M частей по периметру окружности в поперечном сечении. Боковые валки располагаются симметрично относительно оси y .

Построение сетки верхнего вала является более сложной процедурой по сравнению с другими деталями модели. Это обусловлено тем, что верхний валок не принимается абсолютно жёстким телом, как часто поступают при расчёте процессов гибки, штамповки и др., с целью исследования влияния напряжённо-деформированного состояния вала на показатели качества получаемых изделий. Модель вала состоит из сплошных объёмных 8-узловых элементов с редуцированной схемой интегрирования.

Основной задачей сеточного генератора для вала верхнего является генерация узлов поперечного сечения, схема которого представлена на рис. 4, и соединение их в элементы. Поперечное сечение состоит из центральной области в виде квадрата ABCD и окружающего его внешнего слоя, образующего внешнюю цилиндрическую поверхность вала. Подобное строение сетки вала хорошо аппроксимирует его форму и позволяет полностью параметризовать модель. Такая сетка является регулярной.

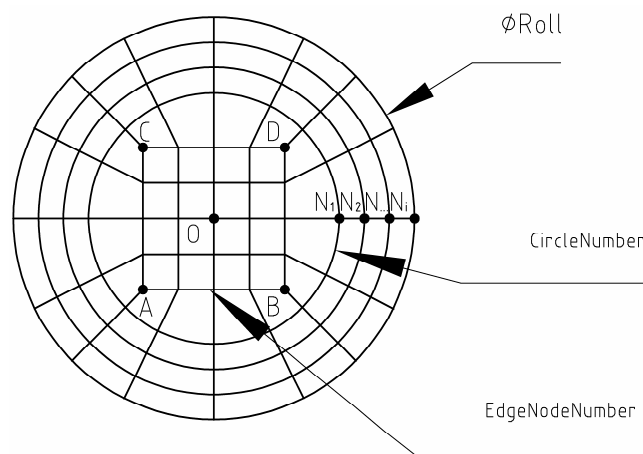


Рис. 4. Схема поперечного сечения вала верхнего

Поперечное сечение валка характеризуется следующими параметрами:

- координаты центра O – x_0, y_0, z_0 ;

- диаметр валка D_{Roll} ;

- отношение половины диагонали центрального квадрата к радиусу валка:

$$SqrDiag = \frac{OD}{0.5 \times D_{Roll}};$$

- количество узлов на стороне квадрата – $EdgeNodeNumber$;

- количество окружностей – $CircleNumber$.

Для обеспечения возможности генерирования поперечных сечений различного диаметра по длине валка целесообразно в качестве радиуса валка R использовать функцию от координаты z (поперечное сечение строится в плоскости xOy):

$$R = R(z).$$

Входящие в сгенерированные вдоль оси z поперечные сечения с шагом L/N узлы объединяются в элементы.

Оценка адекватности конечноэлементной модели верхнего валка производилась путём сравнения значений максимального прогиба валка, полученных на основании аналитического решения задачи упругого деформирования балки круглого поперечного сечения под действием собственного веса (см. рис. 5) и в результате решения той же задачи в конечноэлементной постановке в системе ABAQUS с использованием разработанной параметрической модели валка верхнего.

При выполнении расчётов принимались следующие значения параметров расчётной схемы: диаметр $d=1$ м, длина $L=12$ м, материал – сталь (плотность $\rho=7800$ кг/м³, модуль упругости $E=2.1 \times 10^5$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu=0.25$).

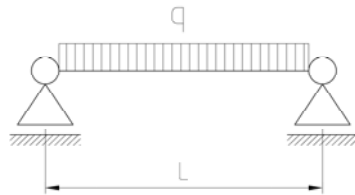


Рис. 5. Расчётная схема к задаче об оценке адекватности валка верхнего

Максимальный прогиб от распределённой нагрузки наблюдается посередине балки и определяется по такой формуле:

$$y_{max}^* = -\frac{5qL^4}{384EJ_x}, \quad (1)$$

где J_x – осевой момент инерции поперечного сечения, для круга равный:

$$J_x = \frac{\pi d^4}{64}; \quad (2)$$

q – распределённая нагрузка, действующая на балку. В данном случае она равна погонному весу балки, т.е. весу балки длиной 1 метр:

$$q = S \times \rho, \quad (3)$$

где S – площадь поперечного сечения балки для круга:

$$S = \frac{\pi d^2}{4}. \quad (4)$$

После подстановки (2) и (4) в (1) с учётом распределённой нагрузки (3), эквивалентной весу балки, получаем выражение для определения максимального прогиба балки и подставляем в него численные значения:

$$y_{\max}^* = -\frac{5 \times 18 \times \rho L^4}{19 \times E d^2} = -\frac{5 \times 18 \times 7800 \times 12^4}{19 \times 2.1 \times 10^{11} \times 1^2} = -1.621 \times 10^{-3} \text{ м}. \quad (5)$$

Эта же задача в конечноэлементной постановке включала сетку валка, узлы крайних поперечных сечений которого были зафиксированы в плоскости xOy (т.е. было наложено ограничение на перемещение вдоль оси z), и приложенное к нему ускорение свободного падения 9.8 м/с^2 . В качестве отклика модели были использованы перемещения узлов, находящиеся на оси валка, из которых выбирался максимальный (без учёта знака).

Поскольку конечноэлементная модель валка является параметрической, то для оценки степени влияния на деформацию валка под действием собственного веса использовались все параметры модели, а именно:

- количество разбиений по длине валка N ;
- количество узлов на стороне квадрата в центре поперечного сечения $Edge$;
- количество разбиений по окружности вокруг центрального квадрата $Circle$;
- соотношение половины диагонали центрального квадрата и радиуса валка R_{diag} .

На рис. 6 приведены зависимости относительной погрешности численного расчёта значения прогиба валка от аналитического решения при различных значениях параметров модели.

Как показали результаты расчёта, целесообразно использовать не более 10-ти разбиений (рис. 6, а), т.к. при этом обеспечивается наиболее близкое значение прогиба к y_{\max}^* ($-1.621 \times 10^{-3} \text{ м}$). При фиксированном количестве разбиений по длине валка ($N=10$) производилось исследование влияния количества узлов $Edge$ на стороне квадрата в центральной области поперечного сечения. Из результатов расчёта (рис. 6, б) видно, что увеличение количества узлов на стороне квадрата в центре поперечного сечения незначительно влияет на прогиб валка. Однако следует учесть то, что, с одной стороны, увеличение количества узлов существенно влияет на размерность задачи, а с другой - меньшее количество узлов ведёт к более грубой сетке на поверхности валка. Поэтому принимаем оптимальное значение $Edge=7$.

Зависимость относительной погрешности расчёта прогиба валка от количества окружностей вокруг центральной области поперечного сечения представлены на рис. 6, в. Анализ результатов расчёта показал, что этот параметр существенно влияет на точность решения конечноэлементной задачи. Здесь следует указать на то, что использование одной окружности отрицательно сказывается при решении контактной задачи, т.к. в этом случае на внешней поверхности валка будут находиться значительно большие по размеру элементы, чем в центре валка. Поэтому принимаем $Circle=2$.

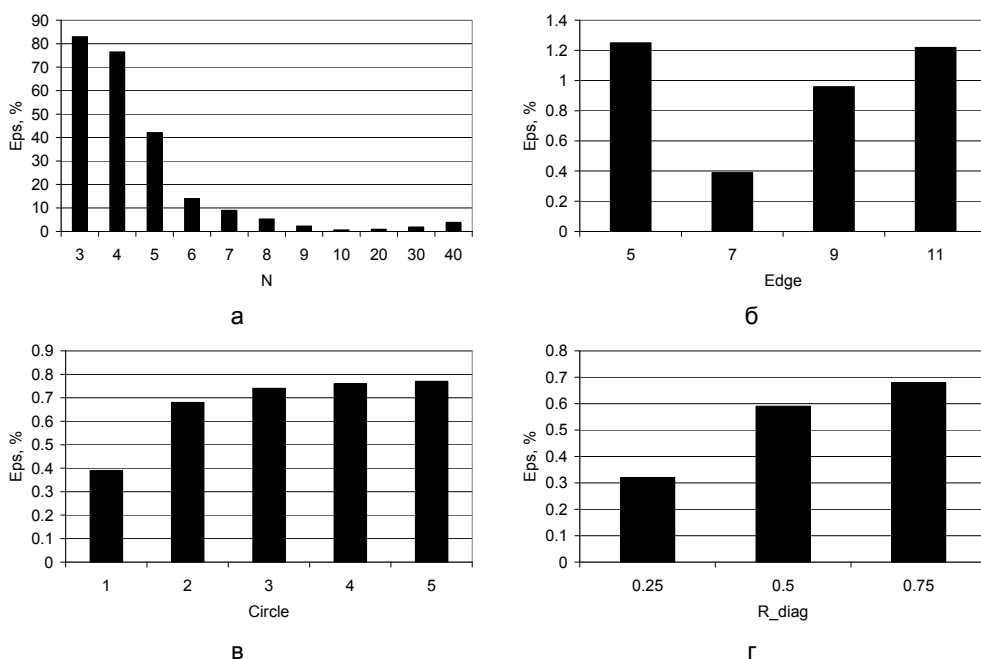


Рис. 6. Зависимости прогиба валка от параметров расчётной модели, количества разбиений по длине - а, количеству узлов на стороне центрального квадрата - б, количеству окружностей вокруг центрального квадрата - в и отношения половины диагонали квадрата к радиусу валка -г

Последним варьируемым параметром является соотношение половины диагонали центрального квадрата и радиуса валка. Этим параметром можно варьировать размер элементов в центральной области поперечного сечения и у внешней его границы. Для него было проведено три расчёта, что в силу полученных результатов (рис. б, в) является достаточным. Полученные значения свидетельствуют о том, что параметр R_diag не оказывает ощутимого влияния на отклик модели, но в то же время существенно влияет на размер элемента в приконтактной зоне. Учитывая обоснование выбора предыдущего параметра, принимаем $R_diag=0.75$.

Выводы. 1. Разработана параметрическая объемная конечноэлементная модель трехвалковой листогибочной машины, позволяющая комплексно рассматривать совместные упруго-пластические деформации инструмента (валка верхнего машины) и заготовки.

2. Спроектирован и реализован комплекс программных средств, позволяющих осуществлять автоматическую генерацию конечноэлементных сеток с заданными геометрическими параметрами, аппроксимирующих элементы расчётной схемы.

3. С целью исследования влияния параметров конечноэлементной модели валка верхнего на её адекватность произведён ряд расчётов, которые показали, что наиболее значимым фактором модели является количество разбиений по длине валка. Для выбранных условий при разбиении валка верхнего на семь и более участков погрешность расчёта не превышает 10%.

Литература

1. Целиков А. И. Расчёт гибочных роликовых машин. Материалы по технической информации, ЦБТМ НКТМ СССР, М. 1939.
2. Мошнин Е. Н. Гибка и правка на ротационных машинах. – М.: Машиностроение, 1967. – 272 с.
3. Мошнин Е. Н. Расчёт гибочных и правильных машин. – М.: Машгиз, 1954. – 171 с.
4. Мошнин Е. Н. Гибочные и правильные машины. – М.: Машгиз, 1956. – 252 с.
5. Ануриев В. И. Справочник конструктора-машиностроителя. В 3-х т. Т. 1. 5-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1980. – 559 с.

УДК 621.316.99

К.М.Вощаный, Н.А.Касьянов

ОЦЕНКА ЭЛЕКТРОБЕЗОПАСНОСТИ МОДУЛЬНЫХ ТОКОПРОВОДНЫХ СИСТЕМ ОСВЕЩЕНИЯ

Обосновывается необходимость учета параметров электробезопасности в дизайнских проектах, основанных на использовании модульных систем освещения. Рис. 3, ист. 4

Анализ состояния вопроса. В настоящее время обеспечение задач безопасной эксплуатации осветительных систем, по-видимому, необходимо будет смещать в сторону вопросов безопасного совмещения новых технологий и дизайнских решений.

Так, например, дизайнерами нередко используются существующие токопроводные системы освещения, основанные на наборах компонентов, состоящих из токопровода, устройств подвески токопровода и светильников, различных стыковочных и оконечных элементов, преобразователей [1,2]. В этом случае предполагается использование токопровода как несущего элемента, на который в любой точке могут монтироваться светильники.

Токопроводные системы, использующие в качестве токопровода алюминиевый профиль, принято называть шинами, тоководами, модулями и треками. Распространены как низковольтные, так и высоковольтные (220 В) треки. В алюминиевый профиль (короб) запрессовывают пару проводников с открытой изнутри его сечения изоляцией, нередко в профиль запрессовывают несколько пар проводников с изолятором для различных электрических цепей. При этом часто имеет место произвольный, с точки зрения допустимых изгибов токопровода, монтаж трековых конструкций в соответствии с решениями дизайнера, но не специалиста по электробезопасности.

Поэтому достаточно сложный даже в случае использования обычных проводников со сплошной изоляцией вопрос об утечках тока через загрязненные или увлажненные участки изоляции в случае негерметичных коробов (которыми, по-сути, являются треки) нуждается в проработке для каждого проекта.

Постановка задачи. Целью данной работы является рассмотрение причин, приводящих к снижению уровня электробезопасности и обоснование необходимости согласования дизайнских проектов, основанных на использовании модульных систем освещения в органах охраны труда.

Материалы и результаты исследования. На рис. 1 представлена ситуация, характерная для утечек тока в стандартных, естественных условиях. Здесь промежуток между несущим корпусом трека и оголенным участком провода, к которому присоединяется светильник, рассматривается как диэлектрик.

Соответственно схема замещения, предложенная в [3], в этом случае приобретает вид, показанный на рис. 2. Тогда общий ток утечки $I_A = I_1 + I_2 + I_3 + I_4$. Кроме того, имеет место использование треков для газосветных ламп, наполненных неоном или аргоном (рис. 3). Высокая исходящая сила тока (60 мА) делает электронные преобразователи выгодными для работы с неоновыми лампами и лампами с холодным катодом в случаях, когда требуется высокая яркость свечения. Эта выгода определяет популярность использования неоновых конструкций в дизайнерских решениях.

Однако часть продукции, поставляемой из Юго-Восточной Азии, например, высоковольтные преобразователи серии "NeonPro eXtra Power"–XP производства фирмы "Power Link" (Гонконг) не содержат защиты от пробоя на корпус при наличии потенциально опасного тока (60 мА) и высокого напряжения (990 В).

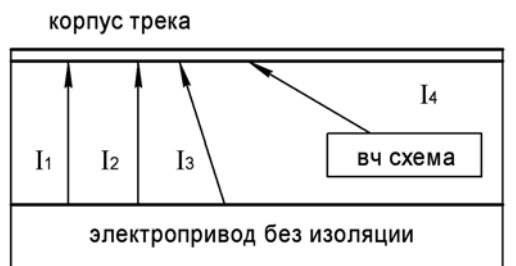


Рис. 1. Утечки на корпус трека:

I_1, I_2 – токи, учитывающие емкостную и активную составляющие утечки аналогично к утечкам через изоляцию; I_3 – ток утечки через загрязнение, влагу;
 I_4 – ток утечки высоковольтной, высокочастотной части схемы

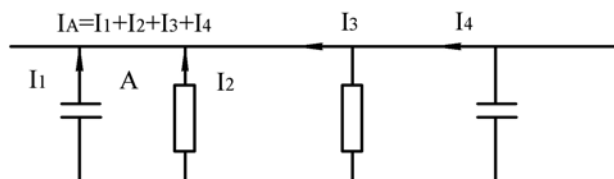


Рис. 2. Схема замещения с учетом токовых утечек

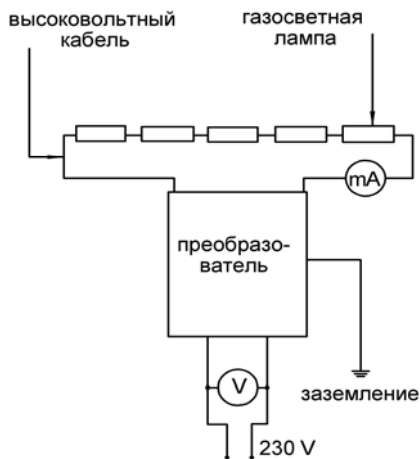


Рис. 3. Схема подключения газосветных ламп к высоковольтному преобразователю

Отсутствие защиты от пробоя на корпус высоковольтного преобразователя, генерирующего выходной ток частотой 24.5 кГц, приводит к необходимости учета высокочастотных утечек. Это обстоятельство отражено на рис. 2 емкостным током I_4 .

Поэтому для высоковольтных токопроводных трековых систем, имеющих ограничения по силе тока 15 А (электрическая мощность – около 3,5 кВт) очевидным является снижение необходимого уровня электробезопасности.

Например, обычная замена светильника в процессе эксплуатации осветительной установки должна сопровождаться по условиям электробезопасности введением дополнительных мер и приемов, исключающих прикосновение к корпусу трека.

Последнее обстоятельство приводит к использованию высоковольтных токопроводных трековых систем в противоречие с нормами п. 6.1.17 раздела 6 ПУЭ:2006 [4].

Выводы. Таким образом, для обеспечения электробезопасности трековых токопроводных систем освещения при решении дизайнерских задач целесообразно дизайнерский проект предварительно согласовать в органах охраны труда. Возможным техническим решением обеспечения электробезопасности является доработка электрических схем, использующих треки, аппаратами, аналогичными устройствам защитного отключения (УЗО). При этом вместо нулевого проводника информационный сигнал утечки необходимо будет снимать с корпуса трека.

Литература

1. Токопроводные системы освещения. Электронный ресурс. - Способ доступа: <http://www.ivd.ru/document.xgi?id=4341&gid=393&oid=127>.
2. Источники питания газосветных ламп. Электронный ресурс. - Способ доступа: <http://www.helvetica-t.ru/catalog-a2.html>.
3. Агеева Н.Д., Винаковская Н.Г., Лифанов В.Н. Электротехническое материаловедение. – Владивосток, 2006. - С. 24-27
4. Правила улаштування електроустановок, розділ 6, «Електричне освітлення» (розділ 6 ПУЕ:2006). – К. 2006. - С. 9 -10.

УДК 621.762.4

А.Ф.Тарасов, П.А.Бурлей

ВЛИЯНИЕ СПОСОБА ПРЕССОВАНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ БРИКЕТОВ ИЗ СФЕРИЧЕСКОГО ПОРОШКА БРОНЗЫ

В работе выполнено экспериментальное исследование изгибной прочности неспеченных прессовок, полученных из сферического бронзового порошка статическим и статико-динамическим прессованием. Определены факторы, которые вносят существенный вклад в прочность прессовок. Рис. 3, табл. 3, ист. 5.

Наиболее дешевым и распространенным способом прессования порошков является прессование в закрытых пресс-формах [1]. Вместе с тем существует целый ряд порошков, холодное прессование которых в закрытой пресс-форме невозможно из-за низкой прочности прессовок. К ним относятся порошки материалов инструментального назначения, а также сферические порошки некоторых цветных металлов. Так, в работе [2] отмечена низкая прочность прессовок из сферического порошка меди, при выпрессовке они разрушались. Для получения прессовок из таких порошков используют горячее прессование и другие методы, требующие больших затрат энергии. Альтернативой в данном случае может быть применение ударного [3] или статико-динамического (СТД) прессования [4]. При СТД нагружении заготовка подвергается одновременному воздействию статического и динамического усилий. Направление приложения усилий к

прессуемому материалу может быть одинаковым или противоположным в зависимости от конструкции пресс-молота, который позволяет реализовать одностороннее или двустороннее прессование. В работе [4] с применением СТД прессования были получены прессовки из порошка быстрорежущей стали с плотностью до 84 %. Эти прессовки имели достаточную прочность для их извлечения из пресс-формы и транспортировки. На поверхностях образцов, контактирующих с матрицей, частицы были деформированы таким образом, что образовывали тонкий монолитный слой. В работе [5] исследовано влияние параметров СТД прессования на прочность прессовок из железного порошка. Было обнаружено, что при равной плотности брикеты, полученные СТД прессованием, существенно прочнее прессовок, полученных в условиях статического нагружения.

Целью работы является изучение влияния параметров СТД прессования на прочность неспеченных прессовок, полученных из сферического порошка бронзы.

Для изучения влияния параметров СТД прессования на прочность прессовок применяли бронзовый сферический порошок. Состав основных легирующих компонентов: олово – 7,5 %, фосфор – 0,65 %. Гранулометрический состав порошка представлен в табл. 1.

Таблица 1

Гранулометрический состав сферического порошка бронзы

Диапазон размеров частиц (мкм)	500 - 355	355 - 250	250 - 125	125 - 63
Вес фракции (г)	28,016	22,420	1,128	0,230
%	53,68%	42,95%	2,16%	1,21%

Образцы прессовали в форме параллелепипедов с размерами 55*10 мм путём статического и СТД нагружения на пресс-молоте ПМГИ 250/10 [3]. Направление приложения ударной нагрузки в данном случае было противоположно действию статической, то есть прессование осуществлялось по двухсторонней схеме. Усилие статического нагружения определяли по показаниям манометра гидросистемы машины. Энергия удара определялась по давлению в импульсном гидроцилиндре перед ударом. Полученные прессовки испытывали на изгибную прочность по схеме трёхточечного изгиба [1]. Условия получения, средние значения параметров прессовок из сферической бронзы и результаты испытаний приведены в табл. 2.

Таблица 2

Параметры и результаты испытаний прессовок из сферической бронзы

№ режима прессования	$P_{ст}$, МПа	E , кДж	$E_{уд}$, Дж/г	V , м/с	ρ , г/см ³	$\bar{\rho}$, %	$P_{разр}$, Н	$\sigma_{изг}$, МПа
1	782	-	-	0,005	7,66	86,8%	25,66	0,61
2	1145	-	-	0,005	8,15	92,4%	34,54	0,90
3	1145	1,3	23,6	5,7	8,27	93,8%	49,35	1,37
4	400	2,9	51,8	8,5	7,63	86,5%	34,54	0,87
5	782	2,9	51,9	8,5	8,25	93,6%	44,41	1,19
6	1145	2,9	50,6	8,5	8,42	95,5%	26,64	0,71

В таблице обозначено: $P_{ст}$ – удельное усилие статической подпрессовки; E – энергия удара; $E_{уд}$ – удельная энергия удара; ρ , $\bar{\rho}$ – абсолютная и относительная плотность прессовок соответственно; $P_{разр}$, $\sigma_{изг}$ – усилие и изгибное напряжение при разрушении образцов соответственно.

На рис. 1 представлена гистограмма изменения изгибной прочности образцов из сферической бронзы в зависимости от плотности и вида нагружения. Образцы, имеющие близкие значения плотности сгруппированы, чтобы показать прирост прочности, обусловленный СТД прессованием.

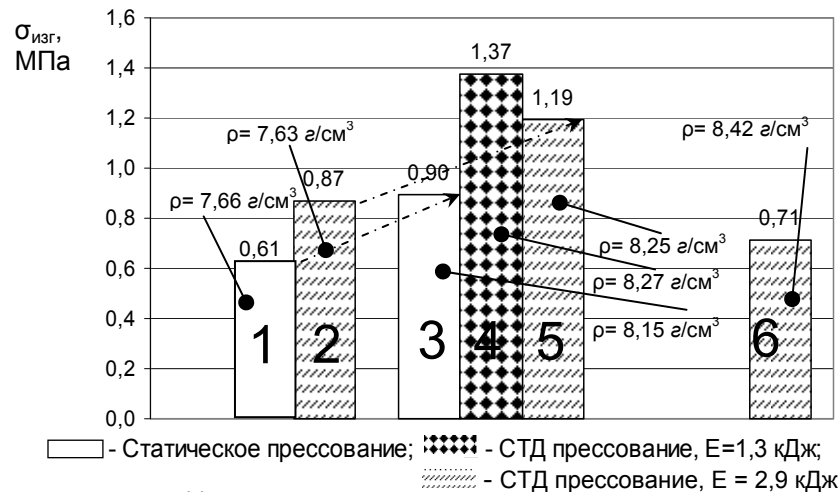


Рис. 1. Прочность прессовок при различных значениях плотности
 1 - $P_{ст} = 782$ МПа; 2 - $P_{ст} = 400$ МПа, $E=2,9$ кДж; 3 - $P_{ст} = 1145$ МПа; 4 - $P_{ст} = 1145$ МПа, $E=1,3$ кДж; 5 - $P_{ст} = 782$ МПа, $E=2,9$ кДж; 6 - $P_{ст} = 1145$ МПа, $E=2,9$ кДж

На рис. 1 видно, что прочность прессовок растёт с плотностью и достигает максимального значения 1,37 МПа при плотности 8,27 г/см³ (образцы, полученные по режиму №3), после чего снижается. В частности, образцы №6 с плотностью 8,42 г/см³ имеют меньшую прочность (0,71 МПа), чем образцы №3, что связано с явлением перепрессовки [1]. При сравнении образцов, полученных статическим прессованием и СТД прессованием, имеющих близкие значения плотности (7,66 г/см³ - №1 и 7,63 г/см³ – №4, а также 8,15 г/см³ - №2 и 8,27 г/см³ – №3), оказалось, что образцы, полученные СТД прессованием прочнее. В первом случае увеличение прочности составляет 0,26 МПа (43%), во втором – 0,47 МПа (53%).

На рис. 2 приведена гистограмма прочности образцов из сферической бронзы в зависимости от вида и параметров прессования.

Прирост плотности и прочности относительно статического прессования при различных значениях удельного усилия подпрессовки представлен в табл. 3.

На рис. 3 приведена фотография поверхности образца из сферической бронзы с плотностью 93,6%. На фотографии видно, что при уплотнении в закрытой пресс-форме при СТД нагружении не происходит существенного изменения формы частиц.

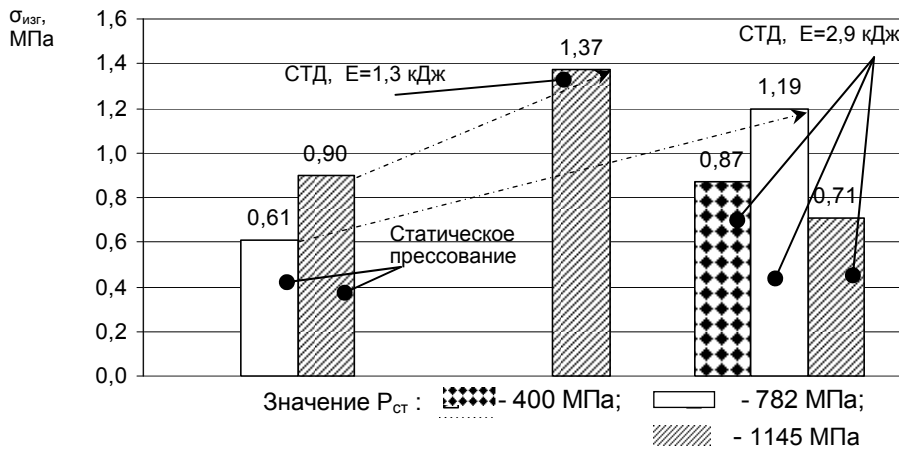


Рис. 2. Прочность прессовок в зависимости от вида и параметров прессования

Таблица 3

Прирост прочности и плотности при различных давлениях подпрессовки

Удельное усилие, $P_{ст}$, МПа	Статическое прессование		СТД прессование, прирост показателей при:			
			E = 1,3кДж		E = 2,9 кДж	
	ρ , г/см ³	$\sigma_{изг}$, МПа	$\Delta \rho$, г/см ³	$\Delta \sigma_{изг}$, МПа	$\Delta \rho$, г/см ³	$\Delta \sigma_{изг}$, МПа
782	7,66	0,61	-	-	0,6	0,59
1145	8,15	0,90	0,12	0,48	0,27	-0,19

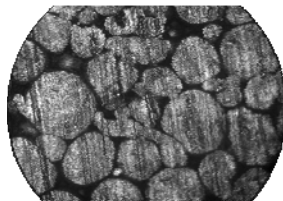


Рис. 3. Структура поверхности образца из сферического порошка, полученного СТД прессованием (x100)

Анализ результатов эксперимента.

В ходе эксперимента выявлено, что при одинаковой плотности, прочность полученных и исследованных образцов из бронзы при использовании СТД прессования выше, чем прочность образцов, полученных статическим прессованием. Это можно объяснить тем, что прочность прессовки определяется в основном двумя факторами: механическим зацеплением частиц и прочностью контакта между частицами порошка. При динамическом воздействии на порошок можно выделить два основных фактора, которые влияют на прочность контакта между частицами прессовки. Повышение прочности связано с локализацией деформации на контакте частиц и тепловым эффектом при ударе. Известны данные о том, что при скорости деформирования 100 – 300 м/с температура на контакте

частиц может достигать 1000°C, что приводит к существенному увеличению прочности прессовок. В данном эксперименте максимальная скорость удара составляла 8,5 м/с, поэтому основной вклад в увеличение прочности, вероятно, вносит интенсификация течения металла в зоне контакта частиц.

Выводы. 1. Применение СТД прессования является перспективным процессом получения прессовок с высокой плотностью, например, для последующей обработки в условиях высокого гидростатического давления с целью получения деталей со специальными свойствами. СТД прессование позволило получить образцы из сферической бронзы с пористостью 4,5 %.

2. Рациональным режимом получения прессовок из порошка сферической бронзы, обеспечивающим максимальную прочность, является СТД прессование с удельным усилием 1145 МПа и энергией удара $E = 1,3$ кДж. Максимальный прирост прочности неспеченных прессовок, полученных СТД прессованием - 53 %, зафиксирован для сферической бронзы при плотности - $8,27$ г/см³.

3. Применение СТД прессования для уплотнения труднопрессуемых порошков позволяет снизить вероятность их разрушения при выпрессовке и транспортировке за счёт увеличения их прочности. Дальнейшие исследования необходимо провести в направлении выбора схем прессования порошков, которые позволяют получить прессовки с высокой плотностью и одновременно снизить нагрузку на пресс-инструмент за счёт создания интенсивных сдвиговых деформаций в порошке.

Литература

1. Федорченко И. М., Францевич И. Н., Радомысельский И.Д. Порошковая металлургия. Материалы, технология, свойства, области применения: Справочник. – К.: Наук. думка, 1985. – 624 с.
2. Радченко А.К. Механические свойства неспеченных прессовок 2. Влияние относительной насыпной плотности порошка на прочность прессовок при различных температурных условиях формования // Порошковая металлургия, №11 – 12, 2004. – С. 5 – 8.
3. Сердюк Г.Г., Сахненко А.В., Свистун Л.И. Опыт промышленного применения высокоскоростного (ударного) прессования металлических порошков// Порошковая металлургия, №9 – 10, 2000. – С. 108-114.
4. Тарасов А.Ф. Статикодинамическое формование порошковых материалов на пресс – молотах // Порошковая металлургия, №7 – 8, 1998. – С. 5-9.
5. Тарасов А.Ф., Бурлей П.А. Влияние параметров статикодинамического нагружения на изгибную прочность неспеченных прессовок // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч.1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. - №6(100). – С. 61-67.

Л.А.Рябичева, А.П.Скляр

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРЯМОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ МЕДНОЙ ВОЛОКНОВОЙ ПРЕССОВКИ

С целью получения компактного медного материала исследовано влияние степени деформации при прямом выдавливании медной волокновой пористой прессовки на структуру и физико-механические свойства. Показана возможность получения меди со свойствами на уровне свойств литой деформированной при прямом выдавливании прессовки при температуре 920⁰С со степенью деформации не менее 0,94. Рис. 3, табл. 2, ист. 6.

В работах [1-4] показана эффективность применения операций обработки давлением для переработки отходов и изготовления компактного материала. Решены задачи получения исходного сырья из отходов проводников тока [1], изготовления пористых волокновых прессовок [2, 3], разработана технология горячей штамповки волокновых прессовок, совмещенная с холодным деформированием [4], позволяющая получить медный материал со свойствами, соответствующими требованиям стандарта на прутковую медь (ГОСТ 1535-91). Однако предлагаемый в работе [4] технологический процесс является трудоемким.

В статье представлены результаты исследований влияния степени деформации при горячем прямом выдавливании медных прутков на плотность и механические свойства.

Диаметр пористой волокновой прессовки для выдавливания определялся с учетом термического расширения при нагреве и возможности обеспечения зазора при свободной загрузке в матрицу штампа по формуле:

$$D_3 = \frac{D_k}{1 + \alpha \Delta T} + 2b, \quad (1)$$

где D_k - диаметр контейнера матрицы; α - коэффициент термического расширения меди ($\alpha = 19,3 \times 10^{-6}$ [5]); b - гарантированный зазор, обеспечивающий свободную загрузку прессовки в контейнер равный 0,25 мм.

Задаваясь массой прессовки и принимая плотность равной 8,62 г/см³ [2], рассчитывался ее объем, а затем определялась высота (табл. 1).

Таблица 1

Исходные размеры волокновых прессовок

Масса, г	Плотность, г/см ³	Объем, см ³	Диаметр прессовки, мм	Высота прессовки, мм
74,30	8,62	8,62	19,50	20,32

Плотность определялась методом гидростатического взвешивания по ГОСТ 25281-82. Часть полученных прутков отжигалась 1 ч при температуре 500±20⁰С в среде синтез-газа. Проводился визуальный контроль поверхности прутков и исследовалась микроструктура. Механические свойства до и после отжига определялись испытаниями на растяжение по ГОСТ 1497-84. Степень деформации рассчитывалась по формуле:

$$\varepsilon = \frac{D_k^2 - d_0^2}{D_k^2}, \quad (2)$$

где D_k - диаметр контейнера матрицы; d_0 - диаметр цилиндрического участка вставки.

Коэффициент вытяжки определялся по формуле:

$$\lambda = \frac{F_k}{F_0}, \quad (3)$$

где F_k, F_0 - площадь поверхности прессовки и изделия соответственно.

Степень деформации составила 0,73; 0,86; 0,94, коэффициент вытяжки соответственно 3,6; 7,3; 16,8.

Прямое выдавливание выполнялось на винтовом прессе с дугостаторным приводом модели Ф-1730 усилием 1000 кН в обогреваемом штампе (рис. 1). Предварительно на прессовку наносилась смазка, состоящая из графита и машинного масла, прессовка нагревалась в среде синтез-газа до температуры 920°C, выдерживалась 900 с.

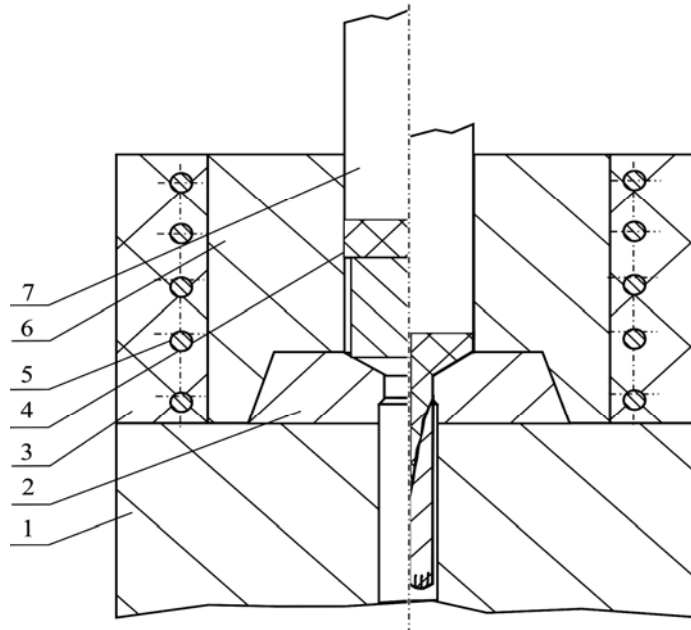


Рис. 1. Схема штампа для горячего выдавливания волоконных прессовок

Штамп состоит из нижней плиты 1, сменной вставки 2, печи 3, нагревателей 5, матрицы 6, пуансона 7. Штамп устанавливался на плиту винтового пресса, подогревался до 300°C, в матрицу 6 загружалась прессовка, а на нее устанавливалась графитовая шайба 4. Применение графитовой шайбы позволило получить прутки без пресс-остатка. Для исследования влияния степени деформации на качество выдавливаемых прутков применялись сменные вставки с диаметром отверстия 12,9; 9,1; 6,0 мм при высоте пояска 4,3 мм. Диаметр контейнера матрицы равнялся 24,6 мм, угол конусной части выполнялся равным 120°C.

При визуальном осмотре прутков обнаружено, что при степени деформации 0,73, и в меньшей мере при степени деформации 0,86, несмотря на высокую плотность, на их поверхности наблюдаются дефектные участки в виде раковин и отдельных волокон, нарушающих сплошность металла (рис. 2, а, б). При повышении степени деформации до 0,94 на поверхности прутков дефекты не обнаружены (рис. 2, в).

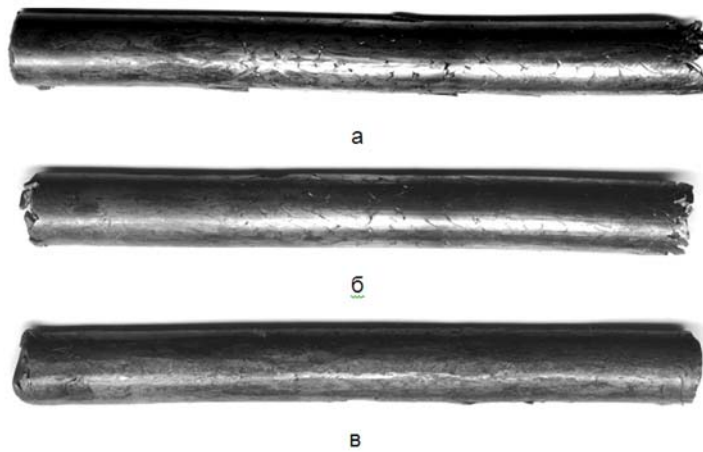


Рис. 2. Фото прутков, полученных со степенью деформации: а – 0,73; б - 0,87; в - 0,94

Микроструктура средней части прутков, полученных при степени деформации 0,94, плотная без дефектов. В структуре прутков, полученных выдавливанием с более низкими значениями степени деформации, несмотря на высокую плотность, сохраняются границы раздела между отдельными волокнами. Наблюдается текстура деформации.

В результате выдавливания при всех степенях деформации получена практически беспористая медь с плотностью 8,88-8,91 г/см³. Максимальную прочность и пластичность имели прутки, выдавленные со степенью деформации 0,94 ($\lambda=16,8$) (рис. 3, а, б). Свойства прутков, изготовленных при меньших степенях деформации ниже, причем это различие сохраняется после отжига (рис. 3, в, г). Уровень свойств материала, полученного из волокнутой прессовки, определяется не только величиной плотности, но и качеством межчастичных соединений, т.е. степенью консолидации, величиной напряжений, структурой, состоянием поверхности [6]. Одновременно с распрессовкой при выдавливании происходит уплотнение. Так же, как и у компактного материала наблюдается неравномерность напряженно-деформированного состояния. Параллельно с этими процессами в волокнутом теле, нагретом до высокой температуры, протекают процессы активации поверхностных слоев, образование металлических связей между волокнами, формируется структура беспористого компактного материала. При недостаточно жесткой схеме деформирования или недостаточной степени деформации не обеспечиваются условия для протекания процессов схватывания элементов, составляющих заготовку. Определяющим фактором при выдавливании является степень деформации. Очевидно, что в отдельных волокнах степень деформации при общей деформации волокнутого тела менее оптимальной, недостаточна для достижения условий, обеспечивающих протекания процессов схватывания.

После деформирования предел прочности у меди при $\lambda=16,8$ достигает 500 МПа, предел текучести 380 МПа. Отжиг снижает прочностные свойства меди. Пластичность после отжига увеличивается незначительно.

Уровень свойств меди, полученной прямым выдавливанием волокнутой прессовки при температуре 920°C и степени деформации 0,94 ($\lambda=16,8$), соответствует свойствам меди марки М1 и требованиям стандарта на прутковую медь (ГОСТ 1535-91) (табл. 2).

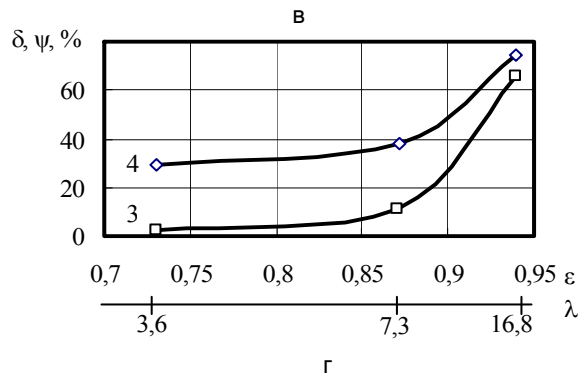
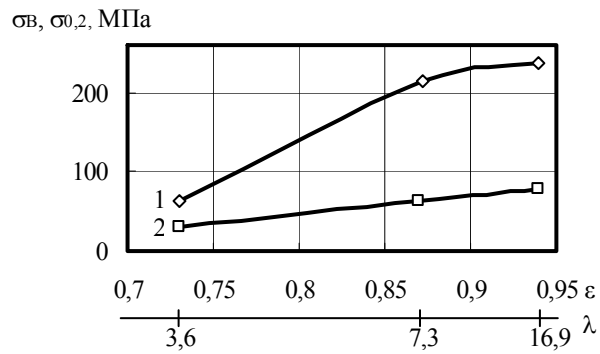
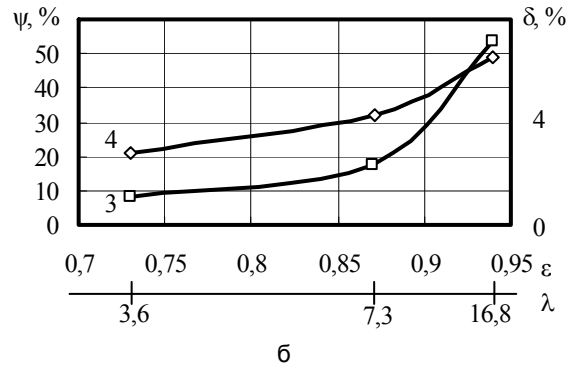
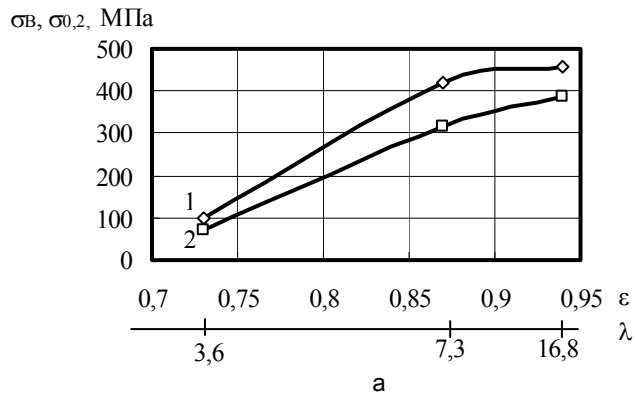


Рис. 3. Свойства прутковой меди после выдавливания - а, б и отжига - в, г:
 1 - предел прочности; 2 – предел текучести; 3 – относительное удлинение;
 4 - относительное сужение

Сравнение свойств меди различных способов получения

Вид меди	Предел прочности, МПа	Предел текучести, МПа	Относительное удлинение, %	Относительное сужение, %	Твердость, НВ
Прутки из волоконных прессовок после выдавливания	440-456	355-422	6,1-8,5	42-56	92-115
Прутки из волоконных прессовок после выдавливания и отжига	234-242	66-78	47-58	66-79	38-55
Медь марки М1, деформированная [6]	340-450	280-420	4-10	40-60	
Медь марки М1, отожженная [6]	220-245	60-75	45-55	65-80	

Вывод. Горячим выдавливанием волоконной прессовки при температуре 920⁰С со степенью деформации, равной 0,94 получена медь со свойствами на уровне свойств литой деформированной меди. При меньших степенях деформации достигается 100% плотность материала, однако, механические свойства более низкие.

Литература

1. Рябичева Л.А., Цыркин А.Т, Скляр А.П. Технологические свойства волокон меди, полученных переработкой лома проводников тока // Вісник ДДМА. – 2006. - №2. – С. 54-58.
2. Рябичева Л.А., Цыркин А.Т, Скляр А.П. Закономерности холодного прессования волокон, полученных из отходов медных проводников // Metallurgical and Mining Industry. - 2007. – №2. – С. 62-68.
3. Рябичева Л.А., Цыркин А.Т., Скляр А.П. Технология и свойства меди, полученной из волокон / Порошковая металлургия. – 2008. - №1. – С. 62-66.
4. Рябичева Л.А., Скляр А.П. Влияние условий горячей штамповки на структуру и свойства меди высокой прочности // // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні: Тематичний зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2007. – С. 122-124.
5. Осинцев О.Е., Федоров В.Н. Медь и медные сплавы. М.: Машиностроение, 2004. - 336 с.
6. Бальшин М.Ю. Научные основы порошковой металлургии и металлургии волокна. – М.: Металлургия, 1972. – 335 с.

В.И.Дубина, В.В.Широкобоков

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ, ВЕЛИЧИНЫ И СКОРОСТИ ДЕФОРМАЦИИ НА ИСТИННОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ ПРИ ХОЛОДНОМ ВЫДАВЛИВАНИИ

Рассматривается теоретическое определение истинного сопротивления деформирования при холодном выдавливании, основанное на исследовании поэтапного деформирования упрочняемой заготовки, используя теорему о равенстве мощности внутренних и внешних сил. Ист. 6.

Процесс пластической деформации сопровождается упрочнением металла. С изменением величины деформации прочностные свойства металла также изменяются. Изменение напряжения текучести в зависимости от величины деформации носит сложный характер. В теории обработки металлов давлением часто используют линейную аппроксимацию кривой упрочнения.

В качестве прямой, приближенно характеризующей изменения напряжения текучести в зависимости от деформации, С. И. Губкин [2] предлагает касательную, проведенную к кривой упрочнения в точке, соответствующей началу образования шейки. Уравнение этой прямой согласно работам С. И. Губкина [2] в координатах $\sigma_s - \varepsilon$ может быть записано в виде:

$$\sigma_s = \sigma_{s0} + \Pi \varepsilon, \quad (1)$$

где σ_{s0} – экстраполированный предел текучести; Π – модуль упрочнения; ε – величина деформации;

Более точно отображает действительную зависимость напряжения текучести от величины ε – степенная функция вида; предложенная М.В.Сторожевым [4]:

$$\sigma_s = C \varepsilon^n \quad (2)$$

или вида, предложенная SWIFT [5]

$$\sigma_s = C(B + \varepsilon)^n. \quad (3)$$

При $B = 0$, зависимость (3) принимает вид $\sigma_s = C \varepsilon^n$,

где C , B , n – константы, определяемые из опытов на одноосное растяжение или сжатие [3]

$C = \frac{\sigma_m}{\Psi_{ш}^n}$ или через предел прочности σ_B ;

$$C = \frac{\sigma_B}{1 - \Psi_{ш}} \cdot \Psi_{ш}^{-n}; \quad n = \frac{\Psi_{ш}}{1 - \Psi_{ш}},$$

где σ_m , $\Psi_{ш}$ – напряжение текучести и относительное уменьшение площади поперечного сечения образца при растяжениях, соответствующих началу образования шейки. Константа B – характеризует состояние материала.

М.В.Сторожев [3] и Johnson [4] показали, что значение показателя n находится в пределах от 0,2 до 0,5, а константа B – от 0 до 0,3. На изменение величины напряжения текучести заметное влияние оказывает температура деформации. Известно, что с повышением температуры деформирования показатели сопротивления деформированию (временное сопротивление) понижается по некоторой экспоненциальной кривой. Экспоненциальную зависимость сопротивления деформированию от температуры С.И.Губкин [2] дает в виде:

$$\sigma_{q1} = \sigma_{q2} \cdot e^{\alpha(t_2 - t_1)}, \quad (4)$$

где σ_{q1} и σ_{q2} – показатели сопротивления деформированию при температурах t_1 и t_2 , причем $t_2 > t_1$; α – температурный коэффициент, зависящий от вида показателя сопротивления деформированию, скорости деформации, степени деформации.

Если известен температурный коэффициент α и предел текучести при какой-либо температуре, например, комнатной $t_1 = t_{\text{ком}}$, то $\sigma_{q1} = \sigma_{s0}$, и предел текучести σ_s при любой температуре t определяется выражением:

$$\sigma_s = \sigma_{s0} \cdot e^{-\alpha \cdot \Delta t}, \quad (5)$$

где $\Delta t = t - t_{\text{ком}}$.

Температурный коэффициент α можно определить, прологарифмировав выражение (5):

$$\lg \sigma_s = \lg \sigma_{s0} - \alpha \cdot \Delta t \lg e, \text{ откуда } \alpha = \frac{\lg \sigma_{s0} - \lg \sigma_s}{\Delta t \cdot \lg e}. \quad (6)$$

Полагая, что сопротивление деформирования есть функция двух переменных величин – деформации и температуры, сделаем это следующим образом.

Напишем полный дифференциал для σ_s :

$$d\sigma_s = \frac{\partial \sigma_s}{\partial \varepsilon_i} d\varepsilon_i + \frac{\partial \sigma_s}{\partial t} dt = \left(\frac{\partial \sigma_s}{\partial \varepsilon_i} + \frac{\partial \sigma_s}{\partial \varepsilon_i} \cdot \frac{dt}{d\varepsilon_i} \right) d\varepsilon_i. \quad (7)$$

Из предыдущих пунктов перепишем выражения (3) и (5)

$$\sigma_s = C(B + \varepsilon_i) \text{ при } t = \text{const};$$

$$\sigma_s = \sigma_{s0} e^{-\alpha \cdot \Delta t} \text{ при } \varepsilon_i = \text{const}.$$

Берем частные производные от выражений (3) и (5):

$$\frac{\partial \sigma_s}{\partial \varepsilon_i} = \frac{n \cdot \sigma_s}{(B + \varepsilon_i)}; \quad (8)$$

$$\frac{\partial \sigma_s}{\partial t} = -\sigma_{s0} \cdot \alpha. \quad (9)$$

При адиабатических условиях все выделившееся тепло в результате теплового эффекта деформации расходуется на повышение температуры деформируемого металла. Возрастание температуры в элементарном объеме пластически деформируемого тела будет равно:

$$\frac{dt}{d\varepsilon_i} = \frac{\sigma_s}{jpc}. \quad (10)$$

Подставляя значения из уравнений (7), (8) и (9) в выражение (6), имеем

$$\frac{d\sigma_s}{d\varepsilon_i} = \frac{n\sigma_s}{(B + \varepsilon_i)} - \frac{\alpha \cdot \sigma_s^2}{jpc}. \quad (11)$$

Интегрируя с соблюдением первоначальных условий, получим:

$$\int \frac{d\sigma_s}{\sigma_s} = -\int \alpha \frac{\sigma_s d\varepsilon_i}{jpc} + \int \frac{n}{B + \varepsilon_i} d\varepsilon_i,$$

учитывая уравнение (9), где $\frac{\sigma_s d\varepsilon_i}{jpc} = dt$ и зная, что $\Delta t = t_2 - t_1 = t$, получим

$$\ln \sigma_s = -\alpha \cdot \Delta t + n \cdot \ln(B + \varepsilon_i) + C_1;$$

$$\sigma_s = C_1 (B + \varepsilon_i)^n \cdot e^{-\alpha \cdot \Delta t}. \quad (12)$$

Значение постоянной C_1 может быть найдено из условия $\sigma_s = \sigma_{so}$ при $\Delta t = 0$; $\varepsilon_i = 0$.

$$C_1 = \frac{\sigma_{so}}{B^n}. \quad (13)$$

В настоящее время имеется несколько теорий, устанавливающих сопротивление деформированию от скорости деформации. В литературе имеется много противоречивых сведений о влиянии скорости деформации на сопротивление пластическому деформированию, в том числе и применительно к холодному выдавливанию.

Это объясняется тем, что при увеличении скорости деформации наблюдаются два взаимно противоположных эффекта. Во-первых, при увеличении скорости деформации повышается температура заготовки, поскольку с быстротечностью процесса резко уменьшается расстояние (отвод) теплоты от заготовки, а с повышением температуры уменьшается напряжение текучести. Во-вторых, при повышении скорости деформации сопротивление деформированию возрастает из-за необходимости преодоления инерционных нагрузок (растет упрочнение металла). В результате взаимодействия этих явлений можно наблюдать различное проявление влияния скорости деформации.

Так авторы и В.Е.Фаворский [5] при скоростях выдавливания 0,5 м/с наблюдали повышение температуры для алюминия до 300 °С, для меди до 380 °С и для сталей 10 и 15 до 410 °С, что во многих случаях сопровождалось понижением сопротивления деформированию и увеличением пластичности.

В связи с этим для определения значения предела текучести, в зависимости от скорости деформации, была принята формула Davies [6], выведенная на основе эксперимента для постоянной истинной деформации и температуры.

$$\sigma_s - \sigma_{s1} = D \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_1} \right), \quad (14)$$

где σ_{s1} – предел текучести, соответствующий скорости деформации $\dot{\varepsilon}_1$; σ_s – предел текучести, соответствующий скорости деформации $\dot{\varepsilon}$.

Отношение $\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_1} \right)$ можно представить в виде:

$$\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_1} = 1 + \frac{\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_1}{\dot{\varepsilon}_1} \quad (15)$$

и, если скорость деформации $\dot{\varepsilon}_1$ считать медленной (статической), то проверенные испытания при ней дадут статический предел текучести σ_{so} и

$$\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_1 \approx \dot{\varepsilon}, \quad (16)$$

Подставляя значения уравнений (15) и (16) в уравнение (14), получим:

$$\sigma_s - \sigma_{so} = D \cdot \ln(1 + B' \dot{\varepsilon}), \quad (17)$$

где D , B' – эмпирические постоянные, определяемые экспериментальным путем.

Из проведенных испытаний [4] на отожженной меди найдено, что B' порядка единицы, а $D = 0,35$; для алюминия B' – тоже порядка единицы, а $D = 0,11$.

Сопротивление деформации при обратном выдавливании (в особенности при выдавливании крупногабаритных деталей, более чем 100мм в диаметре и со степенью деформации более 95%) определяется в основном одновременным действием следующих основных факторов: температурой, степенью и скоростью

деформации. Поэтому формулы для определения сопротивления деформации σ_q должны в явном виде учитывать влияние каждого из этих факторов.

Учитывая формулы (12) и (17), можно предложить следующее выражение для элементарного представления зависимости истинного сопротивления от величины деформации, скорости деформации и температуры:

$$\sigma_q = C_1 (B + \varepsilon_i)^n \cdot e^{-\alpha \cdot \Delta t} + D \cdot \ln(1 + B' \dot{\varepsilon}). \quad (18)$$

Как показали проведенные эксперименты, погрешность формулы (18) не превышает 5-10%.

Вывод. Знание истинного сопротивления деформации позволит более точно найти усилие деформации с учетом теплового эффекта, скорости деформации и степени деформации и правильно выбрать необходимое оборудование для выполнения технологического процесса.

Литература

1. Дубина В.И., Явтушенко А.В. «Определение температуры деформации при обратном выдавливании». Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні ЗНТУ № 1 2006. – С. 59-61
2. Губкин С.М. «Теория обработки металлов давлением» – М.: Metallurgizdat, 1947. – 532с.
3. Сторожев М.В., Попов Е.А. «Теория обработки металлов давлением». Изд. 2-е, М.: «Высшая школа», 1977. – 424 с.
4. Johnson W., Mellor P. Plasticity for Mechanical Engineers, von Nostrand, London, 1962. – 430 с.
5. Фаворский В.Е. «Холодная штамповка выдавливанием». М-л.: Машиностроение, 1966. – 248 .
6. Davies E.D.H., Hunter S.C. The Dynamic Compression Testing of Solids by the Method of the Split Hopkinson Pressure Bar. S. Mech. Phys. Solids, 11, 155, 1963.

УДК 621.73.043

В.И.Дорошко, Л.И.Семеняка

ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ПЛАКИРУЮЩЕГО МЕТАЛЛА В ОСНОВАНИИ ПОЛОСТИ, ВЫДАВЛЕННОЙ В БИМЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ЗАГОТОВКЕ

Разработана методика расчета средней степени деформации плакирующего металла в основании полости, выдавленной в биметаллической заготовке в зависимости от параметров процесса. Рис. 2, табл. 3, ист. 1.

Основным процессом, определяющим образование прочного соединения при получении биметаллов в твердом состоянии, является пластическая деформация, обеспечивающая создание физического контакта, активацию узлов схватывания и их развитие. Очевидно, что результат пластического деформирования определяется величиной степени деформации.

Характерным для процессов пластического деформирования в реальных условиях обработки металлов является неравномерность деформации. В этой связи для количественной оценки деформированного состояния применяют величину локальной степени деформации в точке деформируемого тела или среднее значение степени деформации рассматриваемого объема или всей деформируемой заготовки. В технологических расчетах в основном применяется зна-

чение средней степени деформации обрабатываемой заготовки или отдельных ее частей поскольку вычисление его значительно проще, чем определение величины локальной деформации в отдельных точках.

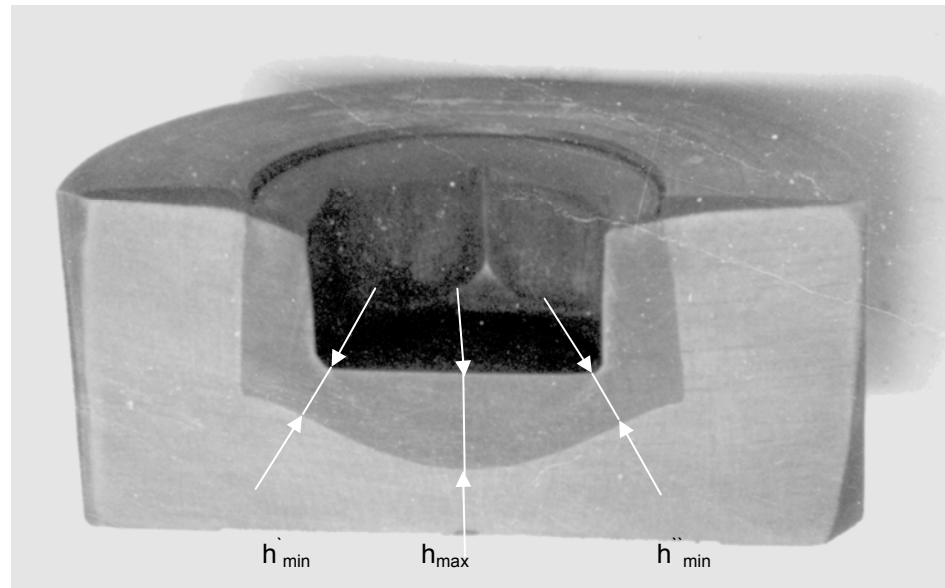


Рис. 1. Схема к определению размеров полулинзы – плакирующей части заготовки, находящейся под основанием полости

Характер деформации элементов биметалла при выдавливании полости в составной биметаллической заготовке показан на рис. 1. Видно, что очаг пластической деформации располагается под торцом пуансона и распространяется в глубину заготовки и в стороны от продольной оси веерообразно. Границы очага деформации в продольном направлении имеют форму, близкую к сферическим поверхностям.

В работе [1] выполнено исследование деформированного состояния при выдавливании полости в биметаллической заготовке с использованием метода координатной сетки. Установлено, что при выдавливании полости деформация происходит как в плакирующей части во вкладыше, так и в основе. При этом деформация по объему заготовки распределяется неравномерно. Наибольшая пластическая деформация имеет место в объемах, расположенных под пуансоном. Причем у самого торца пуансона деформация весьма незначительна, но по мере удаления от торца в осевом направлении наблюдается рост деформации, а затем – падение.

В радиальном направлении по мере удаления от оси симметрии также происходит снижение деформации. При этом с удалением от пуансона неравномерность деформации снижается.

Максимальные деформации наблюдаются в районе линии раздела металла основы и плакирующей части, что, вероятно, является результатом некоторого сдвига элементов биметалла друг относительно друга.

На основе рассмотрения рис. 1 с учетом описанного характера деформированного состояния при образовании полости в составной биметаллической заготовке в качестве меры деформации для оценки формирования соединения слоев биметалла и его качества можно принять значение средней степени де-

формации плакирующей части заготовки, находящейся в процессе выдавливания под пуансоном.

В результате формообразования полости этот объем, изначально имеющий форму цилиндра или призмы, под основанием полости преобразуется в форму полулинзы, имеющей максимальную толщину на оси симметрии и минимальную – на краях в районе стенки полости, где плакирующий слой имеет наименьшую толщину.

В таком случае значение средней степени деформации плакирующей части заготовки можно вычислить по выражению

$$\varepsilon_{\text{ср}} = \frac{h_{\text{вкл}} - h_{\text{ср}}}{h_{\text{вкл}}}, \quad (1)$$

где $h_{\text{вкл}}$ – исходная толщина вкладыша – плакирующей части заготовки;

$h_{\text{ср}} = \frac{h_{\text{max}} + h_{\text{ср min}}}{2}$ – средняя толщина полулинзы (см. рис. 1); $h_{\text{ср min}} = \frac{h'_{\text{min}} + h''_{\text{min}}}{2}$ –

среднее значение наименьшей толщины полулинзы; h'_{min} и h''_{min} – наименьшая толщина полулинзы справа и слева.

Исследования, выполненные в работе [1], показали, что размеры плакирующей части составной биметаллической заготовки после выдавливания в ней полости зависят от ее исходных размеров, глубины полости, соотношения прочности составляющих биметалла и температуры нагрева заготовки. Поэтому очевидно, что эти же факторы определяют и величину указанной выше средней степени деформации плакирующей части заготовки при формообразовании в ней полости.

Для получения зависимости средней степени деформации плакирующей части заготовки от параметров процесса полугорячего выдавливания полости в биметаллической заготовке было выполнено исследование с планированием эксперимента. При проведении эксперимента применена многофакторная схема, когда эффект влияния каждого фактора оценивается по результатам всех опытов.

В качестве независимых переменных были выбраны относительная толщина вкладыша – $h_{\text{вкладыша}}/h_{\text{полости}}$ (X_1), его относительный диаметр – $d_{\text{вкладыша}}/d_{\text{полости}}$ (X_2), соотношение прочности компонентов биметалла при температуре 700°C – $\sigma_{\text{вкладыша}}/\sigma_{\text{основы}}$ (X_3), а также температура нагрева заготовки (X_4). Зависимой переменной являлась средняя степень деформации плакирующего слоя ($\varepsilon_{\text{ср}}$).

Эксперименты по выдавливанию полости в составной биметаллической заготовке осуществлялись с использованием специального штампа (рис. 2) на гидравлическом прессе усилием 1600 кН. В качестве технологической смазки использовали смесь графита с машинным маслом.

В конструкции штампа предусмотрено направление верхней подвижной части относительно нижней. Матрица выполнена такой, чтобы пуансон (поз. 4) своей цилиндрической частью начинал центрироваться по матрице еще до момента соприкосновения его с заготовкой. Штамп снабжен выталкивающим устройством.

В эксперименте использовались цилиндрические составные заготовки. Основа выполнялась из стали 45. В ней делалась глухая полость, куда с минимальным зазором помещался вкладыш из сталей 4Х5МФС или 45Х.

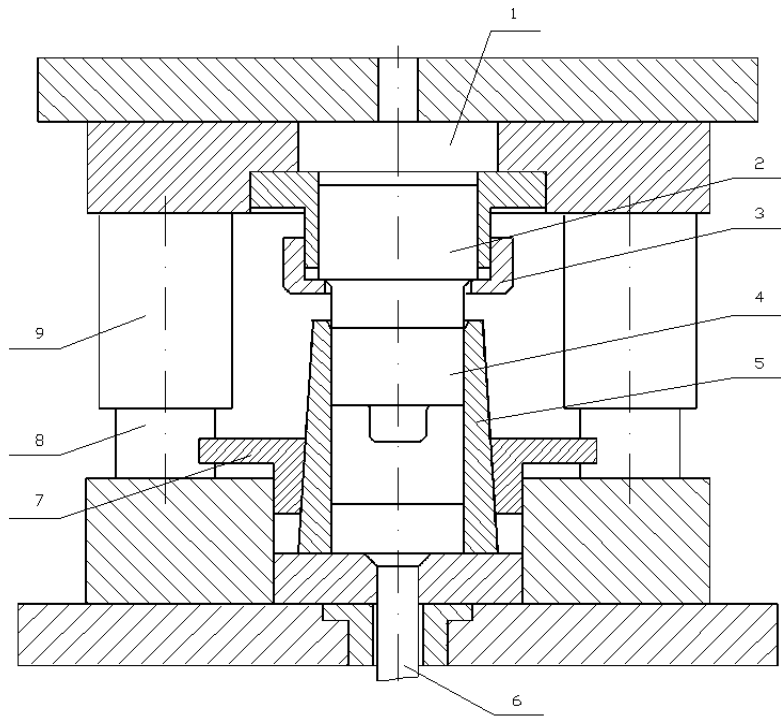


Рис. 2. Штамп для выдавливания

Перед сборкой заготовки поверхность полости основы и поверхность вкладыша подвергались обезжириванию и травлению. На торце собранных заготовок по контуру стыковки вкладыша с основой наносился сварной шов аргонодуговой сваркой, что предотвращало окисление их поверхностей контакта в процессе нагрева заготовок перед выдавливанием. Нагрев заготовок производился в электрической печи сопротивления.

Выдавливание полости в биметаллических заготовках осуществлялся одним пуансоном диаметром 30 мм на глубину 15 мм.

Размеры полулинзы (см. рис. 1) измерялись на диаметральной плоскости разрезанных образцов, подвергнутых шлифовке и травлению.

Для получения зависимости степени деформации плакирующей части заготовки от параметров процесса был поставлен полный факторный эксперимент 2^4 . Это позволило получить математическую модель в виде следующего полинома:

$$y = b_0 + \sum b_i x_i + \sum b_{ij} x_i x_j + \sum b_{ijl} x_i x_j x_l + b_{1234} x_1 x_2 x_3 x_4, \quad (2)$$

где y – значение исследуемого параметра – средняя степень деформации плакирующего слоя; $b_0, b_i, b_{ij}, b_{ijl}, b_{1234}$ – коэффициенты регрессии; x_i, x_j, x_l – кодированные значения факторов

$$x_i = \frac{X_i - X_{0i}}{\Delta X_i}, \quad (3)$$

где X_i – натуральное значение фактора; X_{0i} – натуральное значение фактора на основном уровне; ΔX_i – интервал варьирования.

Интервалы варьирования факторов и их значения в натуральном масштабе на основном, верхнем и нижнем уровнях приведены в табл. 1.

Таблица 1

Уровни факторов

Факторы	X_1 ($h_{\text{вкл}}/h_{\text{пол}}$)	X_2 ($d_{\text{вкл}}/d_{\text{пол}}$)	X_3 ($\sigma_{\text{вкл}}/\sigma_{\text{осн}}$)	X_4 ($t^{\circ}\text{C}$)
1	2	3	4	5
Основной уровень (X_{0i})	1,0	1,5	1,15	700
Интервал варьирования (ΔX_i)	0,33	0,17	0,15	100
Верхний уровень ($x_i = +1$)	1,33 (20/15)	1,67 (50/30)	1,3	800
Нижний уровень ($x_i = -1$)	0,67 (10/15)	1,33 (40/30)	1,0	600

Для определения коэффициентов регрессии был проведен полный четырехфакторный эксперимент. План эксперимента в кодовом и натуральном масштабах, а также значения средней степени деформации лакирующего слоя приведены в табл. 2.

Таблица 2

План 2⁴ и результаты опытов

№ опыта	Кодовый масштаб				Натуральный масштаб				Степень деформации лакирующего слоя \bar{Y}
	x_1	x_2	x_3	x_4	X_1 ($\frac{h_{\text{вкл}}}{h_{\text{пол}}}$)	X_2 ($\frac{d_{\text{вкл}}}{d_{\text{пол}}}$)	X_3 ($\frac{\sigma_{\text{вкл}}}{\sigma_{\text{осн}}}$)	X_4 ($t^{\circ}\text{C}$)	
	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	+1	+1	+1	+1	1,33	1,67	1,3	800	0,459
2	-1	+1	+1	+1	0,67	1,77	1,3	800	0,562
3	+1	-1	+1	+1	1,33	1,33	1,3	800	0,407
4	-1	-1	+1	+1	0,67	1,33	1,3	800	0,518
5	+1	+1	-1	+1	1,33	1,77	1,0	800	0,52
6	-1	+1	-1	+1	0,67	1,67	1,0	800	0,58
7	+1	-1	-1	+1	1,33	1,33	1,0	800	0,49
8	-1	-1	-1	+1	0,67	1,33	1,0	800	0,50
9	+1	+1	+1	-1	1,33	1,67	1,3	600	0,42
10	-1	+1	+1	-1	0,67	1,67	1,3	600	0,51
11	+1	-1	+1	-1	1,33	1,33	1,3	600	0,362
12	-1	-1	+1	-1	0,67	1,33	1,3	600	0,47
13	+1	+1	-1	-1	1,33	1,67	1,0	600	0,482
14	-1	+1	-1	-1	0,67	1,67	1,0	600	0,53
15	+1	-1	-1	-1	1,33	1,33	1,0	600	0,429
16	-1	-1	-1	-1	0,67	1,33	1,0	600	0,46

Опыты в матрице планирования не дублировались. Поэтому для определения дисперсии эксперимента трижды повторили опыт на основном уровне. В табл. 3 указаны результаты этих трех опытов и по ним рассчитана дисперсия эксперимента.

Таблица 3

Расчет дисперсии эксперимента

№ опыта	Y_{oi}	$\Delta Y = Y_{oi} - \bar{Y}_o $	ΔY^2
1	2	3	4
1	0,5288	0,0476	0,00226
2	0,4988	0,0176	0,00031
3	0,5304	0,04493	0,00243
	$Y_0 = 0,4812$	$\Sigma \Delta Y^2 = 0,005$	

Дисперсия эксперимента:

$$S_y^2 = \frac{\sum_{u=1}^{n_o=3} \Delta Y^2}{n_o - 1} = \frac{0,005}{2} = 0,0025.$$

Значения коэффициентов регрессии определяли по формуле:

$$b_i = \frac{\sum x_{iu} y_u}{N}, \quad (4)$$

где i - номер фактора.

Были получены следующие коэффициенты регрессии:

$$b_0 = 0,4812, \quad b_1 = -0,0351, \quad b_2 = 0,0267, \quad b_3 = -0,0177, \quad b_4 = 0,0233, \\ b_{12} = -0,0026, \quad b_{13} = -0,0164, \quad b_{14} = -0,0004, \quad b_{23} = -0,0024, \quad b_{24} = -0,0003, \\ b_{34} = -0,0009, \quad b_{123} = -0,0003, \quad b_{124} = 0,0058, \quad b_{134} = -0,0016, \quad b_{234} = 0,0007, \\ b_{1234} = 0,0014.$$

Дисперсия в определении этих коэффициентов рассчитывалась по формуле:

$$S_{b_i}^2 = \frac{S_y^2}{nN} = \frac{0,0025}{3 \cdot 16} = 0,000052. \quad (5)$$

Соответственно среднеквадратичная ошибка $S_{b_i} = 0,0072$.

При уровне значимости $\alpha = 0,05$ и числе степеней свободы $f = (n-1)N = 32$ табличное значение t -критерия соответствует $t_{0,05,32} = 2,04$.

Доверительный интервал коэффициентов регрессии $\Delta b_1 = 0,0146$.

Коэффициенты, абсолютная величина которых равна доверительному интервалу или больше него, считаются статически значимыми. Это $b_0, b_1, b_2, b_3, b_4, b_{13}$. Остальные коэффициенты регрессии являются статически незначимыми и в модель не включаются.

Таким образом, получено следующее уравнение регрессии:

$$Y = 0,4812 - 0,0351x_1 + 0,0267x_2 - 0,0177x_3 + 0,0233x_4 - 0,0164x_1x_3. \quad (6)$$

Были получены значения дисперсии неадекватности модели $S_{неад}^2 = 0,002817$ и критерия Фишера $F_{расч} = 1,1268$.

При уровне значимости $\alpha = 0,05$, числе степеней свободы при определении $S^2_{неад}, f_1 = 10$ и при определении $S^2_y, f_2 = 16$ табличное значение критерия $F_{табл} = 2,92$.

Поскольку $F_{расч} = 1,1268 < F_{табл} = 2,92$, модель (6) адекватна.

Как видно из полученного уравнения модели (6), порядок влияния рассматриваемых факторов на величину степени деформации плакирующего слоя одинаковый. При этом с увеличением отношения $(h_{вкл}/h_{пол})$ и $(\sigma_{вкл}/\sigma_{осн})$ (факторы X_1 и X_3) степень деформации плакирующего слоя уменьшается, а увеличение отношения $d_{вкл}/d_{пол}$ и температуры (факторы X_2 и X_4), наоборот, приводит к росту её. Наибольшее влияние на величину степени деформации плакирующего слоя оказывает значение отношения $d_{вкл}/d_{пол}$ и наименьшее – отношение прочности плакирующего металла к прочности металла основы.

После перехода к натуральным значениям факторов модель (6) приняла следующий вид:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ср} = & -0,05641 + 0,2746 \frac{h_{вкл}}{h_{пол}} + 0,157 \frac{d_{вкл}}{d_{пол}} + 0,2133 \frac{\sigma_{вкл}}{\sigma_{осн}} + \\ & + 0,000233t^0 - 0,3313 \frac{h_{вкл}}{h_{пол}} \frac{\sigma_{вкл}}{\sigma_{пол}}. \end{aligned} \quad (7)$$

Вывод. На основе экспериментального исследования получена математическая модель средней степени деформации плакирующего слоя в основании полости выдавленной в составной биметаллической заготовке. Модель позволяет делать качественную оценку степени пластической деформации плакирующего металла в основании полости, полученной прошивкой в биметаллической заготовке, что обеспечивает возможность прогнозировать прочность соединения слоев в биметаллическом изделии.

Литература

1. Дорошко В.И., Дубасов В.М. Выдавливание биметаллических рабочих деталей штампов и пресс-форм. – Луганск: Изд-во СНУ им. В.Даля, 2001. – 100 с.

УДК 621.762.1

А.А.Стоянов

ВАРИАНТ ТЕОРИИ ПЛАСТИЧНОСТИ ПОРИСТЫХ МАТЕРИАЛОВ

Выполнен анализ модифицированной концепции среднеквадратичных напряжений и скоростей деформаций с целью применения ее для описания пластического поведения нелинейно-вязкого пористого тела, в том числе и для модели жестко-пластического тела с эллипсоидальной поверхностью нагружения. Рис. 1, табл. 1, ист. 6.

Использование в порошковой металлургии представлений механики линейно-вязкого сжимаемого тела, основанных на использовании понятия среднеквадратичных деформаций и напряжений [1] позволяет адекватно определять макроскопические напряжения при различных видах уплотнения в предположении однородного распределения полей напряжений, деформаций и плотности.

Благодаря этому удастся избежать решения краевых задач и связанной с этим необходимости формулировать определяющие соотношения в инвариантной форме.

Модифицированная концепция среднеквадратичных напряжений и скоростей деформаций пригодна для описания пластического поведения нелинейно-вязкого пористого тела, в том числе и наиболее обоснованной экспериментально модели жестко-пластического тела с эллипсоидальной поверхностью нагружения. Подавляющее большинство технологических расчетов базируется именно на этой модели. Поэтому представляет интерес более подробное рассмотрение вышеназванной концепции.

Воспользуемся определяющими соотношениями теории нелинейно-вязкого течения пористого тела [2]:

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma}{W} \left(\left(\psi - \frac{1}{3} \varphi \right) \epsilon \delta_{ij} + \varphi e_{ij} \right). \quad (1)$$

Пластическое течение материала матрицы имеет место, когда:

$$\tau^{(M)} = \sigma_s.$$

Тогда, для идеально пластического материала твердой фазы имеем:

$$\sigma = \sigma_s. \quad (2)$$

Для пластически упрочняющегося материала твердой фазы:

$$\sigma_s = \sigma_s \left(\Gamma^{(M)} \right), \quad (3)$$

где

$$\Gamma^{(M)} = \int_0^t \gamma^{(M)} dt.$$

Здесь $\gamma^{(M)}$ – интенсивность скоростей деформаций материала матрицы.

При переходе на макроскопический уровень $\gamma^{(M)}$ совпадает с эквивалентной скоростью деформации пористого тела [2]:

$$W = \frac{1}{\sqrt{1-\Theta}} \sqrt{\varphi \gamma^2 + \psi \epsilon^2}. \quad (4)$$

Тогда, вместо $\Gamma^{(M)}$ следует использовать величину ω , такую что

$$\frac{d\omega}{dt} = W. \quad (5)$$

В дальнейшем ω будем называть накопленной деформацией твердой фазы и вместо (3) использовать соотношение

$$\sigma = \sigma_s(\omega), \quad (6)$$

где вид функции в (6) совпадает с (3).

В свою очередь, (6) является аналитической аппроксимацией кривой деформационного упрочнения твердой фазы. Эта же зависимость может выражать и известные физические законы упрочнения, например, закон Людвига [3]:

$$\sigma = \sigma_{00} + \sigma_{01} \omega^n, \quad (7)$$

где σ_{00} - начальный предел текучести, σ_{01} - коэффициент, n - показатель упрочнения.

Подстановка (6) в (1) приводит к определяющим уравнениям теории пластичности пористых тел:

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma_s(\omega)}{W} \left(\left(\varphi - \frac{1}{3} \psi \right) \epsilon \delta_{ij} + \varphi e_{ij} \right). \quad (8)$$

Соотношение (8) имеет два скалярных следствия:

$$p = \psi \frac{\sigma_s(\omega)}{W} e, \quad \tau = \varphi \frac{\sigma_s(\omega)}{W} \gamma. \quad (10)$$

Учитывая (10), величины e , γ и W можно из (4) исключить, в результате чего получается соотношение, содержащее лишь компоненты тензора напряжений:

$$\frac{p^2}{\psi} + \frac{\tau^2}{\varphi} = (1 - \Theta) \sigma_s(\omega). \quad (11)$$

Здесь φ и ψ специально определяемые функции пористости.

Полученному уравнению соответствует поверхность нагружения в виде эллипсоида вращения относительно гидростатической оси. Начальному ее положению соответствует значение σ_s при $\omega = 0$ и Θ , равном ее начальному значению. Полуоси эллипсоида в текущий момент деформирования определяются текущими значениями Θ и ω . Поскольку текущее значение ω является функционалом от траектории нагружения, текущее положение поверхности нагружения зависит от того, каким путем данное напряженное состояние достигнуто.

Процессу уплотнения соответствует последовательность вложенных друг в друга эллипсов, вытягивающихся вдоль гидростатической оси, что определяет упрочнение пористого материала. Предельным случаем при $\Theta = 0$ является цилиндр, образующие которого параллельны гидростатической оси, а уравнение имеет вид $\tau = \sigma_s(\omega)$. Таким образом, предельным случаем условия пластичности пористого тела (11) является условие пластичности Мизеса. Семейство следов поверхности нагружения в p - τ плоскости при уменьшении пористости во время нагружения показано на рисунке.

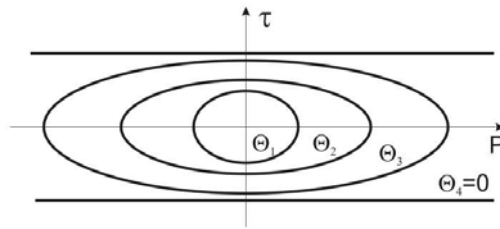


Рис. След поверхности нагружения (11) в p - τ плоскости при различных значениях пористости: $\Theta_1 > \Theta_2 > \Theta_3 > \Theta_4$

Если записать уравнение (11) в виде:

$$F(p, \tau, \Theta, \omega) = \frac{p^2}{\psi} + \frac{\tau^2}{\varphi} - (1 - \Theta) \sigma_s(\omega) \quad (13)$$

и продифференцировать его по σ_{ij} , то с помощью (8) устанавливаем:

$$e_{ij} = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (14)$$

что свидетельствует о справедливости ассоциированного закона течения. Из (14) или (10) можно получить еще одно скалярное следствие:

$$e \frac{\partial F}{\partial \tau} = \gamma \frac{\partial F}{\partial p} \quad (15)$$

или

$$e \psi \tau = \gamma \varphi p. \quad (16)$$

С учетом этого, определяющие уравнения при пластическом течении пористых тел могут быть записаны в виде (11), (16) и соотношения подобия девиаторов

$$\sigma_{ij} - p\sigma_{ij} = \frac{\tau}{\gamma} \left(e_{ij} - \frac{1}{3} e\delta_{ij} \right). \quad (17)$$

Таким образом, уравнения (11), (16) и (17) описывают поведение нелинейно-вязкого пластически уплотняемого материала. Различные аппроксимации ϕ и ψ для данной модели предложены рядом авторов на основе как экспериментальных, так и теоретических исследований. Они приведены в табл.

Т а б л и ц а

Аппроксимации ϕ и ψ разных авторов

ϕ	ψ	Авторы
$(1 - \Theta)^2$	$\frac{2(1 - \Theta)^3}{3\Theta}$	[1]
$\frac{2}{(1 - \Theta)(2 + (1 - \Theta)^{1.92})}$	$\frac{1}{9(1 - \Theta)(1 - (1 - \Theta)^{1.92})/3}$	[3]
$1 - \Theta$	$\frac{1}{6}(1 - \Theta) \left(1 + \sqrt{\frac{1 - \Theta}{\Theta}} \right)$	[4]
$\frac{1 - \Theta^{1/3}}{1 - \Theta} (3 - 2\Theta^{1/2})^2$	$\frac{2}{3} \frac{(1 - \Theta^{1/3})(3 - 2\Theta^{1/4})}{(1 - \Theta)(3(1 - \Theta^{1/3})(3 - 2\Theta^{1/4}) \ln \Theta)^2}$	[5]
$\frac{3(1 - \Theta)}{3 + 2\Theta}$	$\frac{2(1 - \Theta)}{3\Theta}$	[6]

Выводы. 1. Модифицированная концепция среднеквадратичных напряжений и скоростей деформаций может использоваться для описания пластического поведения нелинейно-вязкого пористого тела и жестко-пластического тела.

2. Рассмотренные соотношения модели адекватно описывают поведение нелинейно-вязкого пластически уплотняемого материала, предельным случаем полученного условия пластичности является условие пластичности Мизеса.

3. Приведены различные аппроксимации функций пористости для данной модели.

Литература

1. Скороход В.В. Реологические основы теории спекания. – К.: Наук. думка, 1972. – 148 с.
2. Скороход В.В., Штерн М.Б., Мартынова И.Ф. Теория нелинейно-вязкого и пластического поведения пористых материалов // Порошковая металлургия. – 1987. – № 8. – С. 23–30.
3. P. Ludwik. Elemente der technologischen Mechanik.– Berlin: Julius Springer, 109.
4. Мартынова И.Ф., Штерн М.Б. Уравнения пластичности пористых тел, учитывающие истинные деформации материала основы // Порошковая металлургия. - 1978. - № 1. - С.23-29.
5. Oyane M., Kamakani T., Shima S. Plasticity theory for porous metals and its applications // J. Jap. Soc. Powder and Powder Met. - 1973. - Vol. 20, № 5. - P. 142-146.
6. Мидуков В.З. Исследование закономерностей пластического деформирования материалов с необратимой объемной сжимаемостью: Автореф. дисс. канд. техн. наук. - Томск, 1975. - 21 с.

Н.А.Жижкина, Н.А.Будагьянц, Ю.И.Гутько

МЕТОДЫ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ КАЧЕСТВА ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ

Статья посвящена исследованиям влияния ванадия, молибдена и вольфрама на структуру и уровень свойств рабочего слоя валков. Установлено наиболее оптимальное легирование. Проанализированы эксплуатационные показатели исследуемых валков. Рис. 3, табл. 1, ист. 5.

Введение. Эффективность и надежность работы прокатных валков определяется их стойкостью к износу, знакопеременным термическим, ударным нагрузкам, изгибающим и крутящим моментам, возникающим в процессе эксплуатации. Результаты ранее проведенных научно-исследовательских работ [1, 2] показали, что удовлетворить такие противоречивые требования возможно путем центробежного литья валков с рабочим слоем из износостойких высоколегированных материалов и вязкой, прочной сердцевинной.

Вместе с тем, возросшие на мировом рынке объемы потребления металлопродукции, ужесточение требований к его качеству вызвали увеличение интенсивности работы прокатных станков и нагрузок на валки. Это потребовало повышение качества и служебных свойств рабочего слоя формирующего инструмента.

Эксплуатационная стойкость валков во многом предопределяется структурой рабочего слоя, ее составом и соотношением составляющих. Известно [3, 4], что управлять процессом структурообразования возможно путем введения легирующих добавок в расплав. Однако применение таких рекомендаций при производстве отливок большой массы затруднительно из-за сложного процесса регулирования скоростей кристаллизации валков.

В связи с этим целью настоящей работы явилось исследование влияния различных легирующих добавок на структуру и уровень свойств рабочего слоя прокатных валков. Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- изучить влияние различных легирующих добавок на структуру и уровень свойств валков;
- проанализировать эксплуатационную стойкость опытных валков.

1. Влияние легирующих компонентов на структуру и уровень свойств рабочего слоя валков

Для повышения износо-, термостойкости и прочности валков в базовый хромоникелевый чугун вводили различное количество легирующих компонентов. В результате опытов установлено, что для растворимости этих компонентов необходимы специальные технологические приемы, без которых невозможно получить качественный рабочий слой из-за высоких температур плавления лигатур.

Известно, что наиболее действенными среди легирующих компонентов являются ванадий и хром [4]. Ванадий способствует сохранению структуры и свойств в условиях эксплуатации при повышенных температурах, что важно при изготовлении тонколистовых валков, работающих в условиях больших перегревов. Так, увеличение его содержания до 2% привело к образованию твердого абразивного карбида, богатого легирующими элементами и отличающегося своей прочностью и твердостью, что весьма сходно с дисперсионным твердением. Однако количество карбидов в опытных валках не отличается от нелегированных отливок, а наблюдается увеличение количества сотового Ледебурита, что

может отрицательно сказаться на эксплуатационной стойкости. В микроструктуре наблюдаются отдельные включения измельченного Графита, а также Бейнит, Мартенсит и сорбитообразный Перлит в металлической матрице (рис.1).



Рис. 1. Микроструктура центробежнолитого валка с 2% ванадия в рабочем слое, x100

В результате получен более высокий и равномерный по сравнению с нелегированными валками уровень твердости как по глубине рабочего слоя, так и по длине бочки. Однако опытами установлено, что уровень твердости снижается при увеличении содержания кремния. Так, при увеличении Si на 0,3% твердость снижается на 5 единиц. С другой стороны, анализ результатов термообработки валков с повышенным содержанием ванадия в рабочем слое показал увеличение уровня твердости. Это связано с увеличением количества вторичных карбидов в металлической матрице после термообработки. Уровень напряжений, оцененный по коэрцитивной силе, соответствует значениям, измеренным на валках нелегированных ванадием. После термической обработки уровень напряжений не изменился.

Большой практический интерес представляет распределение неметаллических включений в опытных отливках. Известно, что в валковых материалах включения представляют собой главным образом MnS и выделяются в различной форме [5]. В рабочем слое анализируемого валка наблюдаются сульфиды и нитриды ванадия. Сульфиды представляют собой пленочные включения размером до 30 мкм, а нитриды имеют специфическую окраску.

Исследованиями установлено, что ванадий в количестве до 0,5 % измельчает структуру, чем повышает механические свойства рабочего слоя валков. Аналогичное влияние оказывает молибден в количестве до 0,6%. В хромоникелевом чугуна большое содержание никеля (более 3,5%) способствует процессу графитизации и быстрому распаду γ -железа. Молибден задерживает этот распад, чем способствует повышению твердости рабочего слоя, а, следовательно, и износостойкости. Введение вольфрама также препятствует графитизации хромоникелевого чугуна. Однако его влияние слабее.

Для получения качественного рабочего слоя важно оценить совместное влияние ванадия, молибдена и вольфрама на уровень твердости HS и напряжений, оцененный методом измерения коэрцитивной силы H_c . Исследования проводили на группе валков одного типоразмера ($D_{отл}=850$ мм, $l_{отл}=2370$ мм). Фиксированными величинами являлись теплотехнические условия заливки, в том числе и параметры подготовки формы (табл. 1).

Из табл. 1 следует, что при введении молибдена в количестве до 0,4% уровень твердости и напряжений в среднем составляют 76 HS и 27 А/см. При незначительном увеличении содержания молибдена на 0,07% уровень этих характеристик увеличивается на 5 HS и 1,6 А/см соответственно. При введении

0,1% ванадия уровень твердости снижается на 0,5 HS, а уровень коэрцитивной силы на 2,5 А/см. При этом установлено, что разброс значений свойств внутри группы меньше, чем в первой группе (с Мо). Одновременное снижение Мо и добавка W при сохранении уровня коэрцитивной силы позволило увеличить твердость в среднем на 3 единицы по сравнению с предыдущими группами. В результате одновременного использования ванадия и вольфрама был получен самый низкий среди анализируемых валков уровень твердости (в среднем 74,4 HS) и высокий - коэрцитивной силы (31,27 А/см). В этой группе валков наблюдается самый большой разброс значений свойств. При этом установлено, что самый высокий по группе уровень твердости (78 HS) и низкий – напряжений (26,9 А/см) наблюдается при минимальном количестве ванадия (0,14%) и максимальном – вольфрама (0,49%).

Таблица 1

Влияние легирующих компонентов на уровень свойств рабочего слоя и эксплуатационную стойкость исследуемых валков

№ плавки	Содержание легирующих компонентов в чугуне, %			Уровень свойств		Эксплуатационные показатели	
	Mo	V	W	твердости, HS	коэрцитивной силы Hc., А/см	количество проката на валок, т	причина списания
1	0,3			74	21,0	148586	сгорел подшипник
2	0,32			76	26,1	235207	естественный износ
3	0,36			79	29,4	259931	естественный износ
4	0,29			76	27,2	115532	естественный износ
5	0,29			74	28,4	142371	отслоение
6	0,32			78	30,1	190823	естественный износ
7	0,29	0,1		73	27,9	122140	эксплуатация
8	0,31	0,11		75	30,1	227864	естественный износ
9	0,31	0,11		77	30,4	-	-
10	0,28	0,1		76	29,9	282501	естественный износ
11	0,3	0,1		77	29,4	287014	естественный износ
12	0,2	0,13	0,23	79	29,8	243403	естественный износ
13		0,14	0,49	78	26,9	162137	сетка разгара
14		0,11	0,52	74	-	271925	естественный износ
15		0,13	0,5	76	26,8	222688	естественный износ
16		0,22	0,45	72	29,6	101225	эксплуатация
17		0,21	0,39	73	26,4	122440	эксплуатация
18		0,17	0,35	74	28,2	168441	трещины
19		0,19	0,42	75	26,9	272650	естественный износ
20		0,24	0,32	73	33,6	100000	эксплуатация
21		0,22	0,39	75	23,4	-	-
22		0,22	0,38	74	29,9	-	-

2. Анализ эксплуатационной стойкости опытных валков

Большой практический интерес представляют эксплуатационные показатели анализируемых валков (см. табл. 1). В результате анализа валков, отработавших полностью свой ресурс, установлено, что наилучшие показатели имеют изделия, легированные молибденом и ванадием или молибденом, ванадием и вольфрамом (рис. 2-3).

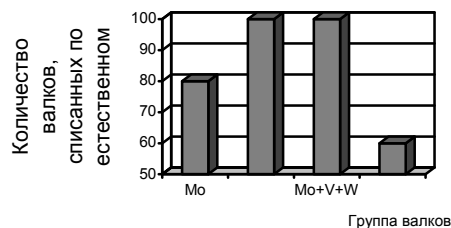
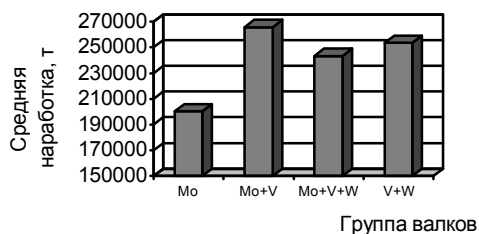


Рис. 2. Средняя наработка по анализируемым группам валков

Рис. 3. Распределение по группам валков, списанных по естественному износу

Из рис. 2-3 следует, что эти группы характеризуются повышенным уровнем твердости и средней коэрцитивной силой. При этом выявлено, что наибольшее количество тонн прокатанного металлопроката имеют валки, легированные (Mo+V) и (V+W). Но в последней группе минимальное количество валков, отработавших полностью свой ресурс работоспособности.

Выводы. 1. Для повышения служебных свойств валков в рабочий слой вводят различные легирующие добавки. Установлено, что ванадий и молибден способствуют измельчению структуры, более равномерному распределению твердости по рабочему слою валка.

В результате исследований получено, что ванадий измельчает графит, а молибден препятствует его образованию. Аналогично влияет, но с меньшей интенсивностью, вольфрам. Следовательно, введение этих компонентов способствует повышению твердости и износостойкости валков.

2. Изучено совместное влияние молибдена, ванадия и вольфрама на уровень твердости и напряжений. Установлено, что совместное введение молибдена и ванадия незначительно снижает уровень твердости и повышает напряжения по сравнению с валками, легированными только молибденом. Совместное применение молибдена, ванадия и вольфрама повышает уровень твердости и не изменяет напряжений, а ванадия с вольфрамом снижает твердость и повышает напряжения.

3. Эксплуатационные испытания опытных изделий показали, что максимальными наработкой и количеством валков, отработавших полностью свой ресурс работоспособности, характеризуются группы с комплексным легированием (Mo+V) и (Mo+V+W). Эти группы валков имеют высокий уровень твердости и средний напряжений. В группах валков, рабочий слой которых легирован Mo или (V+W) часть валков не доработали до естественного износа. При этом в последней группе количество таких валков максимальное.

4. На работоспособность валков значительное влияние оказывает и металлическая матрица рабочего слоя. В связи с этим необходимо провести исследования влияния молибдена, ванадия и вольфрама на ее составляющие. Этому посвящены дальнейшие исследования.

Литература

1. Будагьянц Н.А., Жижкина Н.А., Кондратенко В.И. Производство листопрокатных валков центробежным методом // Тезисы докладов международного научно-технического конгресса «Литейное производство: высококачественные отливки на основе эффективных технологий». – К.: ФТИМС, 2004 - С. 81-84.
2. Будагьянц Н.А., Жижкина Н.А., Кондратенко В.И., Дяченко Ю.В., Балаклеец И.А. Производство и эксплуатация листопрокатных валков с рабочим слоем из высоколегированных материалов // Труды шестого конгресса прокатчиков. – II том. - Москва: МОО «Объединение прокатчиков», 2005 г.
3. Леви Л.И., Кантеник С.К. Литейные сплавы. – М.: Высшая школа, 1967. – 435 с.
4. Гиршович Н.Г. Кристаллизация и свойства чугуна в отливках. – М.: Машиностроение, 1966. – 562 с.
5. Прокатные валки из высокоуглеродистых сплавов/ Скобло Т.С., Воронцов Н.М., Рудюк С.И., Будагьянц Н.А. / Под ред. Скобло Т.С. – М.: Металлургия, 1994. – 336 с.

УДК 658.382.3

О.М.Гунченко, К.М.Касьянова, О.О.Андріанова, Ю.С.Цапко

РОЗПОДІЛ ЗАВДАНЬ, ЩО ВИРІШУЮТЬСЯ В ПРОЦЕСІ РОЗСЛІДУВАННЯ НЕЩАСНОГО ВИПАДКУ

У статті обґрунтована методика розподілу завдань, що вирішуються в процесі проведення розслідування нещасного випадку. Дж. 6.

Аналіз стану питання. В Україні в даний час відповідно до вимог [1] діє вже четвертий варіант, починаючи з 1993 р., «Порядку розслідування і ведення обліку нещасних випадків (НВ), професійних захворювань і аварій на виробництві» (2004 р.) [2]. Це пов'язано з тим, що трудове законодавство удосконалюється, а після введення в дію закону [3] і організації діяльності Фонду соціального страхування виникла необхідність усунути ряд правових колізій в цій галузі. Вказаний «Порядок...» разом з його додатками є головним нормативним документом з погляду «оформлення» нещасного випадку у вигляді актів Н-1, Н-5, фіксації в журналі реєстрації осіб, що постраждали в результаті НВ, повідомлень про нього і про його наслідки для підприємства і працівника, протоколів опиту потерпілих, свідків і інших його учасників, огляду місця події та його ескізу, пояснювальних записок учасників і свідків події. Ця документація є основою дослідження кожної події. Але з погляду методології оформлення вказаних документів важливим є і те, що при їх складанні необхідно вказати не тільки причини, джерела і винних, але і звести до мінімуму можливість такої події в майбутньому.

Аналіз кожного НВ є джерелом отримання інформації для запобігання подібних йому подій: на таких же або схожих робочих місцях, машинах, приладах, допоміжних засобах; з тими ж або з подібними матеріалами, речовинами, методами роботи, технологічними процесами. Такий аналіз має двоєдину мету, до досягнення якої необхідно прагнути, як на користь підприємства – це виробничий процес без перешкод, так і на користь працівника – це захист людини. Дослідження НВ сприяє усуненню розпізнаних загрозливих небезпек [4]. Крім того, при системному аналізі причин часто вдається відкрити раніше не розпізнані, а також загрозливі небезпеки і чинники, що сприяють НВ. Але при цьому залишається невиявленим, що ж необхідно виконати в технічній системі для розпізнавання загрозливих небезпек при аналізі окремого НВ.

Постановка задачі. Метою дослідження є розробка методичних рекомендацій для керівників підприємств і структурних підрозділів, співробітників відділів охорони праці при аналізі НВ та їх документальному оформленні.

Матеріали та результати дослідження. Згідно з [3] законом наказано повідомляти про НВ. Протікання та причина останнього можуть мати значення для реалізації прав травмованого працівника і його сім'ї. Крім того, до розгляду НВ залучаються права інших причетних осіб та страхувальника. Тому повідомлення повинне містити об'єктивні факти і виражати точку зору підприємства з дотриманням обов'язку підприємства піклуватися про травмованого та, можливо, і про інших співробітників. Повідомлення про НВ обробляється робочим органом Фонду соціального страхування і органами Держгірпромнагляду з метою його попередження надалі. При необхідності ця інстанція проводить власне розслідування або вимагає додаткової інформації. Звідси, можливо, слідує накладення зобов'язань. За допомогою статистики розпізнається концентрація небезпек, загрозливих небезпек або ж їх нового вигляду. Це впливає на зміну або випуск, наприклад, нових законів, розпоряджень з техніки безпеки, правил або ж направлена дія шляхом консультацій та нагляду.

Нещасні випадки, особливо з важким наслідком, часто мають юридичні наслідки – кримінальні, цивільні, страхові або ж пов'язані з трудовим законодавством. Розслідування причин НВ може сприяти отриманню необхідних показників, тому висуваються високі вимоги до об'єктивності і точності при його здійсненні. В процесі проведення розслідування, на підставі раніше виконаних досліджень [5] і відповідно до рекомендацій [6], завдання розподіляються таким чином:

1. Керівники підрозділів відповідають за стан охорони праці і повинні повідомляти про НВ з описом його протікання, подальших даних і фактів, пов'язаних з ним. Передумовою для цього є реконструкція опису НВ з допомогою або залученням фахівця з охорони праці і уповноваженого трудового колективу з питань охорони праці. Керівникові підрозділу слід розпорядитися про ухвалення первинних заходів щодо попередження наслідків і повторення випадку, що стався. Фахівець з охорони праці повинен досліджувати причини НВ, зібрати результати, обробити їх і рекомендувати працедавцеві заходи для запобігання таких НВ.

Уповноважений трудового колективу з питань охорони праці повинен теж підписати повідомлення про НВ. Він знає свою робочу ділянку і повинен збирати детальні відомості, залучення уповноваженого укріплює його позиції і служить мотивацією для його діяльності. Рада підприємства залучається через вказане законом завдання щодо сприяння в запобіганні НВ. Це також дає можливість по розширенню знань і підвищує мотивацію по сприянню при проведенні заходів щодо запобігання НВ.

2. Робочий орган Фонду соціального страхування і територіальне управління Держгірпромнагляду отримують відомості про НВ в результаті повідомлення про нього по телефону або телеграфу при смертельному або груповому НВ, можливо, через ДАІ, якщо, наприклад, її співробітники присутні по виклику при дорожньо-транспортній події.

Залежно від обставин справи територіальне управління Держгірпромнагляду підключається до розслідування або запрошує відомості пізніше. Його участь може бути дуже корисною, оскільки воно має експертів з відповідним досвідом і кваліфікацією.

Органи МВС повинні бути оповіщені у разі групового НВ або ж – НВ зі смертельним наслідком, співробітники ДАІ для допомоги при аварії автомобіля або ж для дотримання суспільних інтересів. Вони також надають відомчу допомогу іншим інстанціям з їхніми суверенними правами, такими як кримінальний розшук,

прокуратура. Ці інстанції включаються в роботу якщо є підозра на протиправні кримінальні дії.

3. Тільки при конструктивній співпраці можливий добрий результат розслідування. Керівник підрозділу має спеціальні знання по своїй ділянці, а фахівці з охорони праці володіють знаннями як по технічних основах технологічної безпеки, так і спеціальними міжгалузевими, включаючи дослідження причин НВ. Потрібно провести чітке внутрішнє розділення завдань або ж спеціальних завдань (повідомлення про НВ, контакти з державними установами). Доцільно здійснення контактів з державними установами в галузі охорони праці доручити фахівцям, які повинні проводити аналіз причин НВ і на основі хороших знань у всіх галузях, якнайкращого загального огляду зв'язків найбільш кваліфіковано виконувати координуючі функції. При цьому необхідні хороші контакти зі всіма учасниками цього процесу. Відносне нейтральне положення між соціальними партнерами на підприємстві, а також діловитість і коректність в контактах з державними установами є основою для забезпечення об'єктивності.

При розслідуванні необхідно виконати реконструкцію протікання НВ і вказати граничні умови, оскільки це складний процес взаємодії багатьох речовинних і людських чинників на різних рівнях і, можливо, з різних галузей. Звідси витікають додаткові суперечності при різних інтересах учасників, які вже містять в собі суперечність (соціальна безпека особи – особиста безпека в сенсі техніки безпеки – соціальна престижність – міркування кар'єри – особисті інтереси). У всьому цьому потрібно віддавати собі звіт.

Для розслідування НВ на користь кінцевого результату потрібна конкретизація. Це означає, що із самого початку необхідно боротися проти основної біди майже всіх розслідувань НВ, а саме, коли упор робиться не на аналіз причин, а на питання винності та її пошуку. В зв'язку з цим необхідний переконаний опір бездумному і абсурдному формулюванню про «людську неспроможність». Такий підхід може завоювати довіру, необхідну для подолання помилкової постановки завдання. Проте підстава для нього повинна існувати наперед у вигляді хороших контактів як всередині, так і поза складом комісії з розслідування НВ.

З'ясування того, як відбувся НВ, здійснюється шляхом вислуховання, опитування, спостереження, моделювання. Описи, зроблені прямими або непрямыми учасниками, а також зроблені свідками, є істотною основою для з'ясування обставин НВ. Необхідне індивідуальне дозування між можливістю «дати висловитися» і проміжними питаннями, постановка яких може служити конкретизації, але містить небезпеку створити враження допиту. Представлення всіх учасників НВ свідомо або несвідомо неминуче мають суб'єктивне забарвлення. На це впливають спостережливості, точність пам'яті, можливо, шокова дія і небажання пригадати, симпатії і антипатії, справжня або уявна потреба в захисті (ніхто не зобов'язаний посилювати своє положення). Необхідно протоколювати вислови, указувати «джерело», погоджувати важливі формулювання. При цьому потрібно враховувати бажання проводити розмову при свідках або наодинці, надавати опитуваному допомогу при веденні бесіди.

Спостереження за тим, що відбувається або за його частиною може допомогти відповісти на наявні запитання. Величина, що «заважає», – це присутність спостерігача: вона може привести до спотворень. Спостереження не повинне здійснюватися таємно (коректність повинна мати місце з обох боків).

Моделювання, тобто свідоме створення нез'ясованих обставин може привести до корисних і непередбачених результатів. Моделювання, яке веде до загрозливої небезпеки, неприпустиме. Тому воно у великій мірі обмежується конкретною, а саме технічною галуззю, наприклад, розкриттям конструктивних недоліків. Аналіз процесу роботи є хорошим допоміжним засобом для системної реконструкції того, що відбулося.

Інформація про результати розслідування НВ повинна бути отримана всіма інстанціями, яких вона стосується. Для цього існує система управління охороною праці. Крім того, необхідна організація гласності при переговорах, конференціях виробничників, в комісії з охорони праці, при навчальних заходах.

На рівні вище за рівень підприємства – робочий орган Фонду соціального страхування, територіальне управління Держгірпромнагляду і спілка промисловців і підприємців отримують відомості про НВ в основному, з повідомлень про них, іноді також і з власних розслідувань. Ці інстанції відіграють істотну, іноді і провідну роль при створенні законів про охорону праці, ухвал, розпоряджень по захисту від НВ, правил та директив. Якість документів (в даному випадку переважно повідомлення про НВ з описом фактів), таким чином, впливає на якість цих директивних робіт, тобто на точність і практичність.

Зростаючий досвід Держгірпромнагляду і Фонду соціального страхування знаходить свій вираз в консультаціях підприємств, а також в розпорядженнях. Частина цього досвіду зібрана на підставі НВ. Ефективність, точність і практичність рішень теруправління Держгірпромнагляду і Фонду соціального страхування також залежать від якості інформаційного матеріалу, який був у розпорядженні.

Кінцеві висновки – систематизація (на перший погляд – теоретична) і точний опис дають для техніки безпеки більше початкових точок, причому це кращі і точніші початкові точки.

Якщо вдається подати перебіг НВ і казуальний ланцюжок в стандартному вигляді, то за допомогою електронної обробки даних вдалося б отримати початкову точку для дослідження НВ. Наявність схожості в казуальних ланцюжках з абсолютно різних галузей може дати відповідні точки для здійснення ефективних заходів щодо охорони праці.

Висновки. Подана послідовність розподілу завдань, які вирішуються в процесі розслідування НВ, що включає їх розподіл на внутрішні і зовнішні інстанції, взаємодію і компетентність, моделювання і дозволяє системно реконструювати НВ з отриманням відповідей на поставлені запитання.

Література

1. Закон Украины «Об охране труда» в редакции Закона Украины от 21.11.2002 г. № 229-IV, с изменениями и дополнениями, внесенными Законами Украины от 25.11.2003 г. №1331-IV, от 27.11.2003 г. №1344- IV, от 23.12.2004 г. №2285- IV, от 25.03.2005 г. №2504- IV // Сб. систематиз. законодательства «Охрана труда». – Вып. 6, июнь 2005 г. – С. 8-20.
2. Порядок расследования и ведения учёта несчастных случаев, профессиональных заболеваний и аварий на производстве / Баланс (Всеукр. бухгалтерский еженед.). – № 37(527). – 14.09.2004 г. – С. 2-36.
3. Закон України «Про загальнообов'язкове державне соціальне страхування від нещасних випадків на виробництві та професійних захворювань, які спричинили втрату працездатності» // Законодавство України про соціальний захист населення: Зб. Законів. – К.: Парламентське вид-во, 2003. – С. 27-67.
4. Сухаревская О.Н., Касьянов Н.А., Медяник В.А., Методика анализа угрожающих опасностей // Мат. III Міжнар. наук.-метод. конф. «Безпека. Здоров'я. Реабілітація» – Вип.III. – Луганськ: Знання, 2005. – С. 233-239.
5. Касьянов Н.А., Сухаревская О.Н., Басов Г.Г., Медяник В.А., Нежелский В.Л., Симонова Ю.Ю., Цапко Ю.С. Комплексный анализ, прогноз и предупреждение производственного травматизма в механосборочном производстве: Отчет о НИР М-34-03 (заключительный) / МОН Украины; № ГР 0104U006472. – Луганск, 2005. – 352 с.
6. Романчук А. Менеджмент охраны труда // Охрана труда и социальное страхование. – М., 2004. – №3. – С. 13-14.

М.Р.Рей, Ю.И. Гутько, Т.С.Сушкова

КИНЕМАТИКА И СТАТИКА ДВУХХОДОВОГО КРИВОШИПНО-КОЛЕННОГО МЕХАНИЗМА МЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕССА

В работе представлены аналитические зависимости для определения перемещения и скорости ползуна, приведенных плечей силы полезных сопротивлений, выполнена оценка потерь энергии на трение при упругой разгрузке двухходового кривошипно-коленного механизма. Рис. 1, ист. 6.

Механические прессы с кривошипно-коленным механизмом в качестве главного исполнительного механизма нашли широкое применение для операций чеканки [1], [2], а в последние время и для операций холодного выдавливания [3]. Характерная особенность коленчатого механизма – это изменение направления вращения верхнего рычага при нахождении ползуна в крайнем нижнем (или близком к нему) положении. Такое явление авторы [1] объясняют необходимостью «увеличения времени выдержки заготовки под нагрузкой» ([1] стр. 79), что справедливо для операций чеканки. Для операций выдавливания такое положение не имеет существенного значения, но приводит к некоторым неблагоприятным явлениям. Изменение направления вращения приводит к остановке коленной группы рычагов, и коэффициент трения скольжения переходит в коэффициент трения покоя, т.е. его величина возрастает в 1,5...2 раза, а изменение направления нагрузки приводит к перераспределению зазоров в приводном кривошипно-шатунном механизме, которое сопровождается появлением ударов в подшипниках. В предложенном техническом решении [4] изменение направления вращения верхнего рычага коленного механизма происходит в крайних верхних положениях ползуна, т.е. при холостом ходе прессы, что исключает указанные неблагоприятные явления.

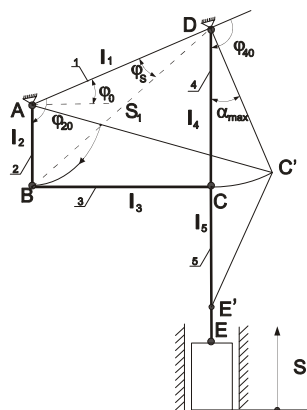


Рис. Механизм двухходовой кривошипно-коленный

В работе И.И.Артоболовского [5] стр. 112-117 рассмотрен механизм шарнирного четырехзвенника ABCD, который является составной частью предложенного технологического решения (см. рис.). Для облегчения анализа на кинематической схеме кривошипно-коленного механизма сохранены обозначения, принятые И.И.Артоболовским для шарнирного четырехзвенника (рис 5.2 [5]). Для кривошипно-коленного механизма считаются устоявшимися некоторые кинема-

тические характеристики: $\lambda_{4,5} = l_4 / l_5 = 1$; $\lambda_{2,3} = l_2 / l_3 = 0,11 \dots 0,16$; максимальное отклонение рычага DC от вертикальной оси – $\alpha_{\max} = 32 \dots 40^\circ$.

Если задать величину хода ползуна H_{\max} и воспользоваться указанными ранее соотношениями, легко определить размеры и угловые положения звеньев АВ и DC при нахождении ползуна в крайнем нижнем положении.

Так, углы φ_{20} и φ_{40} как односторонние при параллельных определяются зависимостью

$$\varphi_{20} = \varphi_{40} = 180^\circ - \arctg \frac{BC - AB}{BC} = 180^\circ - \arctg[(l_4 - l_2)/l_3]. \quad (1)$$

Для определения перемещения ползуна воспользуемся формулой (5.40) из [5] приняв $\lambda_{4,5} = 1$

$$H = l_4 [1,25 - (\cos(\varphi_4 - \varphi_{40}) + 0,25 \cos 2(\varphi_4 - \varphi_{40}))]. \quad (2)$$

Текущие значение угла φ_4 И.И.Артоболевский [5] стр. 115 предлагает определять по следующей зависимости

$$\varphi_4 = \arccos \frac{l_3^2 + l_4^2 - l_1^2 - l_2^2 + 2l_1 l_2 \cos \varphi_2}{2l_4 \sqrt{l_1^2 + l_2^2 - 2l_1 l_2 \cos \varphi_2}} + \arctg \frac{-l_2 \sin \varphi_2}{l_1 - l_2 \cos \varphi_2}. \quad (3)$$

Для определения угловой скорости звена 4 в [5] (5.22) приведено выражение для определения аналога U_{42} угловой скорости звена 4

$$U_{42} = \frac{l_2 \sin(\varphi_2 - \varphi_3)}{l_4 \sin(\varphi_4 - \varphi_3)}. \quad (4)$$

Входящие в (4) углы φ_3 и φ_4 определяются согласно [5] стр. 114-115 как

$$\varphi_3 = \varphi_{3s} + \varphi_s; \quad \varphi_4 = \varphi_{4s} + \varphi_s,$$

где $\varphi_{3s} = \arccos \frac{l_3^2 - l_4^2 + S^2}{2l_3 S}$, $\varphi_{4s} = \arccos \frac{l_3^2 - l_4^2 + S^2}{2l_4 S}$,

$$S = \sqrt{l_1^2 + l_2^2 - 2l_1 l_2 \cos \varphi_2}, \quad \varphi_s = \arctg \frac{l_2 \sin \varphi_2}{l_1 - l_2 \cos \varphi_2},$$

а угловая скорость звена DC определяется как

$$w_4 = w_2 \cdot U_{42}, \quad (5)$$

и при известной угловой скорости звена DC определяется линейная скорость ползуна как

$$V_e = w_2 \cdot U_{42} \left[\sin(\varphi_4 - \varphi_{40}) + \frac{1}{2} \sin 2(\varphi_4 - \varphi_{40}) \right] \cdot l_4. \quad (6)$$

Согласно [6] идеальное приведенное плечо силы полезных сопротивлений для определения момента крутящего на кривошипном валу относительно точки А определится как

$$m_k^H = V_e / w_2 = U_{42} [\sin(\varphi_4 - \varphi_{40}) + 0,25 \sin 2(\varphi_4 - \varphi_{40})] l_4. \quad (7)$$

Для определения приведенного плеча сил трения рассмотрим двухпроводковую группу ABC как кривошипно-шатунный механизм, нагруженный в точке С горизонтальной силой T_Γ , величина которой, согласно [6], может быть принята равной

$$T_\Gamma = 2Pg \left[(\varphi_4 - \varphi_{40}) + \mu_1 \frac{d}{l_4} \right], \quad (8)$$

где μ_1 – приведенный коэффициент трения в шарнирах D, C, E; а момент трения относительно точки A определяется, как для кривошипно-шатунного механизма

$$M_{\text{тр}(A)} = T_{\Gamma} \cdot \mu_2 \left[\lambda (r_B + r_C) \cos(\varphi_2 - \varphi_0 + r_A + r_B) \right], \quad (9)$$

где r_A, r_B, r_C – радиусы шарниров в точках A, B, и C;

μ_2 – приведенный коэффициент трения в шарнирах A, B и C.

На основе (8) и (9) приведенное плечо сил трения кривошипно-коленного механизма будет определяться зависимостью

$$m_k^{\mu} = 2\mu_2 \left[\varphi_4 - \varphi_{40} + \mu_1 \frac{d}{l_4} \right] \left[\lambda (r_B + r_C) \cos(\varphi_2 - \varphi_0) + r_A + r_B \right]. \quad (10)$$

Сравнивая значение приведенного плеча сил трения (10) для кривошипно-коленных механизмов чеканочных прессов и двухходового механизма, находим, что в первом случае при нахождении ползуна в крайнем нижнем положении ведущий кривошип и шатун располагаются по одной прямой, а это значит, что $\cos(\varphi_2 - \varphi_0) = 1$, для двухходового механизма угол $(\varphi_2 - \varphi_0) = 90^\circ$; $\cos(\varphi_2 - \varphi_0) = 0$, что снижает приведенное плечо трения, примерно на величину $\lambda \cdot 100\%$. В [1] стр.79 Л.И.Живов отмечает, что при отклонении плеча CD на угол $\beta = 15' \dots 40'$ ведущий кривошип одноходового кривошипно-коленного механизма должен повернуться на угол $\alpha = 10^\circ \dots 30^\circ$, а в работе [2] стр. 228 Е.Н.Ланской отмечает, что 3-5% хода совершается при угле поворота кривошипа на $100-120^\circ$, а это дополнительные потери на трение.

В справочнике [3] приведены технические характеристики прессов кривошипно-коленных для холодного выдавливания. Пресс модели КБ0032 имеет номинальное усилие $P_n = 1,6 \text{ МН}$, ход ползуна $S_n = 0,16 \text{ м}$; при $\alpha_{\text{max}} \leq 40^\circ$, $DC = 0,35 \text{ м}$; при $\lambda = 0,16$ радиус ведущего кривошипа $l_2 = 0,125 \text{ м}$. Двухходовой кривошипно-коленный механизм будет иметь радиус ведущего кривошипа на $l_2 = 0,25 \text{ м}$ при тех же параметрах. Для данной мощности пресса Е.Н.Ланской приводит коэффициент жесткости $C = 1500 \text{ МН/м}$. При номинальном усилии величина упругой деформации пресса составит $\Delta l_y = 1,1 \text{ мм}$, для разгрузки пресса рычаг DC должен

повернуться на угол $\alpha = \sqrt{\frac{2\Delta l}{l_4(1 + \lambda_{4,5})}}$, $\alpha = \sqrt{\frac{2 \cdot 1,1}{350 \cdot 2}} = 0,056 \text{ рад} (3,2^\circ)$, при этом точ-

ка С отойдет от вертикальной оси на $19,5 \text{ мм}$. Для выполнения такого смещения ведущий кривошип должен повернуться на угол 30° , двухходовой кривошипно-коленный механизм обеспечит такое же перемещение точки С при повороте на угол 5° , а это значит, что потери энергии на трение в ведущем кривошипно-шатунном механизме уменьшатся пропорционально уменьшению угла поворота ведущего кривошипа под нагрузкой.

Выводы. 1. В работе предложены зависимости для определения пути и скорости ползуна, приведенного идеального плеча и плеча сил трения двухходового кривошипно-коленного механизма.

2. Выполненный анализ показывает, что использование двухходового кривошипно-коленного механизма в качестве главного исполнительного для прессов холодного выдавливания позволит снизить потери на трение и динамические нагрузки на звенья механизма.

Литература

1. Живов Л.И., Овчинников А.Г., Складчиков Е.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование: Учебник для вузов / Под ред. Л.И. Живов. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. – 506 с.
2. Кузнечно-штамповочное оборудование: Учебник для машиностроительных вузов. / А.Н.Банкетов, Ю.А.Бочаров, Н.С.Добринский и др.; Под ред. А.Н.Банкетова, Е.Н.Ланского. – 2-е изд., перераб и доп. – М.: Машиностроение, 1982. – 576 с.
3. Мансуров И.З., Подрабинник И.М. Специальные кузнечно-прессовые машины и автоматизированные комплексы кузнечно-штамповочного производства: Справочник. – М.: Машиностроение, 1990. – 344с.
4. Патент 23725 Україна, В21J7/00. Двоходовий кривошипно-колінний механізм механічного преса / Гутько Ю.І., Рей М.Р. (Україна). – № u200612880; Заявлено 06.12.2006; Опубл. 11.06.2007. Бюл. №8.
5. Артоболевский И.И. Теория механизмов и машин: Учеб. для вузов. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Наука, 1988. – 640 с.
6. Рей Р.І., Монятовський С.С. Ковальсько-штампувальне обладнання. Преси кривошипні. Навчальне видання. Луганськ: вид-во СНУ, 2000. – 216 с.

УДК 621.923.02

Л.Л.Роганов, Т.В.Кириенко

КОНСТРУКТИВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ И ГИДРАВЛИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ УСТРОЙСТВА ДЛЯ РЕЗАНИЯ МЕТАЛЛОВ ВОДОАБРАЗИВНОЙ СТРУЕЙ

Приведен краткий обзор схем и конструкций устройств для резки металла струей жидкости высокого давления с введением в струю различных сыпучих абразивных материалов. Предложено устройство для формирования кольцевой струи жидкости с введением по ее оси абразива, что может повысить стойкость сопел и эффективность резки. Рис. 3, ист. 5

В работе [1] представлены результаты экспериментальных исследований процесса резания металлов частицами абразива, разгоняемых струей воды высокого давления. Однако в работе не рассматриваются процессы, происходящие в гидравлическом устройстве, формирующем водоабразивную струю. Отсутствие таких данных затрудняет теоретически обоснованно определить основные параметры гидравлического устройства и предложить его конструкцию.

Для решения поставленной задачи необходимо прежде всего определить форму и размер сопла для истечения воды, метод подачи абразива в камеру смешения, форму и размеры смесительной камеры, а также установить взаимосвязь между параметрами водяного сопла и смешивающей горловиной. Расчет гидравлического устройства произведем с учетом результатов резания малоуглеродистой стали, приведенных в [1].

Устройство для формирования водоабразивной струи. Устройство для формирования водоабразивной струи рассматривается на рис. 1. Струя воды под высоким давлением $p_0 = 241$ МПа истекает через отверстие диаметром $d_0 = 0.63$ мм, выполненное в сменной сапфировой диафрагме 1, захватывает частицы абразива, например, из карбида вольфрама или карбида бора и ускоряет их в смесительной камере 2. Истечение водоабразивной струи осуществляется через отверстие диаметром d_c выполненном на выходе смесительной камеры 2. Качество перемешивания и точное фокусирование водоабразивной

струи достигается регулированием длины смешивающей горловины $L = l_1 + l_2$ посредством стопорных винтов 3, а также в случае необходимости, подрезкой торцевой поверхности смесительной камеры 2 (увеличением диаметра d_c). Подача абразива в смесительную камеру осуществляется при помощи гибкого шланга 4.

Сопло для истечения воды. В качестве сопла для истечения воды может быть использовано круглое отверстие с острой кромкой. Это сопло по сравнению с другими известными конструкциями обладает рядом положительных качеств, способствующих более эффективному перемешиванию воды с частицами абразива в смешивающей горловине. Как известно, коэффициент скорости воды в отверстии с острой кромкой слабо зависит от вязкости и имеет достаточно большую величину ($\varphi = 0,98 \dots 0,99$), что указывает на незначительные потери скорости при истечении воды. Коэффициент сжатия струи минимальный ($\varepsilon = 0,64$), что позволяет при заданном расходе увеличить диаметр выходного отверстия, предотвращая возможность его забивания твёрдыми частицами, которые могут содержаться в воде. Однако сопла, выполненные в форме отверстия с острой кромкой, очень чувствительны к любым незначительным отклонениям формы кромок отверстия. Качественное изготовление сопла с малым диаметром выходного отверстия в таком твёрдом материале, как сапфир, связано с большими технологическими затруднениями.

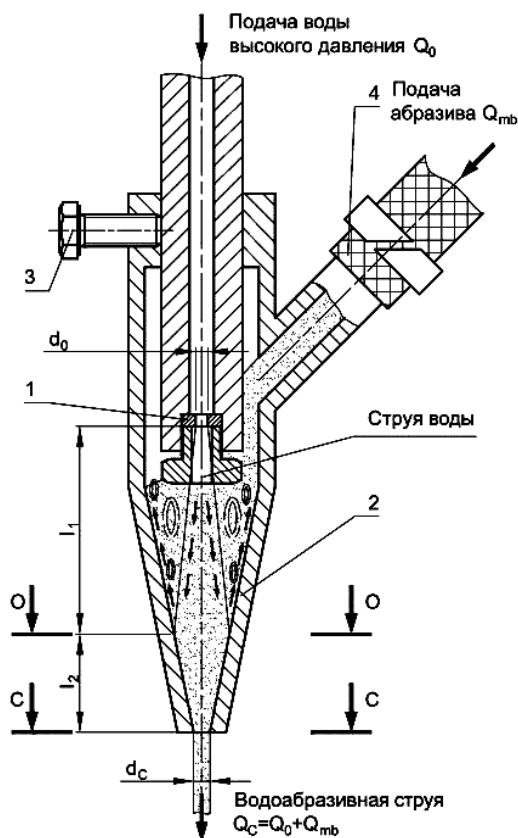


Рис. 1. Схема устройства для формирования водоабразивной струи

Более просты в изготовлении диафрагмы, выходное отверстие которых выполнено в форме цилиндрической насадки. Однако коэффициент расхода цилиндрической насадки зависит от отношения длины к диаметру отверстия (l/d_0) и может вызывать увеличение расхода более чем на 35 % уменьшение скорости истечения примерно на 15 %.

Расход при истечении жидкости через отверстие определяется зависимостью (жидкость предполагается несжимаемой) [1]:

$$Q_0 = \mu \times S_0 \times \sqrt{\frac{2 \times P_0}{\rho_0}}, \quad (1)$$

где μ – коэффициент расхода; S_0 – площадь отверстия; ρ_0 – плотность воды; P_0 – давление истечения.

Для цилиндрического отверстия, имеющего протяжённость с диаметром отверстия $d_0 = 0,63$ мм при давлении воды $P_0 = 241$ МПа расход воды составит:

$$Q_0 = 0,75 \times \frac{\pi \times (0,63 \times 10^{-3})^2}{4} \times \sqrt{\frac{2 \times 241 \times 10^6}{1000}} = 1,6 \times 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с} \approx 9,5 \text{ л/мин}, \quad (2)$$

где принят коэффициент расхода $\mu = 0,75$ [2].

При этом гидравлическая мощность сопла равна:

$$N_{\Gamma} = Q_0 \times P_0 = 1,6 \times 10^{-4} \times 241 \times 10^6 = 38500 \text{ Вт} = 38,5 \text{ кВт}. \quad (3)$$

Если принять КПД насоса-мультипликатора $\eta = 0,75$, то тогда получим мощность двигателя насоса

$$N_G = \frac{N}{\eta} = \frac{38,5}{0,75} = 50 \text{ кВт}. \quad (4)$$

Отметим также, что при истечении воды возникает реактивная сила, направленная в противоположную сторону движения струи. Величину этой силы можно определить по формуле:

$$R = -2 \times P_0 \times S_0 = -2 \times 241 \times 10^6 \times \frac{\pi \times (0,63 \times 10^{-3})^2}{4} = -150 \text{ Н}, \quad (5)$$

эта сила должна восприниматься опорой трубы, подводящей воду к соплу.

Сопло для истечения воды с кольцевой выходной щелью. Другим способом формирования водообразивной струи может быть подача абразива в центральную часть кольцевой водяной струи (рис. 2) [3, 4, 5]. Струя воды под высоким давлением истекает через узкую концентрическую щель толщиной h , расширяется и на выходе сопла образуется сводная концентрическая струя, в центральную часть которой подаётся абразив. Достоинством такой схемы подачи абразива является отсутствие контакта абразива со стенками сопла, а значит, и увеличение стойкости сопла, возможно изменение проходного сечения сопла, наложение колебаний на струю.

К недостаткам такой конструкции можно отнести следующее:

1) Для обеспечения требуемого расхода воды, $Q_0 = 9,5$ л/мин площадь кольцевой щели должна быть большей или равной площади кругового отверстия диаметром $d_c = 0,63$ мм.

Узкая щель может забиваться твердыми частицами, которые могут содержаться в воде. Кроме того, малейшая несоосность или вибрация цилиндрических поверхностей, образующих узкую щель, могут вызывать разрыв струи.

2) Налипание струи на внутренние стенки щели и образования пограничных слоёв, а также торможения потока при расширении щели уменьшает скорость истечения воды.

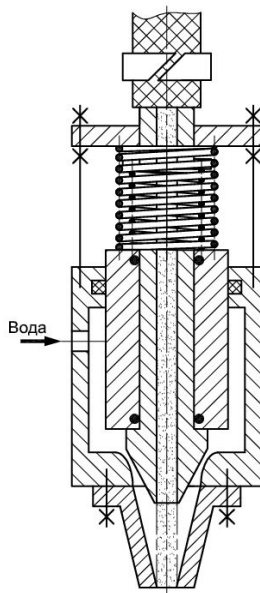


Рис. 2. Сопло кольцевой выходной щелью

3) Если в устройстве, приведённом на рис. 1, интенсивное перемешивание воды и абразива происходит в смесительной горловине, то здесь фазы перемешиваются в свободном пространстве при более низких турбулентных пульсациях.

4) Если в устройстве, рис. 1, под высоким давлением находится только труба, подводящая воду к соплу, то здесь вся конструкция нагружена высоким давлением.

5) Вследствие увеличения диаметра подающей струи ширина реза увеличивается, а эффективность резания уменьшается.

Доработка сопла с кольцевой входной щелью по схеме рис.2 позволяет уменьшить влияние отрицательных факторов, изложенных выше. Сопло, рис. 2, позволяет увеличивать проходное сечение при подъёме давления на входе, например, при попадании в щель твёрдых частиц. Разрыв струи приводит к её пульсации, что может повысить эффективность реза за счёт улучшения перемешивания с абразивом и самой пульсации струи. С этой целью в конструкции устройства подвижный подпружиненный кольцевой плунжер, который при закрытом сопле накапливает энергию в подводящей полости устройства, а в конце своего хода принудительно открывает отверстие в сопле. Протяжённость конического отверстия после кольцевого сопла позволяет приблизить условия перемешивания абразива с водой высокого давления к условиям на рис. 2.

Система подачи абразива. Система подачи абразива в смесительную горловину устройства для формирования водоабразивной струи, приведённого на рис. 2, более детально представлена и рассматривается на рис. 3.

Система подачи абразива (или эмульсии) представляет собой бункер 1 для хранения абразива, расположенный над камерой смешения и соединенный с ней посредством гибкого шланга 2 (см. рис. 3). Для дозирования подаваемого абразива используется сменная диафрагма 3 с круглыми отверстиями диаметром D_0 . Подача абразива осуществляется под действием гравитационных сил, а для прекращения подачи на гибком шланге предусмотрен пережим 4.

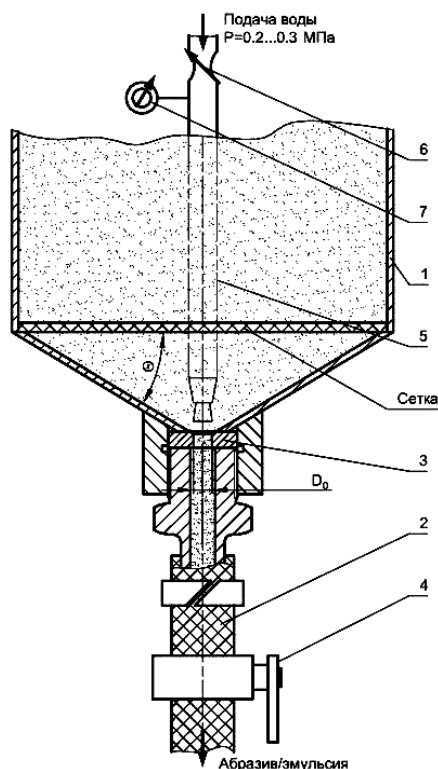


Рис. 3. Схема устройства для подачи абразива

По мнению многих исследователей расход сыпучего материала не зависит от высоты столба материала, если она больше диаметра отверстия (аналогично песочным часам). При истечении сыпучего материала давление вышележащего столба не передаётся на площадь отверстия, а над отверстием образуется сводчатая структура слоя, передающая давление вышележащих слоёв на кольцевую площадку дна сосуда, окружающую отверстие.

Наиболее обширные и систематические исследования истечения сыпучего материала через круглое отверстие представлены в [1].

Выводы. На основе существующих схем и конструкций устройств для резки металла струей жидкости высокого давления с введением в струю различных сыпучих абразивных материалов, предложено устройство формирования кольцевой струи жидкости с введением по ее оси абразива, что позволит повысить стойкость сопел и эффективность резки.

Литература

1. Кули, Клип. Применение водяных струй высокого давления для подводных работ по разрушению скальных пород // Конструирование и технология машиностроения, № 2, 1970. - С. 22.
2. Альтшуль А.Д., Киселёв П.Г. Гидравлика и аэродинамика – М.: Стройиздат, 1975. - С. 328.
3. Заброцкий С.С. Гидродинамика и теплообмен в псевдосжиженном (кипящем слое). Л.: 1963. - С. 448.
4. А.С. 427204 СССР. F16K21/12 Устройство для импульсной подачи жидкости или газа / Роганов Л.Л. Опубл. 14.01.1974, Бюл. №17.

Л.А.Рябичева, А.Г.Баранов

**ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ
ТОНКОСТЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ КОМБИНИРОВАННЫМ
ВЫДАВЛИВАНИЕМ**

Рассмотрена технология комбинированного выдавливания заготовок с облегчающей полостью. Показано, что применение облегчающей полости увеличивает неравномерность скоростей деформации, что может стать причиной разрушения заготовок. Рис. 4, ист. 4.

Холодная объемная штамповка выдавливанием позволяет получить изделия сложной внешней формы с большими перепадами сечений и внутренними полостями. В некоторых случаях за счет увеличения количества вариантов кинематики течения металла, рационального использования активных сил трения достигается снижение гидростатического давления, удельных и полных усилий [1]. При холодном выдавливании, как и в других процессах обработки давлением, напряженное и деформированное состояние, характер и величина сил трения, кинематика течения металла и заполнения полости штампа, величина и распределение контактных напряжений, величины полного и удельного усилий обуславливаются формой рабочих частей инструмента и кинематикой их движения. Управление этими факторами при выдавливании позволяет получать сложные изделия. В работах И.С.Алиева представлены различные схемы выдавливания: обратное и прямое, схемы с раздачей [2]. Показано, что совмещение обратного и прямого выдавливания с раздачей способствует уменьшению силы деформирования и разностенности нижней полости за счет неподвижности и жесткости нижнего пуансона относительно матрицы. Следует отметить низкую стойкость инструмента при выдавливании вследствие больших давлений. Авторами в работе [2] показано, что в ряде случаев давление деформирования может достигать 4-5 напряжений текучести материала заготовки. Как следствие, снижается стойкость и надежность инструмента, поэтому продолжают развиваться работы по развитию схем выдавливания и расширения номенклатуры изготавливаемых изделий. Особый интерес представляет получение изделий, имеющих тонкую стенку.

Целью работы является исследование влияния исходной формы заготовки на деформированное состояние тонкостенной детали при комбинированном выдавливании.

Для изготовления тонкостенных деталей типа «стакан» (рис. 1, а) с конической формой внутренней и наружной поверхностями использовано комбинированное выдавливание: корпус детали будет формироваться по схеме обратного выдавливания, а отросток в донной части корпуса за счет прямого выдавливания.

В эксперименте использовались цилиндрические образцы диаметром $d = 18$ мм и высотой $h = 16,3$ мм, а также образцы $d = 18$ мм и высотой $h = 16,8$ мм, имеющие облегчающую полость в виде усеченного конуса с глубиной 7 мм и углом 30° (рис. 1, б). Образцы изготавливались прессованием на гидравлическом прессе модели ПД-476 усилием 1600 кН. Глубина полости в заготовке выбрана из расчета половины рабочего хода пуансона. Согласно рекомендациям [3], пуансон для выдавливания выполнен с двойным углом конусности $\alpha = 30^\circ$, $\alpha_1 = 7^\circ$. Облегчающая полость в исходной заготовке выполнена с углом конусности $\alpha = 30^\circ$ для снижения давления. На меридиональное сечение цилиндрических

образцов наносили координатную сетку с размером ячейки 2x2 мм при помощи координатно-расточного станка модели 2E450AФ30 с точностью $\pm 0,001$ мм.

Половинки образцов соединились пайкой с использованием сплава Вуда и деформировались в матрице диаметром 19 мм пуансоном со сферической торцевой поверхностью. Изображение координатной сетки деформированных образцов вводили в ЭВМ через сканер модели BENQ 5051C в масштабе 1:1 (рис. 1, в, г). Затем размеры сетки обрабатывали при помощи системы автоматизированного проектирования КОМПАС-3D V7 Plus для определения интенсивностей деформаций и скоростей деформаций. В качестве материала-прототипа использован свинец марки ССу3 ГОСТ 1639-93.

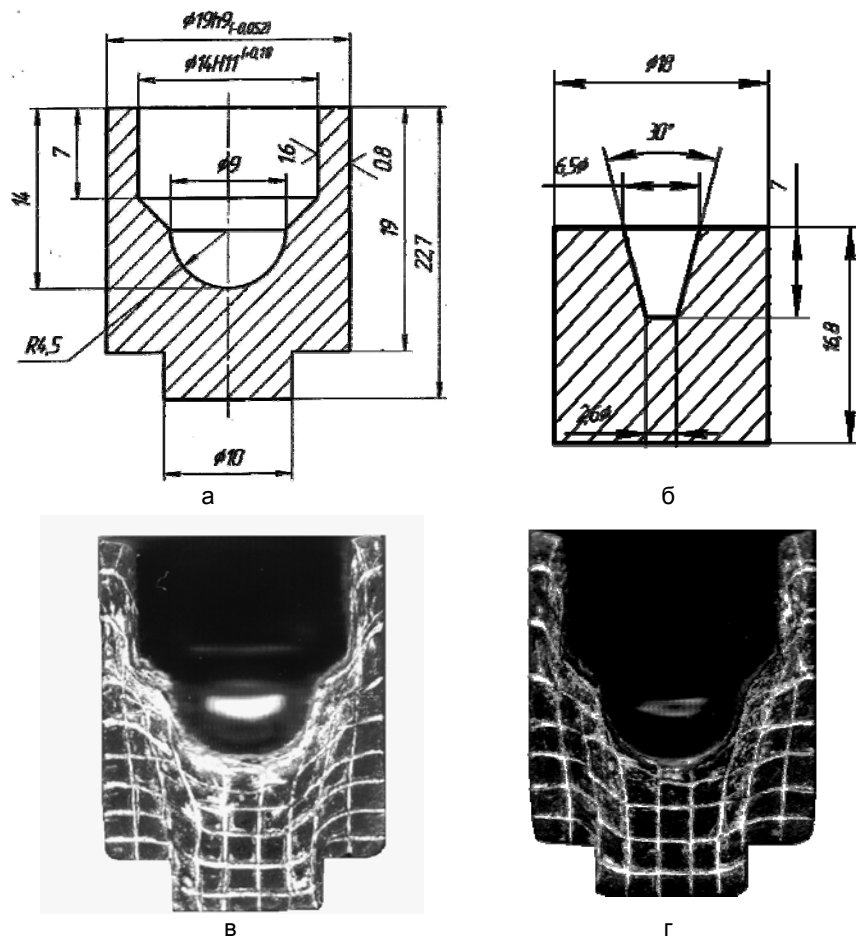


Рис. 1. Чертеж детали «стакан» - а; заготовки с облегчающей полостью - б; заготовка с координатной сеткой без полости - в, с полостью - г

Обработка экспериментальных данных и расчет деформированного состояния выполнен согласно экспериментально–расчетному методу, предложенному В.А.Огородниковым [4]. В установившейся стадии пластического деформирования семейство линий течения в недеформированном металле ориентировано вдоль оси выдавливаемой заготовки. При деформировании эти линии преобразуются в траектории расположенных на них частиц относительно стенок ма-

трицы. Модуль скорости этих частиц определяется по предварительно нанесенным отметкам, а скорость частиц направлена по касательной к их траектории. Поле скоростей определяется по искажению делительной сетки, выставленной так, что одно семейство линий ориентировано вдоль скорости движения металла, совпадающего с осью симметрии.

При осесимметричной деформации компоненты тензора скорости деформации определяются:

$$\dot{\epsilon}_r = \frac{\partial v_r}{\partial r} = \frac{v_0}{a_0} \left(\frac{\partial a}{\partial r} \cos \alpha - a \frac{\partial \alpha}{\partial r} \sin \alpha \right), \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon}_\varphi = \frac{v_r}{r} = \frac{v_r}{a_0} \frac{a}{r} \cos \alpha, \quad (2)$$

$$\dot{\epsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z} = \frac{v_0}{a_0} \left(\frac{\partial a}{\partial z} \cos \alpha + a \frac{\partial \alpha}{\partial z} \sin \alpha \right), \quad (3)$$

$$\dot{\gamma}_{rz} = \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} = \frac{v_0}{a_0} \left[\left(\frac{\partial a}{\partial z} + \frac{\partial \alpha}{\partial r} \right) \cos \alpha + \left(\frac{\partial a}{\partial r} + \frac{\partial \alpha}{\partial z} \right) \sin \alpha \right], \quad (4)$$

где a_0 – начальное расстояние между узловыми точками; a – расстояние между узловыми точками после деформации; r – расстояние между узловыми точками в радиальном направлении после деформации; V_0 – объем образца; α – угол, который образуется между радиусом образца и линиями тока металла (рис. 2).

Интенсивность скорости деформации определялась по выражению:

$$\dot{\epsilon}_n = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_\varphi)^2 + (\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_z)^2 + (\dot{\epsilon}_\varphi - \dot{\epsilon}_z)^2} + \frac{3}{2} \gamma_{rz}^2. \quad (5)$$

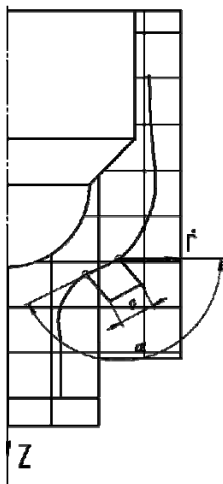


Рис. 2. К расчету поля деформаций

На рис. 3 показано поле интенсивности деформаций для образцов без облегчающей и с облегчающей полостью. Оценим влияние облегчающей полости на деформированное состояние.

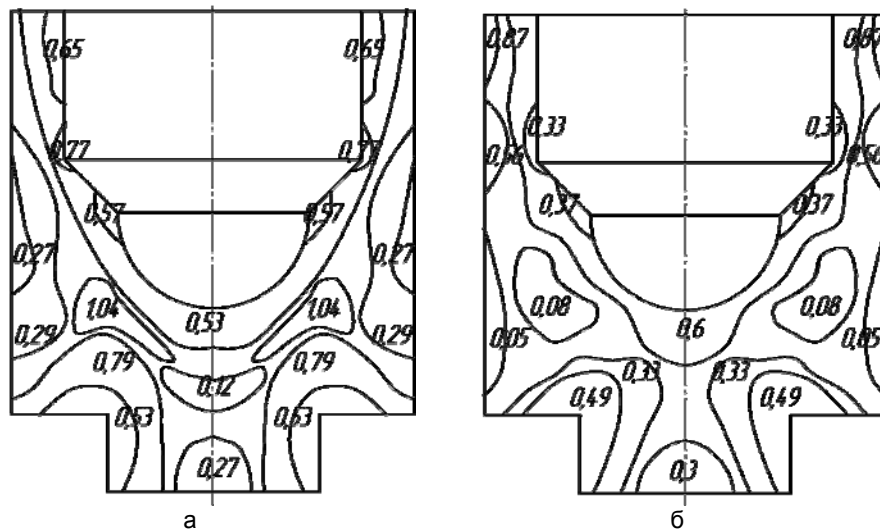


Рис. 3. Поле интенсивности деформаций:
а – образец без облегчающей полости; б – образец с облегчающей полостью

В области сферы интенсивность деформации в зонах затрудненной деформации, находящихся под торцом пуансона, составляет $\varepsilon_i = 0,53$ (рис. 3, а). У образца с облегчающей полостью она выше $\varepsilon_i = 0,6$ (рис. 3, б). Использование облегчающей полости в процессах выдавливания приводит к изменению характера течения материала, уменьшает предельную степень деформации. В местах контакта пуансона с металлом (на радиусах сферы) у образца без полости ε_i достигает величины 1,04, а с полостью - интенсивность деформации значительно меньше и равна 0,08. Соответственно интенсивность деформации уменьшается и при перемещении по этому радиусу к стенке образца. Следует отметить общее уменьшение интенсивности деформаций по всей сферической полости образца. Интенсивности деформации в отростке приблизительно одинаковы и составляют 0,27 и 0,3. В тонкой стенке образца, равной 2 мм, интенсивность деформации больше у образца с облегчающей полостью. Распределение интенсивности деформации (рис. 3, б) становится более равномерным, в результате разница между интенсивностью деформаций в очаге деформации и в «жестких» зонах не превышает 0,79, тогда как в образце без облегчающей полости эти величины отличались на 0,92.

На рис. 4, а представлено поле скоростей деформации для образца без облегчающей полости, которое подобно полю напряжений вследствие малых скоростей деформирования на гидропрессе. Скорости деформаций составляют от 3,2 до 20 с^{-1} . Для образца с облегчающей полостью (рис. 4, б) интенсивность скоростей деформации увеличивается и составляет от 3,5 до 30,2 с^{-1} . Следует отметить, что наличие облегчающей полости приводит к более неравномерному распределению скорости деформаций в различных объемах тонкостенного изделия, что может быть причиной разрушения при нерациональном выборе формы и геометрии полости. Однако в данном случае форма и размеры полости позволили получить изделия без нарушения сплошности.

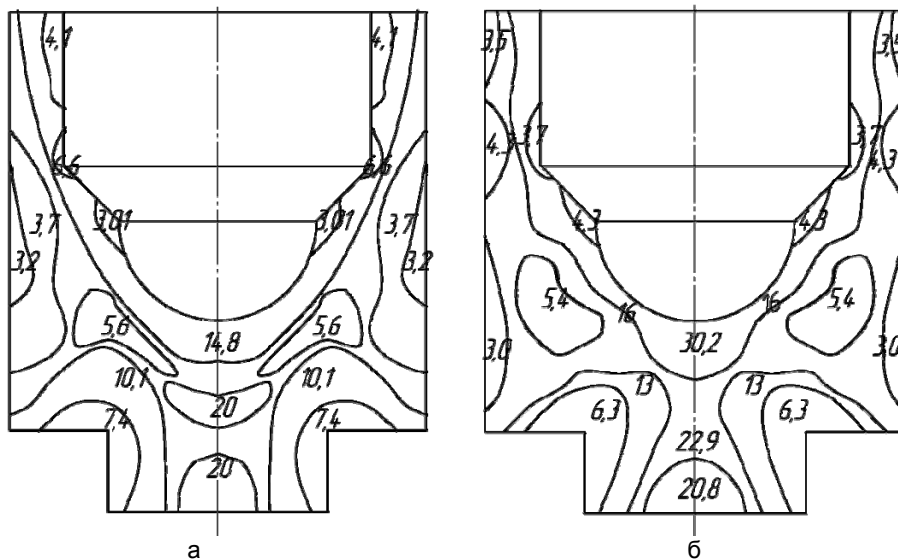


Рис. 4. Распределение интенсивности скоростей деформаций:
а – образец без полости; б – образец с полостью

Анализ характера формоизменения по полям деформаций и скоростей деформаций позволяет выявить наиболее рациональную геометрию облегчающей полости и определить оптимальное соотношение параметров.

Выводы. Изучение поля интенсивности деформаций и скоростей деформаций позволило оценить деформированное состояние заготовки с облегчающей полостью и рекомендовать ее в качестве исходной для комбинированного выдавливания тонкостенных деталей.

Литература

1. Головин В.А., Митькин А.Н., Резников А.Г. Технология холодной штамповки выдавливанием // М.: Машиностроение, 1970. – 152 с.
2. Алиев И.С., Чучин О.В., Носаков А.А. Технологические процессы выдавливания с раздочей // Удосконалення процесів і обладнання тиском в металургії і машинобудуванні: Тематич.зб.наук.пр. – Краматорськ: ДДМА. - 2003. – С. 328-334.
3. Алексеев В.П., Спусканюк В.З. Напряженно-деформированное состояние материалов при холодном гидромеханическом выдавливании полых заготовок // Кузнечно-штамповочное производство. - 1991. - №6. - С. 2-4.
4. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. – Киев: Вища школа, 1983. – 175 с.

А.В.Глебенко

СТАТИКА ЗУБЧАТО-РЫЧАЖНОГО ГЛАВНОГО ИСПОЛНИТЕЛЬНОГО МЕХАНИЗМА СПЕЦИАЛЬНЫХ ПРЕССОВ

Рассматриваются вопросы силового анализа зубчато-рычажного главного исполнительного механизма кривошипного пресса. Рис. 7, ист. 3.

Зубчато-рычажные главные исполнительные механизмы (ЗРГИМ) специальных кривошипных прессов обладают рядом важных кинематических свойств, которые позволяют успешно использовать их для выполнения технологических операций штамповки, предъявляющих специальные требования к кинематическим свойствам механизмов [1, 2]. Важно отметить при этом, что значительно улучшается и силовой режим работы механизма, анализу которого и посвящена данная статья.

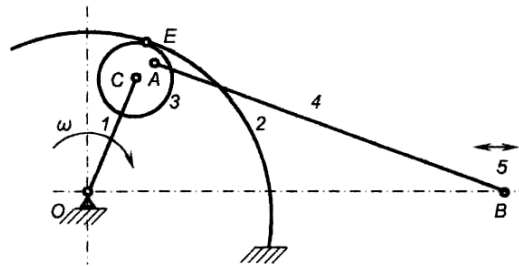


Рис. 1. Схема зубчато-рычажного механизма

ЗРГИМ представляет собой зубчато-рычажный механизм (рис. 1), включающий зубчатое колесо 3, установленное на кривошипе 1, которое перекачивает по неподвижному колесу 2 и соединено с шатуном 4. Шатун 4 соединен с ползуном 5 пресса. Колеса 2 и 3 могут иметь как внешнее, так и внутреннее зацепление. Кинематический анализ показывает, что большим кинематическим эффектом обладает механизм с внутренним зацеплением, который и рассматривается в настоящей статье.

Силовой анализ ГИМа предполагает:

- определение сил и моментов, действующих на звенья;
- определение опорных реакций во всех соединениях;
- определение необходимого движущего момента на кривошипе для преодоления сил сопротивления.

Статика идеального механизма. На рис. 2 показана схема действия сил на образующее (производящее) колесо, кривошип и ползун и силовой многоугольник при отсутствии сил трения, т.е. для идеального механизма.

Из силового треугольника в точке В следует, что если на ползун действует сила P , то сила, действующая по оси шатуна P_{AB} и сила, действующая на направляющие ползуна P_N , будут равны

$$P_{AB} = \frac{P}{\cos \beta}, \quad P_N = P \operatorname{tg} \beta. \quad (1)$$

Угол β определяется по формуле [2]:

$$\beta = \arcsin \frac{y_a}{L}. \quad (2)$$

Неизвестные нормальные и окружные реакции R_{ZO} и R_{ZN} в зубчатом зацеплении, и R_{CO} и R_{CN} в опоре С определяются из условий статического равновесия образующего колеса, т. е. равенства нулю проекций сил на координатные оси и моментов относительно двух точек

$$\begin{aligned} \sum R_X = 0, & \quad \sum R_Y = 0, \\ \sum M_C = 0, & \quad \sum M_E = 0. \end{aligned} \quad (3)$$

Первые два уравнения удобнее заменить проекциями сил на линию кривошипа и на линию, перпендикулярную к нему, т.е. на координатные оси X' и Y' .

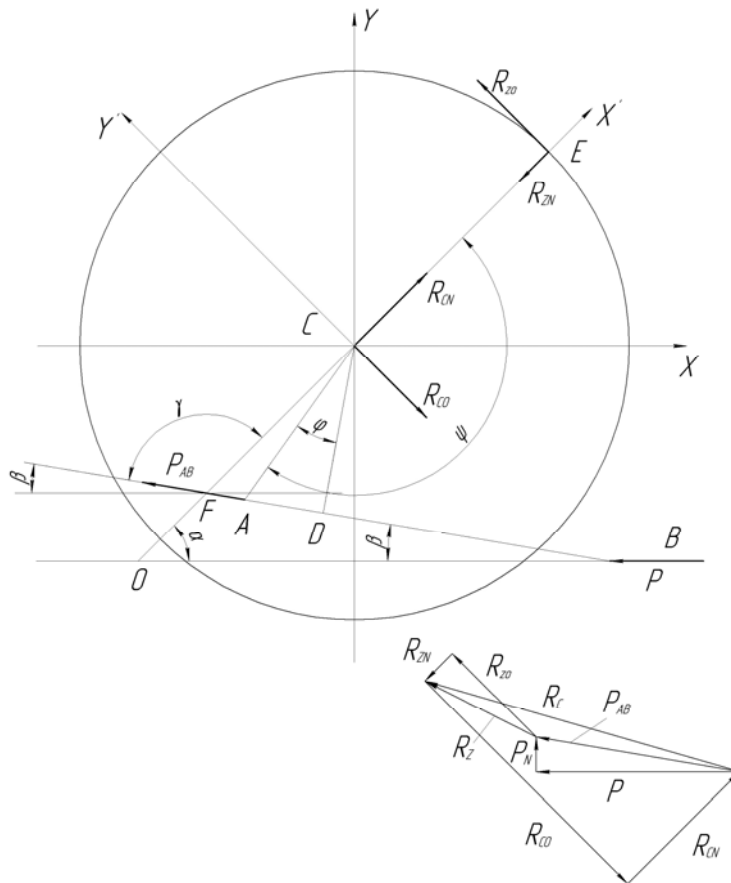


Рис. 2. Схема действия сил и силовой многоугольник в идеальном механизме

Из второго условия системы (3) следует

$$P_{AB}CD = R_{ZO}r.$$

Плечо силы P_{AB} находится из треугольника ACD $CD = AC \cos \varphi = d \cos \varphi$.

Угол φ определяется из равенства [2]

$$\psi' = 90 + \alpha + \beta + \varphi = \psi - \varphi_0 = i\alpha - \varphi_0,$$

т. е. $\varphi = (i-1)\alpha - \beta - \varphi_0 - 90$.

Таким образом, находим:

$$R_{ZO} = P_{AB}\lambda_1 \sin(\alpha(i-1) - \beta - \varphi_0). \quad (4)$$

В последних формулах обозначено: $i=R/r$ – передаточное отношение зубчатого зацепления, равное 3; $\lambda_1=d/r$ – коэффициент эксцентриситета подвески шатуна.

Нормальная сила в зубчатом зацеплении равна:

$$R_{ZN} = R_{ZO} \operatorname{tg} \alpha_3, \quad (5)$$

где α_3 – угол зацепления, для некорригированных передач $\alpha_3 = 20^\circ$.

Проекции сил на координатные оси X' и Y' будут

$$R_{CN} - R_{ZN} + P_{AB} \cos \gamma = 0,$$

$$R_{ZO} - R_{CO} + P_{AB} \sin \gamma = 0.$$

Угол γ определяется из анализа углов в точке F $\alpha + \beta + \gamma + 90 = 180$, т. е.

$$\gamma = 180 - \alpha - \beta.$$

Таким образом, находим:

$$R_{CN} = P_{AB} \sin(\alpha + \beta) - R_{ZN} = P_{AB} \cos(\alpha + \beta) - R_{ZN}, \quad (6)$$

$$R_{CO} = P_{AB} \cos(\alpha + \beta) + R_{ZO} = P_{AB} \sin(\alpha + \beta) + R_{ZO}.$$

Реакция в опоре С определяется как векторная сумма нормальных и касательных сил R_{CN} и R_{CO}

$$R_C = \sqrt{R_{CN}^2 + R_{CO}^2}. \quad (7)$$

Реакция в опоре А равна силе P_{AB} .

Реакции в опорах кривошипа О зависят от конструктивного исполнения вала. В общем случае суммарная реакция будет равна векторной сумме горизонтальных R_{OX} и вертикальных R_{OY} реакций, которые определяются как проекции сил R_{CO} и R_{CN} на оси координат, т. е.

$$R_O = \sqrt{R_{OX}^2 + R_{OY}^2}, \quad (8)$$

где

$$R_{OX} = R_{CN} \cos \alpha + R_{CO} \sin \alpha,$$

$$R_{OY} = R_{CN} \sin \alpha - R_{CO} \cos \alpha.$$

Крутящие моменты на образующем M_{32} и направляющем колесе M_{33} , необходимые для расчета зубчатого зацепления, определяются величиной окружной силы в зубчатом зацеплении и соответствующими радиусами

$$M_{32} = R_{ZO} R, \quad (9)$$

$$M_{33} = R_{ZO} r. \quad (10)$$

Крутящий момент на кривошипе

$$M_{кр} = R_{CO} (R - r). \quad (11)$$

С учетом второй формулы (6) выражение (11) можно представить в виде

$$M_{кр} = P_{AB} (R - r) [\sin(\alpha + \beta) + \lambda_1 \sin(\alpha(i - 1) - \beta + \varphi_0)] = P m_k^u, \quad (12)$$

где m_k^u – приведенное идеальное плечо крутящего момента

$$m_k^u = \frac{(R - r)}{\cos \beta} [\sin(\alpha + \beta) + \lambda_1 \sin(\alpha(i - 1) - \beta + \varphi_0)]. \quad (13)$$

Выражение для идеального приведенного плеча может быть получено также из условия равенства мгновенных мощностей $N_{пол}$ на ведущем и ведомом звене

$$N_{пол} = M_{кр} \omega = PV, \text{ т.е. } M_{кр} = P \frac{V}{\omega} = P m_k^u,$$

где V – линейная скорость ползуна [2]

$$V = (V_1 + V_2 \operatorname{tg} \beta), \quad (14)$$

$$V_1 = \sin \alpha + \lambda_1 \sin((i-1)\alpha - \varphi_0),$$

$$V_2 = \cos \alpha - \lambda_1 \cos((i-1)\alpha - \varphi_0).$$

После несложных преобразований можно получить зависимость (13).

Статика механизма с учетом трения. Трение в шарнирах и опорах механизма приводит к изменению величины и направления действия сил и реакций. В поступательных парах (направляющие ползуна) возникает сила трения, которая, будучи направлена против движения ползуна, приводит к увеличению силы, действующей вдоль шатуна. Во вращательных парах момент от сил трения смещает точки приложения реакции по касательной к так называемым "кругам трения" [3]. Радиус круга трения r_i равен произведению коэффициента трения μ в опоре на радиус опоры r_i , т.е. $r_i = \mu r_i$.

Схема действия сил при наличии трения показана на рис. 3.

Сила, действующая по шатуну, будет равна [3]:

$$P_{AB} = P \frac{\cos \varphi}{\cos(\varphi + \beta + \gamma_1)}, \quad (15)$$

где γ_1 – угол наклона равнодействующей P_{AB} относительно оси шатуна; $\varphi = \arctg \mu$ – угол трения.

Из треугольников AA_1D и DBB_1 следует

$$\sin \gamma_1 = \mu \frac{r_A + r_B}{L}, \quad (16)$$

где μ – коэффициент трения в шарнирах; r_A, r_B – радиусы шарниров А и В; L – длина шатуна.

Заметим, что нормальная сила давления на направляющие будет равна [3]

$$P_N = P \frac{\sin(\beta + \gamma_1)}{\cos(\varphi + \beta + \gamma_1)}. \quad (17)$$

Угол наклона γ_2 равнодействующей вдоль линии кривошипа находится из треугольников OO_1K и KCC_1

$$\sin \gamma_2 = \mu \frac{r_C + r_O}{(R - r)}. \quad (18)$$

Рассматривая условия равновесия механизма с учетом сил трения по аналогии с системой (3) несложно определить силы, действующих на звенья механизма при наличии сил трения.

Реакции в зубчатом зацеплении

$$R_{ZO} = P_{AB} \lambda_1 \sin(\alpha(i-1) - \beta - \gamma_1 - \varphi_0), \quad (19)$$

$$R_{ZN} = |R_{ZO}| \operatorname{tg} \alpha_3. \quad (20)$$

Реакции в шарнире С

$$R_{CO} = \frac{P_{AB}}{\cos \gamma_2} [\sin(\alpha + \beta + \gamma_1) + \lambda_1 \sin(\alpha(i-1) - \beta - \gamma_1 - \varphi_0)], \quad (21)$$

$$R_{CN} = \frac{P_{AB}}{\cos \gamma_2} [\cos(\alpha + \beta + \gamma_1) + \lambda_1 \sin(\alpha(i-1) - \beta - \gamma_1 - \varphi_0) \operatorname{tg} \alpha_3].$$

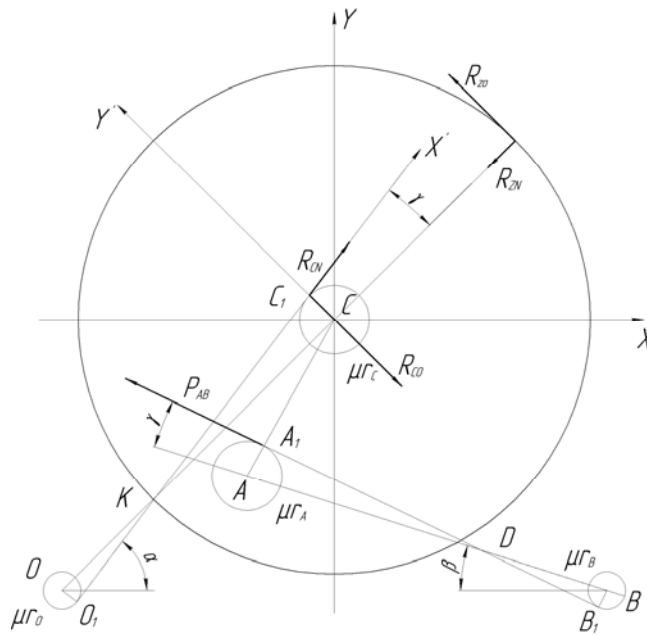


Рис. 3. Схема действия сил при наличии трения

Крутящий момент $M_{кр}$ на кривошипе определяется из равенства мгновенных мощностей на валу и на ползуне

$$M_{кр} \omega = N_{пол} + N_{тр},$$

где $N_{тр}$ – мощность сил трения

$$N_{тр} = \sum M_{тр} \omega + \sum Q_i \mu V_i = \sum R_i \mu r_i \omega_i + \sum Q_i \mu V_i, \quad (22)$$

где $M_{тр}$ – момент трения в произвольном шарнире; ω_i – относительная угловая скорость звеньев в данном шарнире; Q_i – реакция в поступательно движущейся паре; V_i – скорость поступательного движения в данной паре.

Для рассматриваемого механизма формула (22) запишется в виде

$$N_{тр} = P m_k^{\mu} \omega = R_O \mu r_O \omega + P_{AB} \mu r_A \omega_A + P \mu r_B \omega_B + R_C \mu r_C \omega_C + P_N \mu V, \quad (23)$$

где r_O – радиус коренных опор кривошипа; ω_A , ω_B , ω_C – соответственно, абсолютная угловая скорость в шарнирах А, В и С.

Скорость ползуна определяется по формуле (14). Реакции R_O , R_C и P_N определяются по формулам (8), (7) и (17). Сила P_{AB} определяется по формуле (15).

Угловые скорости в шарнирах А, С и В определяются по формулам [2]

$$\omega_A = \omega + \omega_B, \quad \omega_C = \omega, \quad \omega_B = \omega \lambda \cos(\alpha + \beta),$$

где $\lambda = y_a/L$ – коэффициент шатуна; y_a – координата точки А по оси Y' ; ω_4 – угловая скорость шатуна; ω – угловая скорость кривошипа.

Функционально мощность трения зависит от угла поворота кривошипа. Анализируя полученную зависимость для положения кривошипа в области рабочего хода, можно ввести ряд допущений.

- в период рабочего хода углы α и β стремятся к нулю, поэтому $\omega_B = \omega \lambda$;
- в силу этой же причины все реакции в шарнирах являются постоянными и соответствуют крайнему положению механизма;
- пятая составляющая уравнения (23) мала и ее можно пренебречь;

- угловая скорость в шарнире А не зависит от угла поворота кривошипа, поэтому $\omega_A = \omega + \omega\lambda$.

После преобразований из уравнения (23) можно получить:

$$m_k^u = \mu[r_A(1 + \lambda) + \lambda r_B + r_O + r_C i]. \quad (24)$$

В качестве примера на рис. 4–7 приведены результаты силового расчета механизма экспериментальной установки К0010. Нагружение на ползуне имитировалось линейной нагрузкой – спиральная пружина с известной жесткостью. Для сравнения на рис. 5 и 6 приведены зависимости приведенного плеча $m_{ккп}$ и крутящего момента $M_{ккп}$ для обычного кривошипно-шатунного механизма с одинаковым ходом ползуна и идентичными условиями нагружения.

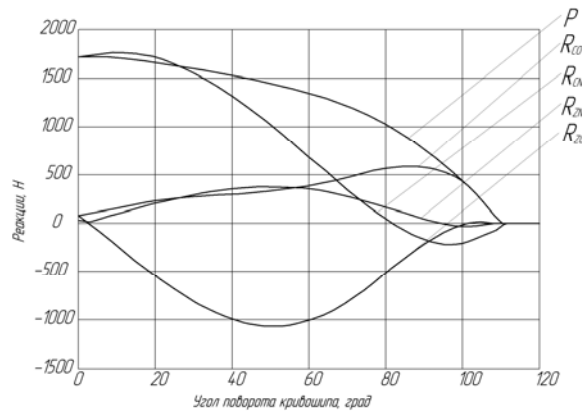


Рис. 4. График зависимости сил в зубчатом зацеплении и шарнире С

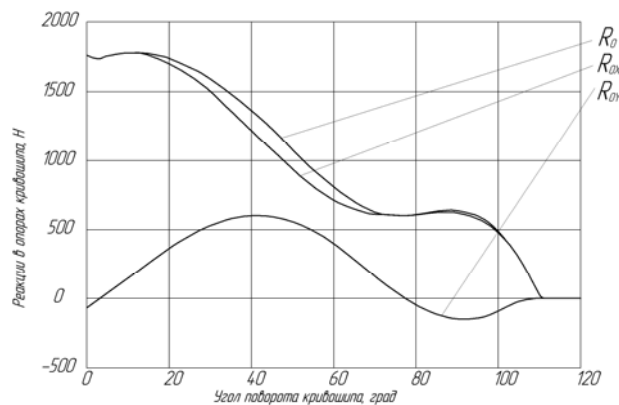


Рис. 5. График зависимости реакций в опорах кривошипа

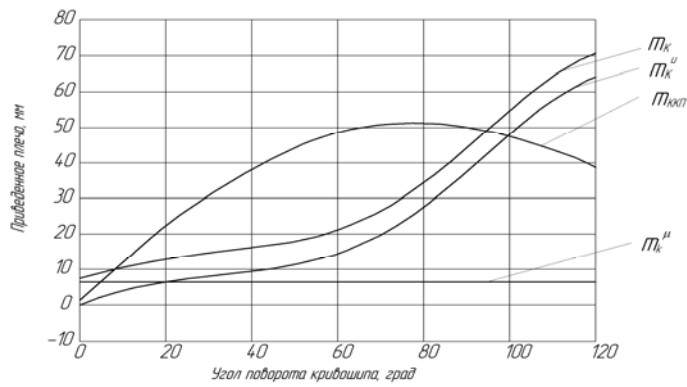


Рис. 6. График приведенного плеча крутящего момента

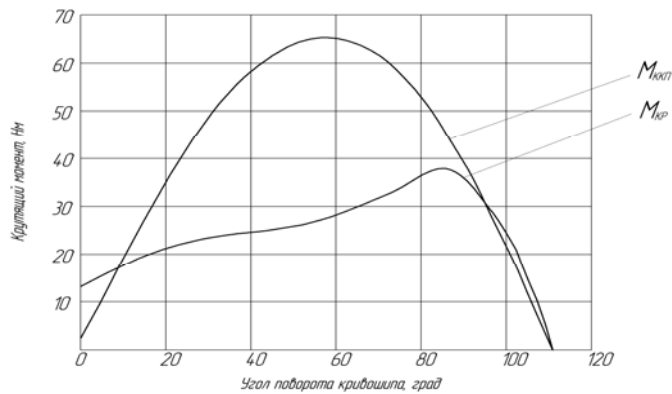


Рис. 7. График зависимости крутящего момента

Выводы. 1. Полученные аналитические зависимости позволяют выполнить силовой анализ зубчато-рычажного механизма с учетом его геометрических размеров, кинематических характеристик и условий трения.

2. В ЗРГИМе крутящий момент трения увеличен по сравнению с обычным кривошипно-шатунным механизмом вследствие присутствия дополнительной составляющей, определяющей условия трения в шарнирах С и А.

3. Даже при увеличенном крутящем моменте трения общий крутящий момент на кривошипе меньше, чем в обычном кривошипно-шатунном механизме, что приводит к уменьшению работы рабочего хода, установочной мощности двигателя и, как следствие, уменьшению расхода энергии.

Литература

1. Явтушенко А.В., Глебенко А.В., Васильченко Т.А. Зубчато-рычажные исполнительные механизмы специализированных кривошипных прес сов // Совершенствование процессов и оборудования обработки металлов давлением в металлургии и машиностроении: Тем. сборник. науч. тр. – ДГМА, Краматорск, 2006. - С. 436-441.
2. Явтушенко А.В., Глебенко А.В., Васильченко Т.А. Кинематический анализ зубчато-рычажного главного исполнительного механизма специализированных кривошипных прессов // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля.– Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2006. – №6 (100). – Ч.1. С. 35-44.
3. Живов Л.И., Овчинников А.Г., Складчиков Е.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. – 560 с.

В.В.Драгобецкий, О.Б.Марцинюк, Е.А.Наумова, Д.Л.Пирогов

**КОЛИЧЕСТВЕННЫЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССА РЕЗКИ
ЛИСТОВОГО МЕТАЛЛА В ШТАМПАХ**

Описан механизм резки листового металла в штампах. Обоснован выбор меры пластичности и разрушения. Для каждого этапа резки получены аналитические зависимости для определения работы пластичности и разрушения. Ист. 13.

Комплексное совершенствование процессов и оборудования для разделительных операций листовой и объемной штамповки неразрывно связано с развитием общей теории разделительных процессов [1] и установлением способов и условий активного управления пластическим формоизменением разрезаемой заготовки и формообразованием поверхности раздела на этапах разрушения и пластическом. Именно на основе теоретических исследований должны решаться прикладные задачи дальнейшего развития и совершенствования разделительных процессов и операций.

Общую теорию разделительных процессов формируют с использованием методов визиопластичности [2], линий скольжения [3], конечных элементов и обобщения результатов экспериментальных исследований [3]. Предпосылкой для разработки единой теории, устанавливающей закономерности и взаимосвязь пластического этапа и этапа разрушения, является общность механики разделительных процессов (вырубка, пробивка, отрезка и др.)

Механизмы деформации при резке листового металла в штампах глубоко и детально описаны в работе В.И.Залесского [4]. Качественная картина деформирования листа при резке включает деформации: искривления (изгиб), смятия, утяжки, продавливания, разрушения. Количественное отличие процессов состоит в соотношении видов деформации.

В монографиях ряда авторов [5, 6, 7] приведены приближенные зависимости для определения работы и усилия деформирования с использованием экспериментальных значений $\sigma_{ср}$ (сопротивление срезу). При достаточно грубых допущениях, используемых при выводе этих зависимостей, вскрыта физическая сущность возникновения максимального усилия деформирования при определенной глубине режущих кромок.

При рассмотрении процессов пробивки, вырубки максимальные напряжения, действующие на торец пуансона, внедряемого в полупространство без трения, принимают за расчетные при определении усилий среза [7]. Кроме того, для учета упрочнения авторы [5,6,8] предлагают при расчете усилий среза заменять предел текучести σ_s на предел прочности σ_b . Г.В.Кузнецовым предложена статистическая модель расчета технологических параметров процесса [8] пробивки тонколистовых заготовок и критерии качества пробитых отверстий. Модель позволяет оценить технологические варианты изготовления детали и оптимальную схему пробивки в рамках статистической обработки экспериментальных данных.

Проводятся работы и по изучению этапа разрушения. Ряд исследователей используют критерий предложенный В.Л.Колмогоровым [9], согласно которому условие деформирования металла без разрушения зависит от функций, описывающих напряженно-деформируемое состояние и пластические свойства разрезаемого металла. Условие разрушения получены на основании теории накопления повреждений в условиях немонотонной деформации. Однако этот критерий мало пригоден для описания однонаправленного деформирования.

Значительный разброс в экспериментальных данных при исследовании разрушения металла в процессах обработки металлов давлением привел к появлению вероятностной модели разрушения [10]. Выбор интенсивности деформаций [9,10] как количественной меры пластичности не является оптимальным из-за грубости допущения, что все приращения деформации равноправны и дают одинаковый вклад в процесс накопления повреждений.

Анализ факторов, описывающих процесс разделения склоняет к тому, что наиболее целесообразно общую теорию разделительных процессов следует строить на базе методики, предложенной Огородниковым В.А. [11]. Суть ее заключается в интегрировании функции, связывающей интенсивность напряжений и интенсивность деформаций единой, не зависящей от вида напряженного состояния, кривой течения материала.

Таким образом, к настоящему времени получены обоснованные данные о напряженно-деформированном состоянии и силовых параметрах разделительных процессов, предложены классификации способов и схем резки, выявлено влияние температурно-скоростного фактора на форму и размеры очага пластической деформации, на качество отрезаемых заготовок.

Целью настоящего исследования является создание методики (расчетного аппарата), с помощью которого можно определять энергию, затраченную пластическую деформацию и разрушение листового металла в штампах.

Определение энергии деформации и разрушения листовых заготовок важно с точки зрения выбора ресурсосберегающих технологий и менее энергоемкого оборудования для разделительных операций листовой штамповки.

Энергетические затраты в разделительных операциях листовой штамповки для каждого из 5-ти этапов деформации для объемов материала, в которых имеет место разрушение, будут определяться формулой:

$$A^i = \iiint_V \left[\int_0^{\varepsilon} \sigma_{ii} d\varepsilon_{ii} \right] dV + A_p^j \quad (1)$$

где A_p^j - работа разрушения; A^i - работа внешних сил; $\sigma_{ii}, \varepsilon_{ii}$ - интенсивность напряжений и деформаций; V - объем деформируемого материала; i - этапы разделительной операции; j - этапы операций, у которых имеет место разрушение.

Работы разрушения приближенно можно вычислить по зависимости

$$A_p = (\gamma + \gamma_p) F_0, \quad (2)$$

где γ - плотность поверхностной энергии; γ_p - работа пластической деформации при образовании единицы поверхности; F_0 - площадь поверхности, образованной в результате разрушения.

На начальной стадии резки заготовка при надавливании на нее пуансоном частично изгибается под ним и частично за его пределами. Изгиб происходит вследствие возникновения вращающего момента от действия усилия пуансона и силы реакции со стороны матрицы (I этап). Дополнительное искривление заготовки (II этап) в том же направлении также происходит начиная с момента появления деформаций смятия и утяжки.

Работа деформирования на I этапе рассчитывается по одной из методик, изложенных в работе [11], она составит:

$$A^I = \pi q f R^2, \quad (3)$$

где A^I - работа деформирования;

$$q = \frac{P}{F},$$

где p - усилие резки; F - площадь вырезаемой части заготовки; f - прогиб.

На II этапе определяем работу деформирования с учетом появления деформаций сжатия

$$A_{II} = \frac{\pi P f R^2}{U_p a_c - K a_c^2}, \quad (4)$$

где U_p - периметр пуансона; a_c - ширина контактного контура; K - коэффициент, зависящий от формы пуансона.

III этап – деформация утяжки. Эта деформация связана с местной деформацией листовой заготовки, т.е. с локальной потерей устойчивости. С достаточно высокой точностью работу деформации при утяжке можно определить по зависимости:

$$A_{III} = \sigma_{ш} \cdot \varepsilon_{ш} \cdot V, \quad (5)$$

где $\sigma_{ш}, \varepsilon_{ш}$ - напряжение и деформация материала заготовки в момент образования шейки $\sigma_{ш} \approx \varepsilon_{ш}$; V - локальный объем материала.

IV этап – деформация продавливания. Проведем количественный анализ деформации этого вида. Уравнение равновесия при вырубке (пробивке) круглой детали (отверстия) на этапе продавливания запишем в виде:

$$\rho \frac{d\sigma_p}{d\rho} + \sigma_p \left(1 + \frac{\rho}{h} \frac{dh}{d\rho} \right) - \sigma_\theta - \mu \sigma_\theta = 0, \quad (6)$$

где σ_p, σ_θ - меридиальное и окружное напряжение; h - толщина заготовки; ρ - текущий радиус заготовки; μ - коэффициент трения между заготовкой и вырубным пуансоном.

При совместном решении уравнения (6) связи напряжений и приращений деформаций [6]; при условиях совпадения главных осей и деформаций, постоянства объема и Гувера-Мизиса в приближенном виде общее решение находится двумя квадратурами и имеет вид.

$$\sigma_p = 4\sigma_s + 3\mu\sigma_s \left(\frac{\rho}{h} + \frac{R_0}{h_0} \right), \quad (7)$$

где σ_s - предел текучести материала заготовки; R_0 - начальный радиус заготовки; h_0 - начальная толщина заготовки; μ - коэффициент трения; ρ, h - текущие радиус и толщина заготовки (отхода).

Приняв боковое усилие T , действующее на заготовку [6, 12], равным $0,3P$, где P - давление пуансона, уравнение (4) преобразуется к виду:

$$\sigma_p = 4\sigma_s + 3\mu\sigma_s \left[\frac{(P - 4\sigma_s)h_0}{3\mu\sigma_s(h_0 + h)} + \frac{R_0}{h_0} \right]. \quad (8)$$

Выразив h из уравнения (4), определим работу деформирования на этом этапе вырубке. При этом учитываем, что радиальная деформация заготовки в процессе вырубке практически отсутствует. Работа деформирования составит:

$$A_{IV} = \frac{\pi\sigma_s^2 \mu R^2 h_k^2}{h_0(4\sigma_s - P)} \quad (9)$$

На этапе продавливания образуется чистая блестящая поверхность отделения, называемая блестящим пояском. То есть происходит разрушение (нарушение оплошности материала) и к работе деформирования следует добавить работу разрушения (2) на площади блестящего пояска.

V этап – деформация разрушения. Процесс вырубки (пробивки) завершается деформацией разрушения. Поверхность разрушения образуется в результате встречных опережающих трещин, направленных на режущие кромки пуансона в толщу разрезаемого металла.

Работа разрушения приближенно вычисляется по формуле (2).

Таким образом, представлены зависимости для количественного определения работы внешних сил для пробивки (вырубки круглых отверстий (деталей) для пластичных материалов. Для определения работы деформации при резке деталей (отверстий) сложного контура получение аналитических зависимостей затруднительно. Поэтому в этом случае для определения работ пластической деформации и разрушения необходимо пользоваться методами В.А.Огородникова, основанными на методе твердости и использовании диаграмм предельной пластичности.

Кроме того, этапы деформации металла при резке характерны для пластичных материалов (низкоуглеродистые стали). Поэтому в дальнейшем будет проведен детальный анализ процесса разрушения при резке менее пластичных и хрупких материалов. Выявление механизмов деформации при резке материалов с различными механическими свойствами целесообразно строить на базе классификации основных видов механического разрушения Я.Б. Фридмана.

Выводы. 1. На основе проведенного аналитического обзора исследований в области резки листового металла в штампах выявлен многоэтапный механизм деформации при внедрении вырубного (пробивного) пуансона в заготовку.

2. Обоснован выбор в качестве меры пластичности и разрушения работы пластической деформации и разрушения.

3. Для каждого этапа деформации при резке приведены аналитические зависимости, позволяющие определить работы разрушения и пластичности.

Литература

1. С.С.Соловцев. Состояние и перспективы развития разделительных процессов обработки металлов давлением. Кузнечно-штамповочное производство, 1981, №8, с. 34-35.
2. Н.А.Чиченев, А.Б.Кудрин, П.И.Полухин. Методы исследования процессов обработки металлов давлением. М.: Металлургия. – 302 с.
3. Друянов Б.А., Непершин Р.И. Теория технологической пластичности. М.: Машиностроение, 1990. – 272 с.
4. И.Залеский, В.В.Губарев Механизм деформации при резке листового металла в штампах. – Технологические процессы обработки стали и сплавов. – М.: Металлургия, 1955. – с. 409-452.
5. Зубцов М.Е. Листовая штамповка. – Л.: Машиностроение. Ленинградское отделение, 1980. – 432 с.
6. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение, 1977. – 278 с.
7. Лисин А.Г. Определение напряжений на режущей кромке штампа методом линий скольжения. – Кузнечно-штамповочное производство, 1964. - 3№. – с.20-22.
8. Кузнецов Г.П., Трахнгенберг С.Г. Пробивка отверстий в тонкостенных оболочках эластичными и жидкими средами. Кузнечно-штамповочное производства. М.: Машиностроение, №8, 1987. – с. 16-18.
9. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1986. – 698 с.
10. Гун Г.Я. Теоретические основы обработки металлов давлением. Учебник для вузов. М.: Металлургия, 1980. 456 с.
11. Огородников В.А., Киселев В.К., Сивак И.О. Энергия. Деформация. Разрушение. – Винница: УНІВЕРСУМ. – Вінниця, 2005. – 204 с.
12. Целиков А.И. Теория и расчеты усилий в прокатных станах. – М.: Металлургиздат, 1962 - 492 с.
13. Дидык Р.П., Кузнецов Е.В., Забара В.М. Физические основы прочности. – Д.: Наука та освіта, 2005. – 608 с.

Д.А.Гедрович, О.Н.Гунченко, Н.А.Касьянов

**ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ТРАВМАТИЗМА В ЦЕХАХ
МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРЕДПРИЯТИЯ
НА ОСНОВЕ АНАЛИЗА НЕСЧАСТНЫХ СЛУЧАЕВ
ПО ДАННЫМ АКТОВ ФОРМЫ Н-1**

Приведены результаты исследований показателей травматизма в цехах машиностроительного предприятия. Рис. 2, табл. 2, ист. 3.

Анализ состояния вопроса. Для эффективного управления охраной труда, выбора и применения надежных и доступных мероприятий и средств, своевременной профилактики несчастных случаев и профзаболеваний на производстве необходимо иметь четкое представление об их причинах и о травмоопасных рабочих местах и участках. Другими словами, нужно установить, с чем бороться и какие факторы, причины и источники опасностей могут привести к механической травме или другому виду воздействия на работника.

На сегодняшний день существует много теорий о причинах несчастных случаев [1], моделей травмирования [2] и др., однако причинно-следственные связи в охране труда чрезвычайно сложны и неоднозначны и до сих пор практически не нашли своего разрешения для всех отраслей народного хозяйства. Не существует единой универсальной теории, которая однозначно объясняла бы особенности травмирования работника на производстве.

Постановка задачи. В настоящее время возникает необходимость накопления информации о травматизме по отдельным объектам хозяйствования и создания на базе таких данных теории прогнозирования и предупреждения травматизма по отдельным отраслям, а затем, например, по Министерству промышленной политики в целом.

Материалы и результаты исследования. Исследования сведений, содержащихся в актах по форме Н - 1, выполненные для рамного и кузовного цехов ХК «Лугансктепловоз» за период с 1980 г. по 2006 г. показали, что наиболее достоверные результаты, которые можно учитывать в дальнейших теоретических разработках, относятся к периоду 1980-1993 гг., когда холдинговая компания работала на полную мощность и выпускала более 1400 тепловозов в год. На первом этапе были выделены наиболее травмоопасные профессии (табл. 1).

Таблица 1

Ранжирование профессий по травмоопасности

№ п/п	Профессия
1	Слесарь
2	Электрогазосварщик
3	Электромонтер
4	Крановщик
5	Стропальщик
6	Наладчик
7	Кладовщик
8	Разметчик
9	Шлифовщик
10	Токарь
11	Сверловщик

Затем были подсчитаны коэффициенты частоты ($K_{\text{ч}}$), тяжести травматизма ($K_{\text{т}}$) и коэффициенты производственных потерь ($K_{\text{п.п.}}$) согласно рекомендациям [1,2,3]

$$K_{\text{п.п.}} = K_{\text{ч}} \cdot K_{\text{т}} .$$

Данные анализа приведены в табл. 2, из которых видно, что до 90-х годов количество работающих в рамном цехе составляло около 1300 человек, среднее количество травм с 1980 г. по 1990 г. равнялось $T_{\text{ср.}} = 28,3 \approx 28$ в год, что вызывало потерю в среднем 170 рабочих дней.

Коэффициент частоты $K_{\text{ч}}$ изменялся в достаточно широком интервале от 8 до 32, а коэффициент тяжести $K_{\text{т}}$ от 9,0 до 24. Динамика изменения этих коэффициентов по годам показана на рис. 1.

Таблица 2

Анализ травматизма по цехам с 1980 по 1993 гг.

Цех	Покгод	1980	1981	1982	1983	1984	1985	1986	1987	1988	1989	1990	1991	1992	1993
Рамный	Р	1506	1051	1371	1301	3778	1272	1347	1329	1346	1235	1122	939	848	492
	Т	26	23	28	40	31	25	24	25	28	38	23	30	10	6
	Д	626	550	545	693	377	359	399	242	444	467	472	401	233	54
	$K_{\text{ч}}$	17,3	21,9	20,4	30,7	8,2	19,7	17,8	18,8	20,8	30,8	20,5	31,9	11,8	12,2
	$K_{\text{т}}$	24,1	23,9	19,5	17,3	12,2	14,4	16,6	9,7	15,9	12,3	20,5	13,4	23,3	9,0
	$K_{\text{п.п.}}$	415,7	523,3	397,5	532,7	99,8	282,2	296,2	182,1	329,9	378,1	420,7	427,1	274,8	109,8
Кузовной	Р	1207	822	1071	1033	865	956	961	922	870	828	771	672	570	305
	Т	64	30	33	26	31	24	41	39	40	31	32	14	13	8
	Д	294	435	362	349	353	341	396	292	354	263	516	112	159	68
	$K_{\text{ч}}$	53	36,5	30,8	25,2	35,8	25,1	42,7	42,3	46,0	37,4	41,5	20,8	22,8	26,2
	$K_{\text{т}}$	4,6	14,5	11,0	13,4	11,4	14,2	9,7	7,5	8,9	8,5	16,1	8	12,2	8,5
	$K_{\text{п.п.}}$	243,5	529,2	338,0	337,9	408,1	356,7	413,8	317,2	409,2	318,2	668,2	166,7	278,2	223,0

В кузовном цехе количество работающих несколько меньше, чем в рамном. Однако количество травм, за исключением 1983 г. и 1991г., в кузовном цехе больше, вплоть до 60 %. Коэффициент частоты травматизма $K_{\text{ч}}$ показывает число несчастных случаев, приходившихся на 1000 чел., работающих за рассматриваемый период. Количественный показатель $K_{\text{ч}}$ за рассматриваемый период по рамному цеху составил 19,47, а по кузовному – 34,7. Таким образом, анализ дает возможность установить, что уровень травматизма в кузовном цехе был выше, чем в рамном.

Коэффициент тяжести $K_{\text{т}}$ (качественный показатель) характеризует среднюю потерю трудоспособности в днях на одного потерпевшего за рассматриваемый период. По рамном цеху этот показатель равен 16,5, а по кузовному – 10,6. Сравнение показателей свидетельствует о том, что травмы в рамном цехе более тяжелые для пострадавшего.

Анализ динамики травматизма по рассматриваемым цехам (рис. 1,2) показывает, что предсказать показатели травматизма по рамному цеху сложнее, чем по кузовному. В принципе изменение показателей травматизма за рассматриваемый период может быть описано линейной зависимостью (рис. 2, линии 1, 2).

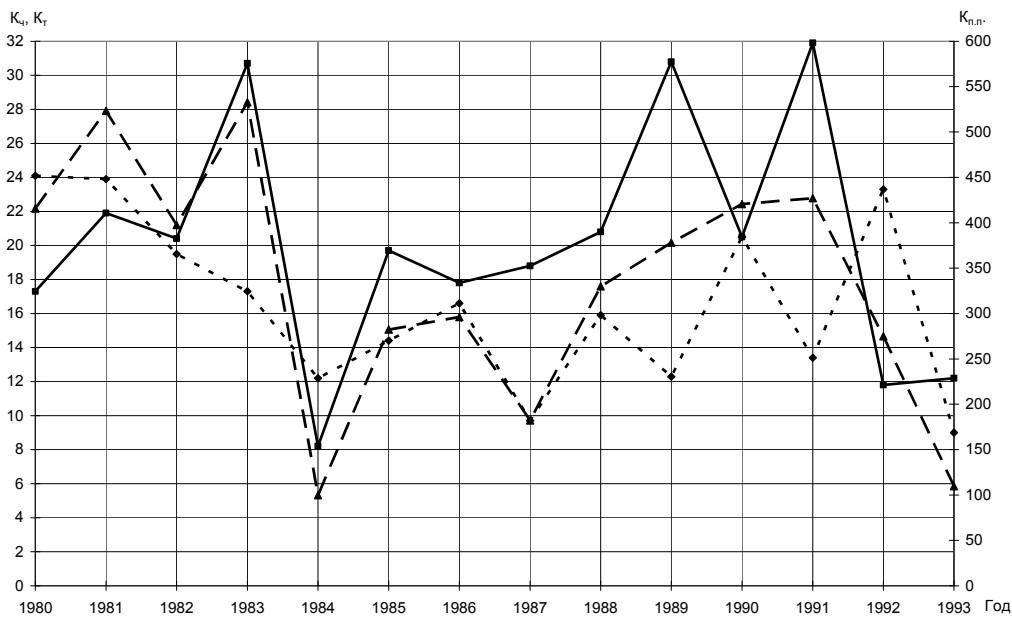


Рис. 1. Динамика изменения показателей травматизма по годам в рамном цехе:

—■— $K_{\text{ч}}$, -◆- $K_{\text{т}}$, -▲- $K_{\text{п.п.}}$

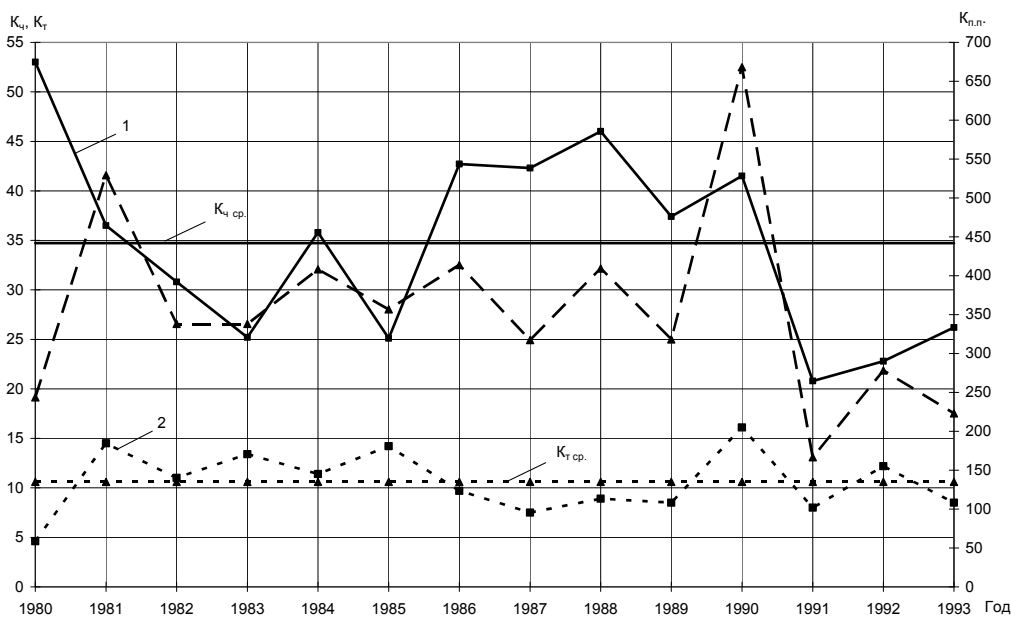


Рис. 2. Динамика изменения показателей травматизма по годам в кузовном цехе:

—■— $K_{\text{ч}}$, — $K_{\text{ч ср.}}$, -◆- $K_{\text{т}}$, -◆- $K_{\text{т ср.}}$, -▲- $K_{\text{п.п.}}$

Коэффициент производственных потерь $K_{\text{п.п.}}$, являясь производным от $K_{\text{ч}}$ и $K_{\text{т}}$, характеризует производственные потери в человеко-днях нетрудоспособности на 1000 работающих и отражает минимальные материальные потери.

Согласно рис. 1, 2 эти потери более равномерны, а следовательно, более предсказуемы для кузовного цеха.

Выводы. Выполненные расчеты показателей состояния охраны труда свидетельствуют о том, что для создания математического аппарата анализа и прогнозирования травматизма в цехах машиностроительного комплекса необходимы объемные исследования сведений из актов формы Н-1.

Показатели травматизма в разных цехах за рассматриваемый период распределяются согласно особенностям производства. Более предсказуем травматизм в кузовном цехе, где преобладают профессии: слесарь, электрогазосварщик, сверловщик, электромонтер, крановщик и др., а травматизм подчиняется линейной зависимости.

Литература

1. Гунченко О.М. Удосконалення системи управління охороною праці на машинобудівних підприємствах: Автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук. – СНУ ім. В.Даля, м. Луганськ, 2007 р.
2. Гогіташвілі Г.Г., Лапін В.М. Основи охорони праці: Навч. посібник. 3-тє вид. – Львів: «Новий світ – 2000», 2006. – 232 с.
3. Справочник по охране труда на промышленном предприятии / Ткачук К. Н., Иванчук Д.Ф., Сабарко Р.В., Степанов А.Г. – К.: Техника, 1991. – 285 с.

УДК 389.6:658.62

М.Е.Тараненко, А.У.Соломянный, А.С.Ревенко

КВАЛИМЕТРИЯ ТЕХНОЛОГИЧНОСТИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ТОНКОЛИСТОВЫХ ЛИСТОШТАМПОВАННЫХ ДЕТАЛЕЙ

В работе обращается внимание на возможные направления значительного увеличения качества ресурсопотребления при изготовлении крупногабаритных листовых деталей. Одним из инструментов такого увеличения может быть управление показателем технологичности при штамповке этих деталей. Рис. 3, табл. 1, ист. 11

При управлении качеством изделия на стадии проектирования приходится сравнивать различные варианты конструкции детали для выбора наиболее качественного. В составе показателей качества изделия показатель его технологичности относится к ряду основных комплексных показателей. В [1] отмечается необходимость теоретического обоснования методов выбора частных показателей качества (при не исключении их экспертной оценки) и методов определения значений коэффициентов весомости, используемых для свёртывания при определении комплексного показателя технологичности.

Проблема сокращения ресурсопотребления при изготовлении крупногабаритных листоштамповочных деталей стоит особо остро, так как такие детали часто используются при производстве транспортной техники, выпускаемой относительно небольшими партиями, с большей степенью модернизации каждой новой партии, при относительно больших сроках технологической подготовки производства (ТПП) и в условиях большей конкуренции. Примером такого производства может служить производство автобусов разных назначений и классов. Ставится вопрос о методах изготовления, например, крыши автобуса (которую штамповать целиком практически не возможно) — каким образом расчленить подо-

бные детали, чтобы эти части были технологичными, универсальными для производства автобусов различных дизайнерских решений.

В рамках этой статьи под технологичностью детали понимается её свойство, закладываемое при проектировании, которое позволяет, при сохранении заданного уровня качества, изготавливать деталь с высокими технико-экономическими показателями на конкретном производстве, характеризуемом своим типом, составом и особенностями.

Показатели технологичности, рекомендуемые ГОСТ 14.205-83, носят достаточно общий характер и не позволяют на этапе проектирования деталей выбрать наиболее технологичный вариант конструкции. Следовательно, встаёт задача синтезировать комплексный показатель технологичности, напрямую зависящий от геометрических, точностных и других требований, которые могут быть предъявлены к крупногабаритной листоштампованной детали.

Анализ ряда работ по технологичности и качеству продукции [2-4] показывает, что:

- форма и состав показателей технологичности зависит и определяется областью применения изделия и составом выполняемых работ (механообработка, штамповка или сборочно-монтажные работы);

- система показателей должна иметь иерархическую подчинённость и охватывать основные направления обеспечения технологичности изделий на уровне деталей, сборочных единиц и изделия в целом;

- в основе комплексного показателя технологичности должны находиться стоимостные показатели и трудоёмкость производства. Максимально достижимое значение показателя технологичности равно единице.

Основными факторами, влияющими на технологичность крупногабаритных листоштампованных деталей могут быть:

- габаритные размеры в плане и глубина детали, а также их соответствие технологическим возможностям оборудования;

- генеральная форма детали, формы ее локальных элементов и место их расположения;

- точность тех или иных поверхностей или их взаимное расположение;

- допустимая разнотолщинность и места её расположения;

- стоимость и длительность технологической подготовки производства;

- материал детали;

- коэффициент использования материала по листу или рулону;

- параметры технологической наследственности, определяющие показатели качества.

Эти факторы (при известных объёмах производства) определяют выбор схемы и метода штамповки, необходимое оборудование, а, следовательно, себестоимость и трудоёмкость штамповки.

Квалиметрический показатель технологичности листоштампованных деталей можно представить в виде:

$$\Pi_T = \Pi_{ТВ} (1 - \sum_{i=1}^n \Pi_i), \quad (1)$$

где $\Pi_{ТВ}$ — показатель соответствия размеров детали технологическим возможностям оборудования. Можно допустить, что он принимает два значения: 1 — при условии, что размеры детали соответствуют технологическим возможностям оборудования и штамповка детали на нём возможна и 0 — при несоответствии таких размеров возможностям. В последнем случае $\Pi_T = 0$ и нет смысла вообще говорить о технологичности детали. Для её получения необходимо менять размеры, выполнять технологическое членение, т.е. конструировать другую деталь или ориентироваться на штамповку на ином оборудовании и рассматривать другой показатель технологичности; Π_i — показатели, соответствующие i -тому фактору технологичности, например, факторам генеральной формы дета-

ли и формы её локальных элементов, потребной для штамповки энергии, трудоёмкости и другим факторам.

Логический смысл записанной зависимости заключается в следующем. В идеальном случае при отсутствии факторов, затрудняющих штамповку (например, плоский лист) $\Pi_T = 1$, и деталь является абсолютно технологичной. Каждый дополнительный фактор усложняет процесс штамповки и приводит к уменьшению показателей технологичности. При большом их наборе и малых значениях $\Pi_T \rightarrow 0$, что свидетельствует о неполной технологичности. Оценка затрудняющих штамповку факторов проводится посредством обоснования значений показателей Π_i , которые масштабированы между собой и равны произведению весомости фактора на численное значение показателя. Весомость каждого показателя определяется структурой себестоимости изготовления детали. Например, при гибке прямых плоских бортов весомость стоимости оснастки по сравнению со штамповкой-вытяжкой невелика, поэтому весомость показателя длительности и стоимости ТПП при гибке меньше соответствующей величины для штамповки-вытяжки. Кроме того, для разных типов производства весомость частных показателей технологичности различна.

Для практических расчётов квалиметрического комплексного показателя технологичности представляет практический интерес оценка частных показателей факторов формы детали, её глубины, потребной энергии, а также длительности и стоимости ТПП.

Рассмотрим влияние генеральной формы деталей на сложность и трудоёмкость процесса штамповки листовых деталей. Здесь нами принято предположение о том, что любую крупногабаритную листоштампованную деталь можно представить в виде оболочки определённой генеральной (общей) формы и каких-либо локальных элементов: на участках сопряжения бортов между собой и со стенкой, рифтов, подсечек, а также других видов изменения кривизны оболочки с поперечными размерами значительно меньшими размеров генеральной формы.

Всё многообразие форм таких деталей классифицируется на разные группы по ряду признаков. Наиболее приемлемой для настоящего анализа является классификация НИАТ [5]. В соответствии с ней все листовые детали, получаемые штамповкой-вытяжкой и формовкой, условно делятся на две группы: «дно и стенка» и «сферические». В свою очередь, первая группа подразделяется на: «чашки и коробки», «жёсткости», «окантовки» и «фланцы». При этом не принимается во внимание геометрическая форма в плане, но которая сильно сказывается на трудоёмкости штамповки.

Вторая группа делится на «днища» и «обшивки», «обтекатели», «полупатрубки» и «гофры». Для днищ и обшивок форма полости в плане подразумевает в виде круга или эллипса с малой разницей в длине осей. «Полупатрубки» могут иметь самую разнообразную форму в плане, неплоский фланец и почти округлое сечение.

Влияние фактора формы полости детали в плане на сложность и трудоёмкость штамповки достаточно сложно оценить каким-либо функционально-объективным показателем. Во многом это объясняется отсутствием теоретических или других зависимостей, описывающих деформирование участков поверхностей с разнозначной кривизной, что может приводить к потере устойчивости формы заготовки или участков, на которых затруднено пластическое течение материала заготовки в силу определённой геометрии таких участков. Это приводит к необходимости использования экспертной оценки. На основании опыта можно предположить такую последовательность форм в плане полостей дета-

лей, получаемой штамповкой-вытяжкой, учитывающей сложность деформирования заготовки (рис.1). В этом ряду наиболее просто деформирование круглых в плане днищ, для которых параметры напряжённо-деформированного состояния равномерно распределены вдоль периметра полости. Несколько более сложна штамповка многоугольных днищ, причём с увеличением количества углов процесс вытяжки упрощается. Далее в такой последовательности идут: квадрат, треугольник, полости с выпукло-вогнутой линией периметра и детали с полостями сложной формы и неплоскими фланцами.

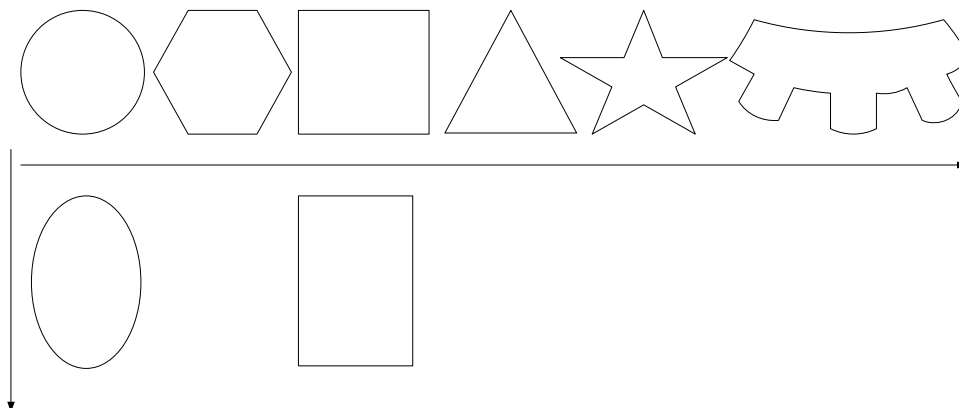


Рис. 1. Влияние формы полости в плане на сложность процесса деформирования при штамповке-вытяжке листовой детали. Цифрами показаны значения соотношения площадей фигуры и вписанной окружности

Некоторое изменение соотношения взаимно-перпендикулярных диаметров у круга обуславливает расположение в этой последовательности эллиптических форм, изготовление которых усложняется по мере увеличения отношения полуосей этой фигуры. Аналогично в схеме можно расположить детали с прямоугольной формой плоскости.

Количественно оценить сложность деформирования форм деталей, возможно, применяя широко используемый в таксономии метод приведенных окружностей (эквивалентных площадей). Согласно ему количественным показателем формы является соотношение площади фигуры к площади вписанной окружности:

$$K_{\phi} = \frac{S_0 + S_1 + S_2 + S_3}{S_0} \quad (2)$$

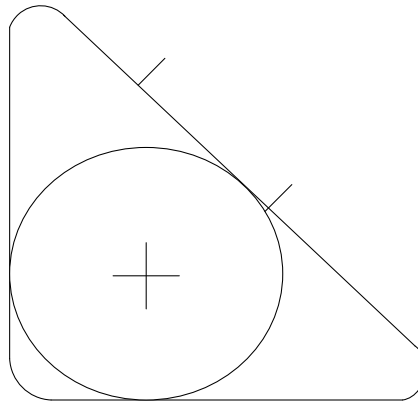
Теоретически для наиболее широко используемых форм деталей значение этого коэффициента равно: шестиугольник – 1,10; квадрат – 1,27; равносторонний треугольник -1,66; равнобедренный прямоугольник – 1,88; эллипс с соотношением осей $b=2a-2,0$.

При использовании такого коэффициента учитывается и определённый физический смысл. Например, из теории листовой штамповки известно, что условия формообразования тупого угла значительно проще, чем более острого. Или неравномерная кривизна контура эллипса затрудняет течение металла на участках с её большим значением.

Треугольная

1,66 - 1,88

> 1,3



S₂

Рис. 2. Обозначение составляющих площадей

Использование двухосевой шкалы позволяет количественно оценивать формы деталей, имеющих сочетание разных элементов.

Влияние величин сопряжения бортов между собой и стенок с бортами на соответствующий частный показатель технологичности предлагается оценивать по сложности и количеству необходимых технологических приёмов, используемых при штамповке коробчатых деталей [6] (рис. 3).

Количественным показателем сложности формообразования трёхгранного угла в этом случае служит местный коэффициент вытяжки. Условность цифр деления шкалы обуславливается разной стоимостью и трудоёмкостью технологических приёмов, используемых при разных методах штамповки эластичной и жидкой средами. Ближайшей задачей является сбор и обобщение статистического материала, относящегося к таким процессам.

Влияние глубины детали на затрагиваемую для штамповки энергию, а, следовательно, на показатель технологичности по фактору потребной энергии оценивается в работе [7]. Там сделан вывод о том, что частный показатель технологичности по потребной энергии для основных штампуемых форм деталей $\Pi_{\text{гл}}^{\text{тех}}$ увеличивается пропорционально второй степени глубины детали H .

S₃

А с учётом стоимости изготовления оснастки он записывается в виде функции:

$$\Pi_{\text{гл}}^{\text{техн}} = f_1(H^2) + f_2(H^{2,5...4}). \quad (3)$$

Такая функция достаточно резко возрастает с увеличением параметра H , что позволяет сделать вывод о преобладающем влиянии фактора глубины детали на показатель её технологичности.

Для сравнения рассмотрим техпроцессы штамповки трёх типов крупногабаритных деталей, а именно:

- круглого в плане сферообразного днища $\varnothing 1000\text{мм}$ и глубиной 300мм из стали 08кп толщиной $1,0\text{мм}$;
- квадратной коробчатой детали с габаритными размерами $1000 \times 1000\text{мм}$ и глубиной 100мм с плановыми радиусами сопряжения бортов между собой и стенкой равными 100мм из того же материала и толщины;
- сложного по форме полупатрубка с неплоским фланцем и генеральной формой двойной кривизны с габаритными размерами $1000 \times 1000\text{мм}$ и максимальной глубиной 100мм из этого же материала и толщины.

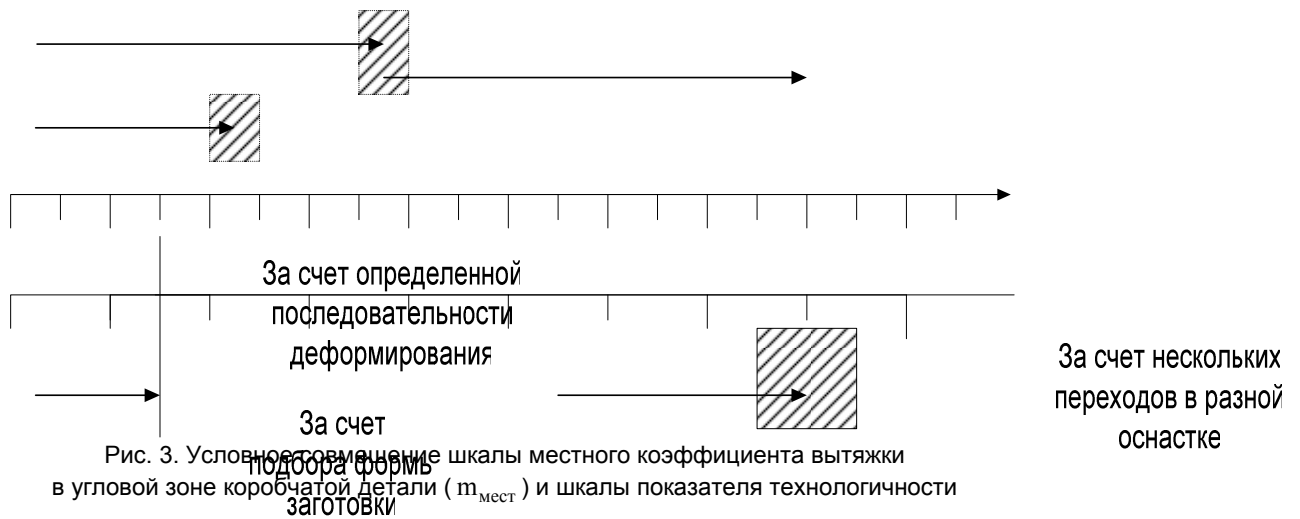


Рис. 3. Условное размещение шкалы местного коэффициента вытяжки в угловой зоне коробчатой детали ($m_{мест}$) и шкалы показателя технологичности по форме угла $K_{ЛЭ}^{техн}$ (цифры шкалы условные)

Такие детали в мелкосерийном производстве можно изготавливать по трём вариантам техпроцессов:

- тип А – штамповка детали на механическом прессе снабжённом гидро- или пневмоподушкой с использованием оснастки, состоящей из пуансона и матрицы;
- тип Б – изготовление на гидропрессах штамповки эластичной или жидкой сферой (прессы типа QRD или ПШР);
- тип В – последовательной локальной штамповкой на многоконтурных электрогидравлических прессах.

Технико-экономические расчёты трудозатрат выполнялись на основе математических моделей процессов и технико-экономических данных, приведенных в работах [8 – 11], опытных данных Национального аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского «ХАИ» (Харьков) и личного опыта авторов.

Структура прямых и эквивалентных трудозатрат по рассматриваемым вариантам и соотношения между ними приведены в таблице.

При этом расчёте принимались следующие условные данные:

- стоимость одного нормо-часа 15 грн/н-ч (3 у.е./н-ч);
- стоимость металла для изготовления оснастки 4 грн/кг (0,8 у.е./кг);
- стоимость электроэнергии 0,32 грн/кВт-ч (0,69 у.е./кВт-ч).

В результате сопоставления трудозатрат при штамповке крупногабаритных листовых деталей по разным вариантам технологического процесса можно установить следующее:

- по мере усложнения генеральной формы детали от круглого в плане сферического днища до неглубоких коробчатых деталей и до полупатрубок сложной формы суммарные трудозатраты при их изготовлении относятся как 1,0:1,29:2,11. Первое соотношение по значениям достаточно близко к соотношению, полученному методом приведенных окружностей (значение 1,0:1,27).

Второе соотношение представляется вполне реальным в силу сложности процессов изготовления оснастки и самой штамповки полупатрубок сложной формы. Т.е. приведенное соотношение позволяет приблизиться к обоснованию вида шкалы и цены её деления квалиметрического показателя технологичности формы;

Структура трудозатрат (прямых и эквивалентных) при штамповке крупногабаритных листовых деталей по разным вариантам техпроцесса и соотношения между ними, час

Характер работ	Тип деталей											
	Сферические днища				Неглубокие прямоугольные коробки				Полупатрубки сложной формы			
	А	Б	В	Соотношение (среднее)	А	Б	В	Соотношение (среднее)	А	Б	В	Соотношение (среднее)
1 Трудоемкость штамповки, Тшт.	0,56	1,01	1,04	2,25	0,38	0,80	1,26	2,80	0,89	1,31	1,52	3,65
2 Эквивалентная трудоемкость изготовления оснастки на деталь (партия 3000 шт.)	0,53	0,31	0,32	1,0	0,46	0,20	0,21	1,0	0,6	0,2	0,21	1,0
3 Эквивалентная стоимость оборудования на деталь за 8 лет, час.	0,8	1,32	1,24	2,9	0,97	3,43	1,58	6,87	2,29	8,0	2,34	11,8
4 Эквивалентная стоимость энергии для штамповки, час.	0,62	1,95	0,85	2,95	0,78	2,5	1,09	5,02	0,78	2,5	1,09	4,28
ИТОГО, час.	2,51	4,59	3,45		2,59	6,93	4,14		4,56	12,01	5,76	
Соотношение по вариантам техпроцесса	1,0	1,83	1,37		1,0	2,7	1,61		1,0	2,63	1,26	
Соотношение по типам деталей (среднее)	1,0				1,29				2,11			

- сравнение соотношений статей трудозатрат показывает их минимальное значение для статьи удельной (на деталь) трудоёмкости изготовления оснастки и максимальное — соответственно для стоимости оборудования, причём для всех вариантов техпроцессов. Это позволяет сделать вывод о том, что для повышения показателя технологичности можно допускать некоторое усложнение оснастки с целью снижения трудозатрат при штамповке или появления возможности использования более дешёвого оборудования;

- сравнение трудозатрат по вариантам техпроцесса (среднее значение соотношения А:Б:В равно 1,0:2,39:1,41) показывает, что наиболее трудозатратной является штамповка эластичной средой на гидропрессах, но она отличается вы-

сокой надёжностью и производственной культурой. Указанное соотношение можно использовать для определения размерности школы квалиметрического показателя технологичности схемы штамповки;

- весомость квалиметрических показателей технологичности, характеризующие точность поверхностей детали, реализующуюся разнотолщинность (как проявление технологической наследственности), , во многих случаях материал детали и коэффициент его использования меньше, чем, например, весомость квалиметрического показателя генеральной формы, так как они проявляются через удельную трудоёмкость изготовления оснастки, которая минимальна в указанном соотношении.

Вывод. В результате проведенного анализа установлена возможность количественного учёта ряда факторов, влияющих на квалиметрический показатель технологичности. В данном случае к ним относятся:

- соответствие габаритных размеров листоштампованной детали технологическим возможностям оборудования;

- генеральная форма детали; форма, размеры и месторасположения локальных элементов;

- глубина детали;

- размеры сочленения бортов между собой и стенкой детали;

- схема штамповки.

Более подробный учёт факторов, влияющих на технологичность детали, изготавливаемой листовой штамповкой позволяет более объективно определить квалиметрический показатель технологичности.

В работе не полностью установлено масштабирование шкал рассмотренных показателей, их взаимное соотношение. Это и влияние других факторов будет рассмотрено в следующих работах.

Литература

1. Гличев А.В. Основы управления качеством продукции. – М.: АМИ, 1998. – 356 с.
2. Кононенко В.Г., Кушнарченко С.Г., Прямин М.А. Оценка технологичности и унификации машин. – М.: Машиностроение, 1986. – 160 с.
3. Амиров Ю.Д. Научно-техническая подготовка производства. -М.: Экономика, 1989. – 230 с.
4. Минько Э.В., Кричевский М.Л. Качество и конкурентоспособность. – СПб. Питер, 2004. – 268 с.
5. ОСТ 1.41803-78 Штамповка электрогидроимпульсная листовых деталей на прессах ПЭГ. Типовые технологические процессы. – М.: НИАТ, 1980.
6. Тараненко М.Е. Интенсификация процесса ЭГ-штамповки листовых коробчатых деталей. – М.: Кузнечно-штамповочное производство. 2001, №9. с.19-23.
7. Тараненко М.Е., Ревенко А.С. Квалиметрический показатель технологичности крупногабаритных листоштампованных деталей. – М.: Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2007, №4. С. 32-36.
8. Войтків С.В. Уніфікація технологічної оснастки при штамповці автобусних кузовів. Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету №4/2004 (27), Кременчук, 2004. - С. 87-90.
9. Общемашиностроительные типовые нормы времени на изготовление штампов холодной штамповки. М.: НИИ Труда, 1971. – 256 с.
10. Нормативы времени на раскройные, штамповочные и доводочные работы при изготовлении деталей из листовых материалов для серийного производства. М.: НИАТ, 1974. – 194 с.
11. Ковалёв А.П., Курова Е.В. Математические модели для массовой оценки рыночной стоимости кузнечно-прессовых машин. М.: Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2003, №8. - С. 34-41

**АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ МИКРОКЛИМАТА РАБОЧИХ МЕСТ
НА ПРОМЫШЛЕННОМ ТРАНСПОРТЕ**

Рассматриваются вопросы улучшения условий труда и оптимизация параметров микроклимата на рабочих местах работников служб эксплуатации промышленного железнодорожного транспорта. Ист. 7.

Анализ состояния вопроса. Окружающее пространство на рабочих местах по условиям микроклимата характеризуется воздушной средой, представляющей собой естественную многообразную смесь, от состава которой зависит работоспособность человека труда. Поэтому состояние окружающей среды должно поддерживаться в оптимальных величинах и допустимых пределах.

Физическое состояние воздушной среды определяется сочетанием следующих основных факторов: температуры, влажности, скорости движения и давления воздуха.

Состояние среды в условиях производства и на транспорте имеют значительные колебания, однако температура тела человека остается, как правило, постоянной, на уровне 36,6°C, за счет терморегуляции человеческого организма, двух процессов внутреннего производства тепла в теле и внешнего теплообмена с окружающей средой [4,5].

Постановка задачи. На промышленном железнодорожном транспорте рабочие места организуются в различных условиях, зависящих от занимаемой должности, места расположения помещения, отрасли промышленности, поэтому одной из важных задач, которые требуется решать в условиях производства – обеспечение нормальных условий труда по микроклимату работникам транспортных служб предприятия.

Условия труда на постоянных рабочих местах должны обеспечивать нормальную работоспособность в течение всей рабочей смены, которая на промышленном транспорте в службах эксплуатации и управления составляет 12 часов. Работники службы пути, составители, вагонники, приемо-сдатчик и работают на открытом воздухе, что требует в холодный период применения теплой одежды, а это затрудняет восприятие окружающей обстановки, в том числе восприятие звуковых сигналов.

Материалы и результаты исследований. Для нормализации условий труда по микроклимату необходимо учитывать особенности взаимодействия человеческого организма по терморегуляции и производству тепла. В организме человека имеется определенный запас тепла, зависящий от индивидуальных особенностей человека. Тепловой обмен человека с окружающей его средой можно выразить следующим уравнением:

$$Q_3 + Q_B = Q_K + Q_L + Q_T + Q_I + Q_D,$$

где Q_3 – запас тепла в организме работающего ккал/час; Q_B – выработанное количество тепла в организме; Q_K – теплоотдача организма через конвекцию в окружающее пространство; Q_L – лучистый теплообмен с окружающим пространством; Q_T – теплопередача через поверхности контакта человека (сиденье, пол, инструмент); Q_I – испарение влаги кожей человека; Q_D – нагрев вдыхаемого воздуха органами дыхания.

Терморегуляция в организме человека зависит от тяжести физического труда метеоусловий, времени года, места работы и поддерживает тепловой баланс при температуре окружающей среды от 14°C до 23°C.

При анализе условий микроклимата по условиям оптимизации температурного режима и влажности воздуха на рабочих местах необходимо учитывать

особенности зимнего и летнего периода, когда температура выходит за пределы оптимальных норм 15-28°C летом и 13-25°C – зимой при влажности 40-60% [1,2].

Анализ микроклиматических параметров в реальных условиях показал, что в холодный период в помещении происходит снижение влажности до 20% и ниже из-за подачи сухого перегретого воздуха от отопительных систем, особенно при индивидуальном обогреве тепловентиляторами.

В летний период происходит накопление тепла за счет прямых солнечных лучей в помещениях дежурных по станциям, диспетчерских и операторов грузовых пунктов, которые располагаются, как правило, на вторых этажах за габаритами подвижного состава, для улучшения обзора вагонов и видимости за ситуацией на станционных путях. Максимальная температура в солнечные дни июля в этих помещениях наблюдаются в период с 12 до 15 часов, достигая 30°C и более.

В зимний период при постоянном включении калориферов также отмечается быстрый перегрев воздуха до 35°C. Это, с одной стороны, позволяет восстановить тепловой баланс организма для работников, находящихся на территории предприятия, однако при выходе на ж.д. пути может произойти резкое переохлаждение, что также нежелательно, так как могут возникать простудные заболевания.

Анализ причин, которые вызывают отклонение параметров микроклимата, отрицательно воздействующих на работников ж.д. цехов предприятий, связан с односторонним действием среды и физических нагрузок.

Летом при высоких температурах и большой солнечной радиации система терморегуляции может стать неработоспособной, и у человека появляется слабость, головокружение, нарушение дыхания. В зимний период возникает опасность переохлаждения и даже обморожения пальцев рук, ног, лица из-за продуваемости одежды и уноса тепла от тела человека.

Выводы. Для обеспечения оптимальных условий труда работников служб эксплуатации ж.д. цехов предприятий следует использовать средства нормализации воздушной среды в виде устройств вентиляционных систем с очисткой воздуха, кондиционирования и отопления. Все эти средства должны проектироваться, изготавливаться и эксплуатироваться с соблюдением техники безопасности, производственной санитарии, эргономики и технической эстетики.

Для работников, выполняющих технологические операции на открытом воздухе, составителей поездов, приемо-сдатчиков, вагонников, для сохранения хорошего теплового самочувствия необходимо в зимний и летний периоды предусматривать организованные перерывы для обогрева и отдыха в специально отведенных помещениях дежурных по станциям, операторских конторах т.п.

Литература

1. ДСН 3.3.6.042-99 Санитарные нормы микроклимата в производственных помещениях. – Киев. 1999. – 12 с.
2. СНиП 2.04.05-91 Отопление, вентиляции и кондиционирование. – Киев. 1991. – 16 с.
3. Охрана труда на железнодорожном транспорте: Учебник для вузов: Под ред. Ю.Г.Сибарова. – М.: Транспорт, 1981. - 287 с.
4. Климов А.Е. Введение в психологию труда: Учебник для вузов. – М.: Культура и спорт, 1998. – 350 с.
5. Жидецкий В.И., Джигирей В.С., Мельников А.В. Основы охраны труда. Учебник. – Львов: Афиша, 2000. – 351 с.
6. Лощинин А.В. и др. Охрана труда на ж.д. транспорте. - М.: Транспорт, 1977 – 448 с.
7. Котренко Л.А., Кіт Ю.В., Піскун І.П. Охорона праці: Навч. посібник, - Суми, 2007. – 495 с.

В.И.Бидаш, Л.И.Сеногонова

**О ТРЕЩИНАХ ВДОЛЬ НАПРАВЛЕНИЯ ВЫТЯЖКИ
ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ИЗДЕЛИЙ ИЗ СТАЛИ 18ЮА**

Показаны причины приводящие к образованию продольных трещин на полуфабрикатах и в готовых изделиях при испытаниях, роль структуры и свойств исходного проката стали 18 ЮА, а также технологических режимов промежуточных рекристаллизационных отжигов. Рис. 1, табл. 2, ист. 1

При использовании холоднокатаных полос низкоуглеродистой стали 18ЮА, толщиной $3,2 \pm 0,1$ мм в массовом производстве цилиндрических изделий специального назначения, для глубокой вытяжки с промежуточными рекристаллизационными отжигами, систематическим дефектом, выявляемым технологическим контролем и при контрольных служебных испытаниях, является сквозная трещина различной длины вдоль цилиндрической стенки.

Наличие продольных трещин на полуфабрикатах и образование их в готовых изделиях при испытаниях недопустимо, так как приводит к отказам в работе и к забракованию сформированных партий изделий.

Количество готовых изделий, выделенных при 100 % визуальном осмотре, колеблется в пределах 0,001–0,1 % от общего количества.

Для выяснения причин, приводящих к образованию трещин, к снижению вытяжных и прочностных характеристик низкоуглеродистой стали 18 ЮА, из производственного потока на протяжении длительного времени делали выборки дефектных изделий для металловедческих исследований.

Изделия подвергали внешнему осмотру на стереоскопическом микроскопе, замерам твердости по методу Виккерса на приборе ХПО-250, разрезами вдоль трещин, приготавливали металлографические шлифы и проводили исследования микроструктуры в различных зонах. Общее количество исследованных изделий с трещинами составило 7,0 тыс. штук.

Исследование строения изломов поверхности трещин указывает на их связь со структурой и вытяжными свойствами металла. Известно, что прочностные и пластические характеристики металла предопределяются его микроструктурой: для стали 18 ЮА – это форма и распределение по сечению перлитного цементита, вид, форма и количество неметаллических включений, размер и степень деформированности ферритного зерна.

Микроструктуру металла изделий исследовали на шлифах, приготовленных таким образом, что на металлографическом микроскопе просматривали два продольных сечения стенок цилиндра: одно непосредственно прилегающее к зоне трещины (шлиф приготовлен по поверхности излома), другое — диаметрально противоположащее трещине.

Результаты исследований микроструктуры по строению перлитного цементита и ферритового зерна представлены в табл. 1 и 2.

Из табл. 1 видно, что строение перлитного цементита в зонах, подвергнутых отжигу, в разных сечениях неравномерно: у большего количества изделий (52,2 % от выборки) в диаметрально противоположащих сечениях форма частиц перлитного цементита неодинакова. В сечении, прилегающем к трещине, цементит имеет зернистое (глобулярное) строение, соответствующее стандартной шкале ГОСТ 806-78, типу 2а-4а; в противоположащем – среднедифференцированное пластинчатое (сорбитообразное) в виде полос, ориентированных в направлении текстуры деформации металла и часто с наличием в отдельных зонах не растворившегося при нагреве исходного зернистого.

Таблица 1

Результаты исследований микроструктуры по строению перлитного цемента

№ п/п	Строение перлитного цемента		Процент от общей массы выборки
	Сечение, прилегающее к трещине	Диаметрально-противоположное сечение	
1	Зернистое	Среднедифференцированные пластинчатые кристаллы с остатками зернистых	52,2
	Зернистое	Зернистое	40,9
3	Среднедифференцированные кристаллы с остатками зернистых	Среднедифференцированные кристаллы с остатками зернистых	6,9

Таблица 2

Результаты исследований ферритового зерна

№ п/п	Форма ферритного зерна	Процент от общей массы выборки
1	Рекристаллизованное, равноосное, балла 9-11, ГОСТ 5639-65	52,4
2	Деформированное, не рекристаллизованное	39,3
3	Частично рекристаллизованное (неполный рекристаллизационный отжиг)	9,3

Полосы среднедифференцированного пластичного перлита располагаются, как правило, вокруг вытянутых неметаллических серых включений, либо вокруг их нерастворившихся остатков в матрице металла при отжиге заготовок (рис. 1, а, б, в).

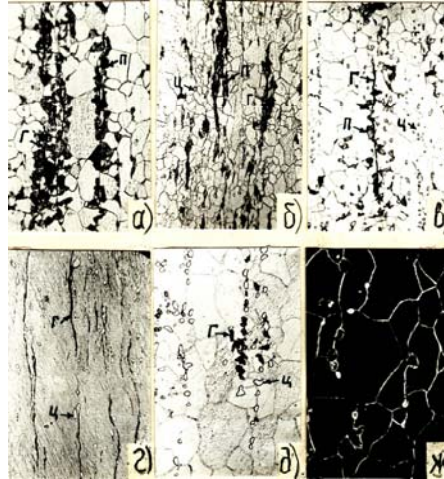


Рис. 1. Структура стали 18ЮА в полуфабрикатах и изделиях с трещинами:
Г - графит; П - среднедифференцированный перлит; Ц - глобулярный цементит

На готовых изделиях в зонах, прилегающих к трещинам, наблюдается повышенное количество сильно вытянутых неметаллических включений серого цвета (рис. 1, г).

В донной части цилиндрического стакана, где практически сохраняется толщина и микроструктура исходного проката, видно, что эти включения серого цвета имеют округлую форму и располагаются по границам первичного аустенитного зерна (проката стали 18 ЮА), а также на стыках зерен феррита (рис. 1, д, ж).

Перлитный цементит в дефектных изделиях неоднороден как по размерам, так и объемному распределению: у наружной поверхности он мелкозернистый типа 2а-3а шкалы ГОСТ 806-78, в середине – типа 4а, крупный и редко распределенный по объему. Здесь же располагаются неметаллические включения серого цвета, по форме напоминающие кристаллы глобулярного цементита.

Исследование этих включений в работе [1] показало, что они представляют собой выделения свободного углерода. Это же подтверждается их быстрым растворением при нагреве металла до температур выше $\alpha \rightarrow \gamma$ превращения.

Из табл. 3 видно, что часть изделий с трещинами (48,6 %) имеют деформированное ферритное зерно, не рекристаллизованное, или частично рекристаллизованное в зонах, подвергнутых индукционному отжигу, а, следовательно и высокую твердость, выше рекомендованной технологической документацией (175÷225 HV5).

Изучение изменений микроструктуры металла в полуфабрикатах по технологическим переходам показало, что строение перлитного цементита в готовом изделии зависит от температурно-временных условий индукционного отжига полуфабрикатов.

Контактное измерение температур нагрева металла в электромагнитном поле индуктора с записью термограмм показало, что при подаче на индуктор технологической силы тока 400-500 ампер, температура в зоне максимального разогрева металла (серединная зона полуфабриката) колеблется в пределах 740-780⁰С. В этом температурном интервале в стали 18 ЮА идет не рекристаллизация, а частичная или полная перекристаллизация с растворением высокоуглеродистых фаз и формированием нового, более мелкого аустенитного зерна с большим содержанием углерода, из которого при охлаждении формируется перлит со среднедифференцированными пластинчатыми кристаллами цементита.

Следовательно, зональное строение перлитного цементита в готовых изделиях, имеющих трещины, появление в структуре металла колоний среднедифференцированного цементита пластинчатой формы, обусловлено режимами индукционного отжига полуфабрикатов. Этому же способствует неоднородная микроструктура по размерам и объемному содержанию перлитного цементита по толщине исходного проката стали 18ЮА, а также наличие выделений свободной высокоуглеродистой фазы.

При индукционном нагреве деформированного металла до температур 740-780⁰С идет аустенитизация с одновременным диффузионным полным или частичным растворением высокоуглеродистых фаз.

В объемах металла, прилегающего к включениям свободного углерода, аустенитизация идет с насыщением аустенита углеродом, за счет полного или частичного растворения включений и с частичным залечиванием графитных пор (рис. 1, а, б).

В зонах полуфабриката, где при высокочастотном индукционном отжиге температура прогрева металла не превышает критической, идет только рекристаллизация деформированных ферритных зерен. Диффузионные процессы, приводящие к растворению высокоуглеродистых фаз, не развиваются, графит,

заполняющий сильно вытянутые поры, не растворяется, поры не залечиваются и являются концентраторами напряжений.

Вывод. Таким образом, к формированию трещин при деформациях металла и при испытаниях служебных свойств готовых изделий, к снижению ресурса пластичности приводят: изменение строения кристаллов цементита, появление полосчатого расположения зерен среднедифференцированного перлита, наличие в исходном металле включений графита, превращающихся в процессе глубокой вытяжки в острые концентраторы напряжений.

Литература

1. Бидаш В.И., Сеногонова Л.И. Структурные аномалии в низкоуглеродистой холоднокатаной стали // Вісн. Східноукр. нац. ун-ту. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С. 89-93.

УДК 621.762

О.А.Ткачук

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ОБЪЁМНОЙ ШТАМПОВКИ С ПОМОЩЬЮ ПРОГРАММЫ QFORM3D

В работе рассмотрены преимущества использования программы QFORM при разработке деталей, получаемых различными видами объёмной штамповки. Предложен анализ моделирования технологического процесса детали «Фланец». Рис. 6, ист. 3.

Программа QFORM [1] представляет собой универсальный инструмент для моделирования нестационарных технологических процессов объёмного формоизменения металлов в горячем, холодном и теплом состоянии. При этом металл может быть как в компактном, так и пористом состоянии (металлические порошки).

QFORM позволяет моделировать процессы объёмной штамповки (открытой и закрытой), свободнойковки, прессования, гибки, электровысадки. Кроме этого программа моделирует промежуточные операции и процессы, естественным образом входящие в технологическую цепочку, такие как охлаждение заготовки на воздухе и в инструменте, пробивка отверстия и обрезка облоя, кантовка заготовки и ее позиционирование под действием силы тяжести.

Наиболее полно QFORM позволяет использовать преимущества горячей объёмной штамповки, такие как высокая производительность, получение деталей сложной формы с малыми допусками и высокое качество изделий [2]. Программа позволяет моделировать течение металлов в сложных штампах и предсказывать возможные дефекты (незаполнение, складки, прострелы). Моделируется распределение температуры, деформаций, напряжений в поковке и инструменте, а также форма волокон в поковке, что чрезвычайно важно для контроля качества. Анализ усилия штамповки и затрат энергии позволяет осуществить подбор оптимального оборудования. Имея такой совершенный расчетный инструмент, как QFORM, технолог может оптимизировать процесс, добиваясь отсутствия дефектов, снижения расхода металла и повышения производительности.

Холодная штамповка позволяет получать изделия высокой точности, с качеством поверхности, не требующего дополнительной механической обработки [2]. При этом возникают ограничения, связанные с более высокими усилиями

деформирования и стойкостью инструмента. Применение QFORM позволяет оптимизировать течение металла с точки зрения снижения усилия и полного использования ресурса пластичности. Уникальной является возможность расчета составного инструмента, реализованная в QFORM и позволяющая оптимизировать составные предварительно напряженные штампы с твердосплавными вставками и бандажными кольцами.

Для производства поковок сложной формы в качестве заготовительной операции используют вальцовку. В процессе вальцовки профилированными вальцами (вальцами) за один или несколько проходов формируется профилированная заготовка. В программе QFORM налажен прямой интерфейс с системой VeraCad (<http://www.eratz.de>), специализирующейся на проектировании технологии вальцовки и рабочего инструмента для ковочных вальцов.

Целью проводимых исследований является демонстрация возможности моделирования в программе QFORM: проанализировать контроль заполнения гравюры штампа, контроль макроструктуры поковки, просмотр полей температуры и сопротивления деформации, оценка износа штампа.

Рассмотрим возможности программы на примере моделирования технологического процесса горячей объёмной штамповки для изготовления детали «Фланец» (рис. 1, а).

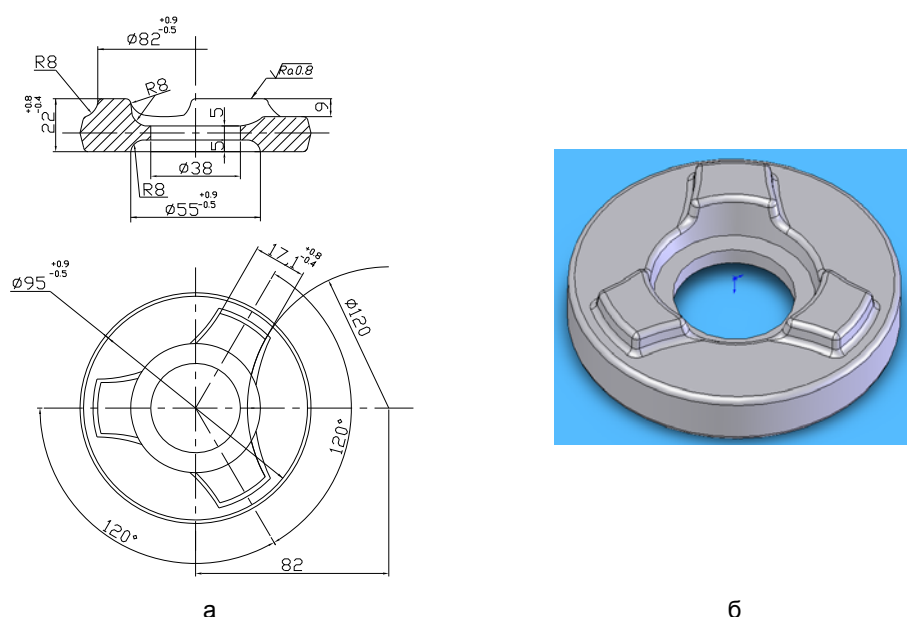


Рис.1. Деталь «Фланец»: а – чертёж детали, б - модель детали в Solid Works

Штамповка поковки осуществляется на КГШП 16МН в два перехода.

Первый переход осадочный в заготовительном ручье. Второй переход в окончательном штамповочном ручье.

Заготовкой для поковки является цилиндр (12Х18Н10Т) диаметром $D=50\text{мм}$, высотой $H=80\text{мм}$.

Массовые и геометрические параметры: плотность = $7850\text{ кг/м}^3 = 0.00785\text{г/мм}^3$, масса = 1011 г , объем = 128871 мм^3 , материал - сталь 12Х18Н10Т.

Для моделирования процессов штамповки в программе QFORM3D необходимо задать геометрию инструментов и заготовки (рис.1, б). Трёхмерная геометрия создаётся в программе Solid Works [1]. Трёхмерные модели верхнего и нижнего инструментов для штамповки детали – «фланец» приведены на рис.2.

Далее задаются параметры технологического процесса [2, 3]: оборудование: КГШП 16МН, материал заготовки: 12Х18Н10Т, температура заготовки: 1200С, материал инструмента: 5ХНМ, температура инструмента: 300С.

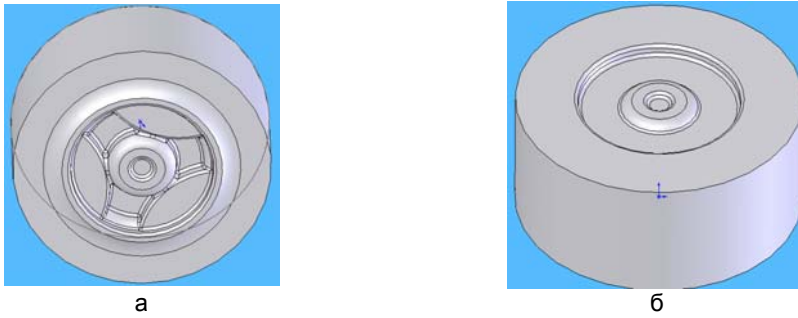


Рис.2. Вид геометрии верхнего - а и нижнего -б инструмента в Solid Works

Высота между инструментами в конце штамповки (высота обля $h=3,5$ мм).

После ввода всех этих параметров всё готово к началу расчёта.

Моделирование позволяет контролировать и оценивать такие показатели:

1. Контроль заполнения гравюры штампа (рис. 3).



Рис.4. Модель заполнения гравюры штампа

Моделирование позволяет проанализировать течение металла в инструменте. Моделирование даёт возможность проверить заполнение гравюры штампа при варьировании параметров технологического процесса и выбрать оптимальный.

2. Контроль макроструктуры (проверка наличия дефектов).

Позволяет оценивать внутреннее течение слоёв металла по лагранжевым линиям во всех направлениях (рис.4). Анализ макроструктуры даёт возможность предвидеть образование дефектов, возникающих в поковке во время штамповки.



Рис.4. Оценка внутреннего течения металла

3. Просмотр полей температуры и сопротивления деформации.

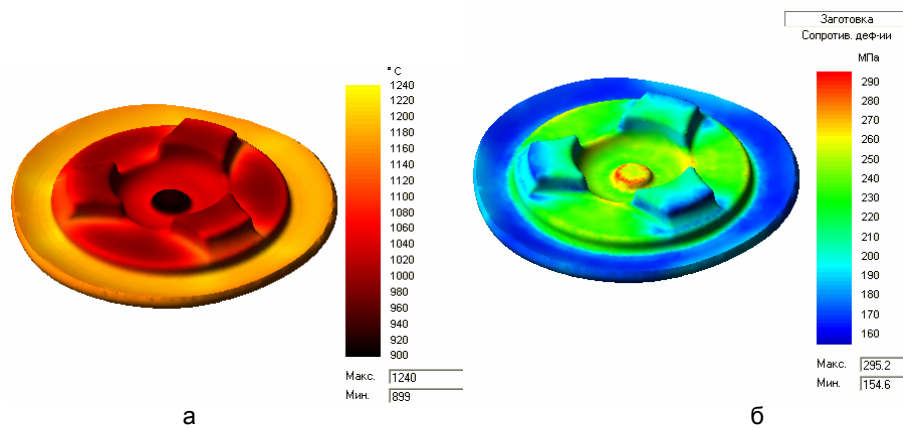


Рис.5. Поля температуры поковки - а и сопротивления деформации - б

Qform3D позволяет контролировать изменение температуры поковки (рис. 5, а) в процессе штамповки, тем самым определяя степень охлаждения поковки во времени. Это позволяет выбрать наиболее оптимальный режим нагрева заготовки перед штамповкой для обеспечения наилучшего течения металла в инструменте.

Анализ поля сопротивления деформации (рис. 5, б) позволяет определить наиболее труднозаполняемые участки в ручье инструмента, определить наиболее нагруженные части инструмента, что даст возможность предупредить его ранний износ, а также предупредить незаполнение или дефекты в самой поковке.

4. Оценка износа штампа.

Контроль износа инструмента позволяет на стадии проектирования определить лучший технологический процесс по отношению к стойкости инструмента. Оценить целесообразность использования того или иного варианта технологического процесса.

Все вышеперечисленные показатели дают большой объем данных о технологическом процессе, позволяя оптимизировать его без выполнения пробной штамповки и доводки штампов.

На основе моделирования выявлена возможность оптимизации технологического процесса за счет уменьшения объема заготовки (рис. 6).

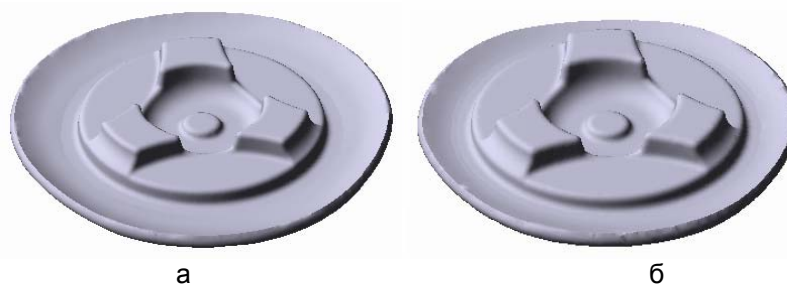


Рис. 6. Вид поковки с облоем для исходного техпроцесса – а и для оптимального техпроцесса – б

Вывод. Моделирование в QFORM позволило разработать технологический процесс штамповки с более рациональным использованием металла. Использование этой системы моделирования на этапе разработки нового или мо-

дернизации существующего техпроцесса, позволяет обоснованно оптимизировать технологию, добиться экономии материала, увеличения срока службы штампов. На основе исследования макроструктуры можно сделать выводы о наличии или отсутствии дефектов, определить оптимальность расположения волокон, тем самым обеспечить высокое качество и конкурентоспособность поковок, штампуемых по изучаемой технологии.

Литература

1. Сайт QuantorSoft: <http://www.qform3d.com>.
2. Семенов Е. И. Ковка и штамповка. Справочник. М.: Машиностроение, 1985 г. Т.1, Т.2.
3. Бабенко С.А., Бойцов В.В., Волик Ю.П. Объемная штамповка: Атлас схем и типовых конструкций штампов. М.: Машиностроение, 1982.

УДК 621.865.8

С.С.Гутиря, В.П.Яглінський, О.П.Карпов

МЕТОДОЛОГІЯ ПІДВИЩЕННЯ ТЕХНІЧНОГО РІВНЯ ПРОМИСЛОВИХ РОБОТІВ І ПЛАТФОРМ

Запропоновано системну методологію оцінки і управління технічним рівнем промислових роботів послідовної і паралельної структури на базі побудованої інформаційної моделі з необхідними і достатніми взаємозв'язками усіх компонентів. Розроблено методику визначення системного показника технічного рівня аналогічних конструкцій. Рис. 5, табл. 2, дж. 7.

Пошук оптимального рішення при проектуванні складних технічних систем, до яких відносяться сучасні промислові роботи (ПР), складається з двох етапів: пошуку границь області існування показників якості готового виробу та пошуку у цій області кращого набору значень цих показників, що потребує рішення задачі багатокритеріальної оптимізації. Конструювання ПР із локально оптимізованих модулів – підсистем не гарантує створення оптимальної технічної системи, а в деяких випадках навіть спричиняє її непрацездатність. Отже, в основу створення ПР має бути покладено принцип цілісності, який вимагає розгляду об'єкту проектування як єдиного цілого, що складається з структурних частин, пов'язаних між собою певними відношеннями. Більша частина службових властивостей ПР мають бути досліджені, а відповідні їхні складові – модулі раціонально запроєктовані лише за наявності єдиної інформаційної моделі.

Процес створення одного варіанту конструкції ПР можна уявити у виді вектора стану. Для множини варіантів, що аналізуються, набір відповідних векторів стану утворює багатомірний фазовий простір проектних станів. При цьому кожний вектор у вказаному просторі безперервно змінюється – еволюціонує. Якщо фазовий простір перетнути гіперповерхнями граничних станів, то утворюється простір варіантів раціональних параметрів ПР, обмежений умовами, що накладені на модель конкретної конструкції. Сталість у часі певного варіанта конструкції вважаємо забезпеченою, якщо вектор стану в процесі еволюції не перетинає границь, що сформовані гіперповерхнями.

В сучасних умовах комп'ютеризації моделювання і проектування конструкцій ПР стає можливим розгляд потужної кінцевої множини варіантів, із якої необхідно вибрати декілька конкуруючих раціональних варіантів, що потребують порівняння і подальшого удосконалення для досягнення поставленої мети. У графічній інтерпретації модель багатомірного фазового простору проектних станів

складної технічної системи може уявляти собою сферу, призму, багатогранник, побудовані у координатах, що відповідають певним інтегральним параметрам системи (наприклад, масі, ККД, бистродії тощо). Для порівняння проектних варіантів використовують площу або об'єм, що відображають відповідний рівень ентропії системи, тобто кількість інформації, що не вистачає для її повного опису (оптимального створення) [1, 2]. У цьому сенсі ентропія S_i – геометрична міра нестійкості i -того варіанту конструкції системи, її зростання відповідає віддаленню від варіанту з найменшим рівнем ентропії. Очевидно, що для будь-якого не стохастичного алгоритму синтезу конструкції ПР усі відхилення вектора стану від оптимального положення спричиняються неоптимальним призначенням вихідних параметрів синтезу.

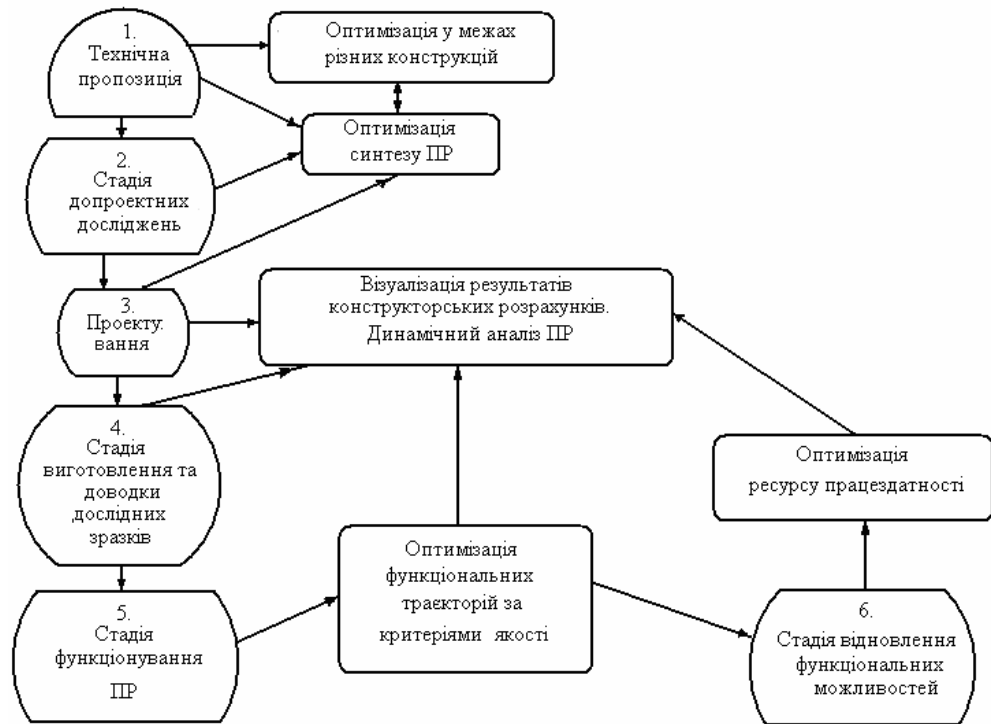


Рис. 1. Узагальнена схема управління якістю життєвого циклу ПР

Для числового відображення такого відхилення за кожним i -тим параметром використовують кількість інформації H_i

$$H_i = -\sum_{j=1}^d \Delta_j, \quad (1)$$

де $j = 1, 2 \dots d$ – число вихідних параметрів, що утворюють d -вимірний фазовий простір; Δ_j – сума відхилень усіх вихідних параметрів від їхніх оптимальних значень.

Процес пошуку раціональних варіантів є процесом колапсу простору станів системи. Для кожного вихідного параметру синтезу для значення Δ_j дорівнює відстані між двома точками, тобто довжині відповідного вектора. Якщо кожне сполучення вихідних даних для певного варіанту конструкції ПР подати у виді d -мірного вектора, то у відповідному просторі необхідно задати метрику

$c = c(V_1, V_2)$. В цьому випадку це число буде відповідати кількості інформації. Якщо досліджуваний d -вимірний простір задовольняє усім характеристикам багатовимірного Евклідового простору R^m , для якого норма d -компонентних векторів $\|V\| = \sqrt{\sum_{j=1}^d V_j^2}$, то відстань між цими векторами визначається так:

$$c(V_1, V_2) = \|V_1 - V_2\| = \sqrt{\sum_{j=1}^d (V_1 - V_2)^2}. \quad (2)$$

У відповідності з викладеним можна записати рівняння стану складної технічної системи – узагальнену умову її оптимізації

$$S_i \{V_1, V_2, \dots, V_d\} \rightarrow \min. \quad (3)$$

Очевидно, що кожне сполучення вихідних даних для певного варіанту конструкції ПР можна відобразити однією чи декількома точками у n -вимірному просторі встановлених показників якості, за якими замовник, проєктант і виробник оцінюють відповідність виробу своїм вимогам. Тобто, умова (3) має аналогічний запис у значно меншому за вимірами ($n \ll d$) просторі показників якості ПР

$$S_i \{q_1, q_2, \dots, q_n\} \rightarrow \min, \quad (4)$$

де $\{q_1, q_2, \dots, q_n\} \equiv \{Q\}$ – вектор одиничних нормованих показників якості.

Об'єктами дослідження вибрано ПР послідовної структури (рис. 2) і паралельної структури на базі платформи Гауфа-Стюарта (рис. 3).

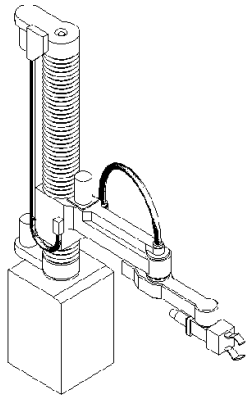


Рис. 2. ПР послідовної структури

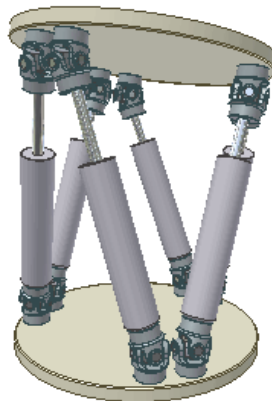


Рис. 3. ПР паралельної структури (платформа Гауфа-Стюарта)

Проведені на підприємствах японської промисловості дослідження [5] дозволили встановити основні вимоги споживачів до конструкції ПР, а також необхідну і достатню номенклатуру службових властивостей аналогічних конструкцій ПР (табл. 1). Відповідні групові показники відображено у виді вершин $q'_j, \forall j = \overline{1,6}$ графа (рис. 4), прообразами яких є одиничні показники якості, пов'язані нечіткою множиною відношень $\{q_i \leftrightarrow q_j\}$.

Характерні параметри якості діючих ПР та відповідні пріоритети експертів [5]

Параметр, характеристика	Дані обстеження			Пріоритети експертів	
	Число зразків	Відсоток вибірки	Діапазон визначення	Діапазон визначення	Відсоток вибірки
Робочий простір V_p , m^3	1	1,7	0,009	—	—
	9	15	0,01 ... 0,09	—	—
	22	36,6	0,1 ... 0,99	—	—
	27	45	1 ... 9,99	—	—
	1	1,7	10,0	—	—
Вертикальне розміщення h_B , см	—	—	—	< 50	32,9
	—	—	—	50 ... 100	34,1
	—	—	—	100 ... 200	15,9
	—	—	—	> 200	18,3
Горизонтальне розміщення h_r , см	—	—	—	< 50	18,3
	—	—	—	50 ... 100	39,0
	—	—	—	100 ... 200	23,2
	—	—	—	> 200	20,7
Кут повороту φ , град	—	—	—	< 90	13,4
	—	—	—	90 ... 180	45,1
	—	—	—	180 ... 240	35,4
	—	—	—	> 240	7,3
Швидкість лінійного переміщення V , м/с	23	26,1	0,10 ... 0,49	< 0,50	35,4
	45	51,1	0,50 ... 0,99	0,50	48,8
	20	22,8	1,00 ... 2,00	> 1,00	13,4
Кутова швидкість ω , c^{-1}	11	11,2	0,76	—	—
	13	13,3	0,78 ... 1,55	—	—
	51	52,1	1,57 ... 3,11	—	—
	23	23,4	3,13	—	—
Абсолютна похибка позиціонування Δ , мм	8	7,2	0,09	—	—
	19	17,1	0,1 ... 0,49	—	—
	25	22,6	0,5 ... 0,99	< 1	41,5
	48	43,2	1 ... 2,49	—	—
	7	6,3	2,5 ... 4,00	1 ... 5	51,2
Число циклів позиціонування $n_{\text{поз}}$	4	3,6	5,00	> 5,0	7,3
	—	—	—	< 100	51,2
Кількість ступенів рухомості N	—	—	—	> 100	48,8
	1	0,8	1	—	—
	13	10,8	2	< 3	13,4
	23	19,2	3	—	—
	43	35,8	4	3 ... 5	46,3
	24	20,5	5	—	—
	11	9,7	6	—	—
2	1,6	7	5 ... 7	26,8	
Вантажопідйомність m_B , кг	1	0,8	8	> 7	6,1
	16	12,3	0,99	—	—
	23	17,7	1 ... 4,99	< 5	39,0
	31	23,8	5 ... 14,99	—	—
	18	13,8	15 ... 29,99	5 ... 30	40,2
	21	16,2	30 ... 49,99	30 ... 100	26,8
21	16,2	50	> 100	7,3	

Виконано систематизацію і нормування показників якості відомих конструкцій ПР послідовної і паралельної структур (табл. 2). Конструктивні особливості роботів послідовної і паралельної структур досить різні (рис. 2, 3), але показники службових властивостей і критерії якості при синтезі можуть бути прийняті однаковими.

Систематизація і нормування показників якості ПР

Службова властивість ПР	Показник, розмірність	Діапазон $[y^-, y^+]$	Гradient функції корисності	Абсолютне/нормоване значення показника для моделі ПР		
				ПУМА-600 (1991 р.в.)	СКАРА (2002 р.в.)	Платформа
1	2	3	4	5	6	7
1. Надійність функціонування	1.1. Напрацювання до першої відмови t^d , годин	1000...5000	+	3500 / 0,75	4500 / 0,9	3800/0,81
2. Навантажувальна і енергетична досконалість	2.1. Відносна вантажопідйомність $\gamma_m = m_v/m_p$, (m_p – маса робота)	0,01...0,20	+	0,06 / 0,67	0,08 / 0,87	0,2 / 0,93
	2.2. Відносна енергомісткість $\gamma_n = m_v/N_d$, (N_d – сумарна потужність двигунів), кг/кВт	0,2 ... 1,0	+	0,7 / 0,75	0,9 / 0,93	0,9 / 0,92
3. Точність позиціонування	3.1. Абсолютна похибка позиціонування Δ , мм	0,1 ... 2,5	-	1,5 / 0,31	0,5 / 0,72	0,1 / 0,82
	3.2. Динамічна похибка кутового переміщення $\Delta\phi$, рад	0,01...0,04	-	0,03 / 0,31	0,015 / 0,8	0,02 / 0,28
	3.3. Динамічна похибка лінійного переміщення δ , мм	0,02 ... 5,0	-	1,5 / 0,71	1,2 / 0,88	0,05 / 0,92
4. Технологічна адаптивність	4.1. Час розбігу до номінальної швидкості t^p , с	0,1 ... 0,7	-	0,3 / 0,62	0,3 / 0,62	—
	4.2. Час заспокоєння коливаний полюса схопу t^3 , с	1 ... 5,0	-	2,4 / 0,55	1,1 / 0,88	1,0 / 0,45
	4.3. Число позицій $n_{\text{поз}}$ циклів позиціонування	100 .. 300	+	250 / 0,84	280 / 0,94	100 / 0,39
	4.4. Коефіцієнт мобільності	0,5 .. 1,0	+	0,7 / 0,55	0,9 / 0,88	0,6 / 0,33
5. Швидкість	5.1. Номінальна кутова швидкість ω , с^{-1}	1,0 ... 3,5	+	2,5 / 0,73	3,2 / 0,93	2,0 / 0,55
	5.2. Номінальна швидкість підйому V_h , м/с	0,4 ... 1,0	+	0,6 / 0,75	0,8 / 0,93	0,5 / 0,52
	5.3. Номінальна горизонтальна швидкість V_x , м/с	0,4 ... 1,0	+	0,7 / 0,80	0,9 / 0,97	0,5 / 0,52
	5.4. Максимальне кутове пришвидження ϵ , с^{-2}	3 ... 30,0	+	15 / 0,51	22 / 0,64	15 / 0,51
	5.5. Максимальне пришвидження поступального руху a_x	0,4 ... 2,0	+	1,2 / 0,45	1,5 / 0,56	1,0 / 0,38

1	2	3	4	5	6	7
6. Сервіс	6.1. Робочий простір $V, \text{м}^3$	0,1 ... 10	+	5,1 / 0,60	8,7 / 0,92	1,4 / 0,22
	6.2. Вертикальне переміщення $h, \text{м}$	0,3 ... 2,0	+	1,0 / 0,55	1,7 / 0,68	0,5 / 0,26
	6.3. Горизонтальне переміщення $a, \text{м}$	0,3 ... 2,0	+	1,2 / 0,58	1,8 / 0,86	0,5 / 0,26
	6.4. Кут повороту, град	90 ... 240	+	180 / 0,73	220 / 0,88	120 / 0,33
	6.5. Ступенів рухомості, N	4 ... 7	+	6 / 0,79	6 / 0,79	6 / 0,79
	6.6. Коефіцієнт сервісу k_c	0,1 ... 1,0	+	0,6 / 0,70	0,9 / 0,94	0,5 / 0,59

Припускаючи, що множина параметрів стану, які визначають технічний рівень конструкції ПР, є замкненою, випуклою і не порожньою, можливо визначити оптимальний за Парето вектор $U(Q)$, виходячи з рівняння (4). Єдність і сталість розв'язку отриманої неоднорідної системи лінійних рівнянь

$$\begin{bmatrix} q_{11} & q_{12} & q_{13} & q_{14} & q_{15} & q_{16} & -1 \\ 0 & q_{22} & q_{23} & q_{24} & q_{25} & q_{26} & -1 \\ 0 & 0 & q_{33} & q_{34} & q_{35} & q_{36} & -1 \\ 0 & 0 & 0 & q_{44} & q_{45} & q_{46} & -1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & q_{55} & q_{56} & -1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & q_{66} & -1 \\ 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_1 \\ \lambda_2 \\ \lambda_3 \\ \lambda_4 \\ \lambda_5 \\ \lambda_6 \\ U \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (5)$$

(U – системний критерій якості, $\lambda = \{\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_6\}$ – стовпець невідомих вагових коефіцієнтів) забезпечується умовою упорядкованості елементів матриці $[Q]$ у виді

$$1,0 > q_{k+1,j} > q_{k,j} > 0,1, \quad \forall k = \overline{1, j} \wedge j = \overline{1, m}. \quad (6)$$

Адекватність застосування даної умови підтверджується послідовністю формування таких властивостей ПР, як сервісні можливості, швидкодія, точність позиціонування тощо, інтенсивність яких зменшується у напрямку від рівня моделювання окремих деталей, складальних одиниць, підсистем тощо до рівня ПР у цілому.

На основі гіперболічної функції $\text{th}y$, що відображає зменшення пріоритетності для споживача будь-якого показника якості $y_i \forall i = \overline{1, n}$ зі зростанням його значення, для нормування різноманітних фізичних шкал у діапазоні $[0,1; 1,0]$ запропоновано такі рівняння:

– при відображенні без зміни градієнта

$$q_i = 0,1 + 1,18 \cdot \text{th} \left[(y_i - y_i^-) / (y_i^+ - y_i^-) \right]; \quad (7)$$

– зі зміною градієнта на протилежний

$$q_i = 1 - 1,18 \cdot \text{th} \left[(y_i - y_i^-) / (y_i^+ - y_i^-) \right], \quad (8)$$

де y_i^-, y_i^+ – відповідно нижня і верхня межі діапазону зміни певного показника якості, що визначаються з урахуванням статистичних даних та пріоритетів споживачів.

Необхідну повноту моделі (5) і не надмірність бази даних $[Q]$ гарантовано квантифікацією цілей проектування до рівня відображення певними показниками якості, об'єктивним критерієм для відбору яких є кількість інформації H_i .

За результатами кваліметричного моделювання встановлено такі значення системного критерію якості: для ПР «ПУМА-600» $U = 0,55$; ПР «СКАРА» $U = 0,71$; для платформи Гауфа-Стюарта $U = 0,48$. Отримані результати вказують на наявність суттєвих резервів для підвищення технічного рівня відомих конструкцій ПР послідовної і особливо паралельної структури. Для використання цих резервів розроблено технологію встановлення структурних компонентів ПР, що обмежують технічний рівень конструкції [6, 7].

Результати системного моделювання якості відомих конструкцій ПР підтвердили ефективність розроблених методів і технологій, що дозволяє рекомендувати їх для вирішення завдань підвищення технічного рівня аналогічних виробів при їхній модернізації.

Література

1. Колискор А.Ш. Разработка и исследование промышленных роботов на основе I-координат // Станки и инструмент. – 1982. – № 12. – С. 21-24.
2. Побегайло П.А. О новых подходах к оценке и сравнению вариантов рабочего оборудования мощных гидравлических экскаваторов // Технологическое оборудование для горной и нефтегазовой промышленности: V Международная научно-техническая конференция. Екатеринбург, Россия: УГТУ, 2007. - С. 172-177.
3. Gutyrya S., Zablonsky K., Yaglinsky V., System Modeling of Gears Design Quality // International Conference in Gears 2005. Munich, Germany. – P. 417-434.
4. Gutyrya S, Yaglinsky V., Bezuglenko A. Multi-Criterion Optimization Functional Trajectories of Industrial Robots // Annals of DAAAM for 2004. – Vienna, Austria. – P. 037-039.
5. Пособие по применению промышленных роботов / Под ред. Коцухиконода. – М.: Мир, 1995. – 452 с.
6. Гутыря С.С. Управление техническим уровнем передач зацеплением на основе системной кваліметрической модели // Труды Одес. политехн. ун-та. – Одесса, 2001. – Вып. 2(14). – С. 23-26.
7. Ягліньський В.П., Іоргачов Д. В. Моделювання динамічних процесів роботизованого виробництва. – Одеса: Астропрінт, 2004. – 232 с.

УДК 621.762

О.П.Гапонова, Л.А.Рябичева

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ И СВОЙСТВ ПОРОШКОВЫХ МЕДНО-ТИТАНОВЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ СПЕКАНИИ

Рассмотрено влияние содержания титана на изменение размеров, структуры и физико-механических свойств при спекании порошковых медно-титановых материалов. Показано, что с увеличением содержания титана до 3% происходит увеличение линейных размеров и снижение плотности. Проведено измерение микротвердости на границе частиц медь–титан. Рис. 4, ист. 5.

Порошковые материалы на основе меди широко используются в машиностроении и приборостроении. Медь, обладая таким ценным свойством, как низкое электрическое сопротивление, является достаточно прочным материалом. Это свойство ограничивает применение чистой меди. Способом повышения ее прочности служит легирование хромом, никелем, бором, титаном [1, 2].

Закономерности формирования структуры и физико-механических свойств медно-титановых порошковых материалов изучены в работах [1-3]. Они направлены на исследование особенностей дисперсионного твердения порошковых

медных материалов. Однако остается неизученным влияние содержания титана на процесс структурообразования и физико-механические свойства материала после спекания.

Целью настоящей работы является изучение влияния содержания титана на изменение линейных размеров, структуру и физико-механические свойства медно-титанового порошкового материала после спекания.

Для исследования изготавливали образцы с массовой долей титана 0,5, 2 и 3% из механической смеси порошков меди марки ПМС-1 и титана марки ВТ1-0 с размером частиц 60 мкм. Цилиндрические образцы диаметром 8, 15, 24 мм и высотой 12,86; 20; 25 мм соответственно получали двусторонним прессованием на гидравлическом прессе усилием 1600 кН модели ПД-476. Пористость составляла 5 и 10%. После прессования образцы спекали со скоростью 3 °С/мин по ступенчатому режиму [4] в среде генераторного газа в течение 3 ч.

После спекания измеряли геометрические размеры и вычисляли плотность образцов, изучали структуру и микротвердость. Металлографический анализ проводили на микроскопе МИМ-7, микротвердость определяли на твердомере ПМТ-3 при нагрузке 20 г.

Параметрами уплотнения выбрана относительная плотность материала после спекания (χ) и относительное изменение объема (λ , %):

$$\chi = \frac{\rho_{\text{сп}}}{\rho_{\text{к}}}, \quad (1)$$

$$\lambda = \frac{V_{\text{п}} - V_{\text{с}}}{V_{\text{п}}}, \quad (2)$$

где $\rho_{\text{сп}}$ – плотность образцов после спекания, г/см³; $\rho_{\text{к}}$ – плотность компактного материала, г/см³; $V_{\text{п}}$ и $V_{\text{с}}$ – объем образцов после прессования и спекания соответственно, см³.

Плотность компактного материала определяли по формуле аддитивности:

$$\rho_{\text{к}} = \frac{100}{\frac{X_{\text{Cu}}}{\rho_{\text{Cu}}} + \frac{X_{\text{Ti}}}{\rho_{\text{Ti}}}}, \quad (3)$$

где X_{Cu} , X_{Ti} – долевое содержание меди и титана, %; ρ_{Cu} , ρ_{Ti} – плотность меди и титана соответственно; $\rho_{\text{Cu}} = 8,94$ г/см³; $\rho_{\text{Ti}} = 4,51$ г/см³.

На рис. 1 представлена зависимость изменения линейных размеров образцов пористостью 5 и 10% при различном содержании титана в порошковом материале. Характер изменения размеров образцов в зависимости от пористости одинаков. С повышением содержания титана (3%) у образцов 24×25 мм происходит увеличение линейных размеров на 0,4 и 1,3% при пористости 5 и 10% соответственно. При содержании титана 0,5% и малых размерах образцов (8×12,86 мм) наблюдается усадка на 0,9 и 5% при пористости 5 и 10% соответственно. Таким образом, с повышением количества титана и увеличением размеров образцов происходит их рост. Увеличение геометрических размеров при спекании, по-видимому, связано с торможением выделения газов, скапливающихся в порах, и продуктов восстановления [5].

Такая зависимость изменения линейных размеров оказывает влияние на изменение плотности образцов (рис. 2). Видно, что с ростом размеров образца происходит снижение плотности. Увеличение содержания титана также приводит к уменьшению плотности. По-видимому, причинами такого явления есть диффузионные процессы, происходящие при спекании.

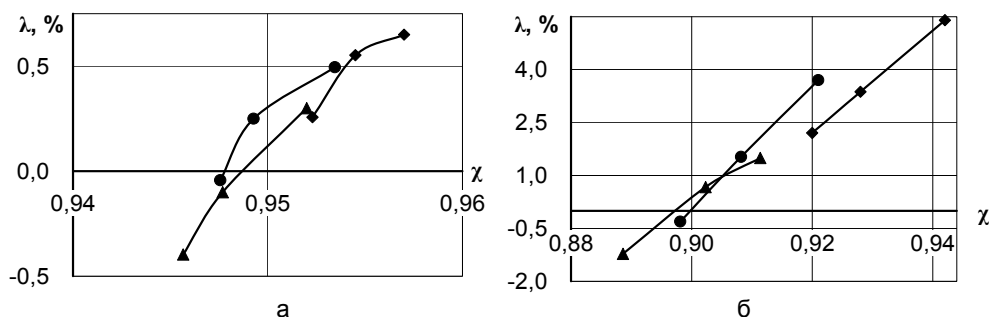


Рис. 1. Зависимость относительного изменения объема от относительной плотности после спекания при исходной пористости образцов 5% – а и 10% – б: ♦ – 0,5% Ti; ● – 2% Ti; ▲ – 3% Ti

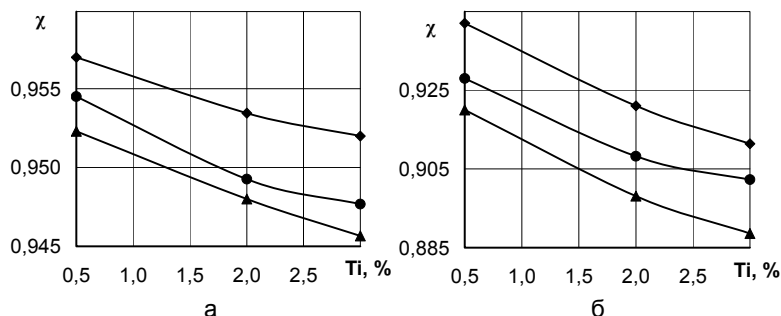


Рис. 2. Зависимость относительной плотности образцов после спекания от содержания титана при исходной пористости 5% – а и 10% – б и размерами: ♦ – 8×12,86; ● – 15×20; ▲ – 24×25 мм

Изменение размеров образцов с различным содержанием титана можно объяснить процессами, происходящими в материале. Спекание таких многокомпонентных систем, как Cu-Ti, является сложным процессом: одновременно с самодиффузией, обуславливающей перенос массы в области контактов между частицами, происходят процессы гетеродиффузии, обеспечивающие гомогенизацию материала. По мере повышения содержания меди в титане наблюдается рост образцов. Интенсивность диффузионного взаимодействия компонентов возрастает с увеличением содержания титана.

Содержание титана оказывает влияние и на структуру порошкового материала. У частиц меди, прилегающих к переходной зоне, измельчается зерно и его размер составляет в среднем 1 мкм для образцов с 2% Ti и 1,6 мкм для образцов с 0,5% Ti, средний диаметр зерен меди составляет 1,7 и 2 мкм соответственно (рис. 3). По-видимому, титан, диффундируя в медь, является модификатором и тормозит рост зерен.

Появление переходной зоны можно наблюдать измерением микротвердости. Чтобы проследить влияние содержания титана на диффузионные процессы при спекании, образцы пористостью 10% с массовой долей 0,5 и 2% выдерживали в печи 3 и 6 часов при температуре 900-920°C. При измерении микротвердости за нулевую точку принят отпечаток индентора в центре частицы титана (рис. 4). Исследования показали, что с увеличением выдержки увеличивается ширина переходной зоны с 13 до 20 мкм при содержании титана 0,5% и с 19 до 24 мкм при 2% Ti. У образцов, спекаемых 6 и 3 ч, на границе переходной зоны со стороны меди наблюдается некоторое снижение микротвердости. Возможно, это связано с образованием вторичной пористости вследствие гетеродиффузии. При

большей выдержке повышается микротвердость не только титана, но и меди и возрастает общая твердость. При спекании в течение 3 ч НВ 53-57, 6 ч – НВ 55-62 нижний предел относится к образцам с более низким содержанием титана.

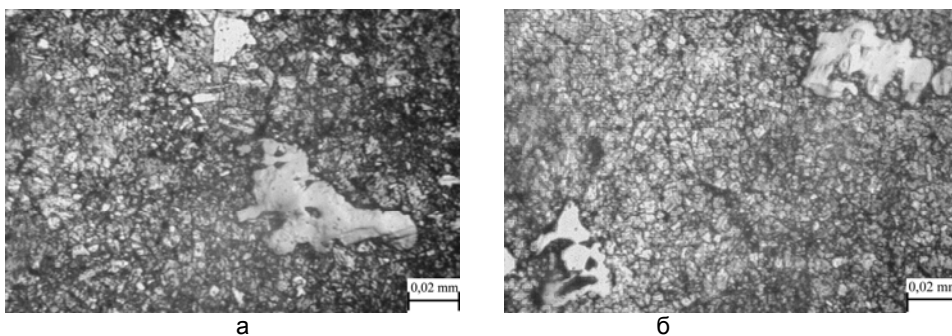


Рис. 3. Структура медно-титановых порошковых материалов после спекания при исходной пористости образцов 5% – а и 10% – б: а – 0,5% Ti; б – 2 % Ti

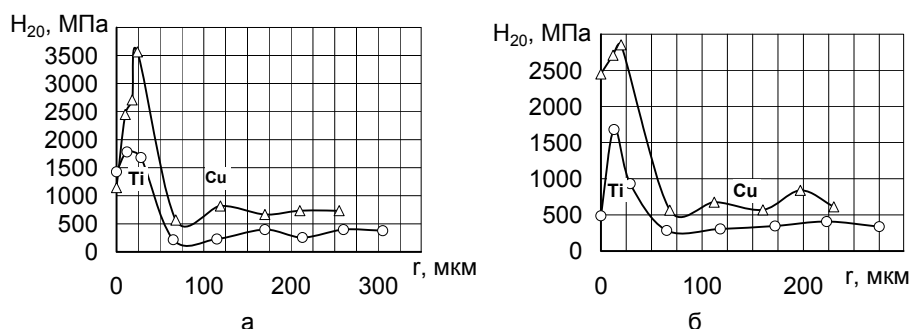


Рис. 4. Распределение микротвердости по переходной зоне при пористости 10%: а – 2% Ti; б – 0,5% Ti; ○ – спекание 3 ч; Δ – спекание 6 ч

Выводы. Установлено, что при спекании медно-титановых порошковых материалов с повышением содержания титана с 0,5 до 3% происходит рост образцов. С увеличением геометрических размеров снижается плотность материала. Повышенное содержание титана влияет на формирование структуры материала вследствие измельчения зерна меди. При введении 2 и 3% титана увеличивается микротвердость и общая твердость материала.

Литература

1. Аренсбургер Д.С. Свойства дисперсионно-твердеющих порошковых медных сплавов // Порошковая металлургия. – 1988. – №2. – С. 37–41.
2. Suer Ch., Lippman K.-H. Entwicklung höherfester Sintergleitlager auf Cu-Ti-Basis // 7 Mezinar. Conf. pravk. Met. ĀSSR: PM'87 (Pardubice, 22-24 Zan. 1987), Dresden, 1987. – S. 191-195.
3. Аренсбургер Д.С., Летунович С.М. Свойства спеченных дисперсионно-твердеющих медных сплавов // Порошковая металлургия. – 1986. – №7. – С. 27-31.
4. Пат. 178901 А 11 5 Україна, МПК 7 В90 В4/56. Спосіб виготовлення щільних виробів із порошку міді / Рябічева Л. О., Циркін А. Т., Никитін Ю. М., Білошицький М. В., Авсеньова Н. В. № 25657555546; Заявлено 20.11.05.; Опубл. 15.04.04., Бюл. №4. – 3 с.
5. Порошковая металлургия. Спеченные и композиционные материалы / Под ред. В. Шатта. Пер. с нем. – М.: Металлургия, 1983. – 520 с.

М.А.Касьянов, В.П.Гуляев, О.М.Друзь, В.И.Сало

ДОСЛІДЖЕННЯ ОЦІНКИ СТІЙКОСТІ ОБ'ЄКТА ДО ВПЛИВУ ХІМІЧНОГО ЗАРАЖЕННЯ

У статті наведена розрахункова методика визначення впливу хімічного зараження на стійкість роботи промислового об'єкта. Дж. 5.

Вступ. У світі використовується для промислових цілей, у сільському господарстві та для побутових цілей близько 6 млн токсичних речовин, 60 тис. із яких виробляється у великих кількостях, в тому числі більше 500 речовин, які належать до групи небезпечних хімічних речовин (НХР) – найбільш токсичних для людей [1, 3, 5].

Об'єкти, на яких використовуються НХР, є потенційними джерелами техногенної небезпеки – це хімічно небезпечні об'єкти (ХНО) [3, 5].

Хімічна зброя і отруйні речовини безпосередньо не впливає на будинки, спорудження, устаткування об'єктів. Однак застосування цієї зброї у воєнний час чи аварія на ХНО в мирний час може позначитися на виробничій діяльності підприємств, на життєдіяльності населення [1, 2, 5].

Отруйні речовини – це хімічні сполуки, для яких характерні фізико-хімічні властивості, що уражають незахищених людей, тварин, а також заражають повітря, воду, продукти харчування, місцевість, техніку, обладнання. Основні шляхи проникнення в організм: через дихальні шляхи, шкіру, шлунково-кишковий тракт, кров'яний потік, поранення зараженими предметами. Крім того, ураження настають внаслідок вживання заражених продуктів харчування і води [5].

Хімічна обстановка – це сукупність наслідків хімічного зараження території отруйними або небезпечними хімічними речовинами, що негативно впливають на населення, формування цивільного захисту і діяльність об'єктів народного господарства. Хімічна обстановка виникає при порушенні технологічних процесів на ХНО, ушкодженні трубопроводів, ємностей, сховищ, транспортних засобів при перевезеннях НХР, які призводять до викиду НХР в атмосферу в кількостях, що становлять небезпеку масового ураження людей і тварин [4, 5].

Під стійкістю роботи об'єктів господарської діяльності розуміють їх спроможність в умовах надзвичайної ситуації випускати продукцію в запланованому обсязі, а при отриманні середніх руйнувань або порушенні зв'язків з кооперації та поставок відновляти виробництво у мінімальні терміни.

Під стійкістю роботи об'єктів, які безпосередньо не виробляють матеріальні цінності, розуміють їх спроможність виконувати свої функції в умовах надзвичайних ситуацій [3]. Формування вогнища хімічного ураження залежить від методу збереження, кількості, типу НХР, метеорологічних умов, характеру місцевості, відстані від житлової зони. У містах спостерігається поширення зараженої хмари за напрямком магістральних вулиць, проникаючи в двори і тупики. Хлор, сірчистий ангідрид важчі за повітря, тому заражена хмара поширюється за вітром вприду до землі (аміаку - навпаки). Деякі НХР вибухонебезпечні (окисли азоту, аміак), пожежонебезпечні (фосген, хлор), при горінні можуть створювати більш небезпечні вторинні речовини (сірка – сірчистий ангідрид, пластмаси – синильну кислоту, герметики – фосген).

Постановка завдання. Забезпечення стійкості роботи об'єктів економіки, навчальних закладів в умовах надзвичайних ситуацій мирного і воєнного часу є одним з основних завдань Єдиної державної системи попередження і реагування на надзвичайні ситуації техногенного і природного характеру.

Матеріали та результати досліджень. Оцінка стійкості роботи промислового об'єкта, навчального закладу при виникненні надзвичайної ситуації хімічного характеру включає: визначення часу, протягом якого територія об'єкта буде небезпечна для людей; аналіз хімічної обстановки та її вплив на виробничий процес; обсяг виробничого персоналу.

Межею стійкості об'єкта (навчального закладу) до хімічного зараження є гранична токсична доза ($D_{гр}^{токс}$), що призводить до появи початкових ознак ураження виробничого персоналу і зниженню його працездатності:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_b \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}}, \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right], \quad (1)$$

де R – радіус зони токсичного задимлення; K_1 – коефіцієнт місцевості; K_2 – коефіцієнт ступеня вертикальної стійкості атмосфери; V_b – швидкість вітру; Q – маса НХР.

Здатність НХР уражати людей називається токсичністю. Кількісно токсичність оцінюється токсичною дозою:

$$D = c \cdot t, \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right], \quad (2)$$

де c – концентрація (мг/л); t – експозиція (хв).

Розрізняють граничну, вражаючу і смертельну токсодози ($D_{гр}$, D_b , $D_{см}$).

Концентрація і ГДК використовуються для оцінки хімічної небезпеки в повсякденних умовах, а токсодози – в аварійних (надзвичайних) ситуаціях.

Вражаючі (граничні) токсодози найбільш розповсюджених НХР такі [1, 4]:

- хлору 1 (0,6) $\left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]$;
- фосгену 1,2 (0,2) $\left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]$;
- синильної кислоти 1,2 (0,6) $\left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]$;
- сірчистого ангідриду 24 (1,8) $\left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]$;
- аміаку 60 (18) $\left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]$.

Порівнюючи $D_{гр}^{токс}$ з $D_{гр.вст}^{токс}$, робимо висновок про стійкість об'єкта до хімічного зараження. Об'єкт стійкий, якщо $D_{гр.вст}^{токс} \geq D_{гр}^{токс}$.

Приклад. Визначити стійкість роботи Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля при виникненні аварії на Вергунській станції біологічного очищення в результаті руйнування 4-тонної ємності зі зрідженим хлором. Метеоумови: день, мінлива хмарність, температура повітря 20°C, вітер в напрямку університету, швидкість вітру від 1 до 10 м/с, $K_1=3,5$ (міська забудова), $K_2=1,5$ (міська забудова), радіус зони токсичного задимлення дорівнює 1850 м.

Розв'язання.

1. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 1 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_b \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{1 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 1,024 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (3)$$

2. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 2 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_b \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{2 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 0,508 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (4)$$

3. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 3 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_B \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{3 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 0,338 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (5)$$

4. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 4 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_B \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{4 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 0,254 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (6)$$

5. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 5 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_B \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{5 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 0,203 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (7)$$

6. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 6 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_B \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{6 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 0,168 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (8)$$

7. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 7 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_B \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{7 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 0,144 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (9)$$

8. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 8 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_B \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{8 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 0,128 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (10)$$

9. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 9 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_B \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{9 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 0,113 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (11)$$

10. Визначаємо граничну токсодозу для швидкості вітру 10 м/с:

$$D_{гр}^{токс} = \frac{200 \cdot Q}{V_B \cdot K_2 \cdot (K_1 \cdot R)^{3/2}} = \frac{200 \cdot 4000}{10 \cdot 1,5 \cdot (3,5 \cdot 1850)^{3/2}} = 0,101 \left[\frac{мг}{л} \cdot хв \right]. \quad (12)$$

11. Порівнюючи $D_{гр}^{токс}$ з $D_{гр.вст}^{токс}$, робимо висновок про стійкість Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля до хімічного зараження. У результаті дослідження (розрахунків) стійкості університету при аварії на Вергунській станції біологічного очищення з викидом хлору видно, що при швидкості вітру до 1 м/с університет нестійкий до хімічного зараження, тому що $D_{гр}^{токс} > D_{гр.вст}^{токс}$, а при швидкості вітру від 2 м/с до 10 м/с – стійкий, тому що $D_{гр.вст}^{токс} > D_{гр}^{токс}$.

Заходи щодо підвищення стійкості об'єкта при хімічному зараженні:

- при хімічному зараженні місцевості подається сигнал "Увага всім" з такою інформацією "Хімічна небезпека" про те, де і коли відбулася аварія на ХНО;
- використовувати засоби індивідуального захисту: від хлору – протигазу ГП-5, ГП-7 або ватно-марлеві пов'язки змочені 2% розчином питної соди, промислові протигазу марки "Б";
- залишайтеся в приміщенні, закрийте всі двері, вікна, загерметизуйте всі отвори, вимкніть вентиляцію, системи кондиціонування і обігріву. При перебуванні в будинку токсодоза зменшується в 2 рази;
- не залишайте ваше укриття до одержання інструкцій від влади або до інформації "Відбій хімічної небезпеки";
- якщо влада розпорядиться евакуювати населення, візьміть із собою радіоприймач, теплий одяг, усі необхідні вам медикаменти, особисті документи і гроші;

- вчасно залишіть зону зараження, рухаючись перпендикулярно напрямку вітру;
- якщо ви перебуваєте поза приміщенням, то закрийте ніс і рот хусткою (краще вологою), увійдіть до найближчого будинку і залишайтеся в ньому, поки не буде дана інформація про відбій хімічної небезпеки або розпорядження про евакуацію;
- якщо ви знаходитесь в автомобілі, то вимкніть вентиляцію і закрийте вікна, слухайте радіо, спробуйте залишити автомобіль і укритися в найближчому будинку;
- якщо ви вважаєте, що піддалися впливу токсичних речовин, то прийміть душ, перевдягніть одяг і покажіться лікарю, як тільки буде інформація про відбій хімічної небезпеки;
- по приїзді на нове місце перебування довідайтеся у місцевих органів державної влади і місцевого самоврядування адреси організацій, що несуть відповідальність за надання допомоги потерпілому населенню.

Висновки. 1. Наведена методика визначення стійкості об'єкта до впливу хімічного зараження є однією із складових методу прогнозування хімічної обстановки при аваріях на ХНО.

2. Завчасно проведене прогнозування можливої хімічної обстановки дозволяє провести необхідні заходи, які значно зменшать можливі втрати серед робітників ХНО та населення.

3. Доцільно викладену методику використовувати на практичних заняттях з дисциплін «БЖД» та «Цивільна оборона».

Література

1. Депутат О.П., Коваленко І.В., Мужик І.С. Цивільна оборона: навчальний посібник / За ред. полковника В.С. Франчука – Львів: Афіша, 2001. - 336 с.
2. Латышев О.В. та ін. Методичні рекомендації з питань цивільного захисту і дій населення в надзвичайних і екстремальних ситуаціях. - Луганськ: Вид-во УМЦ ГЗ і БЖД Луганської області, 2006. - 176 с.
3. Касьянов М.А., Ревенко Ю.П., Медяник В.О., Арнаут І.М., Друзь О.М., Тищенко Ю.А. Безпека життєдіяльності: навч. посібн. - Луганськ: Вид-во СНУ ім. В. Даля, 2006. - 288 с.
4. Касьянов М.А., Гуляев В.П., Друзь О.М., Коструб В.О. Прилади радіаційної, хімічної розвідки та дозиметричного контролю, газоаналізатори: навч. посібн. - Луганськ: Вид-во СНУ ім. В. Даля, 2006. - 182 с.
5. Касьянов М.А., Гуляев В.П., Друзь О.М., Медяник В.О., Колібабчук О.О. Цивільний захист: навч. посібн. - Луганськ: Вид-во СНУ ім. В. Даля, 2007. - 88 с.

УДК 629.4.027

С.А.Волкова, Л.Г.Колодяжная

ВЛИЯНИЕ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА СТАЛИ НА МИКРОСТРУКТУРУ И ТВЕРДОСТЬ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПРИ КОНТУРНОЙ ЗАКАЛКЕ

Изучено влияние изменения химического состава стали 45ХН на ее микроструктуру при контурной закалке зубчатых колес. Рис. 6, табл. 2, ист. 7.

В связи с усложнением условий эксплуатации современной техники чрезвычайно актуальной остается проблема повышения качества термической обработки для обеспечения достаточной прочности и надежности против разрушения [1]. Эксплуатационные характеристики деталей машин (износостойкость, надежность, коррозионная стойкость) зависят от свойств поверхностного слоя, ко-

торый можно формировать, используя различную технологию [2]. Свойства поверхностного слоя зависят как от природы обрабатываемого материала, так и от технологических режимов обработки. Такие характеристики, как твердость, шероховатость, а также величина и характер распределения напряжений первого и второго родов, во многом зависят от качества поверхностного слоя.

Свойства материала, используемого в машиностроении, должны быть максимально приближены как к эксплуатационным условиям, так и технологии изготовления деталей. Для получения материала, способного обеспечить определенный ресурс работы узлов и агрегатов, необходимо глубокое изучение условий эксплуатации, причин и характера износа, а также процесса разрушения.

Только зная заранее механизм разрушения стали, можно за счет легирования стали и термической обработки создать такую ее структуру, которая противодействовала бы этому разрушению.

Наиболее ответственными деталями коробок передач являются шестерни, работающие в условиях высоких и переменных нагрузках, поэтому исключительно большое значение имеют правильный выбор или создание новых материалов для изготовления шестерен и их термообработка для обеспечения необходимого срока службы при их эксплуатации.

Зубья шестерен в процессе эксплуатации машин подвергаются различным воздействиям, таким как изгиб при приложении максимально крутящего момента при резком торможении, многократным циклическим нагрузкам, вызывающим усталостное разрушение в ножку зуба; контактными напряжениями на рабочей поверхности в зоне зацепления зубьев, в результате чего развивается питтинг на поверхности; износ торцевых поверхностей [3].

Сталь 45ХН применяется для изготовления зубчатых колес, работающих в условиях ударно-абразивного износа. Причиной выхода из строя зубьев колес является поломка их в средней части из-за усталостного разрушения в результате многократной ударной микропластической деформации.

Увеличить срок службы зубчатых колес можно как за счет изменения химического состава; комплексного легирования, так и за счет совершенствования технологии формирования поверхностного закаленного слоя и последующей механической его обработки.

Целью настоящей работы является определение влияния химического состава на микроструктуру и твердость стали 45ХН при контурной закалке ведомых шестерен локомотивов.

В задачи исследований входило:

1. Изучение структурных изменений в закаленном поверхностном слое и в сердцевине зуба после ТВЧ закалки в зависимости от содержания таких элементов как углерод, хром, марганец и никель.

2. Исследование изменения твердости закаленного слоя после ТВЧ закалки в зависимости от химического состава стали.

Объектом исследований служили образцы ведомых шестерен локомотивов из стали 45ХН, прошедших контурную закалку. С целью выявления влияния химического состава на твердость закаленного слоя, ядра зуба и обода был осуществлен контроль количественного содержания компонентов стали [4].

Микроструктуру закаленного поверхностного слоя и структуру сердцевины стали 45ХН выявляли травлением в 5% спиртовом растворе HNO_3 [5]. Исследование микроструктуры осуществляли с помощью оптического микроскопа Neofot при увеличении ($\times 200$).

Глубина закаленного слоя определялась на поперечном образце, отобранном на расстоянии 30 мм от торца, и на продольных образцах, взятых со

стороны торцов на расстоянии 10 мм от вершины зуба. Глубина и расположение закаленного слоя показаны на рис. 1-3.

Химический состав исследуемых плавок стали 45ХН после контурной заковки приведен в табл. 1.

Таблица 1

Химический состав исследуемых плавок стали 45ХН после контурной заковки

№ п/п плавки	Содержание элементов, % (по массе)			
	C	Mn	Cr	Ni
1	0,4	0,66	0,51	1,16
2	0,42	0,64	0,58	1,08
3	0,43	0,67	0,62	1,10
4	0,42	0,75	0,54	1,04
5	0,42	0,68	0,56	1,06
6	0,43	0,74	0,57	1,06
7	0,43	0,61	0,68	1,11
8	0,42	0,70	0,54	1,06
9	0,41	0,78	0,66	1,17
10	0,42	0,70	0,54	1,10

Из табл. 1 видно, что химический состав различных плавок стали 45ХН отличается по содержанию углерода, хрома, марганца и никеля.

С целью установления влияния химического состава стали на твердость закаленного слоя, были проведены исследования по определению твердости закаленного слоя по зубу и по ободу.

Твердость закаленного слоя определяли на приборе «ТК» на расстоянии 1 мм от поверхности. Твердость сердцевин проверялась по зубу и по ободу. Твердость закаленного слоя выражена в единицах HRC, твердость сердцевин – в единицах HB. Результаты исследований по определению твердости закаленного слоя зуба и сердцевин ведомых шестерен из стали 45ХН после контурной заковки приведены в табл. 2.

Таблица 2

Влияние химического состава стали 45ХН на изменение твердости по ободу и сердцевин зуба ведомых шестерен

№ п/п	Химический состав стали 45ХН				Изменение твердости по ободу зуба, HRC		Твердость ядра зуба, HB	Твердость обода шестерни, HB
	C	Mn	Cr	Ni	правая сторона	левая сторона		
1	0,4	0,66	0,51	1,16	45,46,47	47,48,48	255	241
	0,42	0,64	0,58	1,08	47,48,48	49,49,50		
2	0,43	0,73	0,61	1,06	40,42,42	52,51,52	269	252
	0,42	0,63	0,64	1,06	52,53,51,52	52,53,52,53		
3	0,43	0,67	0,62	1,10	42,40,41	50,49,49,49	255	241
	0,43	0,79	0,68	1,10	47,48,48,47	48,48,48,47		
4	0,43	0,74	0,57	1,06	49,48,48,48	49,48,47,49	-	277
	0,42	0,7	0,54	1,06	41,42,42,42	49,50,50,49		
5	0,43	0,71	0,64	1,10	49,50,49	50,49,49	302	285
	0,42	0,7	0,54	1,10	50,51,51,50	51,50,50		
6	0,42	0,68	0,56	1,06	49,59,50	50,49,50	262	255
	0,43	0,74	0,57	1,06	49,48,48,48	49,48,48,49		

Увеличение содержания хрома с 0,51 до 0,58% приводит к увеличению твердости. Увеличение содержания хрома от 0,54 до 0,64% при содержании никеля 1,1% приводит к увеличению твердости сердцевины зуба и обода шестерни и почти не приводит к изменению твердости обеих сторон зуба (5). Уменьшение содержания никеля с 1,1 до 1,06% при содержании хрома 0,54% создает значительное различие в твердости зуба по разным его сторонам (4 и 5). Увеличение содержания марганца с 0,63 до 0,73% при содержании хрома 0,64% и при одинаковом содержании других компонентов создает различие в твердости поверхности зубьев по обеим его сторонам (2). Увеличение содержания марганца с 0,68 до 0,74% при содержании хрома 0,56% приводит к выравниванию твердости по обеим сторонам зуба (6).

Одновременное увеличение содержания марганца и хрома (3) приводит к выравниванию твердости по обеим сторонам зуба, в то время как данные (2) показывают обратное. Объяснить эти различия можно снижением содержания никеля от 1,1 до 1,06%. Одновременное снижение содержания марганца и хрома (4) создает значительное различие твердости зубьев по обеим его сторонам.

Таким образом, установлено, что твердость по обеим сторонам зуба неравномерна. Показано, что увеличение содержания углерода, хрома, марганца, а также снижение содержания никеля приводит к увеличению твердости и создает значительное различие твердости зубьев по обеим его сторонам.

Известно [6], что при содержании в стали 1% С и 1% Cr в карбидной фазе может содержаться 6% Cr. Установлено [7], что распределение химических элементов между фазами влияет на механические свойства.

Содержание углерода во всех исследуемых плавках колеблется в пределах 0,42-0,43%, поэтому наглядной зависимости твердости шестерен от химического состава стали 45ХН не установлено. Однако можно отметить, что твердость ядра шестерен, содержащих углерода 0,43% и марганца более 0,7% равна, 262-285 НВ.

Твердость шестерен с содержанием углерода 0,42% и марганца ниже 0,7% составляет 241-255 НВ.

Микроструктура закаленного слоя и сердцевины зуба шестерен с низкой твердостью сердцевины зуба 241 и 255 приведены на рис. 1, 2 и 3 соответственно.

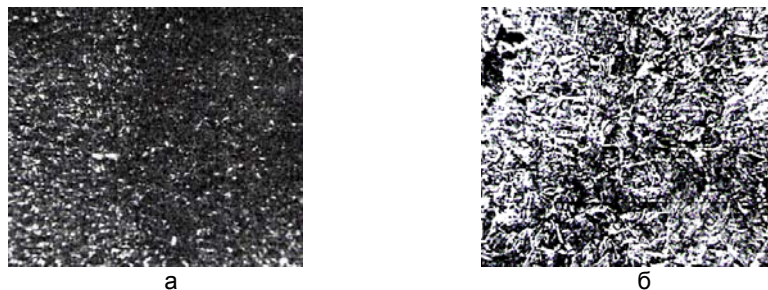
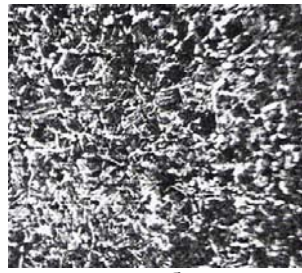


Рис. 1 . Микроструктура зуба шестерни стали 45ХН (С - 0,42%; Mn - 0,7%; Cr - 0,52%; Ni - 1,1%) после ТВЧ закалки: а - структура поверхностного закаленного слоя зуба (HRC = 50-51); б – структура сердцевины зуба (НВ = 241) , (x200)

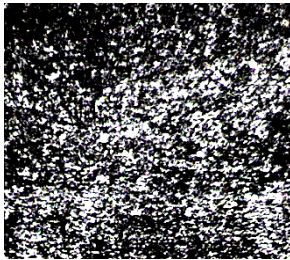


а

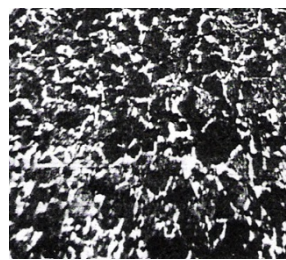


б

Рис. 2. Микроструктура зуба шестерни стали 45ХН (С - 0,43%; Мп - 0,67%; Сг - 0,62%; Ni - 1,1%) после ТВЧ закалки: а - структура поверхностного закаленного слоя зуба (HRC = 49-50); б – структура сердцевины зуба (HB = 255) , (x200)



а



б

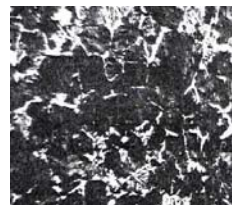
Рис. 3. Микроструктура зуба шестерни стали 45ХН (С - 0,42%; Мп - 0,75%; Сг - 0,54%; Ni - 1,04%) после ТВЧ закалки: а - структура поверхностного закаленного слоя зуба (HRC=47- 48); б – структура сердцевины зуба (HB=255) , (x200)

Как показал микроанализ (рис.1, 2 и 3) в шестернях присутствует значительное количество феррита, за счет чего твердость сердцевины шестерен низкая и не соответствует эксплуатационным требованиям.

Микроструктура закаленного слоя и сердцевины зуба шестерен с высокой твердостью сердцевины зуба 302 и 285 приведены на рис. 4, 5 и 6 соответственно.



а

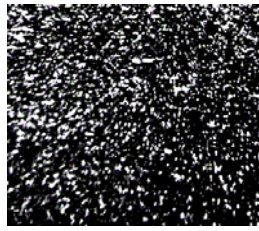


б

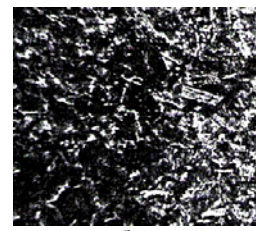
Рис. 4. Микроструктура зуба шестерни стали 45ХН (С - 0,43%; Мп - 0,71%; Сг - 0,64%; Ni - 1,1%) после ТВЧ закалки: 1 - структура поверхностного закаленного слоя зуба (HRC=49-50); 2 – структура сердцевины зуба (HB=302), (x200)

Как показал микроанализ (рис. 4, 5 и 6), в сердцевине зуба количество феррита значительно уменьшается и размеры ферритных зерен в поверхностном закаленном слое уменьшаются, а его локализация наблюдается по границам зерен.

При уменьшении содержания хрома от 0,64 до 0,52 и углерода с 0,43 до 0,42 твердость сердцевины зуба закономерно уменьшается с HB 302 до 241.

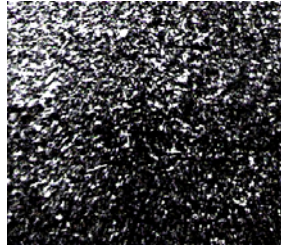


а

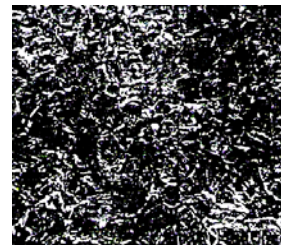


б

Рис. 5. Микроструктура зуба шестерни стали 45XН (С - 0,42%; Мп - 0,7%; Сг - 0,52%; Ni - 1,1%) после ТВЧ закалки: а - структура поверхностного закаленного слоя зуба (HRC=50-51); б – структура сердцевины зуба (HB=241), (x200)



а



б

Рис. 6. Микроструктура зуба шестерни стали 45XН (С - 0,43%; Мп - 0,74%; Сг - 0,57%; Ni - 1,06%) после ТВЧ закалки: а - структура поверхностного закаленного слоя зуба (HRC=48-49); б – структура сердцевины зуба (HB=285), (x200)

Таким образом, твердость закаленного слоя стали 45XН зависит не только от химического состава, но и от технологии закалки и отпуска. Поэтому имеет практический интерес изучить зависимость структуры и свойств стали 45XН от режимов контурной закалки.

Выводы. 1. Установлено, что твердость после ТВЧ закалки по обеим сторонам зуба неравномерная. Показано, что увеличение содержания углерода, хрома, марганца, а также снижение содержания никеля приводит к увеличению твердости и создает значительное различие твердости зубьев по обеим его сторонам.

2. Выявлено, что твердость ядра шестерен из стали 45XН, содержащих 0,43% углерода и выше чем 0,7% марганца, равна 262-285 HB. Твердость шестерен с содержанием углерода 0,42% и марганца ниже 0,7% и составляет 241-255 HB. При уменьшении содержания хрома от 0,64 до 0,52 и углерода с 0,43 до 0,42 твердость сердцевины зуба закономерно уменьшается с HB 302 до 241.

3. На основе микроанализа установлено, что в шестернях при снижении содержания хрома с 0,63 до 0,53 и марганца с 0,75 до 0,67 происходит появление значительного количества феррита, за счет чего твердость сердцевины шестерен низкая HB 241, что не отвечает эксплуатационным требованиям.

Литература

1. Тепловоз 2ТЭ116/ С.П. Филонов, А.И. Гибалов, Е.А. Никитин и др. 3-е изд., перераб. И доп. – М.: Транспорт, 1996. – 334 с.
2. Рыжов Э.В., Клименко С.А. Технологическое обеспечение качества деталей. – Киев: Наук.думка, 1994. - 180 с.
3. Тайц Б.А. Точность и контроль зубчатых колес. М., Машиностроение, 1972. - 368 с.
4. Крешков А.П. Основы аналитической химии. Количественный анализ. – М.: Химия, 1970. – Т. 3. – 472 с.

5. Грилихес С.Я. Полирование, травление и обезжиривание металлов. – М.: Машиностроение, 1971. – 120 с.
6. Сулима А.М., Шулов В.А.Б Ягодкин В.А. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин. – М.: Машиностроение, 1988. – 140 с.
7. Болховитинов К.Ф. Металловедение и термическая обработка. - Л.: Машгиз, 1980. - 245 с.

УДК 721. 771. 294

С.А.Снитко, А.В.Яковченко, Н.И.Ивлева

АНАЛИЗ СООТНОШЕНИЙ МЕЖДУ РАДИАЛЬНЫМИ И ОСЕВЫМИ ОБЖАТИЯМИ ОБОДА ПРИ ПРОКАТКЕ ЧЕРНОВЫХ КОЛЕС

Выполнен анализ соотношений между радиальными и осевыми обжатиями обода при прокатке черновых колес. Усовершенствован метод проектирования калибровок по металлу для прокатки черновых колес на колесопрокатном стане. Рис. 6, табл. 7, ил. 11.

Производство штампованно-катаных колес как в Украине, так и в России характеризуется повышенным расходом металла. Поэтому создание ресурсосберегающих технологий является актуальной научно-технической проблемой.

Совершенствованию технологии штамповки колесных заготовок и методов ее разработки посвящены работы [1-3]. В них предложены новые технологические схемы в первую очередь для условий колесопрокатных цехов ОАО «Интерпайп Нижнеднепровский трубопрокатный завод» (Интерпайп НТЗ) и ОАО «Выксунский металлургический завод» (ВМЗ).

Создание ресурсосберегающей технологии прокатки колес непосредственно связано с совершенствованием методов ее разработки. основополагающие принципы расчета калибровок для прокатки колес изложены в работе [4]. В работе [5] информация по этому вопросу систематизирована на основе практических данных по производству колес в 80-х годах прошлого века. В указанной работе также представлена подробная методика расчета калибровок по всем агрегатам прессопрокатных линий колесопрокатных цехов ОАО «Интерпайп НТЗ» и ОАО «ВМЗ». В последующих работах [6 – 8] приведены отдельные уточняющие рекомендации по расчету калибровок. В частности, получены формулы для расчета распределения суммарных осевых обжатий обода наклонными валками с наружной и внутренней стороны колеса. Рассмотрены вопросы расчета калибровок, связанные с учетом положения нейтрального сечения в ободу колесной заготовки, относительно которого металл при прокатке течет в его кольцевую и гребневую части. В работе [9] предложена технология прокатки колес путем получения диска чернового колеса только из диска колесной заготовки. В работе [10] предложен способ прокатки колес малого диаметра, характеризующийся небольшой по величине раскаткой обода по его внутреннему диаметру.

Вместе с тем, можно отметить, что совершенствованию технологии и методов расчета калибровок для прокатки колес уделяется недостаточное внимание. Решение указанных задач актуально в связи с тем, что в условиях промышленного производства колес определение ряда параметров, в том числе наружного диаметра колесной заготовки, величин осевых обжатий обода на колесопрокатных станах и, соответственно, его ширины выполняют конструктивно на основе практического опыта.

Целью настоящей работы является анализ соотношений между радиальными и осевыми обжатиями обода при прокатке черновых колес и разработка усовершенствованного метода расчета калибровок.

При прокатке черновых колес за счет осевых и радиальных обжатий обода металл, во-первых, течет в вытяжку, обеспечивая увеличение его диаметра. Во-вторых, на каждом обороте колеса в процессе осевых обжатий обода металл течет в уширение в радиальном направлении, обеспечивая увеличение его толщины. Аналогично в процессе радиальных обжатий обода металл течет в осевом направлении, обеспечивая увеличение его ширины. В-третьих, радиально-осевые обжатия обеспечивают формирование гребня и увеличение длины диска (на ~ 80 мм для колес $\varnothing 957$ мм).

Наиболее широкое распространение в Украине, России и других странах СНГ получили железнодорожные колеса с плоскоконическим диском, имеющие диаметр по кругу катания 957 мм. Конструкция и размеры этих колес определены ГОСТ 9036-88, а технические условия их изготовления - ГОСТ 10791-2004.

По существующей технологии прокатки колес $\varnothing 957$ мм величина осевых обжатий обода равна (28 - 30) мм, а радиальных (9-10) мм (рис. 1). То есть осевые обжатия обода превышают радиальные в три раза. Сложившаяся практика, указанная выше, связана с конструктивными особенностями колесопрокатных станков [6], в которых только наклонные валки являются приводными. Именно они, выполняя осевые обжатия, обеспечивают вращение колеса при его прокатке. Кроме этого, величина осевых обжатий является одним из важных факторов, от которых зависит образование прямых или обратных переходов на диске в зоне его первоначального контакта с наклонными валками. Вместе с тем, практика свидетельствует о возможности прокатки колес и при значительно меньших осевых обжатиях обода, в том числе и на колесопрокатных станах горизонтального типа с приводными наклонными валками [9].

Исходное соотношение между суммарными радиальными и осевыми обжатиями обода влияет на выполнение его основных элементов, в том числе гребня, и образование дефектов колеса на прокате независимо от порядка их реализации в процессе прокатки.

Безусловно, порядок реализации радиально-осевых обжатий играет важную роль. Но это уже имеет отношение к ведению процесса прокатки. А исходное соотношение между суммарными радиальными и осевыми обжатиями имеет отношение к разработке калибровки и в процессе прокатки, естественно, не может быть изменено.

Исходное распределение объемов металла в ободке колесной заготовки должно обеспечить выкатку гребня на завершающем этапе прокатки колеса. Причем, если речь не идет о колесах малого диаметра (~800 мм и менее), которые получают при сравнительно небольшой раскатке обода по его внутреннему диаметру, то выкатка гребня должна обеспечиваться и без специальных приемов, например, предложенных в способе [10], которые для направления течения металла в зону гребня искусственно сдерживают рост диаметра обода главными валками.

Проанализируем радиально-осевые обжатия обода колесной заготовки при прокатке черновых колес $\varnothing 957$ мм по существующей технологии (см. рис. 1). В табл. 1 представлена информация о балансе масс и вытяжках в гребневой и кольцевой частях обода, а также в части диска, сопряженной с ободом.

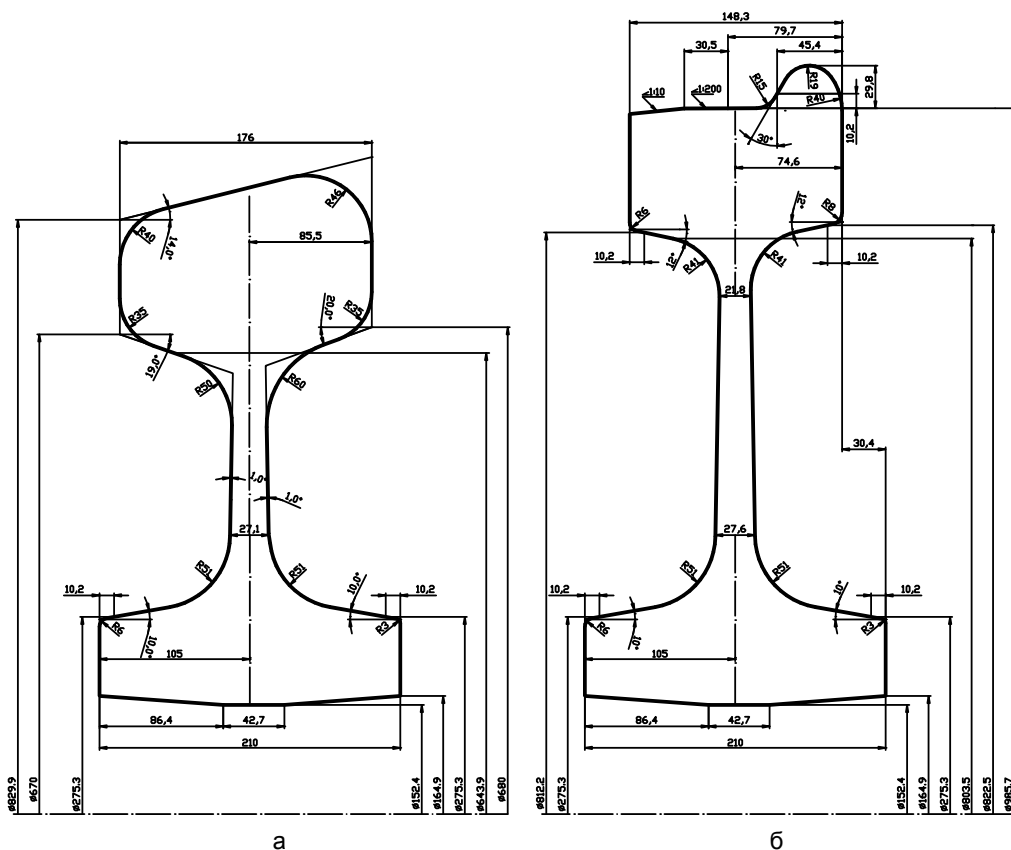


Рис. 1. Существующая калибровка по металлу для формовочного прессы силой 100 МН - а и колесопрокатного стана - б

Таблица 1

Баланс масс и вытяжки по элементам обода и диска

	M(черн), кг	M(заг), кг	M(заг) - M(черн), кг	S(черн), мм ²	S(заг), мм ²	$\frac{S(заг)}{S(черн)}$
Обод	300,865	327,455	26,590	14128,296	18342,435	1,298
Кольцевая часть	165,812	179,667	13,855	7879,977	10135,878	1,286
Гребневая часть	135,053	147,788	12,735	6248,319	8206,557	1,313
Дисковая часть	73,517	46,936	-26,581	4978,454	3579,361	0,719
В целом	374,382	374,391	0,009	19106,750	21921,796	1,147

Разделение колесной заготовки на обод и диск выполнено по диаметру 644 мм, а чернового колеса – по диаметру 804 мм. Разделение диска на части, сопряженные с ободом и ступицей для колесной заготовки и чернового колеса, выполнено по диаметру 430 мм.

Вытяжка по ободу (суммарная) μ_0 равна 1,298. Она получена путем деления площади обода колесной заготовки на площадь обода чернового колеса (см.

табл.1). Указанные ободья в совмещенном виде показаны на рис. 2, а. Из информации, представленной в табл. 1, также следует, что в ободе колесной заготовки зарезервировано 26,6 кг металла на увеличение длины диска. Столько же металла по массе недостает в части диска колесной заготовки, сопряженной с ободом. Площадь этой части диска колесной заготовки меньше площади соответствующей части диска черного колеса. Поэтому вытяжка по ней (см. табл.1) меньше единицы.

На рис. 2, б показан обод колесной заготовки после реализации радиальных обжатий наклонными валками по его внутренним поверхностям. При этом масса обода уменьшена на 26,6 кг, которые были зарезервированы на увеличение длины диска. То есть здесь, по существу, изолированно рассмотрен этап по выкатке диска. На этом этапе вытяжка по ободу составила $\mu_1=1,1049$. Масса обода колесной заготовки стала равной массе обода черного колеса. Площадь обода колесной заготовки стала равной $16601,5 \text{ мм}^2$.

Оставшаяся вытяжка μ , соответствующая осевым и радиальным (по поверхности катания) обжатиям при прокатке обода, получена равной $16601,5/14128,3=1,175$. Данная величина характеризует не только уменьшение площади поперечного сечения обода колесной заготовки (см. рис. 2, б) при прокатке обода черного колеса (см. рис. 2, г). Она также показывает, во сколько раз увеличится при этом средний периметр обода колесной заготовки и его средний диаметр.

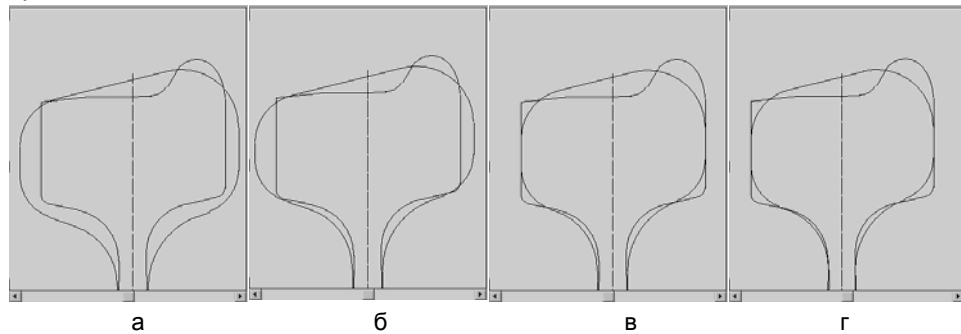


Рис. 2. Схемы ободьев колесных заготовок и черного колеса

На рис. 2, в показан обод колесной заготовки после реализации наклонными валками только осевых обжатий с наружной и внутренней стороны колеса. (Радиальные обжатия обода по поверхности катания, выполняемые нажимными и, в некоторой степени, главными валками, здесь еще не рассматриваются). На этом этапе вытяжка по ободу составила $\mu_2=1,1567$. Площадь обода колесной заготовки стала равной 14353 мм^2 .

Оставшаяся вытяжка μ_3 , соответствующая радиальному обжатию обода по поверхности катания, равна $14353/14128,3=1,016$. Обод после ее реализации показан на рис. 2, г. Площадь обода колесной заготовки (см. рис. 2, г) стала равной площади обода черного колеса. Указанная вытяжка является незначительной. Для ее реализации требуется радиальное обжатие по ободу, равное $\sim 1,5 \text{ мм}$.

На рис. 3 выполнено совмещенное построение контуров колесных заготовок, показанных на рис. 2, а, б, в, г.

Рассмотрены три вытяжки μ_1, μ_2 и μ_3 . Проверкой можно показать, что выполняются соотношения:

$$\mu_0 = \mu_1 \cdot \mu_2 \cdot \mu_3 = 1,1049 \cdot 1,1567 \cdot 1,0160 = 1,298;$$

$$\mu = \mu_2 \cdot \mu_3 = 1,1567 \cdot 1,0160 = 1,175. \quad (1)$$

Выше упоминалось о том, что в процессе как радиальных, так и осевых обжатий имеет место уширение металла. Смещенный в процессе осевых обжатий определенный объем металла в уширение, затем обжимается уже в радиальном направлении. Аналогично в осевом направлении также обжимается определенный объем металла, смещенный ранее в уширение при радиальном обжатии. Соотношения между указанными объемами на каждом обороте колеса в настоящее время не установлены ни теоретически, ни экспериментально. Здесь приняли допущение, что они равны между собой.

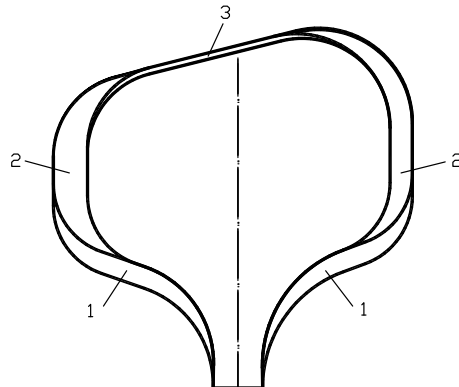


Рис. 3. Совмещенное построение контуров ободьев колесных заготовок, показанных на рис. 2, а, б, в, г: 1 - радиальные обжатия, соответствующие вытяжке μ_1 , 2 - осевые обжатия, соответствующие вытяжке μ_2 , 3 - радиальные обжатия, соответствующие вытяжке μ_3

Радиально-осевые обжатия обода, соответствующие вытяжке $\mu = 1,175$, обеспечивают увеличение его диаметра и формирование гребня. Причем вытяжка μ_2 , соответствующая осевым обжатиям, значительно превышает вытяжку μ_3 , соответствующую радиальным обжатиям по поверхности катания (см. (1)). Поэтому осевые обжатия обода, обеспечивая преобладающий рост его диаметра, неоправданно увеличивают неравномерность деформации металла при прокатке колеса.

Из этого можно сделать вывод, что в существующей калибровке (см. рис. 1) ширина обода колесной заготовки, определяющая его осевые обжатия, равные (28-30) мм, явно завышена. А толщина обода колесной заготовки, определяющая его радиальные обжатия, равные (9-10) мм, явно занижена.

Выполненный анализ дает возможность усовершенствовать метод расчета калибровок. Примем условие равенства вытяжек в зонах 2 и 3 (см. рис. 3), исходя из которого, за счет радиальных и осевых обжатий обода будет обеспечиваться одинаковое увеличение его периметра и, соответственно, диаметра.

На первом этапе на основе обода черного колеса (см. рис. 1) построим другой обод, подобный по профилю ободу колесной заготовки. При этом учтем ряд условий. Во-первых, ширина этого обода должна быть равна ширине обода

чернового колеса. Во-вторых, площадь его сечения должна быть равна площади сечения обода черного колеса. И, в-третьих, масса такого обода должна быть равна массе обода черного колеса. Радиусы в углах обода удобно задать равными радиусам в проектируемой колесной заготовке с учетом требуемого заполнения металлом углов штампов. Указанные построения и результаты расчетов для колес $\varnothing 957$ мм представлены на рис. 4, а и в табл. 2.

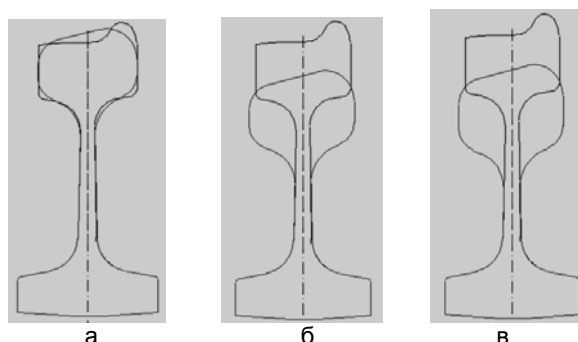


Рис. 4. Проектирование новой калибровки для колес $\varnothing 957$ мм:
 а – проектирование обода черного колеса, подобного ободу колесной заготовки,
 б – совмещенное построение профилей черного колеса и колесной заготовки,
 в которой обод построен без металла, необходимого для увеличения длины диска,
 в – совмещенное построение профилей черного колеса и колесной заготовки

Таблица 2

Баланс масс и вытяжки по элементам обода

	S(черн), мм ²	S(заг), мм ²	$\frac{S(заг)}{S(черн)}$	M(черн), кг	M(заг), кг	$\frac{M(заг)}{M(черн)}$, кг
Обод	14128,296	14124,398	1,000	300,865	301,890	1,025
Кольцевая часть	7879,977	7787,100	0,988	165,812	165,952	0,140
Гребневая часть	6248,319	6337,298	1,014	135,053	135,939	0,885

Величины радиальных обжатий в зоне 1 (см. рис. 3) и соответствующую им вытяжку μ_1 будем определять исходя из требуемого увеличения длины диска колесной заготовки при прокатке черного колеса.

Но вначале определим осевые и радиальные обжатия в зонах 2 и 3 соответственно (см. рис. 3). Для этого необходимо задаться величиной вытяжки по ободу μ и учесть равенство вытяжек μ_2 и μ_3 :

$$\mu = \mu_2 \cdot \mu_3, \mu_2 = \mu_3. \quad (2)$$

Учет условий (2) дает возможность определить расчетным путем наружный диаметр колесной заготовки, осевые обжатия обода и, соответственно, ширину обода колесной заготовки.

Вытяжка μ по существующей технологии равна $\mu = 1,175$ (см.(1)). Воспользуемся этой величиной и, учитывая условия (2), найдем вытяжки μ_2 и μ_3 для условий прокатки колес $\varnothing 957$ мм по новой калибровке.

$$\mu_2 = \mu_3 = \sqrt{\mu} = 1,084. \quad (3)$$

На рис. 5 показан ряд контуров колесных заготовок (а, б, в, г), которые иллюстрируют разработку этой калибровки, и зоны 1, 2, 3 радиальных и осевых обжатий обода.

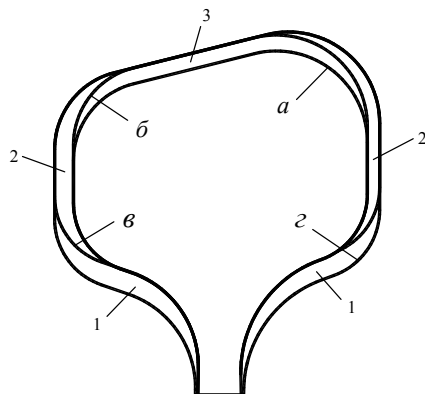


Рис. 5. Совмещенное построение контуров ободьев колесных заготовок, иллюстрирующих разработку новой калибровки

Контур обода, показанный на рис. 5 (позиция а), был получен при проектировании профиля колесной заготовки, представленной на рис. 4, а.

Следующий контур (см. рис.5, позиция б) построен с учетом радиальных обжатий обода по поверхности катания (зона 3), выполняемых нажимными и в некоторой степени главными валками, которые соответствуют вытяжке $\mu_3 = 1,084$ (табл. 3).

Таблица 3

Вытяжки по элементам обода

	S(черн), мм ²	S(заг), мм ²	S(заг) / S(черн)
Обод	14128,296	15315,247	1,084
Кольцевая часть	7879,977	8541,033	1,084
Гребневая часть	6248,319	6774,214	1,084

Контур (см. рис.5, позиция в) построен с учетом осевых обжатий обода (зона 2) по его боковым поверхностям с наружной и внутренней стороны колесной заготовки. Если разделить площадь обода, ограниченного контуром (см. рис.5, позиция в), на площадь обода, ограниченного контуром (см. рис.5, позиция б), то вытяжку μ_2 получим равной 1,084.

Вытяжка по ободу μ при прокатке черного колеса на основе колесной заготовки (см. рис.5, позиция в) равна $\mu_2 \cdot \mu_3 = 1,175$ (см. табл. 4).

При проектировании контура (см.рис.5, позиция в) учтено распределение осевых обжатий на наружную и внутреннюю сторону колеса по методике [8]. Учтено также равенство вытяжек по кольцевой и гребневой частям обода (с точностью, которая характеризуется данными табл.4).

На основе контура обода, показанного на рис. 5 (позиция в) построим следующий контур колесной заготовки. Для этого необходимо выполнить расчет диаметров этого обода по его внутренним поверхностям с наружной и внутренней стороны колесной заготовки, учитывая, что масса обода (см. рис. 5, позиция в) равна массе обода (см. рис. 5, позиция а). Выполнив указанные расчеты, полу-

чили, что диаметр обода по его внутренней поверхности с наружной стороны колесной заготовки равен 683 мм, а с внутренней стороны – 693 мм. Совместное построение профилей черного колеса и указанной колесной заготовки показано на рис. 4, б. Чертеж этой колесной заготовки представлен на рис. 6, а. Баланс масс по основным элементам ободьев черного колеса и колесной заготовки представлен в табл. 5. Полученный контур обода колесной заготовки еще не содержит соответствующий объем металла на требуемое увеличение длины диска. Причем известно (см. табл. 5), что для этого необходимо 24,7 кг металла.

Таблица 4

Вытяжки по элементам обода

	S(черн), мм ²	S(заг), мм ²	S(заг) / S(черн)
Обод	14128,296	16598,853	1,175
Кольцевая часть	7879,977	9211,943	1,169
Гребневая часть	6248,319	7386,911	1,182

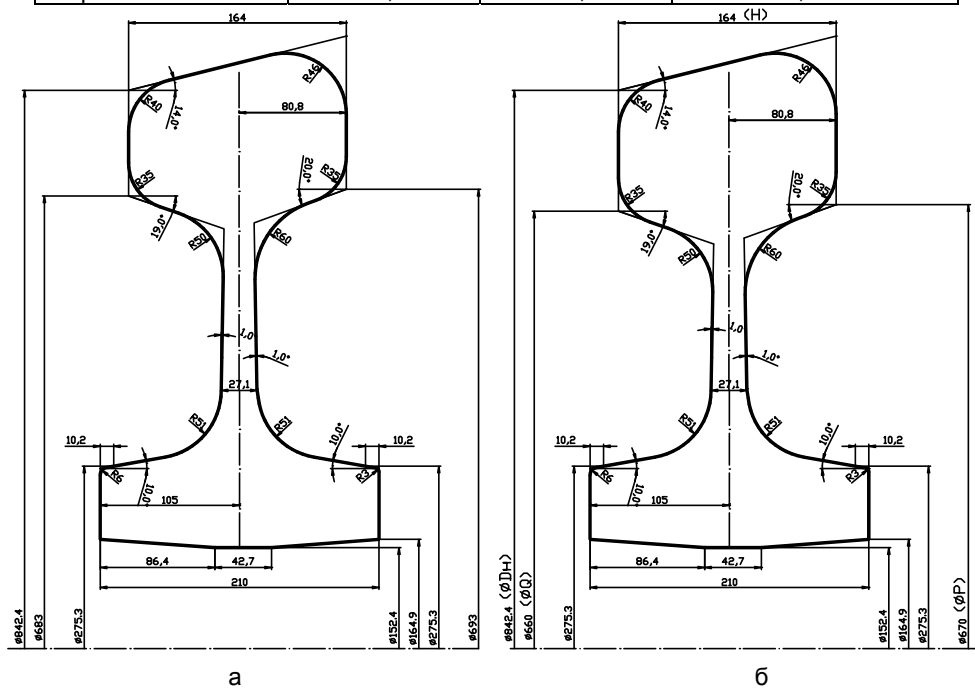


Рис. 6. Новая калибровка по металлу для формовочного пресса силой 100 МН:
а – профиль колесной заготовки, в обод которой еще не предусмотрен соответствующий объем металла на увеличение длины диска,
б – профиль спроектированной колесной заготовки

Таблица 5

Баланс масс по основным элементам ободьев черного колеса и колесной заготовки

	M(черн), кг	M(заг), кг	M(заг) - M(черн), кг
Обод	300,865	300,877	0,012
Кольцевая часть	165,812	166,032	0,220
Гребневая часть	135,053	134,845	-0,208
Дисковая часть	73,517	48,799	-24,718
В целом	374,382	349,677	-24,706

Контур (см. рис. 5, позиция г) построен с учетом радиальных обжатий обода (зона 1) по его внутренним поверхностям. Указанные объемы металла в зонах 1 предусмотрены на увеличение длины диска колесной заготовки при ее прокатке. Чертеж соответствующей колесной заготовки показан на рис. 6, б. Наружный диаметр колесной заготовки не изменился (см. рис. 6, а). Были рассчитаны новые (уменьшенные) диаметры обода по его внутренним поверхностям. Совмещенное построение профилей колесной заготовки и черного колеса представлено на рис. 4, в. Баланс масс и вытяжки по элементам обода и части диска, которая с ним сопряжена, даны в табл. 6.

Таблица 6

Баланс масс и вытяжки по элементам обода и диска

	M(черн), кг	M(заг), кг	M(заг) - M(черн), кг	S(черн), мм ²	S(заг), мм ²	S(заг) S(черн)
Обод	300,865	330,074	29,209	14128,296	18486,848	1,308
Кольцевая часть	165,812	181,908	16,097	7879,977	10242,863	1,300
Гребневая часть	135,053	148,166	13,113	6248,319	8243,985	1,319
Дисковая часть	73,517	44,320	-29,197	4978,454	3413,801	0,686
В целом	374,382	374,394	0,012	19106,750	21900,650	1,146

Суммарная вытяжка по ободу при прокатке черного колеса на основе новой колесной заготовки (см. рис. 6, б) равна $\mu_1 \cdot \mu_2 \cdot \mu_3 = 1,308$.

Вытяжка μ_3 , соответствующая радиальному обжатию металла по внутренним поверхностям обода, в процессе которого металл обода перетекает в диск, равна $\mu_3 = 1,308 / (1,084 \cdot 1,084) = 1,113$.

Сравним чертежи колесных заготовок, получаемых штамповкой в условиях ОАО «Интерпайп НТЗ» и ОАО «ВМЗ» на прессе силой 100 МН, по существующей технологии (см. рис. 1) и предложенной (см. рис. 6, б). Ширина обода уменьшилась с 176 мм до 164 мм. Соответственно суммарные осевые обжатия по ободу также уменьшились с 27,7 мм до 15,7 мм (то есть в 1,8 раза). При этом радиальные обжатия увеличились практически в 2 раза, с 8,9 мм до 17,4 мм.

В отличие от существующей практики величина наружного диаметра колесной заготовки и осевые обжатия обода не назначались конструктивно. Они получены путем расчета по предложенному методу, который предполагает учет условий (2). Анализ показал, что с ростом вытяжки μ увеличивается ширина обода колесной заготовки и соответственно величина его осевого обжатия. При этом уменьшаются наружный диаметр D_H (см. обозначения на рис. 6, б), а также диаметры обода по его внутренним поверхностям с наружной (Q) и внутренней (P) сторон колесной заготовки. Так, при $\mu = 1,175$ ($\mu_2 = \mu_3 = 1,084$), $H = 164$ мм, а указанные диаметры обода $Q = 660$ мм и $P = 670$ мм соответственно. При $\mu = 1,188$ ($\mu_2 = \mu_3 = 1,09$), $H = 167$ мм, а указанные диаметры обода $Q = 650$ мм и $P = 660$ мм соответственно.

Калибровщик из конструктивных соображений выбирает только величину μ , которая, как видно, незначительно влияет на ширину обода и соответственно

его осевые обжатия. А все остальные величины (H , $\varnothing Q$, $\varnothing P$, $\varnothing D_H$) уже рассчитываются.

В наших расчетах мы выбрали $\mu = 1,175$ для того, чтобы измененную технологию (см. рис. 6, б) сопоставить с существующей (см. рис. 1), где эта вытяжка такая же. Причем и суммарные вытяжки по ободу μ_0 получены практически равными: 1,298 (по существующей технологии, см. табл. 1); 1,308 (по измененной технологии, см. табл. 6).

В табл. 7 представлены основные параметры по четырем колесным заготовкам, спроектированные по предложенному методу, учитывающему равенство вытяжек μ_2 и μ_3 . Для сравнения в последней строке этой таблицы (калибровка №5) приведена также информация по существующей технологии (см. рис. 1). Все расчеты выполнены на основе компьютерной программы «YI Rough railway wheels» [11].

Таблица 7

Параметры колесных заготовок для прокатки черновых колес $\varnothing 957$ мм

№	μ_2	μ_3	μ	μ_0	H , мм	Δh_0 , мм	Δh_p , мм	$\varnothing Q$, мм	$\varnothing P$, мм	$\varnothing D_H$, мм
1	1,090	1,090	1,188	1,331	167	18,7	17,3	650	660	832
2	1,084	1,084	1,175	1,308	164	15,7	17,4	660	670	842
3	1,078	1,078	1,162	1,285	163	14,7	16,1	670	680	849
4	1,072	1,072	1,150	1,256	162	13,7	14,6	680	690	860
5	1,157	1,016	1,175	1,298	176	27,7	8,9	670	680	830

В процессе расчетов вытяжку по ободу μ в каждой следующей калибровке уменьшали на 0,01. При этом вытяжки μ_2 , μ_3 в каждой следующей калибровке были получены на 0,006 меньше, чем в предыдущей.

Из приведенной в табл. 7 информации следует, что наружный диаметр (D_H) колесной заготовки по калибровке №1 практически равен наружному диаметру колесной заготовки по калибровке №5 (существующая технология). Диаметры по внутренним поверхностям обода (Q, P) у колесной заготовки по калибровке №3 равны соответствующим диаметрам по калибровке №5. По всем четырем калибровкам №1-№4 ширины ободьев и их осевые обжатия существенно уменьшились до (162-167) мм и (13,7-18,7) мм соответственно. А радиальные обжатия увеличились до (14,6-17,3) мм.

Величина раскатки колесной заготовки №4 на колесопрокатном стане по внутреннему диаметру обода (Q) наименьшая – (817-680) = 137 мм. А величина раскатки колесной заготовки №1 по диаметру Q - наибольшая (817-650) = 167 мм.

По калибровке №3 величина раскатки колесной заготовки по диаметру Q такая же, как и по существующей технологии – (817-670) = 147 мм.

Калибровщик, основываясь на представленных результатах и своем практическом опыте, может выбрать любую из четырех полученных колесных загото-

вок. В процессе прокатки черновых колес во всех случаях будет выполнено условие равенства вытяжек μ_2 и μ_3 и соответственно равенство роста диаметра колеса за счет его суммарных осевых и радиальных обжатий.

В заключение отметим, что на основе анализа соотношений между радиальными и осевыми обжатиями обода предложен усовершенствованный метод расчета калибровок для прокатки колес широкого сортамента. На его основе для колес $\varnothing 957$ мм выполнены расчеты наружного диаметра колесной заготовки, диаметров по внутренним поверхностям обода, его ширины, а также величин осевых и радиальных обжатий обода при прокатке этой заготовки на колесопрокатном стане.

Литература

1. Пат. 79312 Україна, МПК (2006) B21 K 1/28, B21 J 1/00, B21 H 1/00. Спосіб формування колісних заготовок, що мають обод, диск і маточину. О.В. Яковченко, С.О. Снітко (Україна). – № а2005 03368; Заявл. 11.04.2005; Опубл. 11.06.2007, Бюл. № 8. – 10 с.
2. Яковченко А.В., Снітко С.А., Собхи Хасан. Новые технологические схемы и калибровки для производства колес из точных и уменьшенных по массе заготовок // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ, 2005. – С. 100–107.
3. Снітко С.А., Яковченко А.В., Івлева Н.І. Математическая модель процесса штамповки колесных заготовок // Наукові праці ДонНТУ. Металургія: Зб. наук. пр. – Донецьк, 2007. – Вип. 9 (122). – С. 156 – 165.
4. Шифрин М.Ю., Соломович М.Я. Производство цельнокатаных колес и бандажей. – М.:Металлургия, 1954. – 425 с.
5. Производство железнодорожных колес / Г.А. Бирик, А.М. Иоффе, А.В. Праздников и др. – М.: Металлургия, 1982. – 232 с.
6. Шифрин М.Ю. Резервы производительности и выхода годного при прокатке колес. – М.: Металлургия, 1989. – 144 с.
7. Шифрин М.Ю. Рациональный режим осадки обода колесной заготовки // Сталь. – 1993. – № 5. – С. 52–54.
8. Яковченко А.В., Луговой А.В., Івлева Н.І. Экспериментально–теоретический метод компьютерного проектирования калибровок для прокатки железнодорожных колес // Металл и литье Украины. – 2004. – № 1–2. – С. 59–63.
9. Яковченко А.В., Перков Б.А., Горб Е.В., Назаренко Н.В., Луговой А.В., Івлева Н.І. Совершенствование технологии производства железнодорожных колес и методов ее разработки на ПЭВМ // Металлургическая и горнорудная промышленность. - 2001. - №7. - С.74-78.
10. Пат. 2073577 Россия, МПК6 B21 H 1/04. Способ прокатки изделий типа колес. А.А. Кобышев, Б.Ф. Антипов, С.А. Королев и др. (Россия) – № 94041509/08; Заявл. 16.11.1994; Опубл. 20.02.1997. – 6 с.
11. Яковченко А.В., Снітко С.А., Івлева Н.І. Пути совершенствования компьютерных программ проектирования калибровок инструмента деформации для производства штамповано-катаных железнодорожных колес // Металл и литье Украины. – 2003. – № 6. – С. 30–35.

С.А.Василишин, М.Л.Роганов

КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНЫЙ АВТОМАТ С ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ СВЯЗЬЮ МЕХАНИЗМОВ

Приведена конструктивная схема гвоздильного кузнечно-штамповочного автомата с гидравлической связью всех его механизмов от коленчатого вала. Значительно упрощается кинематическая связь механизмов, трудоемкость изготовления, масса автомата, снижается его стоимость, повышается надежность. Рис. 1, ист. 2

Применение гидропривода в кузнечно-прессовых автоматах известно [1, 2]. Основное его преимущество заключается в снижении металлоёмкости за счёт замены механической связи между механизмами (кривошипно-ползунные, рычажные, колено-рычажные, клиновые и т.п.) на гидравлическую связь с исполнительными механизмами в виде гидроцилиндров. Такая замена позволяет снизить массы подвижных частей, инерционные нагрузки, трудоёмкость изготовления, габариты механизмов.

Рассмотрим идею использования гидропривода в автоматах на примере автомата для изготовления изделий из проволоки (АИИП).

Основное условие работоспособности АИИП - это чёткое взаимодействие механизмов во времени, выполнение цикловой диаграммы. Механические связи между механизмами с такой задачей справляются. В современных, например, гвоздильных автоматах привод исполнительных устройств механизмов высадки, зажима, отрезки-острения производится кривошипно-ползунными механизмами, установленными на главном коленчатом валу и двух вспомогательных валах, соединённых с главным валом коническими шестернями. Механизм подачи проволоки выполнен рычажным и приводится эксцентриковым механизмом с регулируемым эксцентриситетом, размещённым на торце главного коленчатого вала. Регулировка механизмов на работу в соответствии с заданной циклограммой осуществляется установкой боковых валов относительно положения колена или ползуна главного коленчатого вала. Кинематическая схема типового одноударного гвоздильного автомата показана в [2].

Кинематическая схема этого же автомата, но с гидравлической связью исполнительных механизмов показана на рис. 1.

Электродвигатель 1, ременная передача 2, маховик 3, коленчатый вал 4, шатун 5, ползун 6, высадочный пуансон 7 - остались практически без изменений.

Это же относится и к механизмам зажима 8, отрезки-острения 9, подачи 10, отбивки гвоздей 11, конструкция которых в зоне контакта с заготовкой также не меняется. Изменён привод этих механизмов. На коленчатом валу 4 установлены кулачки 12, 13, 14, которые контактируют с роликами штоков поршневых гидроцилиндров 15, 16, 17. Штоковые и поршневые полости этих гидроцилиндров соединены гидролиниями 18, 19, 20, 21, 22, 23 с такими же полостями исполнительных гидроцилиндров 24, 25, 26, соединённых с механизмами, соответственно зажима 8, отрезки-острения 9, подачи 10. Все механизмы отжаты пружинами 27 так, чтобы ролики цилиндров 15, 16, 17 были соединены с кулачками 12, 13, 14. Для компенсации утечек жидкости из гидросистемы на всех гидролиниях установлены обратные клапаны 28, соединённые гидролиниями с аккумулятором подпитки 29, например с подпружиненным по-

ршнем 30, который при верхнем и нижнем положении нажимает конечный выключатель ВК-1, который в верхнем положении выключает, а в нижнем положении включает подачу минерального масла от насоса смазки, которым снабжён автомат. Пружины поджима к кулачкам могут быть размещены и внутри соответствующих гидроцилиндров. Можно обойтись и без пружин, охватывая каждый кулачок двумя роликами, один из которых толкающий, другой тянущий. Существующий привод механизма подачи можно не менять, поскольку он достаточно простой и не металлоёмкий.

Подобная схема гидравлической связи механизмов автомата позволяет значительно упростить его конструкцию в целом и станину особенно, уменьшить металлоёмкость и трудоёмкость изготовления, снизить массу, уменьшить маховые массы, повысить КПД привода.

Рассмотрим возможности автомата с гидравлической связью основных модулей (кроме высадочного) по схеме рис. 1.

Принимаем жидкость несжимаемой, упругой деформацией металлических частей пренебрегаем. Принимаем быстроходность коленвала $1200 \frac{1}{\text{МИН}}$, 1 обо-

$$\text{рот за время } t_b = \frac{1200}{60} = 20 \frac{1}{\text{с}}.$$

Каждый приводной гидроцилиндр должен выполнить за это время двойной ход, тогда время одного хода составит:

$$t_x = \frac{1}{20 * 2} = 0,025 \text{ с.} \quad (1)$$

Принимаем усилие зажима 50000 Н и ход зажима 5 мм. Площадь поршня цилиндра (зажим без рычага) составит:

$$A_{пз} = \frac{F_3}{p_p}, \quad (2)$$

где p_p - принятое рабочее давление жидкости ($p_p = 30 - 50$ МПа).

Принимаем $p = 30$ МПа, тогда:

$$A_{пз} = \frac{50000}{30} = 1660 \text{ мм}^2, \quad (3)$$

что составит диаметр 46 мм.

Объём жидкости, необходимый для хода цилиндра зажима, составит:

$$Q'_ж = A_{пз} * h_3 = 1660 * 5 = 8300 \text{ мм}^3. \quad (4)$$

Расход жидкости составит:

$$Q_ж = \frac{Q'_ж}{t_x} = \frac{8300}{0,025} = 333000 \text{ мм}^3/\text{с}. \quad (5)$$

Если принять среднюю скорость в трубопроводе $V_{тр} = 3 \frac{\text{М}}{\text{с}}$, при этом потери на 1 м длины составят 0,044 МПа, то сечение трубопровода определится:

$$A_{тр} = \frac{Q'_ж}{t_x} = \frac{333000}{3000} = 111 \text{ мм}^2, \quad (6)$$

что составит диаметр 12 мм.

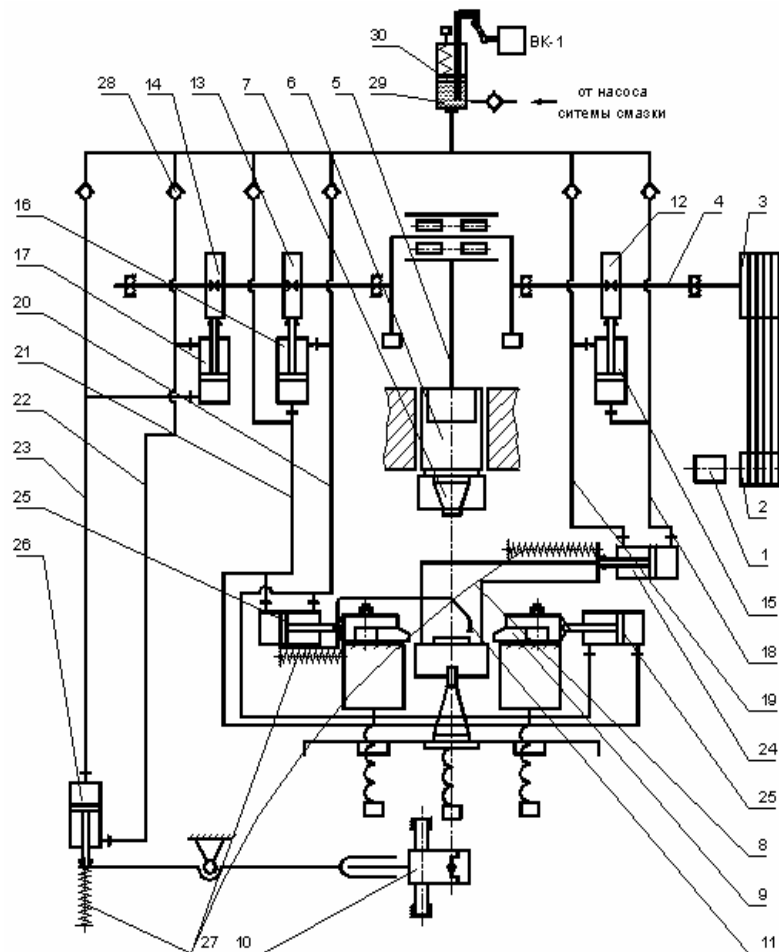


Рис. 1. Схема автомата с гидравлической связью механизмов

Механизм зажима, отрезки-острения и подачи целесообразно представлять не гидроцилиндром, а рычажным или колено-рычажным механизмом, подгоняя их размеры под возможности автомата.

Рассмотрим возможность автомата с возвратно-поступательным движением ползуна частотой $2000 \frac{1}{\text{МИН}}$. Усилие высадки стандартного гвоздя $\varnothing 2,5 \text{ мм}$ из материала с $\sigma_b = 800 \text{ МПа}$ составит примерно $17,5 \text{ кН}$, усилие зажима примерно 12 кН , усилие отрезки около 10 кН .

Число ходов в секунду составит:

$$n_c = \frac{2000}{60} = 33,4 \frac{1}{\text{с}}. \quad (7)$$

Время двойного хода составит:

$$t_{2x} = \frac{1}{n_c} = \frac{1}{33,4} = 0,03 \text{ с}. \quad (8)$$

Время хода:

$$t_x = 0,5 * t_{2x} = 0,015 \text{ с}. \quad (9)$$

Рассмотрим схему с приводом исполнительных механизмов непосредственно от гидроцилиндров и рабочим давлением жидкости $p_p = 50 \text{ МПа}$ (30 МПа).

Площади цилиндров зажима и отрезки составят:

$$A_{\text{ц}} = \frac{F_3}{p_p} = \frac{12000}{50(30)} = 240 \text{ мм}^2 (400 \text{ мм}^2), \quad (10)$$

диаметр, соответственно $\varnothing 55 \text{ мм}^2$ ($\varnothing 72 \text{ мм}^2$).

Принимая ход цилиндра зажима 3 мм, отрезки 15 мм, объём жидкости под зажим:

$$Q'_3 = A_{\text{ц}} * 3 = 240(400) * 3 = 720 \text{ мм}^3 (1200 \text{ мм}^3). \quad (11)$$

На отрезку – за счёт хода по 15 мм двух цилиндров получим:

$$Q'_{\text{отр}} = A_{\text{ц}} * 2 * 15 = 240(400) * 30 = 7200 \text{ мм}^3 (12000 \text{ мм}^3). \quad (12)$$

Далее расчёт ведём по цилиндрам отрезки. Расход жидкости составит:

$$Q_{\text{отр}} = \frac{Q'_{\text{отр}}}{t_x} = \frac{1800(3000)}{0,015} = 480000 \text{ мм}^3/\text{с} (800000 \text{ мм}^3/\text{с}). \quad (13)$$

При средней скорости в трубопроводах $V_{\text{тр}} = 3 \text{ м/с}$ сечение трубопровода составит:

$$A_{\text{тр}} = \frac{Q_{\text{отр}}}{t_x} = \frac{120000(200000)}{3000} = 160 \text{ мм}^2 (264 \text{ мм}^2), \quad (14)$$

что соответствует диаметру 14,3 мм (18,4 мм).

При установке на привод механизмов рычажных или колено-рычажных механизмов, параметры гидросистемы автоматов снижаются.

Целесообразно унифицировать диаметры гидроцилиндров исполнительных (у механизмов) и приводных (у колнчатого вала), при этом приводные гидроцилиндры унифицируются за счёт параметров передаточных механизмов, а приводные гидроцилиндры – за счёт площади (величина усилия на кулачки) и хода (величина хода кулачка).

Выводы. Приведена конструктивная схема гвоздильного кузнечно-штамповочного автомата с гидравлической связью всех его механизмов от колнчатого вала. Значительно упрощается кинематическая связь механизмов, трудоемкость изготовления, масса автомата, снижается его стоимость, повышается надежность.

Литература

1. Ковка и штамповка: Справочник. В 4-х т. – М.: Машиностроение, 1987. – Т.3. Холодная объемная штамповка / Под ред. Г.А.Навроцкого. 1987. – 384 с.
2. Васи́лишин С.А. Кузнечно-прессовое оборудование для изготовления изделий из проволоки. – Хмельницкий: ТУП. 2001. – 260 с., ISBN 966-7789-26-8.

Л.А.Рябичева, Д.А.Усатюк, Н.В.Белошицкий

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ
ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ СО СФЕРИЧЕСКОЙ ПОЛОСТЬЮ**

Выполнен анализ экспериментальных и теоретических данных технологии изготовления деталей со сферической полостью из различного вида заготовок. Установлено, что использование заготовки с облегчающей полостью для горячего выдавливания позволяет изготовить качественные детали. Рис. 5, ил. 5.

Возможность получения деталей сложной формы горячей штамповкой порошковых заготовок определяется выбором схемы деформирования, формы, размеров и пористости заготовки. Основное условие получения качественного изделия – создание во всем объеме порошковой заготовки такого напряженно-деформированного состояния, при котором формируется равномерно распределенная плотность и равномерная структура. В значительной степени это определяется перераспределением массы металла элементами заготовки [1]. Исследования [2, 3] показали, что сочетание уплотнения с интенсивным формоизменением пористой заготовки позволяет получать детали сложной формы. Одним из условий оптимизации технологического процесса получения деталей сложной формы является упрощение формы заготовок и применение схем, при которых реализуются сдвиговые деформации. Однако имеющиеся рекомендации носят общий характер.

Целью данной работы является поиск оптимальной формы и пористости заготовок для изготовления горячим выдавливанием деталей с внутренним отверстием и со сферической полостью.

Деталь «шаровая опора» имеет сложную конфигурацию с отверстием, сферической полостью и буртом по наружному диаметру (рис. 1, а). По классификации [4] она относится к III группе сложности деталей, изготавливаемых горячей штамповкой пористых заготовок. Согласно рекомендациям [1], форма заготовок для получения деталей этой группы должна быть максимально приближена к конфигурации готового изделия, а изготавливать ее рекомендуется в плавающей матрице с противодавлением на многопозиционных прессах осадкой с одновременным уплотнением всех элементов.

Штамп для изготовления детали «шаровая опора» (рис. 1, б) состоит из верхнего пуансона 2 со сферической рабочей поверхностью, формирующей полость детали, закрепленного к верхней плите штампа 1. Подкладное кольцо 3 регулирует требуемую высоту бурта детали 5, которая изготавливается из пористой биметаллической заготовки 4. Подвижная матрица 6 с бандажом установлена на упругих элементах 10 и фиксируется от горизонтального смещения нижним пуансоном 7, закрепленным на нижней плите штампа 11. Для получения отверстия предусмотрена подвижная игла 8, опирающаяся на пружину 9.

Заготовки устанавливаются в полость штампа таким образом, чтобы верхняя часть находилась на уровне образования бурта. В момент соприкосновения сферической части верхнего пуансона 2 с иглой 8 и заготовкой 4 происходит осадка и уплотнение с частичным формированием сферической полости без радиального течения металла. На этой стадии перемещение матрицы 6 вниз происходит за счет сил трения между заготовкой и стенками матрицы.

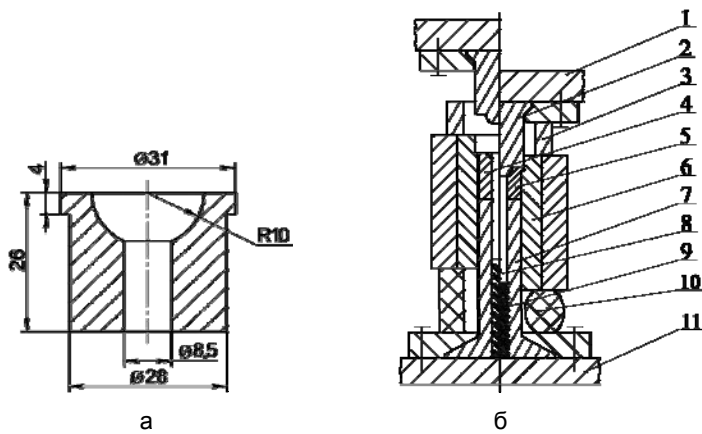


Рис. 1. Чертеж детали «шаровая опора» – а и схема лабораторного штампа – б

При дальнейшем ходе ползуна пресса верхняя плита штампа за счет подкладных колец 3 упирается в матрицу, что гарантирует получение бурта требуемой высоты. Изменяя высоту колец, можно получить различную высоту бурта. Вторая стадия формообразования детали осуществляется за счет радиального течения и выдавливания уже уплотненного металла в условиях значительных деформаций, в результате формируется сферическая полость и бурт детали.

Цилиндрические заготовки с отверстием пористостью 30%, 16% и 10% прессовались из порошковой шихты, содержащей 99,4% железного порошка марки ПЖ4М2 (ГОСТ 9849-74) и 0,6% графита карандашного ГК-1 (ГОСТ 4404-78), на гидравлическом прессе модели ПД-476 усилием 1600 кН методом двухстороннего прессования спекались в шахтной электропечи в среде генераторного газа при $t=920\pm 20^\circ\text{C}$ в течение 0,5 ч. После спекания заготовки имели пористость 29%, 15% и 10% соответственно. Износостойкий слой выполнялся из порошка, полученного из шлама [5]. Заготовки разрезались вдоль оси прессования, и на поверхность наносилась координатная сетка с размером ячейки 2×2 мм.

Для эксперимента использовались три типа биметаллических заготовок. На составной заготовке первого типа (рис. 2, а) вытачивалась канавка и вставлялась шайба из износостойкого порошка пористостью 20%, диаметром 21 мм и высотой 2,5 мм, пористость тела – 29%. На заготовках двух других типов (рис. 2, б, в) в качестве износостойкого слоя использовался порошок, который подвергался непосредственно формообразованию при выдавливании детали. Заготовка третьего типа имела облегчающую полость.

Для определения объема и массы порошка, требуемого для получения износостойкого слоя, в заготовках второго и третьего типа, использовался закон постоянства масс слоя:

$$V_n \theta_n = V_n \theta_n, \quad (1)$$

где V_n – объем засыпки; θ_n – относительная насыпная плотность порошка; V_n – объем износостойкого слоя после деформации; θ_n – относительная плотность износостойкого слоя после деформации.

Толщина износостойкого слоя принималась равной 0,8 мм исходя из условия изнашивания поверхности детали. Определялся объем и масса износостойкого порошка для получения требуемого слоя с относительной плотностью $\theta_c = 0,96$. Высоту конической части для засыпки порошка, полученного из шлама, принимали равной радиусу получаемой сферы, внутренний диаметр заготов-

ки - 9 мм, что обеспечивает ее свободную посадку при выдавливании на стержень диаметром 8,5 мм. Определялся объем и форма слоя после окончательного прессования. Исходя из расчета размеров облегчающей полости с помощью программы-решателя LS-DYNA, оптимальный угол конической полости принят 36° и глубина 6 мм. Затем определяли геометрические размеры слоя.

При изготовлении заготовки второго и третьего типа (рис. 2, б, в) шихта для основного объема заготовки засыпалась в полость матрицы и прессовалась пуансоном с конической поверхностью при давлении 10 МПа. В образовавшуюся коническую полость засыпался порошок, полученный из шлама. Окончательное прессование заготовок (рис. 2, б) осуществлялось плоским верхним пуансоном до пористости основного металла 16% и 10%, при этом пористость износостойкого слоя составила 23% и 22% соответственно. Различия плотности основного и износостойкого металла объясняется различной уплотняемостью разнородных порошков.

В заготовках третьего типа (рис. 2, в) с облегчающей полостью окончательное прессование осуществлялось пуансоном с конической поверхностью, формирующей облегчающую полость. Пористость основного металла 16% и 10%. При этом пористость износостойкого слоя составила 19% и 17% соответственно.

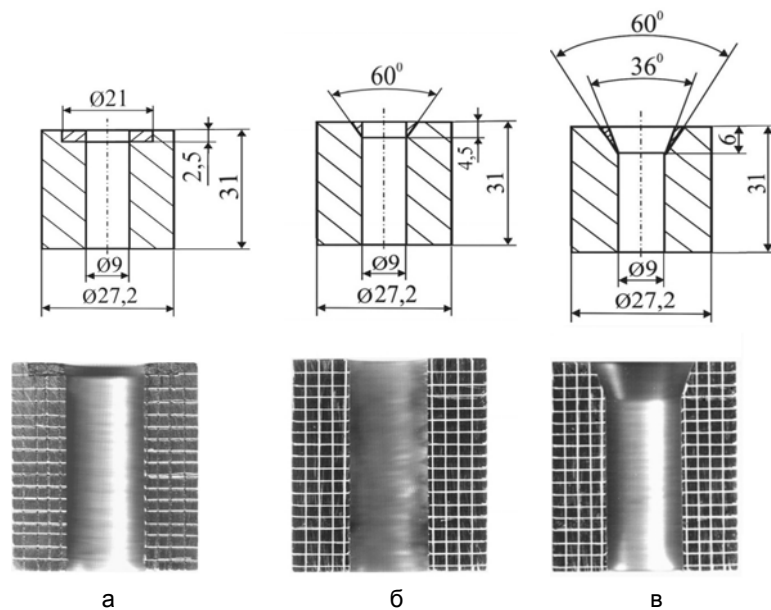


Рис. 2. Типы заготовок: а – составная; б – без облегчающей полости; в – с облегчающей полостью

Полученные после прессования половинки заготовок с нанесенной координатной сеткой (рис. 2) сваривались точечной сваркой, нагревались до температуры 1150°С и производилось горячее выдавливание на винтовом прессе с дугостаторным приводом модели Ф-1730 усилием 1000 кН. Логарифмическая степень деформации каждой ячейки рассчитывалась по формуле:

$$e = \ln \frac{h_k}{h_n}, \quad (2)$$

где h_k , h_n – конечная и начальная высота ячейки.

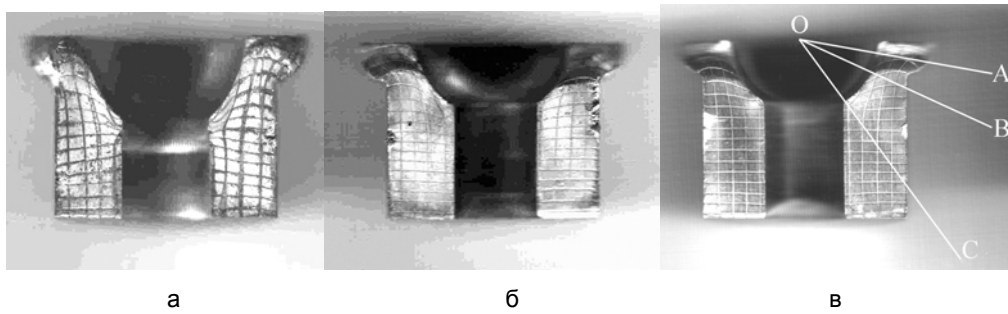


Рис. 3. Детали после горячего выдавливания:
а – составная; б – без облегчающей полости; в – с облегчающей полостью

Визуальный анализ качества деталей после горячего выдавливания (рис. 3) показал, что при использовании заготовок первого типа с износостойкой вставкой, значительно отличающейся механическими свойствами от основного металла, вставленная шайба вытесняется сферическим пуансоном, как клин, на поверхность детали и не распределяется по сферической поверхности. На сферической поверхности наблюдаются осевые макротрещины, а по бурту – радиальные. Этот вариант изготовления биметаллических деталей в дальнейших исследованиях исключался.

При выдавливании деталей из заготовок второго типа вытеснения и отслаивания износостойкого слоя на поверхности детали не наблюдается. Распределение слоя по сферической поверхности равномерное. Он покрывает примерно 2/3 поверхности. Это вполне удовлетворяет условиям работы детали в связи с тем, что изнашивается в основном ее верхняя половина. Однако обнаружено, что при выдавливании заготовок пористостью 15% по наружному диаметру бурта присутствуют радиальные макротрещины. При выдавливании заготовок пористостью 10% получены детали без микротрещин. Однако на поверхности верхнего пуансона появляются микроцарапины, а с течением времени и задиры, вследствие чего на сферической поверхности детали образуются шероховатости, поэтому изготовление деталей таким способом нецелесообразно.

При использовании заготовок третьего типа с облегчающей полостью удалось снизить количество микротрещин по краю бурта при пористости заготовок 15%. С уменьшением пористости заготовок до 10% получены качественные детали без дефектов. Плотность основного металла детали – $7,78 \text{ г/см}^3$, а износостойкого слоя – $7,11 \text{ г/см}^3$, что составляет 4,0% пористости. Толщина износостойкого слоя от нижней точки сферической поверхности к верхней возрастает от 0,8 до 1,0 мм. При полученной пористости износостойкий слой имеет высокие качественные показатели [5]. Исследование распределения толщины износостойкого слоя осуществлялось металлографическим анализом на микроскопе МИМ-7. Для этого деталь разрезалась по центру вдоль оси выдавливания. Во избежание скалывания поверхностной кромки образцы устанавливались в кольцевую обойму и заливались эпоксидной смолой, после отверждения которой изготавливались микрошлифы (рис. 4).

Анализ течения металла при выдавливании деталей из заготовок с облегчающей полостью выполнен методом координатных сеток (рис. 5, а) и с помощью программы-решателя LS-DYNA (рис. 5, б). Он показал, что наибольшая неравномерность и величина степени деформации получена в зоне формирования бурта по сечению ОА (кривая 1). В поверхностном слое металла интенсивность деформации составляет 1,85. На расстоянии 2-2,5 мм от поверхности к границе

раздела двух разнородных металлов наблюдается ее рост. При выходе из очага деформации интенсивность деформации уменьшается с 1,9 до 1,5.

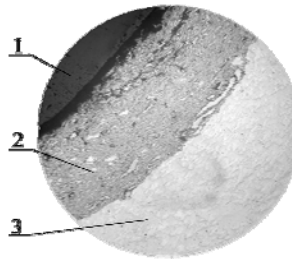


Рис. 4. Распределение износостойкого слоя по зеркалу сферы ($\times 90$):
1 – эпоксидная смола, 2 – износостойкий слой, 3 – тело детали

Характер течения металла по сечению ОВ (кривая 2) аналогичен. Однако интенсивности деформации ниже на 0,1-0,2. Максимум интенсивности деформации сдвигается влево на 0,8-1 мм по сравнению с сечением ОА и находится на расстоянии 1,0-1,2 мм от поверхности сферы. Это объясняется тем, что в этой области происходит уменьшение толщины износостойкого слоя. У наружной поверхности детали наблюдается незначительное повышение интенсивности деформации на 0,1 за счет заполнения зазора между поверхностью заготовки и стенками матрицы с более интенсивным вытеснением пор.

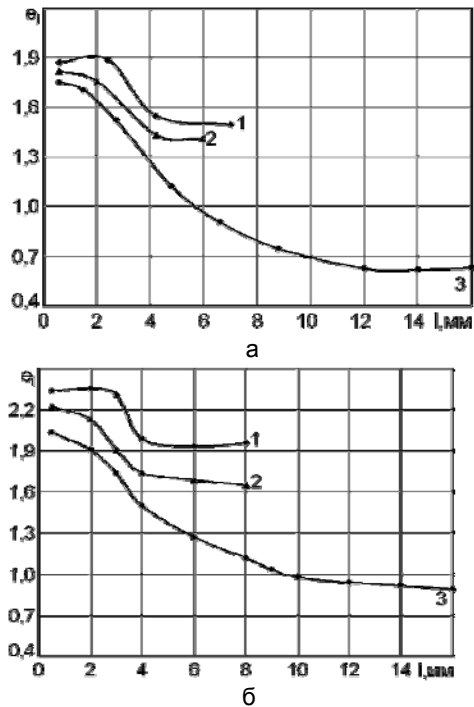


Рис. 5. Зависимость степени деформации по разным сечениям образцов:
1 - О-А; 2 - О-В; 3 - О-С

Характер изменения течения металла по сечению ОС (кривая 3) аналогичен первым двум. Однако максимум интенсивности деформации еще более

сдвинут к поверхности сферы вследствие уменьшения толщины износостойкого слоя. При удалении от очага деформации интенсивность деформации плавно снижается к центру заготовки с 1,7 до 0,5, а по мере приближения к поверхности увеличивается до 0,6.

Следует отметить хорошую сходимостью экспериментальной и теоретической зависимости интенсивности деформаций. Разница в их величине объясняется тем, что экспериментальные данные (рис. 5, а) обработаны для плоского, а теоретические (рис. 5, б) - для объемного деформированного состояния.

Выводы. Выполнено исследование технологий изготовления детали со сферической полостью из биметаллических заготовок трех видов различной пористости. Проведен экспериментальный и теоретический анализ деформированного состояния. Использование заготовки с облегчающей полостью и пористостью 10% для горячего выдавливания позволяет изготовить качественные детали с износостойким слоем без механической обработки.

Литература

1. Скороход Г.Е., Бурнаев Н.И., Корценштейн Н.Э. Технологические особенности изготовления деталей сложной конфигурации из металлических порошков методом горячей штамповки // Порошковая металлургия. - 1988. - №3. - С. 29-33.
2. Баглюк Г.А., Штерн М.Б., Юрчук В.Л. Сравнительный анализ схем нагружения при горячей штамповке пористой заготовки в закрытом штампе // Порошковая металлургия. - 1989. - №11. - С. 19-21.
3. Рябичева Л.А., Цыркин А.Т., Матарнех Б.Т. и др. Схемы деформирования порошковых деталей различной сложности // Металлообработка. - №3. - 2002. - С. 33-35.
4. Дорофеев Ю.Г., Мирошников В.И., Байдала Э.С. Основные параметры технологии динамического горячего прессования при производстве деталей различной степени сложности штампе // Порошковая металлургия. - 1979. - №8. - С. 91-99.
5. Рябичева Л.А., Цыркин А.Т., Белошицкий Н.В. Свойства порошка, полученного из шлифовального шлама стали 40X10C2M // Порошковая металлургия. - 2007. - №5/6. - С. 111-117.

УДК 658.382.3

А.И.Гедрович, Т.А.Шинкарева, А.Н.Голофаев

ХАРАКТЕРИСТИКА ВРЕДНЫХ ВЕЩЕСТВ, ПОПАДАЮЩИХ В РАБОЧУЮ ЗОНУ ПРИ ЛИТЬЕ ПО ГАЗИФИЦИРУЕМЫМ МОДЕЛЯМ

В статье рассмотрены современные процессы изготовления отливок, выявлены источники вредных выделений загрязняющих воздух рабочей зоны и проанализированы их воздействия на организм человека. Рис. 2, табл. 3, ист. 20.

Применение новых технических разработок, совершенствование старых технологий в литейном производстве, внедрение современного оборудования, не решают всех проблем улучшения воздуха рабочей зоны. Все процессы изготовления отливок сопровождаются выделением пыли, аэрозолей, газов [1]. Это влияет на состояние здоровья работающих, их работоспособность и возможность возникновения профессиональных заболеваний.

Для снижения содержания вредных веществ (ВВ) в воздухе рабочей зоны и создания благоприятных условий труда необходимо выявление источников на всех стадиях технологических процессах производства. Определение состава ВВ, исследование и измерение концентрации, сопоставление фактических дан-

ных с нормативными значениями по требованиям ГОСТ 12.1.005-88 и ДСН 3.3.6.042-99, создание комфортных и безопасных рабочих мест является важной задачей охраны труда в литейном производстве.

Литейное производство имеет сложную структуру и использует большое разнообразие технологических процессов [2], основными из которых являются: подготовка шихты, загрузка ее в плавильные печи, подготовка формовочной и стержневой смеси, формовка, плавка металла и заливка его в формы, выбивка, очистка. Обобщенная технологическая схема содержит 14 отделений. Во всех отделениях возникают вредные факторы, такие как пары металла, аэрозоли, пыль, газы.

При транспортировке шихтовых материалов выделяется пыль, в состав которой входят оксиды железа, марганцевой руды, ферросплавов, феррохрома и др. [3].

При выплавке металлов и сплавов в различных плавильных агрегатах основной составляющей пыли является кремнезем [4]. В воздушную зону выделяются окись углерода, углекислый и сернистый газ, азот, окись азота, водород, а также аэрозоли, насыщенные окислами железа, марганца, ванадия, молибдена, никеля, свинца и др. [5].

К источникам, выделяющим наибольшее количество пыли и газов, относятся: подготовка формовочных материалов, изготовление форм и стержней, плавка и заливка металла, выбивка и очистка отливок. При изготовлении форм и стержней используют различные связующие и противопожарные покрытия [6]. Интенсивность выделения вредных веществ зависит от производительности и конструкции оборудования, режима его работы, технологического процесса и т.д. (рис. 1).

В связи с тем, что в последние годы активизировался процесс внедрения в литейное производство новых технологий и оборудования, представляется целесообразным исследовать состояние охраны труда литейщиков в новых условиях.

В работе [7] проведен анализ процесса изготовления отливок по газифицируемым моделям (ГМ), отмечено, что это «удобная» технология конца двадцатого века, она набирает популярность, так как получить модель отливки, это наполовину получить саму отливку [8]. В истории создания этого способа литья в 1961г. лежит изобретение нашего соотечественника – одессита А.Р. Чудновского. Сегодня литьем по пенополистироловым (ППС) моделям производится свыше 1,5 млн.т. отливок в год. Это составляет примерно 1,4% всего литья. Основные технические характеристики способа представлены в табл. 1.

Получение отливки происходит путем заполнения жидким металлом вакуумной формы с ППС моделью, которая под действием теплоты жидкого металла газифицируется [9]. Модели для литья производят задутьем порошка полистирола в легкие алюминиевые пресс-формы с последующим вспениванием гранул их нагревом. Для одноразовых отливок вырезают модели из ППС-плит нагретой нихромовой проволокой.

Для формовки окрашенных моделей из ППС используется кварцевый песок без связующего [8]. При заливке металла происходит термодеструкция ППС. Образовавшиеся при этом вредные газы через газотводящие каналы поступают в установку термодеструктивного дожига.



Рис. 1. Обобщенная технологическая схема

Таблица 1

Технические характеристики способа литья по ГМ

Коэффициент использования металла	80-98%
Выход годного	65-80%
Повышение механических характеристик материала отливок на	0-15%
Снижение массы отливок на	15-25%
Снижение расхода шихтовых материалов и ферросплавов на	15-25%
Снижение формовочных и стержневых материалов на	80-90%
Снижение капитальных затрат, раз	2-2,5
Уменьшение производственных площадей, раз	3-4
Уменьшение трудозатрат	30-50%

После этого в атмосферу выделяется газовая смесь: до 85% N₂, 5% O₂, 10% CO₂, в которой следы углеводородной составляющей не превышают 0,001%, что в 10-15 раз меньше ПДК. Это существенно улучшает экологию производства (рис.2).

При литье по ГМ исключаются трудоемкие и экологически опасные процессы: приготовление формовочных и стержневых смесей, изготовление стержней, выбивку и очистку отливок, сокращается на 70-80% объем финишных операций.

Детальный анализ литья по ГМ показал, что и современные технологии имеют источники вредных выбросов. В данном случае – это участки изготовления моделей, заливки металла в формы, охлаждения и регенерации песка.

При заливке форм в воздух цеха выделяются водяные пары, водород и повышенное содержание окиси углерода [6]. В состав выделяющихся газов входит более 50% H₂; 30-35% CO и около 10% CO₂, H₂S, SO₂, C_nH_{2n+2}, C_nH_{2n}, N₂, O₂. В начальной стадии застывания отливки выделяется 70% CO. Окись углерода относится к наиболее вредным компонентам газа, выделяющегося из литейных форм. Фактическое содержание CO в таком газе изменяется от 8 до 35% по объему, т.е. превышает ПДК в (6-10)·10³ раз. Содержание фенола, формальдегида и аммиака также в 10-10³ раз выше ПДК.



Рис. 2 Схема изготовления отливок по ГМ

В обычных литейных цехах при сушке форм и стержней выделяются окись углерода и сернистый газ, их количество зависит от вида сжигаемого топлива [6]. Наименьшие выделения наблюдаются при сжигании природного газа, всего 0,75 г/кг СО. При выбивке отливок из опок выделяется значительное количество пыли, газов, различных паров. Запыленность воздуха над выбивной решеткой при подвесных зонтах составляет от 2 до 7 кг/м³.

Дисперсный состав пыли при сушке форм и стержней представлен в табл. 2.

Также большое количество пыли образуется при обрубке и очистке отливок. Концентрация пыли достигает от 6 до 8 г/м³, а в непосредственной близости от обрабатываемых отливок – 20 мг/м³.

Дисперсный состав пыли при очистке отливок представлен в табл. 3.

Таблица 2

Дисперсный состав пыли при сушке форм и стержней

Наименование оборудования	Объем отсасываемого воздуха, м ³ /час	Кол-во пыли, мг/м ³	Дисперсный состав пыли при размерах частиц в мкм					
			0...5	5...10	10...20	20...40	40...60	Свыше 60
Решетки для выбивки форм высотой: 30...60% ширины решетки	12000	800	6	8	22	26	23	15
35% ширины решетки	12000	2500	0,12	2,98	6	25	40	26

Таблица 3

Дисперсный состав пыли при очистке отливок

Диаметр частиц, мкм	До 2	2...5	5...10	>10
Содержание фракций, %	90...32	4,9...5,2	2,7...1,8	2,4...1

Очистка отливок осуществляется в обдирочных барабанах, на обдирочных станках, в дробеметных и дробеструйных камерах.

Для исследуемого процесса литья характерными являются выделения следующих ВВ [10, 11] - SO₂, MnO, SiO₂, CO₂, MgO, CO, Al₂O₃, фенол, формальдегид, метиловый спирт, бензол, фурфол, окись цинка, ПДК которых составляет от 0,3 до 20 мг/м³. Их вредное воздействие проявляется - в раздражении слизистой оболочки дыхательных путей, влияет на органы кровообращения, сосуды, кожу, нервную систему, а при продолжительном нахождении человека в зоне ВВ может вызвать профессиональные заболевания.

Для своевременного выявления высоких концентраций ВВ необходим постоянный контроль за их содержанием в воздухе рабочей зоны. Способы контроля ВВ делятся на три группы [12, 4]. Аналитический и лабораторный методы используются в научно-исследовательской работе. Они включают отбор проб и проведения анализа в лабораторных условиях. К лабораторным относятся фо-

тохимические, люминесцентные, хроматографические, спектрофотометрические и другие методы.

Анализ основных этапов технологического процесса изготовления отливки с применением газифицируемых моделей, показал, что все они сопровождаются значительным загрязнением вредными веществами воздуха производственного помещения, и это свидетельствует о целесообразности выполнения таких исследований при внедрении новых технологий и оборудования в литейном производстве.

Литература

1. Вершинина Н.П., Замр-Бек Я.С., Рощупкин В.В. Выбор и обоснование методов и средств защиты работающих и окружающей среды от опасных и вредных производственных факторов: Учебное пособие для вузов. – К.: УМК.ВО, 1992. – 199 с.
2. Иванов В.Н., Карпенко В.М. Художественное литье: Учебное пособие. – М.: Высш. шк., 1999. – 206 с., ил.
3. Тематический отраслевой сборник / Под ред. Толочко. – М., 1982. – 280 с.
4. Бектобеков Г.В., Борисова Н.Н., Коротков А.Л. Справочная книга по охране труда в машиностроении / Под общей ред. Русака О.Н. – Л.: Машиностроение, 1989. – 541 с.
5. Денисов С.И. Улавливание и утилизация пыли и газов на предприятиях черной металлургии: Учебное пособие для металлургических спец. вузов. – К.: Высш. шк., 1992. – 333 с.
6. Сперанский Б.С., Туманский Б.Ф. Охрана окружающей среды в литейном производстве. - Киев; Донецк: Вища школа, 1995, - 80 с.
7. Васильев В.А. Литье по газифицируемым моделям с применением вакуума // Литейное производство. – 1995. - №11. – С.37 - 41.
8. Дорошенко В. Литье металла по пеномоделям – конкурентоспособное производство металлозаготовок // dorosh@inbox.ru
9. Шуляк В.С., Шинский О.И., Лемешко Д.С. Развитие литья по газифицируемым моделям // Литейное производство. – 1995. - №4 - 5. – С.45.
10. Юдин Е.Я., Белов С.В., Баланцев С.К. Охрана труда в машиностроении / Под ред. Юдина Е.Я., Белова С.В. – М.: 2-е изд., перераб. и доп. Машиностроение, 1983. – 432с.
11. Баховская И.С., Гинзенбург С.Л., Хамизова О.Д. Методы определения вредных веществ в воздухе: Практическое руководство. – М.: Медицина, 1966. – 596 с.
12. Иванов Б.С. Охрана труда в литейном и термическом производстве. – М.: Машиностроение, 1990. – 222 с.
13. Основи охорони праці: Навчальний посібник / За ред. проф. Березуцького. – Х.: Факт, 2005. – 480 с.
14. Кривандин В.А., Марков Б.Л. Металлургические печи. – М.: Металлургия, 1977. – 464с.
15. Правила безопасности в сталеплавильном производстве. – М.: Металлургия, 1984. – 143 с.
16. Общие правила безопасности для предприятий и организаций металлургической промышленности НПА ОП 27.0 – 1.01. – 87.
17. Стадницкий Г.В., Родионов А.И. Экология. – М.: Высш. шк., 1988. – 269 с.
18. Производственная санитария / Под ред. Злобинского Б.М. – М.: Металлургия, 1969. – 688 с.
19. Авербух Н.И. Типизация в сталелитейном производстве. – М.: Машиностроение, 1987. – 134 с.
20. Лейта В. Определение загрязнений в воздухе и на рабочем месте / Под ред. Каузова П.А., Симонова Р.А. – Л.: Химия, 1980. – 343 с.

Л.Н.Абрамова

НОВЫЕ ТЕХНИЧЕСКИЕ РЕШЕНИЯ ПО РЕГУЛИРОВАНИЮ УПЛОТНЕНИЙ, НАПРАВЛЯЮЩИХ, УДЕРЖИВАЮЩИХ УСТРОЙСТВ

Приведены новые технические решения по уплотнениям, направляющим и удерживающим устройствам для различных машин, основанные на изменении зазора между втулкой и стержнем путем подачи давления жидкости на внешнюю поверхность втулки. Рис. 3, ист. 5.

Наиболее перспективными с точки зрения долговечности, надежности, удобства обслуживания являются щелевые цилиндрические уплотнения, срок службы которых достигает более 10 000 часов. Их основным недостатком является высокая трудоемкость изготовления (за счет притирки сопряженных поверхностей) и увеличение зазора между этими поверхностями по мере возрастания сроков их эксплуатации.

Известны щелевые уплотнительные устройства для гидропневмоцилиндров, где применяются цилиндрические втулки-уплотнения с радиальными щелями (зазорами), в которых используются плавающие кольца и втулки, обеспечивающие самоцентрирование (самоустановку) относительно уплотняемой детали гидропневмоцилиндра [1].

Такие уплотнения успешно используются при высоких перепадах давления (до 40 МПа) и скоростях (до 250 м/с), низких и высоких температурах (от 20 до 650°K), в различных средах, что характерно для гидропневмоцилиндров, применяемых в различных машинах.

Основным их недостатком является отсутствие регулирования зазора в зависимости от величин утечки жидкости через уплотнение и износ.

В качестве основы для разработки принято щелевое уплотнительное устройство в виде втулки-уплотнения, установленной на штоке или поршне гидропневмоцилиндра и снабженной неподвижными уплотнениями на ее концах, образующими герметичную щель между втулкой-уплотнением и деталями гидроцилиндра и удерживающими втулку - уплотнение в осевом направлении. При этом герметичная щель связана с источником давления гидролинией, выполненной в виде радиального отверстия в стенке втулки [2].

Втулка-уплотнение деформируется под действием постоянного по длине втулки давления среды в уплотненной наружной щели и переменного по длине втулки давления среды в щели утечек, через которую идет утечка жидкости из рабочей полости цилиндра, отводимая гидролинией на слив. Менять величину давления в уплотненной щели можно только новым радиальным отверстием в стенке, т.е. меняя втулку или заглушив старое отверстие и просверлив новое [2].

Недостатком такого уплотнительного устройства является отсутствие возможности регулирования давления в уплотненной щели, невозможность изменения утечек и компенсации износа втулки в процессе эксплуатации.

Целью статьи является разработка методов и средств, обеспечивающих бесступенчатое регулирование зазоров в уплотнениях, направляющих и удерживающих устройствах.

Усовершенствование щелевого уплотнительного устройства выполнено путем установки на линии между герметичной щелью втулки-уплотнения и источником давления регулятора давления (напорного золотника). Это обеспечивает ручное регулирование давления в герметичной щели и соответствующую степень деформации втулки-уплотнения в сторону щели утечек, что создает изменение радиальных размеров щели утечек (вплоть до натяга) и соответственно

величины утечек через втулку-уплотнение. Такая регулировка позволяет также компенсировать износ втулки-уплотнения в процессе работы, что повышает долговечность щелевого уплотнительного устройства.

Если на сливной линии щелевого уплотнительного устройства дополнительно установить датчик утечек и связать его с управляющим элементом регулятора давления, то регулирование давления в герметичной щели втулки-уплотнения, а значит, деформация втулки и изменение размеров щели утечек и самих утечек будут проводиться автоматически и пропорционально величине утечек, что также повышает долговечность втулки и надежность уплотнения.

Схема разработанного регулируемого щелевого направляющего и уплотнительного устройства с системой управления показана на рис. 1 [3].

Щелевое уплотнительное устройство состоит из втулки-уплотнения 1, размещенной на штоке (колонне) 2 и образующей два concentричных зазора – щели 3 и 4. На концах втулки-уплотнения размещены уплотнения 5, герметизирующие щель 3, которая линией 6 соединена с источником давления 7, а на линии 6 установлен регулятор давления 8. На штоке размещена втулка 9 с уплотнениями 10, между втулками 1 и 9 выполнена линия 11, соединенная со сливом 12, а на линии 11 размещен датчик утечек 13. Распределение давлений среды по длине втулки 1 показано эпюрами 14 и 15.

Принцип работы щелевого уплотнительного устройства состоит в том, что при появлении давления в полостях цилиндра через щель утечек 4 проходит среда и далее по линии 11 на слив 12. В щели 4 создается давление среды в виде эпюры 14, близкой к треугольной. Регулятором давления 8 в герметичной щели 3 создается постоянное по длине втулки 1 давление среды – эпюра 15. Действие давлений вызывает деформацию втулки 1 и изменение радиальной величины щели 4, а значит, изменение утечек по линии 11. Уплотнения 10 во втулке 9 исключают неконтролируемые утечки из цилиндра. Изменяя настройку регулятора давления 8, меняют утечки через щель 4. Если на линии 12 установить датчик утечек 13 и связать его с управляющим элементом регулятора давления 8, то регулирование утечек будет проводиться автоматически. При установке щелевого уплотнительного устройства на поршень необходимые линии выполняются в штоке и гибкими шлангами или телескопическими устройствами связываются с регулятором 8 и датчиком утечек 13.

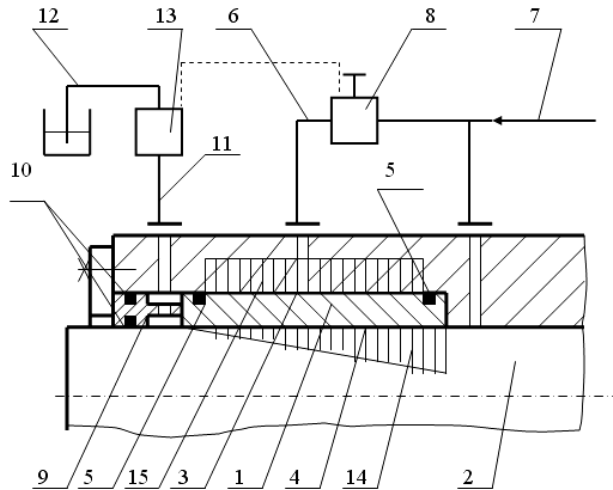


Рис. 1. Схема регулируемого уплотнительного, направляющего и удерживающего устройства

Для случая применения устройства в качестве цилиндрических направляющих на рис.1 остаются позиции 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8. Контроль износа выполняется датчиками перекоса в направляющих, которые управляют регулятором 8.

Подача регулирующего давления среды на герметичную поверхность втулки, противоположную уплотняемой поверхности, может производиться от отдельного насоса или любого другого источника давления. Может быть использовано давление, взятое из уплотняемой полости цилиндра или от системы смазки машины, в которой установлен цилиндр с втулкой-уплотнением. При этом среда для регулирования радиальной деформации втулки может быть иной, чем рабочая среда. В качестве рабочей среды в гидронефтемаслопроводах и цилиндрах КПО чаще всего применяются минеральное масло, силиконовые (негорючие) жидкости, вода и водомасляные эмульсии, сжатый воздух и другие газы. В качестве регулирующей среды, обеспечивающей управляемую радиальную деформацию втулки в направлении щели, по которой идет утечка рабочей среды, может применяться, кроме рабочих сред, густая смазка, гидропластмасса, эластичные среды (резина, полиуретан и т.п.). Главными требованиями к регулирующей среде являются: простота применения, минимальные утечки, высокая точность поддержания и регулирования давления в регулирующей щели.

Существующие регуляторы давления жидких и газообразных сред (напорные золотники, редукционные клапаны и т.п.) сложны по конструкции, дорогие, громоздкие, в них самих происходит утечка рабочей среды, что снижает КПД машины. Поэтому разработаны принципиально новые регуляторы давления для малорасходных устройств гидропривода КПО.

Известные конструкции регуляторов давления, которые применяются для изменения давления в гидросистеме, состоят из корпуса с отверстиями подвода и отвода жидкости с размещенным в расточке корпуса плунжером. Плунжер имеет возможность смещаться относительно корпуса пружиной, а также под действием разницы давления жидкости на его торцовые поверхности, на одной из которых размещен предохранительный клапан, нагруженный пружиной, которая смещается резьбовой парой с ручным приводом [1].

Такой регулятор имеет сложную конструкцию, большое количество деталей, низкий КПД, поскольку для малорасходных устройств поддержка давления сопровождается большими истечениями жидкости высокого давления из-за резкого изменения сечения для прохода жидкости при регулировании давления и неконтролируемыми истечениями через зазоры между корпусом и плунжером (золотником) регулятора.

Общим существенным признаком известного регулятора и того, который предлагается, является то, что используется только один уровень давления в зазоре между плунжером и втулкой, который отвечает положению радиального канала в ней.

Упрощена конструкция регулятора давления за счет того, что в плунжере выполнены связанные между собой радиальный и осевой каналы, соединенные с малорасходным устройством. Радиальный канал размещен в плунжере между отверстиями подвода и слива жидкости с возможностью отбора жидкости из зазора между ними путем осевого смещения плунжера.

Выполненные в плунжере осевой и радиальный каналы позволяют подавать в малорасходное устройство жидкость с давлением, равным давлению в зазоре между отверстиями рабочего давления и слива, и соответствующим положению радиального канала в плунжере относительно этих отверстий. Такое выполнение регулятора давления значительно упрощает его конструкцию, уменьшает количество деталей и повышает КПД за счет уменьшения общего истечения. Конструкция регулятора давления для малорасходных устройств приве-

дена на рис. 2 [4]. Более совершенная конструкция регулятора давления приведена на рис. 3 [5].

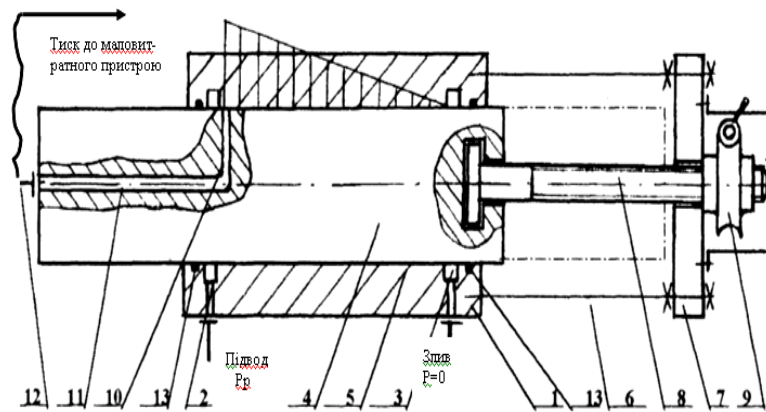


Рис. 2. Регулятор давления для малорасходных устройств

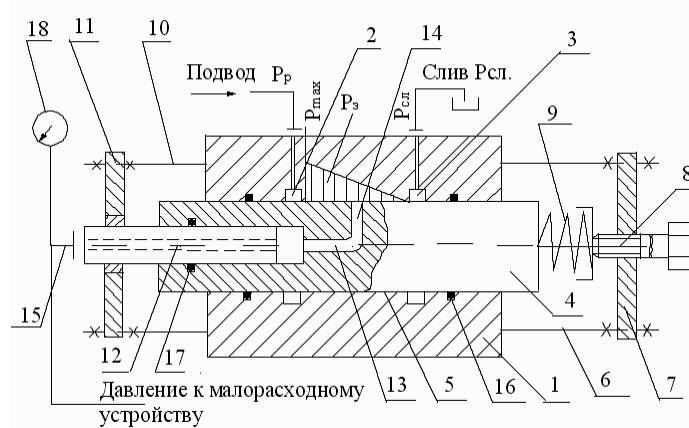


Рис. 3. Регулятор давления для малорасходных устройств гидропривода

Регулятор давления (см. рис. 2) состоит из корпуса 1 с отверстием 2 подвода жидкости и отверстием 3 слива жидкости, а также плунжера 4, размещенного в корпусе 1 с зазором 5. С корпусом 1 жестко соединен, например, шпильками 6 фланец 7, образующий резьбовую пару со стержнем 8, который связан шарнирно с плунжером 4 и может приводиться во вращение или вручную, или электромеханическим приводом 9. В плунжере 4 выполнены связанные между собою радиальный 10 и осевой 11 каналы, соединенные гидролинией 12 с малорасходным устройством (на рис. 2 не показано). Плунжер 4 уплотнен с корпусом 1 на его краях уплотнениями 13.

Работает регулятор давления таким образом. При подаче давления жидкости через подвод p_p в отверстие 2 корпуса 1 по зазору 5 происходит ее протекание к отверстию 3 и через отвод $p = 0$ на слив, например, в бак. В зазоре 5 устанавливается перепад давления от p_p до $p = 0$ по форме эпюры давления, близкой к треугольной (показана на рис. 2). Вращением привода 9 резьбовая пара между стержнем 8 и фланцем 7 смещает плунжер 4 относительно корпуса 1, обеспечивая тем самым смещение радиального канала 10 вдоль зазора

5. При этом в каналах 10 и 11 и связанной с ними гидролинии 12, малорасходного устройства устанавливается давление жидкости, соответствующее высоте треугольника эпюры давления в месте положения канала 10. При изменении давления от датчика включается электромеханический привод 9 и смещает плунжер 4 с каналом 10 в соответствующую сторону. Такое осевое смещение плунжера 4 относительно корпуса 1 при необходимости может проводиться и вручную.

Применение электромеханического привода регулятора давления усложняет эксплуатацию аппарата. Необходимо датчик утечек снабжать специальным устройством, преобразующим изменение потока жидкости (утечек) в электрический сигнал, которым управляется электропривод регулятора давления. Возможно, необходимо усиление этого сигнала. Кроме того, в регуляторе давления отсутствует обратная связь по давлению жидкости, что, в целом, не характерно для подобной аппаратуры. Все это можно отнести к недостаткам разработанного регулятора давления (см. рис. 2).

Задача усовершенствования регулятора давления, описанного выше, решается за счет того, что в осевой канал плунжера с одной стороны вмонтирован жестко связанный фланцем и шпильками с корпусом дополнительный плунжер, а на противоположном конце основного плунжера установлена пружина, перепад сил на которой устанавливается нажимным устройством и связан с площадью дополнительного плунжера зависимостью:

$$\Delta F = \Delta p \cdot A_{пл} + F_{тр},$$

где ΔF - перепад сил на пружине; Δp - перепад давлений на малорасходном устройстве; $A_{пл}$ - площадь дополнительного плунжера; $F_{тр}$ - сила трения в уплотнениях плунжеров.

Регулятор давления (см. рис. 3) состоит из корпуса 1 с полостью 2 подвода жидкости и полостью 3 слива жидкости и плунжера 4, размещенного в корпусе 1 с зазором 5. С корпусом 1 жестко соединен шпильками 6 фланец 7, образующий резьбовую пару со стержнем 8, который через пружину 9 связан с плунжером 4 и может приводиться во вращение либо вручную, либо электромеханическим приводом. С другой стороны корпус 1 жестко соединен шпильками 10 с фланцем 11, который жестко соединен с дополнительным плунжером 12. Плунжер 12 входит в расточку, выполненную в плунжере 4 и связанную с осевым 13 и радиальным 14 каналами и отводом 15 к малорасходному устройству. Плунжер 4 уплотнен с корпусом 1 на краях уплотнениями 16. Плунжер 12 уплотнен с плунжером 4 уплотнениями 17. Давление к малорасходному устройству измеряется манометром 18.

Работает регулятор давления следующим образом. При подаче давления жидкости через подвод P_p в полость 2 корпуса 1 по зазору 5 происходит ее протечка к полости 3 и через отвод $P_{сл}$ на слив, например, в бак. В зазоре 5 устанавливается перепад давления от P_p до $p = 0$ по форме эпюры давления P_3 , близкой к треугольной (показана на рис.3) [5]. Давление в зазоре 5 в зоне канала 14 действует на торцы плунжеров 12, 4 и смещает плунжер 4 пропорционально силе сжатия пружины 9. Вращением привода резьбовая пара между стержнем 8 и фланцем 7 смещает плунжер 4 относительно корпуса 1, тем самым, обеспечивая смещение радиального канала 14 вдоль зазора 5. При этом плунжер 12 остается неподвижным. В каналах 14 и 13 и связанной с ними гидролинии, проходящей через плунжер 12 к малорасходному устройству, устанавливается давление жидкости, соответствующее высоте треугольника эпюры давления в месте положения канала 14. При изменении давления пружина 9 смещает плунжер 4 с каналом 14 в соответствующую сторону. Такое осевое смещение плунжера 4 относительно корпуса 1 может проводиться и вручную при необходимости перехо-

да на другой уровень давления. Перепад усилий на пружине 9 - ΔF связан с перепадом давлений в регуляторе - Δp , который равен $\Delta p = P_p - P_{сп}$ и площадью плунжера 12 - $A_{пл}$ и должен преодолевать силы трения $F_{тр}$ плунжера 4 в уплотнениях 16 и 17. При притирке плунжера 4 с корпусом 1 и плунжером 12 силы трения близки к 0. Выполнение в осевом канале основного плунжера вмонтированного в него дополнительного плунжера с одной стороны, и установка пружины на противоположном конце повышает точность регулирования давления, автоматизирует этот процесс и повышает надежность работы регулятора.

Удерживающее устройство образуется на основе уплотнительного или направляющего устройства (рис.1), в котором давление на внешнюю поверхность втулки вызывает ее деформацию, обеспечивающую натяг между внутренней поверхностью втулки 1 и штоком (колонной, стержнем 2). Величина натяга обеспечивает за счет трения удерживающую силу.

Выводы. В данной статье приведены новые технические решения по регулированию уплотнений, направляющих и удерживающих устройств, новые типы регуляторов давления.

Литература

1. Уплотнения и уплотнительная техника: Справочник / Л.А. Кондаков, А.И. Голубев, В.Б. Овандер, В.В. Гордеев и др., под общ. ред. А.И. Голубева, Л.А. Кондакова. – М.: Машиностроение, 1986. – 464 с.
2. Макаров Г.В. Уплотнительные устройства / Г.В. Макаров. – Л.: Машиностроение, 1973. – 232 с.
3. Пат. 40095 Україна, 7 F 16 J 15/44. Пристрій з щілинним ущільненням для гідроциліндрів / Роганов Л.Л., Абрамова Л.М. (Україна). - № 2000042170; заявлено 17.04.2000; опубл. 16.07.2001, Бюл. № 6.
4. Пат. 58664 Україна, 7 F16K17/196. Регулятор тиску для маловитратних пристроїв / Роганов Л.Л., Абрамова Л.М. (Україна). - № 2002021640; заявлено 27.02.2002; опубл. 15.08.2003, Бюл. №8.
5. Пат. 68891 Україна, 7 F16K17/196. Регулятор тиску для маловитратних пристроїв гідроприводу / Роганов Л.Л., Абрамова Л.М. (Україна). – № 20031110325; заявлено 17.11.2003; опубл. 16.08.2004, Бюл. № 8.

УДК 504. 55. 054: 622

О.Б.Ступін, І.Ю.Аревадзе

ПРИНЦИПИ ОЦІНКИ РІВНЯ ЕКОЛОГІЧНОЇ БЕЗПЕКИ ДЕЯКИХ ЕКОСИСТЕМ ВУГЛЕВИДОБУВНОГО РЕГІОНУ

Розглянуто рівень можливого ризику забруднення ґрунтів, що контактують з мінералізованою шахтною водою, сполуками важких металів Cd, Pb, Cu, Zn, Mn в екотопі шахтного відстійника. Рис. 2, дж. 18.

Для того щоб керувати рівнем екологічної безпеки, необхідно перш за все вміти його вимірювати. У настанові щодо оцінювання екологічного ризику, підготовленої американським агентством з охорони довкілля (ERA), під екологічним ризиком розуміють ймовірність реалізації несприятливих екологічних наслідків в результаті дії одного або декількох чинників хімічної, фізичної або біологічної природи, які можуть викликати несприятливу реакцію оточуючого середовища [1]. Екологічний ризик - це ймовірність здійснення події, що має несприятливі наслідки для природного середовища і викликані негативною дією господарської й іншої діяльності, надзвичайними ситуаціями природного і техногенного характе-

ру. Екологічна безпека – це стан захищеності природного середовища і життєво важливих інтересів людини від можливої негативної дії господарської й іншої діяльності, надзвичайних ситуацій природного і техногенного характеру, їхніх наслідків.

Рівень безпеки виробництва багато в чому пов'язаний з технологією виробництва, виконанням правил техніки безпеки, наявністю засобів, що дозволяють ці правила реалізовувати. Оцінка рівня безпеки виробництва здійснюється, як правило, експертним шляхом. Для цього проводяться інспекторські перевірки, контроль за дотриманням технологічних вимог і т.п. Такі заходи дозволяють сформувати експертну оцінку вірогідності виникнення надзвичайної ситуації, пов'язаної з виробничою діяльністю в регіоні. Таким чином, оцінити рівень ризику – це означає визначити ймовірність виникнення загроз безпеці системі і окремим її компонентам, а також оцінити можливий збиток.

Оцінку ризику або розміру очікуваного збитку головним чином визначається системою цінностей, що існує в суспільстві. Віддзеркаленням цієї системи у виді деяких процедур, що дозволяють уявити розміри можливих втрат, служать різні методики визначення ризику.

Природно, що результати такої оцінки будуть тим достовірніше, чим простішим є досліджуваний об'єкт і надійніші початкові дані про джерела його потенційної небезпеки і чинники, що сприяють безперервному і випадковому вивільненню енергії і шкідливих речовин.

При визначенні джерел небезпеки зазвичай користуються деякими критичними параметрами, що характеризують об'єми накопичених шкідливих речовин і запасів енергії. Як критерій критичності використовують часто розміри вірогідних зон ураження, що утворюються в результаті аварійних викидів речовини і енергії. Розміри зон вірогідного ураження зазвичай пропорційні об'ємам шкідливих речовин, що вивільнюються, їх токсичності, а також величині і швидкості розсіювання енергії в процесі розвитку аварії.

Згідно з методикою аналізу гідроекологічного ризику WERF (Фонд екологічного дослідження води, США) [2], проста оцінка ризику (ступінь 1) полягає в знаходженні так званого індексу небезпеки (quotient index or hazard quotient), який визначається як співвідношення між спостережуваним і припустимим фоновим рівнем токсичних речовин у воді. Хімічні речовини, для яких цей індекс перевищує граничне значення, підлягають більш складній процедурі ризик-аналізу другого ступеня з метою вироблення заходів щодо зменшення ризику. Порівняння очікуваної або виміряної величини впливу з величиною дії, що приводить до небажаних екологічних подій, дозволяє визначити величину попереднього (оціночного) індексу небезпеки.

Гірниче виробництво найбільш відчутно впливає на біосферу та практично всі її елементи. В той же час окремі стадії процесу вуглевидобування найбільш інтенсивно впливають на стан прилеглих до шахти екосистем.

Деякими авторами зроблена спроба класифікувати дію гірничого виробництва на навколишнє середовище.

Наприклад, негативну дію на навколишнє середовище поділяють на такі групи [3]:

1. Осідання земної поверхні внаслідок утворення підземних порожнеч і площин, які виникають при видобутку корисних копалини і відкачуванні шахтних вод;

2. Збиток сільському господарству і рибпромисловості від дії відпомпованих вод;

3. Збиток сільському і лісовому господарству від викидів газів, що містять оксиди сірки;

4. Збиток живим істотам, будовам і земельним угіддям внаслідок утворення териконів, відстійників шахтних вод і складування відходів.

Стічна шахтна вода надає можливість комплексної оцінки екологічного ризику локальної екосистеми шахтного відстійника. Внаслідок процесів дифузії, адсорбції, десорбції, летючості-осадження, співосадження та ін. спостерігається міграція токсикантів між всіма частинами екосистеми (у тому числі і біоаккумуляція), перерозподіл і накопичення токсикантів, зміна матеріального природного балансу системи, включення токсикантів в трофічні ланцюги.

У цій системі в першу чергу слід враховувати рівновагу сорбція-десорбція за участю фаз мінералізована шахтна вода – літосфера (грунт), що контактує з нею. Виконані в Донбасі дослідження показали, що при скиданні 55 млн. м³ шахтних вод в річки потрапляє понад 200 тис. т розчинених солей [3], тобто переважна більшість шахтних вод є середньо- та високомінералізованою. Велика кількість розчинених сполук сприяє зсуву їхнього міжфазного розподілу, що впливає на виникнення екологічного ризику забруднення ґрунтів. Перебіг цих процесів залежить від багатьох факторів, однак в першу чергу від обумовлений величиною поглинаючої здатності ґрунтів, тобто їхньою властивістю поглинати гази, рідини, сольові розчини і тверді частинки.

Розрізняють п'ять видів поглинаючої здатності ґрунтів: механічну, фізичну, хімічну, біологічну і фізико-хімічну.

Механічна поглинаюча здатність – це властивість ґрунту затримувати зважені частинки в процесі фільтрації води через ґрунти.

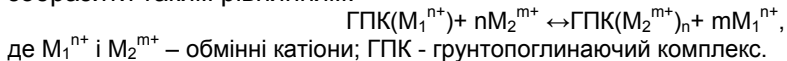
Фізична поглинаюча здатність – це зміна концентрації розчиненої речовини в шарі приграничного з твердою фазою розчину, обумовлена дією фізичних сил. Ґрунтові колоїди (тверді частинки розміром 0,01 мкм) здатні адсорбувати на своїй поверхні аніони і катіони ґрунтового розчину і диполі води.

Хімічна поглинаюча здатність – утворення нерозчинних або малорозчинних солей в ґрунтових розчинах.

Біологічна поглинаюча здатність – поглинання різних речовин з ґрунтового розчину живими організмами. Істотною особливістю цього процесу є вибіркоче поглинання речовин, найбільш важливих для життєдіяльності організмів. Завдяки цій вибірковій біологічній здатності рослин у поверхневих горизонтах ґрунту разом з гумусом акумулюється багато біогенних і токсичних елементів.

Фізико-хімічна (або обмінна) поглинаюча здатність – це властивість ґрунту еквівалентно обмінювати іони ґрунтового розчину і твердої фази ґрунтів. На поверхні частинок твердої фази ґрунтів присутні активні центри, що мають позитивний або негативний заряд. Тому за характером іонообмінної здатності ґрунт слід віднести до амфоболітам. Проте практично у всіх видах ґрунтів кількість активних центрів, що мають негативний заряд, значно більше, ніж заряджених позитивно, тому для ґрунтів характерною є переважно катіонообмінна здатність.

Катіонообмінну здатність ґрунтів відносять до їхніх фундаментальних властивостей. Катіонний обмін – це зворотний процес стехіометричного обміну іонами між двома контактуючими фазами. Реакцію обміну в загальному виді можна зобразити таким рівнянням:



де M_1^{n+} і M_2^{m+} – обмінні катіони; ГПК - ґрунтопоглинаючий комплекс.

Ґрунтопоглинаючий комплекс - це матеріальний носій катіонообмінної здатності ґрунтів. Наведене поняття об'єднує сукупність мінеральних, органічних і органо-мінеральних компонентів твердої фази ґрунтів, що мають іонообмінну здатність. Катіони, які входять до складу ґрунтопоглинаючого комплексу і можуть бути заміщені в процесі іонного обміну, називають обмінними катіонами.

Крім складу ґрунтового розчину, на кількісний склад обмінних катіонів впливає природа ґрунтовогопоглинаючого комплексу (ГПК). Ґрунти мають різну здатністю селективно поглинати катіони одного роду та не поглинати катіони іншого роду. Коефіцієнт селективності катіонного обміну K , що кількісно характеризує це явище, може бути визначений за формулою:

$$K = \frac{M_i a_i^{Z_i}}{M_j a_j^{Z_j}},$$

де M_i і M_j – концентрації обмінних катіонів i -го і j -го видів в ГПК; Z_i і Z_j – їх заряди; a_i і a_j – активності відповідних катіонів у рівноважному розчині.

Значення коефіцієнта селективності залежить від властивостей катіонів і хімічних особливостей компонентів ГПК. У загальному випадку переважно зв'язуються катіони з вищим зарядом, а при рівних зарядах – катіони з більшою атомною масою.

Враховуючи хімічний склад шахтних вод Донбасу [4], а також екологічні характеристики і особливості суперекотоксикантів [5], ми в першу чергу досліджували розподіл в двофазній системі «стічна вода – ґрунт» важких металів Cd, Pb, Mn, Zn, Cu.

Дослідження проводили на прикладі шахтного відстійника шахти «Кіровська» м. Донецька, блок-схема якого представлена на рис. 1. Експериментальні пробні майданчики закладалися на березі відстійника на чотирьох сторонах світу відповідно з ГОСТ 17.4.4.02-84 [6] розміром не менш 10×10 м. Об'єднану пробу для хімічного аналізу складали не менш ніж з п'яти точкових проб, взятих з одного пробного майданчика. Маса точкової проби становила 200 г.

Проби ґрунтів відбиралися з глибини 50-70 см нижче за рівень дзеркала води відстійника на відстані 5; 25; 50 і 100 см від лінії вододілу. Проби готували за ГОСТ 17.4.4.02-84, доводили їх до повітряно-сухого стану і проводили їхнє кислотне розкладання за [7]. Визначення концентрації важких металів в кислотному екстракті проводили методом атомної абсорбції в полум'ї ацетилен-повітря.

Отримані дані оброблені статистично і представлені графічно на рис. 2 у виді валового вмісту досліджуваних важких металів C (в мг/кг) в залежності від відстані від лінії вододілу.

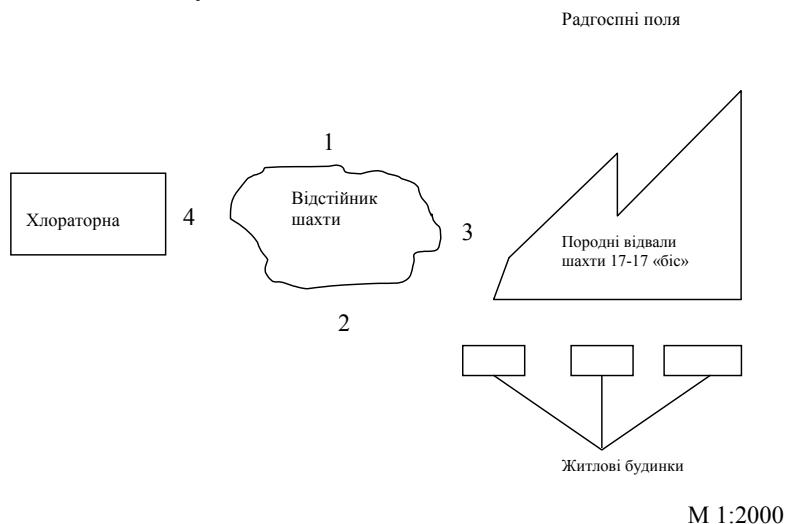


Рис. 1. Блок-схема експериментального полігону на території шахтного відстійника (1, 2, 3 та 5 – місця відбору проб)

Попередніми дослідженнями було встановлено, що вміст Pb(II), Cd(II), Cu(II), Mn(II) і Zn(II) у воді відстійника не перевищує ГДК. Це дає можливість досліджувати рівноважні процеси міжфазного розподілу важких металів в умовах природного біогеоценозу, а не у разі техногенної ситуації.

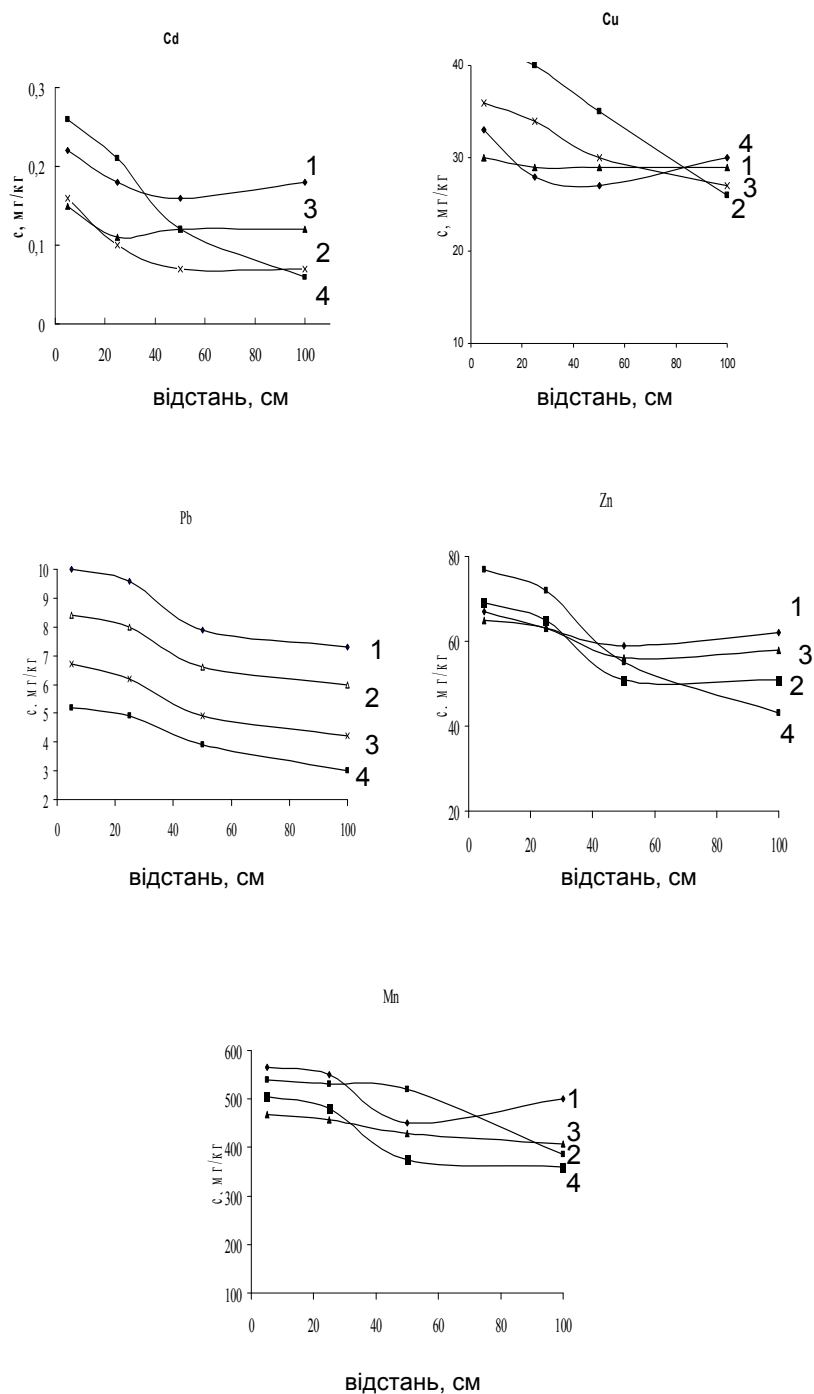


Рис. 2. Валовий вміст важких металів у ґрунті (C в мг/кг) у залежності від відстані від лінії вододілу шахтного відстійника

Слід також враховувати, що отримані нами дані дозволяють тільки виявити тенденцію в зміні характеру розподілу важких металів в досліджуваному біогеоценозі. Вміст і розподіл токсикантів в інших екосистемах залежить від безлічі чинників (ємність поглинання ґрунту, хімічний склад стічної води, геохімічні, кліматичні умови, загальне антропогенне навантаження і т.д.).

З даних рис. 2 видно, що валовий вміст усіх досліджених нами елементів, що контактують із стічною шахтною водою, змінюється експоненціально залежно від відстані лінії водорозділу. Вміст свинцю (I клас небезпеки) в ґрунті відповідає регіональному рівню [8] і не перевищує ГДК (ГДК лабільних форм свинцю 32 мг/кг [9], валових форм – 100 мг/кг [10]).

Для всіх чотирьох закладених на березі майданчиків спостерігається статистично значуще збільшення вмісту свинцю у міру наближення до шару води. Проте ця зміна незначна і становить 1,4-1,7 раза. Це обумовлено, ймовірно, малою рухливістю свинцю в ґрунті: його вміст у водорозчинній формі становить 1,4%, в обмінній – 10% від валового; більше 8% свинцю зв'язано з органічною речовиною, причому найбільша частина цієї кількості припадає на фульвати [11].

Відмічена тенденція виражена значно більше для Cd, концентрація якого у міру віддалення від відстійника змінюється в 1,5-4,3 раза. Це пояснюється тим, що іони Cd^{2+} становлять 80-90% загальної кількості кадмію в ґрунтовій воді, за винятком тих ґрунтів, які забруднені хлоридами і сульфатами. В цьому випадку 50% загальної кількості кадмію становлять $CdCl^+$ і $CdSO_4$ [12]. Для кадмію відмічена низька сорбційна здатність його ґрунтом і висока рухливість [13].

Вміст цинку (I клас небезпеки) в ґрунті близький до його фонового рівня (90 – 95 мг/кг [8]) і в цілому змінюється незначною мірою залежно від відстані від лінії водорозділу. Проте валовий вміст цинку перевищує ГДК для лабільних форм (ГДК рухомих форм 23 мг/кг [9], валових форм – 300 мг/кг [14]). На утворення лабільних форм цинку значно впливає рН ґрунтового розчину. Іонна форма цинку представлена гексааква-іонами $[Zn(H_2O)_6]^{2+}$, які утворюють координаційні сполуки або іонні пари при заміщенні молекул води на відповідні ліганди і є домінуючими при рН < 7,7 [12]. При рН 7,7–9,1 підкреслюється існування $Zn(OH)^+$, а при рН > 9,1 – $Zn(OH)_2$ або $[Zn(OH)_4]^{2-}$. Разом з тим, підкреслюється також пріоритетність іонних пар $ZnSO_4$, $ZnHCO_3^+$, $Zn(HCO_3)_2$, $ZnHPO_4$ в іонообмінних процесах, що відбуваються в ґрунтах.

Перевищення ГДК рухомих форм відмічене також і для міді (II клас небезпеки). Так, ГДК для лабільних форм 3 мг/кг, а для валових – 100 мг/кг [10]. Проте на відміну від кадмію, вміст міді в ґрунті змінюється незначною мірою в 1,1 – 1,6 раза. Це пов'язано з тим, що в ґрунтах водорозчинна форма представлена солями двовалентної міді: хлоридами, нітратами, сульфатами і комплексними сполуками, які вона утворює з фульвокислотами; 60-80% загальної кількості міді в ґрунті міститься в мулистій фракції [11].

Аналогічна тенденція спостерігається також і для марганцю: його концентрація у міру віддалення від джерела антропогенного забруднення змінюється в 1,1-1,4 раза. Марганець відноситься до III класу небезпеки і його фоновий рівень в ґрунті достатньо великий 700-754 мг/кг [15].

ГДК для валових форм марганцю - 1500 мг/кг [8], в той же час значення ГДК для рухомих форм марганцю в досліджених ґрунтах значно перевищена, тобто існує потенційна небезпека переходу марганцю в рухомий стан при зміні умов навколишнього середовища. У ґрунтах з рН нижче 5,5 марганець знаходиться в розчинній формі. При рН 5,5-7,5 перетворення Mn(II) в Mn(IV) обмежує його рухливість у зв'язку з утворенням нерозчинних форм. ГДК рухомих форм досить низьке - 2 мг/кг [16].

Рівноважний розподіл важких металів на межі фаз «стічна шахтна вода – ґрунт» свідчить про необхідність створення системи комплексної оцінки рівня екологічного ризику окремих екотопів шахтних територій з урахуванням набору локальних ризиків, що характеризують можливий розвиток подій з різних точок зору, наприклад, перевищення ГДК і включення важких металів в трофічні ланцюги.

На першому етапі передбачається організувати моніторинг сполук важких металів в ґрунті навколо відстійника з використанням нових індикаторних систем [17].

З урахуванням нинішнього стану ґрунтів і рівням вмісту важких металів, а також економічного чинника вважається раціонально проводити моніторинг з використанням фіто- і біоіндикаторів. Так, спостерігається чітка кореляція між вмістом важких металів в ґрунті і показниками мінливості степових рослин-індикаторів [18]. Для ґрунтово-металотоксичного моніторингу антропогенно трансформованого середовища доцільно використовувати цикорій, подорожник, резеду. Дослідження структури листка, пилку цих рослин дозволить встановити вектор міграції важких металів в ґрунті на території відстійника залежно від гідродинамічного режиму, рози вітрів, видалення від джерела антропогенного навантаження тощо.

Таким чином, досліджено міжфазний розподіл сполук важких металів міді, кадмію, свинцю, марганцю, цинку в біогеоценозі відстійника шахтних вод шахти «Кіровська» м. Донецька та показана необхідність формування системи металотоксичного моніторингу антропогенних ґрунтів цієї системи з використанням фітоіндикаторних систем степових рослин.

Література

1. Guidelines for Ecological Risk Assessment / Risk Assessment Forum U.S. Environmental Protection Agency, Washington, DC, 1998.
2. Risk, Analysis, Assessment and Management. Edited by Jake Ansell and Frank Wharton. J. Wiley & Sons Ltd., 1992.
3. Певзнер М.Е., Костовецкий В.П. Экология горного производства. – М.: Недра, 1990. – 235 с.
4. Шахтные воды угольной промышленности // Сборник / Всесоюз. н-и. и проектно-конструкт. ин-т охраны окруж. природной среды в угольной пром-ти (ВНИИОСуголь). – Пермь, 1989. – Ч. I-III.
5. Майстренко В.Н., Химитов Р.З., Будников Г.К. Эколого-аналитический мониторинг суперэкоотоксикантов. – М.: Химия, 1996. – 319 с.
6. ГОСТ 17.4.4.02-84. Почва. Методы отбора и подготовки проб для химического, бактериологического, гельминтологического анализа. – М.: Изд-во стандартов, 1985. – 11 с.
7. Обухов А.И., Плеханова И.О. Атомно-абсорбционный анализ в почвенно-биологических исследованиях. – М.: МГУ, 1991. – 184 с.
8. Загрязнение тяжелыми металлами Донецкой области, их судьба в почве, растениях, животных, механизмы действия в биологических объектах / Тимофеев В.А., Александров С.Н., Черепов В.А. и др. // Рукопись деп. в ГАСНТИ, №87.15, 1996. – 75 с.
9. Кротов Ю.А. Предельно допустимые концентрации химических веществ в окружающей среде. – СПб.: АНО НПО «Профессионал», АНО НПО «Мир и семья», 2003. – 430 с.
10. Рейли К. Металлические загрязнения пищевых продуктов. – М.: Агропромиздат, 1985. – 183 с.
11. Роева Н.Н., Ровинский Ф.Я., Кононов Э.Я. Специфические особенности поведения тяжелых металлов в различных природных средах // Журнал аналитической химии, 1996. – Т.51, №4. – С. 384-397.
12. Прокофьев А.К. Химические формы ртути, кадмия и цинка в природных водных средах // Успехи химии, 1981. – Т.Л, вып.1. – С. 54-83.

13. Цаплина М.А. Распределение тяжелых металлов в основных компонентах биогеоценоза //Агрохимия, 1992. – № 9. – С. 106-111
14. Рудакова Э.В., Каракис К.Д. Физиолого-биохимические подходы при изучении загрязнения сельскохозяйственных растений тяжелыми металлами // Микроэлементы в окружающей среде.- К.: Наукова думка, 1980.- С. 20-24.
15. Дудик А.М. Временные методические рекомендации по геолого-экологической работе в пределах горнопромышленных регионов Украины. – Донбассгеоцентр, Донецк, 1992. – 105 с.
16. Дмитриев М.Т., Казнина Н.И., Пинигина И.А. Санитарно-химический анализ загрязняющих веществ в окружающей среде. – М.: Химия, 1989. – 368 с.
17. Ступін О.Б., Аревадзе І.Ю. Індикаторні системи при комплексній оцінці екологічної безпеки техногенного регіону // Матеріали VI Міжнародної науково-методичної конференції «Безпека життя і діяльності людини – освіта, наука, практика» 15-16 березня 2007 р. – К.: Видавничий центр «Самміт-Книга», 2007. – С.299-300.
18. Глухов О.З., Сафонов А.І., Хижняк Н.А. Фітоіндикація металопресінгу в антропогенно трансформованому середовищі. – Донецьк: Вид-во Норд-Прес, 2006.– 360 с.

УДК 669.14:620.178.16:539.23

В.А.Колесников

**ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ
АЗОТИСТЫХ МАРГАНЦЕВЫХ СТАЛЕЙ В УСЛОВИЯХ
ТРЕНИЯ КАЧЕНИЯ ПРИ ДОБАВЛЕНИИ В ЗОНУ КОНТАКТА
СОЕДИНЕНИЙ $(\text{GaSe})_{0,75}\text{In}_{0,25}$, $(\text{GaSe})_{0,25}\text{In}_{0,75}$**

Добавление в зону контакта трибосопряжения соединений $(\text{GaSe})_{0,x}\text{In}_{0,x}$ позволяет значительно снизить интенсивность износа стальных поверхностей за счет образования защитной пленки и в перспективе перейти к безизносному режиму трения. Выявлено, что для соединений $(\text{GaSe})_{0,25}\text{In}_{0,75}$ в процессе трения происходят фазовые превращения с образованием на поверхности трения новых фаз. Рис. 5, табл. 1, ист. 25.

Ускорение научно-технического развития нашей цивилизации заставляет искать и применять новые конструкционные материалы, которые должны обладать одновременно целым комплексом свойств (высокими физико-механическими свойствами, (трещиностойкостью, коррозионной стойкостью, износостойкостью, хорошей обрабатываемостью и т.д.) [1 – 7]. Наши предварительные исследования позволили установить, что высокоазотистые марганцевые стали обладают высокой износостойкостью, водородостойкостью, коррозионной стойкостью [2, 3]. Однако систематические данные об их триботехнических свойствах отсутствуют. Имеются лишь разрозненные сведения в работах [4 – 7]. Уровень развития современной техники заставляет искать решение многих задач с применением наноподходов [7 – 9]. К их числу можно отнести вопросы конструкционной стойкости, износостойкости. Как известно, материалы изнашиваются значительно меньше, если трение осуществляется не по ювенильно гладким поверхностям, а по поверхностям, на которых имеется слой смазки. Это может быть граничное или жидкостное трение. Однако применение смазочных жидкостей накладывает определенные сложности при создании машин и механизмов, так как необходимо включать гидросистему (состоящую из целого комплекса дополнительных устройств: фильтров, насосов, клапанов, труб и т.д.), которая должна обеспечивать бесперебойную подачу смазочной жидкости, что требует содержания рабочего персонала следящего за работоспособностью системы. Также известно, что в процессе эксплуатации, в результате протекания

необратимых процессов старения, свойства масел и смазок существенно изменяются. Поэтому перспективным направлением исследований является применение новых смазочных материалов, способных успешно адаптироваться к возникающим условиям в трибосистеме.

Дальнейшее развитие космической техники также будет нуждаться в применении новых смазочных материалов. Так, американские ученые указывают, что в глубоком вакууме открытые поверхности тел будут обезгаживаться, а смазка и другие покрытия испарятся, коэффициент трения между поверхностями может значительно возрастать, в результате чего возможно их холодное сваривание [10]. Следовательно, материалы, применяемые в таких условиях, должны обладать высоким сопротивлением к схватыванию. Учитывая, что вакуум обнажает трущиеся поверхности, тогда для материалов важно иметь высокую степень адгезионной составляющей. Нами выявлена аномально высокая способность высокоазотистых марганцевых сталей в условиях "масленного голодания" удерживать на своей поверхности слой из остатков смазочного материала [2].

Известно, что при попадании графита между трущимися поверхностями уменьшается интенсивность износа [2]. Во многом это объясняется слоистой структурой графита. Однако применение графита в качестве чистой смазки, сложная процедура из-за больших «потерь» самого графита и недолговечности смазывающего действия этого материала, в связи с этим возникает необходимость периодически пополнять графитом трибосопряжение. Графит также не может применяться в качестве смазочного материала в вакууме (порядка 10^{-6}), потому что его способность зависит от адсорбированной влаги, которая в вакууме полностью удаляется. Имеются данные о том, что смазывающая способность графита зависит от присутствия окисной пленки на поверхности. Дисульфид молибдена также не устойчив в вакууме [11]. Ранее в качестве сухой смазки были исследованы диселениды CrSe_2 , MoSe_2 , WSe_2 , VSe_2 , NbSe_2 , TaSe_2 , TiSe_2 , ZrSe_2 , HfSe_2 , ReSe_2 , ThSe_2 и USe_2 [11]. Селениды MoSe_2 , WSe_2 , NbSe_2 успешно применяются в качестве ингредиентов самосмазывающихся материалов, предназначенных для работы на трение в ультравысоком вакууме [12]. Нами выдвигается идея в качестве смазочного материала применять соединения типа $A^{III}B^VI$, имеющие слоистую структуру. В частности, к таким соединениям можно отнести: InSe , GaSe , GaTe , $(\text{GaSe})\text{In}$, MoSe , MoS , WSe , WS_2 , GaIn и др.

Химический состав и свойства исследуемых сталей приведены в табл. 1. Стали P900 имели аустенитную микроструктуру (рис.1,а).

Трибологические испытания проводили на стационарной лабораторной установке СМТ – 1 (2070). Скорость скольжения нижнего ролика составляла 1480 оборотов в минуту, а верхнего 1240 (проскальзывание составляло 15%). Нижний ролик (диаметр 42 мм) изготовлен из стали 1.0503 (Германия) С 45/Ск 45 (DIN), 1045 (США) (HRC = 60 ед.), аналог стали 45. А верхний ролик из высокоазотистой стали P900 твердостью 55 HRC. Линейная скорость верхнего ролика составляла 2,27 м/с, а нижнего 3,08 м/с.

Таблица 1

Химический состав исследуемых сталей

№п/п	Марка	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	N
1.	P900	0.08	0,38	19,0	17,8	1,18	0,13	0.12	0.58
2.	1.0503*	0,42-0,5	0,17-0,37	–	0,25	0,25	–	–	–

• *S до 0.04%, P до 0.035, C до 0.25, Si до 0.25, As до 0.08.

Ширина роликов составляла 1 см. Потери массы образцов определяли взвешиваем на аналитических весах RADWAG WAA 160 с точностью 0 0001 г.

Структуру сталей исследовали металлографическим, рентгеновским и электронно-микроскопическим методами анализа. Структурно-фазовый анализ проводили на установке ДРОН-3, в излучении ($\text{CuK}\alpha$).

Монокристаллы GaSe и твердые растворы на их основе выращивали из расплавов с жидкими металлами методом Чохральского. Сущность этого способа заключается в вытягивании на затравку из шихты монокристаллов GaSe ориентированных перпендикулярно оси C_6 , методом Чохральского, содержащей моноселенид галлия и металл III-V подгрупп в количестве, обеспечивающем их не смешиваемость в жидком состоянии [13].

Перед подачей в трибосопряжение порошка $A^{III}B^{VI}$ поверхность роликов тщательно протирали, а потом согласно схеме на рис. 1, б подавали в трибосопряжение.

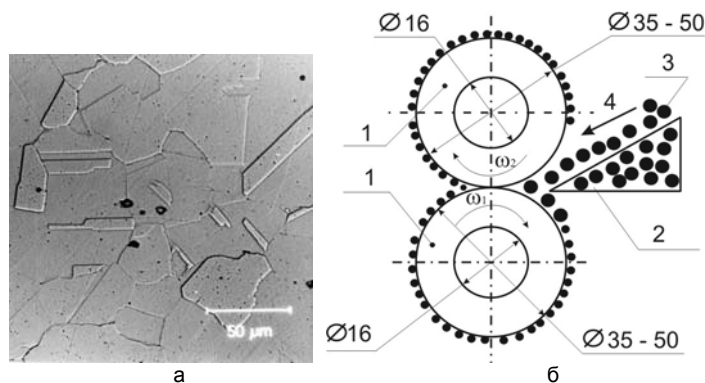


Рис. 1. Микроструктура аустенитной высокоазотистой стали – а. Схема проведения испытаний и размеры образцов: 1 – ролик; 2 – устройство для равномерной подачи соединений типа $A^{III}B^{VI}$; 3 – смазочный материал (соединения типа $A^{III}B^{VI}$); 4 – направление подачи соединений типа $A^{III}B^{VI}$ – б

Первоначально были проведены эксперименты в условиях сухого трения. Интенсивность износа при нагрузке 25 кг для стали P900 составила 0,1656 г/1000 метров пути (далее – м.п.), для стали 1.0503 0,1973 г/1000 м.п. коэффициент трения 0,96. После добавления порошка $(\text{GaSe})_{0.75}\text{In}_{0.25}$ коэффициент трения снизился до 0,4, а интенсивность износа P900 составила 0,005799 г/1000 м.п., сталь 1.0503 – 0,00328 г/1000 м.п. Результаты второго эксперимента: P900 – 0,006579 г/1000 м.п., сталь 1.0503 – 0,006579 г/1000 м.п. Длительность испытаний составляла 3 мин. После подачи в трибосопряжение соединений $(\text{GaSe})_{0,x}\text{In}_{0,x}$ резко снижалась интенсивность изнашивания.

Пленка в первую очередь появилась и удерживалась на аустенитной марганцевой стали. Внешний вид пленки на аустенитной марганцевой стали и стали 1.0503 отличается (рис. 2). На поверхности роликов из стали P900 образовывалась сплошная пленка темно-фиолетового матового оттенка (рис. 2, в), а на стали 1.0503 (рис. 2, а, б) она имела черный цвет. После 20 минут непрерывных испытаний (для P900 это 2490 метров пути) пленка, образовавшаяся на поверхности, полностью слилась с поверхностью стали P900. А на стали 1.0503 (4830 метров пути) пленка стала отставать (появились вздутия и пузыри), на торцевой поверхности появились заусенцы (рис. 2, а).

При добавлении графита в пару трения коэффициент трения составлял 0,45, т.е. был больше, чем при трении с $(\text{GaSe})_{0.75}\text{In}_{0.25}$.

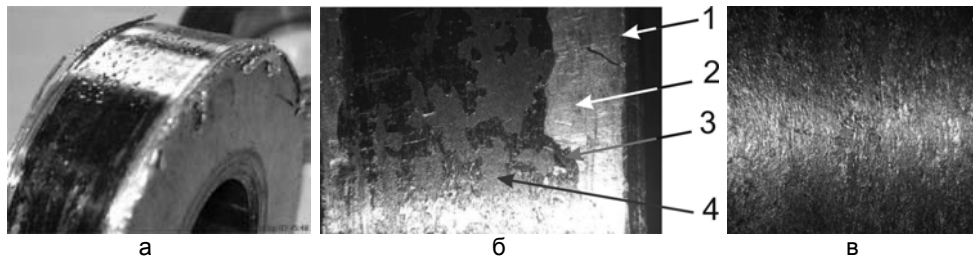


Рис. 2. Поверхность стали 1.0503. после 20 минут непрерывных испытаний (виден черный цвет пленки (вместе со вздутиями), заусенцы по краю ролика – а. Поверхность стали 1.0503. 1 – край ролика; 2 – поверхность ролика, с которой исчезла пленка; 3 – пленка (тип 1), которая образовалась в процессе трения при добавлении $(\text{GaSe})_{0.25}\text{In}_{0.75}$; 4 – пленка (тип 2), которая образовалась в процессе трения при добавлении $(\text{GaSe})_{0.25}\text{In}_{0.75}$; (увеличение $\times 18$, б).
Сплошная матовая пленка на поверхности стали P900 – в

Далее в трибосопряжении подавали $(\text{GaSe})_{0.25}\text{In}_{0.75}$. Износ стали P900 составил 0,009129 г/1000 метров пути. Стали 1.0503 соответственно 0,0039124 г/1000 м.п. (результаты экспериментов по потере массы обобщены на рис. 3).

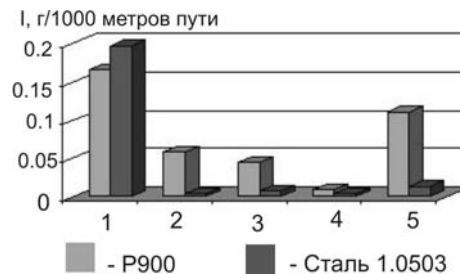


Рис. 3. Диаграмма сравнительного износа сталей при разных условиях проведения эксперимента: 1 – сухое трение; 2 – эксперимент № 1 трение при добавлении $(\text{GaSe})_{0.75}\text{In}_{0.25}$; 3 – эксперимент № 2 трение при добавлении $(\text{GaSe})_{0.75}\text{In}_{0.25}$; 4 – трение при добавлении $(\text{GaSe})_{0.25}\text{In}_{0.75}$; 5 – трение после добавления графита

Износ данных сталей в условиях сухого трения показал их высокую износостойкость по сравнению с обычными сталями (рис. 3). Это объясняется тем, что, данные материалы обладают высокими физико-механическими свойствами [1,2]. Природа марганцевого аустенита позволяет этим сталям в условиях сухого трения иметь высокую несущую способность по сравнению с обычными материалами. В качестве примера можно привести их использование для производства колес железнодорожного транспорта [14, 15].

Однако существенно изменять их эксплуатационные свойства можно путем проведения термической обработки и сложных технологических циклов (которые включают в себя длительную ковку, прокатку, грубую обкатку, холодную растяжку, снятие механических характеристик) [16].

Низкие коэффициенты трения (0,4) $(\text{GaSe})_{0.25}\text{In}_{0.75}$ обусловлены большими размерами атомов металла, в результате чего ослабляются силы Ван-дер-Ваальса и более легко расщепляется простая структура. Между атомами металла и Se существует прочная химическая связь, а между атомами Se эта связь слабая. Поэтому в направлении связей между атомами Se происходит сдвиг с небольшим трением, что обеспечивает высокие смазочные свойства. Уменьшение нагрузки с 25 кг до 10 сопровождается существенным как снижением интен-

сивности изнашивания, так и значений коэффициентов трения (на порядок). Коэффициенты трения, полученные при испытании в атмосфере азота при 71°C и скорости скольжения $1,1\text{ м/с}$ при давлении $10,5\text{ кГ/см}^2$, составляют: $\text{MoSe}_2 - 0,02$; $\text{WSe}_2 - 0,02$; $\text{NbSe} - 0,06$; $\text{MoSe}_2 - 0,03$ [17]. Коэффициенты трения для сталей и чугунов при удельном давлении в аналогичных условиях составляют от $0,4 - 0,8$, т.е. больше чем при смазывании $(\text{GaSe})_{0,x}\text{In}_{0,x}$ [18].

На рис. 4 представлена диаграмма состояния $\text{GaSe} - \text{In}$ [19]. В правой верхней части диаграммы, как видим, расположена зона жидкого состояния сплавов, где две фазы не смешиваются друг с другом (L_1+L_2). Эта зона находится вблизи эвтектики. В многочисленных исследованиях, в том числе и собственных [2, 20] было выявлено, что эвтектические сплавы обладают более высокой износостойкостью по сравнению с неэвтектическими сплавами. Как видно из рис. 4 сплав $(\text{GaSe})_{0,25}\text{In}_{0,75}$, является доэвтектическим. Были проведены испытания при добавлении в трибосопряжение сплава $(\text{GaSe})_{0,75}\text{In}_{0,25}$, который, наоборот, является эвтектическим, что позволяет ему обладать несколько другими свойствами по сравнению со сплавом $(\text{GaSe})_{0,75}\text{In}_{0,25}$.

Поведение данных материалов в условиях трения также объясняется особенностями кристаллического строения GaSe и In . Соединение GaSe имеет слоистое строение (рис. 4, б). К его особенностям кристаллического строения (наличие Ван-дер-ваальсовской связи между слоями) позволяют вводить в междуслойное пространство посторонние атомы или молекулы. Кристаллическая решётка индия тетрагональная гранецентрированная с параметрами: $a = 4,583\text{ \AA}$ и $c = 4,936\text{ \AA}$. Атомный радиус $1,66\text{ \AA}$; ионные радиусы $\text{In}^{3+} + 0,92\text{ \AA}$, $\text{In} + 1,30\text{ \AA}$ [21].

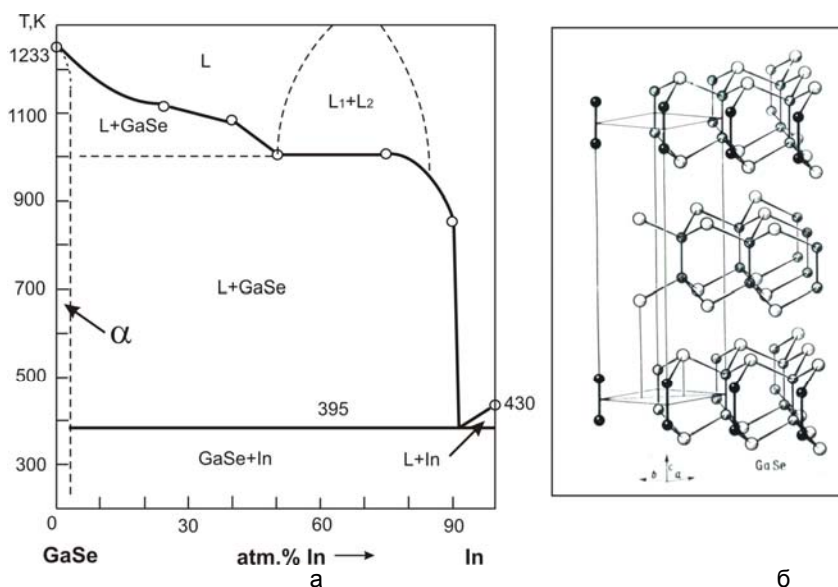


Рис. 4. Диаграмма состояния $\text{GaSe} - \text{In}$ – а [26]. Кристаллическая решетка GaSe – б

При добавлении соединения $(\text{GaSe})_{0,25}\text{In}_{0,75}$ в трибосопряжение рентгеноструктурным анализом на поверхности трения обеих сталей зафиксировано появление новых фаз, образовавшихся в процессе трения (рис. 5). На поверхности стали 1.0503 GaSe в условиях трения исчезает и переходит в новую фазу. Нали-

чие кислорода в атмосфере способствует образованию оксидов (In_2O_3) и (Ga_2O_3).

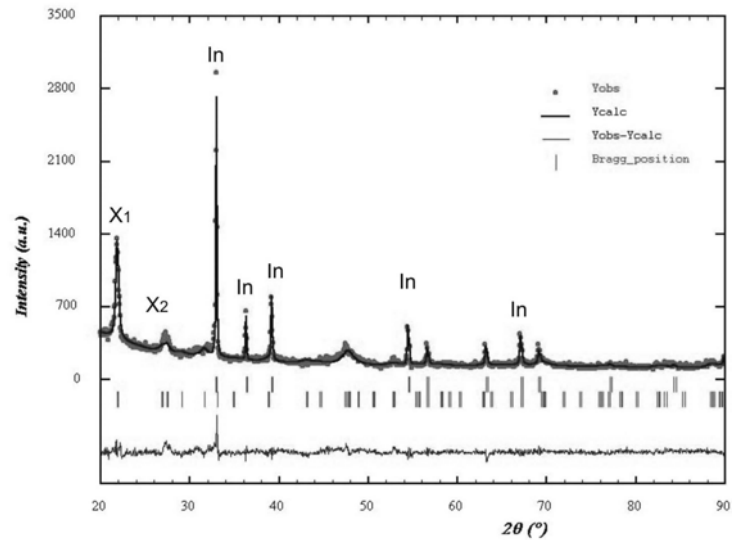


Рис. 5. Рентгенограмма, снятая после испытаний на трение с поверхности стали 1.0503. Экспериментальный (\blacklozenge), расчетный (сплошная линия вверху) и разностная (внизу) профили рентгеновской дифракции сплава $(\text{GaSe})_{0.25}\text{In}_{0.75}$. Вертикальными линиями показаны позиции брегговских отпечатков составных фаз: $\text{In}_{1-x}\text{Ga}_x$ (вверху) и $\text{Ga}_{1-x}\text{In}_x\text{Se}$ (внизу) X_1 и X_2 новые фазы, образовавшиеся после трения

Уточнение методом Ритвельда: фаза $\text{In}_{1-x}\text{Ga}_x$ (твердый раствор Ga в In) содержит примерно 40 мас. % и представляет собой тетрагональную структуру, относится к пространственной группе $I4/mmm$. Период кристаллической решетки: $a = 3.2490$ (1) Å; $c = 4.9467$ (3) Å. Для сравнения чистый In: $I4/mmm$; $a = 3.2542$ Å; $c = 4.9542$ Å. Фаза $\text{Ga}_{1-x}\text{In}_x\text{Se}$ ($x > 0.2$) (структурный тип GaSe) ~ 60 % масс имеет гексагональную структуру и относится к пространственной группе $P-6$. Периоды кристаллической решетки: $a = 3.831$ (1) Å; $c = 16.244$ (3) Å. Для сравнения чистый GaSe: $a = 3.742$ (1) Å; $c = 15.919$ (3) Å, фаза $\text{Ga}_{0.8}\text{In}_{0.2}\text{Se}$: $a = 3.80$ (1) Å; $c = 16.12$ Å. Фактор разбегности (разногласия) уточнения: $R_p = 7.82\%$.

В состав новой фазы входит металл. Известно, что характерной чертой халькогенидов Ti, V, Cr, Mn, Fe, Co, Ni является тенденция катионов и вакансий размещаться в октаэдрических местоположениях. В результате этого в области гомогенности возникают многие соединения вакантной структуры. Образование и существование соединений переменного состава зависит от температуры [22]. Если учитывать, что на поверхностях трения в трибосопряжении возникают повышенные температуры, то вместе с контактными давлениями они также способствуют образованию новых фаз.

Известно, что атом селена в изолированном состоянии имеет конфигурацию валентных электронов s^2p^4 , склонную к достройке за счет электронов других элементов, с которыми он реагирует, а также самого селена до стабильной d^5 – конфигурации s^2p^6 . Естественно, что возможна также потеря электронов атомом селена с передачей их атому металла.

Селениды d – переходных металлов – гетеродесмичные соединения [23], они характеризуются ковалентно-металлическим типом связи с наложением определенной доли ионной связи. Образование слоистой структуры в соединениях такого типа можно объяснить тем, что внутри отдельных слоев, образован-

ных как атомами металла, так и неметалла возникают преимущественно сильно ковалентные связи, а связь между отдельными слоями осуществляется не локализованными электронами и носит металлический характер [22]. Прочность межслойной связи будет зависеть от степени делокализации электронов в кристаллической решетке соединения, что проявляется в степени «металличности» вещества.

Известно, что в трибосопряжении может происходить избирательный перенос веществ и осуществляется режим структурной приспособляемости, в результате чего на поверхностях трения образуются такие структуры, которые способны поддерживать безизносный режим трения [24].

Также широкие возможности открываются по применению присадок в масла [24, 25]. Введение данных компонентов в состав масла повышает прочность масляной пленки и замедляя процесс ее деструкции в зоне трения. Активные компоненты и наноразмерные процессы (интеркалирование) формируют на поверхностях трения самовосстанавливаемую тонкую защитную пленку. Особенности строения слоистых структур типа $A^{III}B^{VI}$ (слабая Ван-дер-Ваальсова связь между слоями) позволяют вводить в междуслойное пространство посторонние атомы или молекулы. Рентгеноструктурным анализом зафиксировано изменение параметров кристаллической решетки для фазы $Ga_{1-x}In_xSe$ (значения см. выше).

«Слабое» Ван-дер-Ваальсово физическое взаимодействие при более тесном сближении молекул может перейти в химическую связь. Между этими видами взаимодействия имеется количественное (по величине энергии связи) и качественное различие. Для физического взаимодействия энергия связи 0,05 – 0,1 эВ, а для химической адсорбции 1 – 8 эВ [25]. Первый вид взаимодействия универсален, второй – избирательный. При физическом взаимодействии структура электронных оболочек не меняется, так же, как не меняется характер распределения электронной плотности в твердом теле. При хемосорбции изменяются электронные оболочки адсорбированных атомов и заметно изменяется электронная плотность в поверхностном слое твердого тела [25].

Графитовые смазки имеют ограниченное применение из-за своей способности сохранять смазочные свойства в вакууме или во влажном воздухе из-за увеличения коэффициента трения при возрастающих нагрузках. Поэтому применение в качестве смазочного материала соединений типа $A^{III}B^{VI}$ на основе Se, имеющих слоистую структуру, может иметь широкие возможности.

Выводы. 1. После добавления соединений типа $(GaSe)_{0,x}In_{0,x}$ в исследуемые трибосопряжения рентгеноструктурным анализом на поверхности трения зафиксировано появление новых фаз, образованных в процессе трения. Соединения реализуют хемосорбционные, трибохимические механизмы формирования на поверхностях металлов тонких защитных (противоизносных, антифрикционных) слоев.

2. Применение в качестве смазочного материала соединений типа $(GaSe)_xIn_x$ позволит формировать пленки на поверхностях трения, способные минимизировать износ поверхностей, которые будут способствовать переходу к безизносному режиму трения. Защитная пленка является барьером для высоких сдвиговых и нормальных нагрузок, сохраняя основной металл детали и обеспечивая снижение износа и трения.

Литература

1. Fracture mechanics and strength of materials: Reference book / Editor-in-chief V.V. Pansyuk. V.8. Strength of materials and durability of structural elements of nuclear power plants/ A.I. Balitskii, O.V. Machnenko, O.A. Balitskii, V.A. Grabovskii, D.M. Zaverbnyi, B.T. Timofeev. Editor A.I. Balitskii – Kyiv: PH "Akadempriodyka", 2005. – 544p.

2. Balytskyi O.I., Kolesnikov V.O., Kaviak P. Tribotechnical properties of austenitic manganese steels and cast-irons under sliding friction conditions // *Materials Science*. – vol.41.-№ 5.- 2005. – p. 624 – 630.
3. Kolesnikov V. A., Vus O.B., Figurka R.M. High Nitrogen Steels – perspective tribotechnical materials // *Proc. of 20th Conf. of Young Scientists of PhMI NAS of Ukraine, Lviv, 2007*. – P.17-21.
4. Markus O. Speidel From High-Nitrogen Steels (HNS) to High-Interstitial Alloys (HIA) HNS 2003 High Nitrogen Steels Hochschulverlag AG an der ETH Zürich. – P.1 – 8.
5. Wear resistance of high nitrogen austenitic stainless steels manufactured by molten and powder metallurgy routes Jyrki Romu, Jyrki Tervo, Hannu Hänninen and Jari Liimatainen // *High nitrogen steels HNS 93 / Proceeding of the 3-rd International Conference Kiev Ukraine*. – 1993. – P.372 – 378.
6. Robin Büscher, Alfons Fischer Tribological performance of austenitic high-nitrogen steels for biomedical applications. *Steel Grips High Nitrogen Steels*. – 2004. 2 (2004). – P.481 – 491.
7. Natalya Efros, Lev Korshunov, Borys Efros, Natalya Chernenko, Larisa Loladze Nanostructure and tribological properties of nitrogen-containing Fe – Mn – Cr – alloys upon friction and abrasive action. *Steel Grips High Nitrogen Steels 2004*. – 2 (2004). – P.391 – 395.
8. Колубаев А.В., Колубаев Е.А., Сизова О.В. Об особенностях наноиндентирования поверхностного слоя стали Гадфильда после испытаний на трение // *Письма в ЖТФ*. – 2007, том 33, вып. 24. – С.16 – 23.
9. S. Bistac and A. Galliano. Nano and macro tribology of elastomers // *Tribology Letters*, Vol.18, № 1. January. – 2005. – P.21 – 25.
10. Сыромятников В.С. 100 рассказов о стыковке и о других приключениях в Космосе и на Земле. Часть 1: 20 лет назад. - М.: Логос, 2003. - 568 с.:ил. ISBN 5-94010-226-3. <http://epizodsspace.testpilot.ru/bibl/syromatnikov/100/09.html>.
11. Magie P.E. *Lubrication engineering*. – 1966, v. 7, – p.262.
12. Bowen P.H. *Maschine Design*. – 1963, v. 35, № 26. – p.195 – 199.
13. Балицкий А.И., Стахира И.М. Способ получения монокристаллов моноселенида галлия: Заявка № 3220381/23 – 26 (177193) с приоритетом 17.12.1980 (Положительное решение от 27.8.1981).
14. Diener M. Application of High Nitrogen Steels for Rail Wheels. – *Proc. of 2nd Int. Conf. of High Nitrogen Steels (Aachen, Germany, 1990)*. – P.405-410.
15. Alexander Balitskii Cracking resistance of modern steels for rail wheels and railroad track // *Industrial and tourist transport*.- 2001, Issue 1.- P.38-40.
16. <http://ru.energietechnik-essen.eu/index.html>
17. Вайштейн В.Э., Трояновская Г.Н. Сухие смазки и самосмазывающиеся материалы. – М.: Машиностроение, 1968. – 321с.
18. Голего Н.Л. Схватывание в машинах и методы его устранения. – К. Техніка, 1965. – 231с.
19. Балицкий А.И. Диаграммы состояний и фазовые переходы в системах GaSe – InSe и GaSe – In: Львовск. ун-т. – Львов, 1981. – 12с. – Рукопись депонирована в ОНИИТЭ хим. – Черкассы, № 704705 хп – Д81, 5 авг. 1981 г.
20. Колесников В.А. Особенности формирования структурной микронеоднородности высокомарганцевых чугунов // *Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. Частина 2. Матеріалознавство*. – Луганськ: Видавництво СНУ.- 2003. – С.78 – 84.
21. Химия и технология редких и рассеянных элементов, под ред. К. А. Большакова, т. 1—2, М., 1965—69 (т. 1, с. 88—99, т. 2, с. 178—207).
22. Оболончик В.А. Селениды. – М.; Металлургия, 1972, – 296с.
23. Самсонов Г.В. Халькодениды. – Киев; Наук. думка, 1967. – 192с.
24. Поверхностная прочность материалов при трении / Под ред. Б.И. Костецкого – Киев; Наук. думка, 1976. – 296с.
25. Lubricants and related products (Synthesis properties applications international standards) By Dieter Klammann Verlag Chemie GmbH, D-6940 Weinheim, 1984. – 488p.

П.В.Колодяжный, Р.Т.Савченко

**ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ
ПОВЕРХНОСТИ МЕТАЛЛА ПРИ ВИБРАЦИОННОЙ
И АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ В РАСТВОРАХ
ЭЛЕКТРОЛИТОВ**

В статье приведены результаты исследований по изучению влияния концентрации и скорости движения потока абразива на величину потенциала, кинетику процесса растворения и качество обрабатываемой поверхности углеродистой и нержавеющей сталей. Рис. 11, ист. 4.

Изучение электродных потенциалов стали 12Х18Н10Т при виброабразивной обработке в рабочем химически активном растворе на основе нитратной кислоты различной концентрации показало, что при различных амплитудно-частотных режимах виброобработки зачистка разблагораживала потенциал электрода [1,2]. Степень разблагораживания потенциала определяется защитными свойствами кроющихся пленок. Чем выше эти свойства, тем выше степень разблагораживания. В случае, когда защитные пленки не образуются или они неустойчивы, не наблюдается заметного сдвига потенциала. Результаты исследований [3] убедительно показывают, что на зачищенной поверхности облегчено протекание анодного процесса. Величина потенциала зависит от многих факторов. При виброобработке происходит абразивное истирание поверхности металла, потенциал определяется интенсивностью обновления поверхности. Так, с увеличением частоты колебаний виброрезервуара от 42,5 до 65 Гц при обработке нержавеющей стали наблюдалось разблагораживание потенциала. При сравнении результатов, полученных в одинаковых условиях виброобработки, было показано [4], что потенциал зачищенной поверхности определяется составом электролита.

Исследование электрохимических свойств зачищенных поверхностей представляет интерес, так как позволяет совершенствовать электрофизические методы обработки металлов за счет выбора оптимального состава электролита и режима вибрационной абразивной обработки металла.

В настоящее время нет достаточно надежных количественных соотношений между параметрами зачищенной поверхности и качеством поверхностного слоя. При виброабразивной обработке рабочей среде и обрабатываемым деталям сообщаются механические колебания. Под их действием при виброскоростях 1,0-1,2 м/с рабочая среда благодаря высокой подвижности частиц производит зачистку поверхности. Степень зачистки поверхности зависит от способа загрузки деталей, состава применяемых сред и их количества, скорости вращения рабочей среды, а также количества абразива.

Целью настоящей работы явилось исследование влияния химического состава, количества абразива рабочей среды, а также скорости движения рабочей среды на качество поверхностного слоя обрабатываемого материала.

Для изучения электрохимических свойств поверхности металлов проводили потенциостатические исследования на образцах из различных марок сталей толщиной 2,0 мм, прямоугольной формы, размером 10x10 мм. Исследования проводились на потенциостате П-5848. Поляризацию электрода осуществляли со скоростью 0,017 В/мин. Анодные кривые снимались со значений потенциала, установившихся в течение 30 минут.

Исследования с применением абразивного истирания для изучения электрохимического поведения сталей выполнялись в таком порядке:

1. Образцы сталей выдерживались в неподвижных электролитах, в которых определяли стационарные потенциалы.

2. Определяли величину изменения электродного потенциала при воздействии на поверхность сталей как потока электролита с абразивом, так и без него.

С целью выяснения кинетики и механизма растворения стали 12Х18Н10Т и стали 45 в растворах электролитов исследовалось их коррозионное и электрохимическое поведение. Экспериментально это осуществлялось следующим образом. Образец с подготовленной поверхностью устанавливался в ячейку-резервуар (рис.1) с исследуемыми растворами электролитов и наложения вибраций измеряли потенциал, значения которого измеряли потенциостатом П-5848. Время выдержки образцов при каждом потенциале составляло 60 минут.

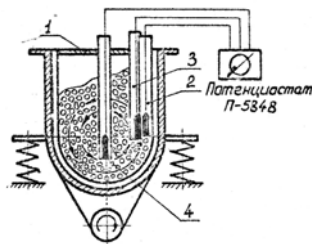


Рис. 1. Схема электрохимической ячейки в виброрезервуаре: 1 - держатели; 2 – рабочий электрод; 3 – электрод сравнения; 4 – вспомогательный электрод

Исследования по влиянию механического фактора на изменение потенциала стали проводились на установке проточного типа с неподвижно закрепленным образцом (рис. 2).

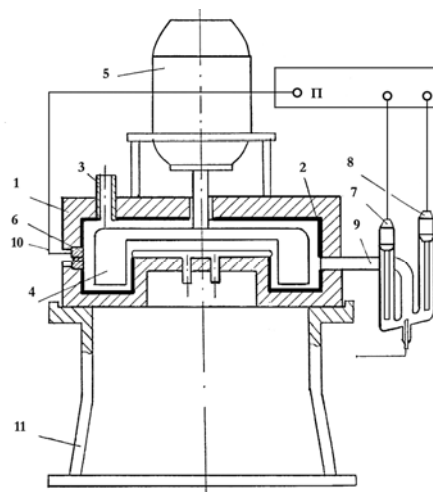


Рис. 2. Установка проточного типа с неподвижно закреплённым образцом

Рабочая камера электрохимической ячейки 1 изолирована коррозионно-эрозивной резиной 2. Через патрубок 3 в рабочую камеру поступает рабочий раствор и приводится во вращение мешалкой 4 от электродвигателя 5 с регулируемым числом оборотов. Образцы стали 6 устанавливались в сменную фторпластовую обойму заподлицо с внутренней поверхностью корпуса рабочей камеры. Электрохимическая ячейка представляет трехэлектродную систему состоя-

щую из рабочего электрода (образцов), электрода сравнения 7 и вспомогательного электрода 8. Электроды устанавливались и вводились в рабочую камеру с помощью электродержателя 9. Токосъем с рабочего электрода осуществлялся посредством токовода 10. Рабочая камера с электродвигателем крепилась на станине 11. Электрохимические измерения проводили на потенциостате П-5848. В электролитах количество абразива изменялось от 10 до 20%, частота вращения мешалки - от 0 до 4 м/с.

Результаты потенциостатических исследований электрохимических свойств сталей в растворах минеральных солей различной концентрации приведены на рис. 3 и 4. Анализ полученных данных показывает, что с увеличением концентрации галогенидов солей происходит увеличение отрицательного потенциала нержавеющей стали и облагораживание потенциала углеродистой стали.

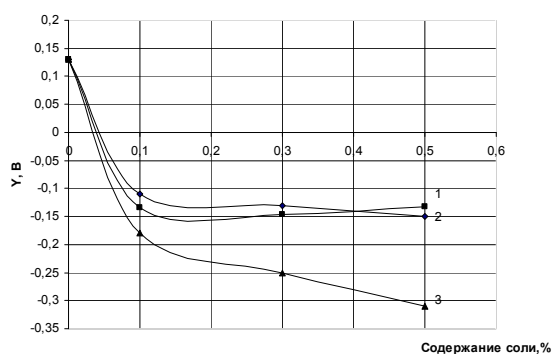


Рис. 3. Зависимость изменения потенциала стали 12X18H10T от содержания соли в растворе: 1 – SnCl₂; 2 – PbCl₂; 3 – KF · HF

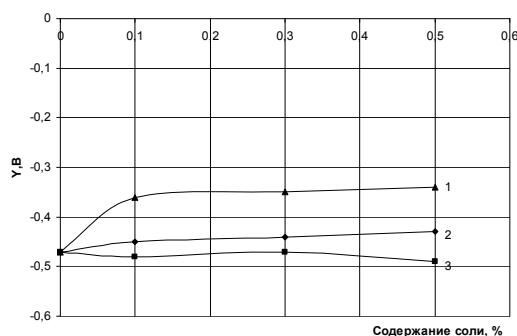


Рис. 4. Зависимость потенциала стали 45 от содержания соли в растворе: 1 – PbCl₂; 2 – FeCl₃; 3 – KF · HF

Результаты измерений потенциалов защищенного металла сталей в растворах электролитов приведены на рис. 5 и 6, из которых видно, что виброобработка сближает потенциалы нержавеющей стали 12X18H10T и углеродистой стали 45. Сближение осуществляется в основном за счет сдвига потенциалов стали 12X18H10T. Установлена также зависимость потенциала стали от амплитуды колебаний резервуара. Как видно, рис. 5 для стали 12X18H10T с увеличением амплитуды колебаний резервуара потенциал все больше сдвигается в отрицательную область. Изменение режимов вибрации на изменение потенциа-

лов стали 45 практически не оказывает влияния. Поведение исследуемых сталей при виброабразивной обработке вполне закономерно: сталь 12Х18Н10Т более запассивирована, а воздействие абразива в условиях вибраций способствует удалению пассивных слоев.

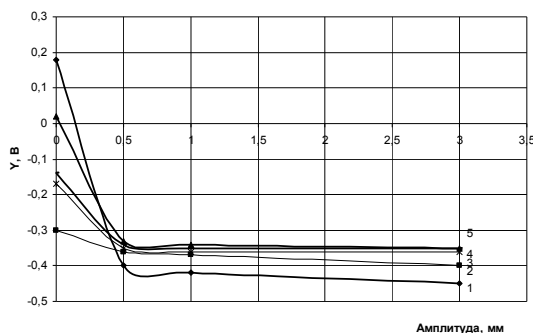


Рис. 5. Зависимость потенциала стали 12Х18Н10Т от содержания веществ в растворе: 1 – 0,5% раствор Na₂SO₄; 2 – 0,5Н раствор HCl; 3 - 0,5Н раствор HNO₃; 4 – 0,5Н раствор H₂SO₄; 5 -0,5Н раствор H₃PO₄

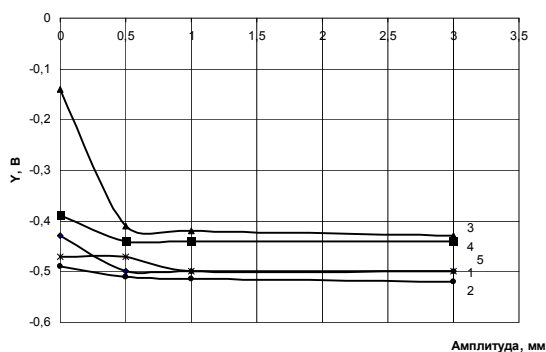


Рис. 6. Зависимость потенциала стали 45 от содержания веществ в растворе: 1 – 0,5% раствор Na₂SO₄; 2 – 0,5Н раствор HCl; 3 - 0,5Н раствор HNO₃; 4 – 0,5Н раствор H₂SO₄; 5 -0,5Н раствор H₃PO₄

Для исследований влияния механического фактора на изменение потенциала стали в качестве рабочей среды был выбран 3% раствор NaCl без абразива и с добавками карбида черного КЧ-63 в количестве 10-30% (по массе от объема электролита). Результаты исследований приведены в табл. 1.

Полученные результаты показали, что увеличение интенсивности механического воздействия твердых частиц наблюдается при их концентрациях, не превышающих 20%. Доля воздействия механического фактора в суммарном процессе разрушения возрастает с увеличением скорости потока и концентрации абразива.

Облагораживание электродных потенциалов в потоке без абразива и при малых его концентрациях связано с ускорением катодной реакции вследствие интенсификации подвода деполаризатора. Из табл. 1 видно, что механический фактор в большей степени влияет на потенциал нержавеющей стали, находящейся в растворе в пассивном состоянии. В активной области сдвиг потенциала

менее значителен (сталь 45). Следовательно, более значительные сдвиги потенциала в отрицательную область у нержавеющей стали при ее зачистке по сравнению со сталью 45, обусловлены свойствами защитных пленок.

Таблица 1

Влияние концентрации и скорости движения потока абразива на величину потенциалов углеродистой и нержавеющей сталей

Скорость потока, м/с	Концентрация абразива, %	Сталь 45	Сталь 12X18H10T
		Δφ, мВ	
2	0	+10	-
	10	+4	-10
	20	-10	-30
	30	-10	-30
4	0	+10	-
	10	-15	-40
	20	-30	-70
	30	-30	-70

Для интенсификации виброабразивной обработки используются электролиты на основе минеральных кислот. Ранее проведенные исследования показали, что концентрация таких электролитов, как HNO₃, H₂SO₄, H₃PO₄, влияет на изменение потенциала незачищенной поверхности сталей.

Изменение потенциалов сталей 12X18H10T и 45 во времени в статических условиях приведены на рис. 7 и 8.

Воздействие химического фактора в статических условиях приводит к изменению потенциала стали 12X18H10T на 0,23 В.

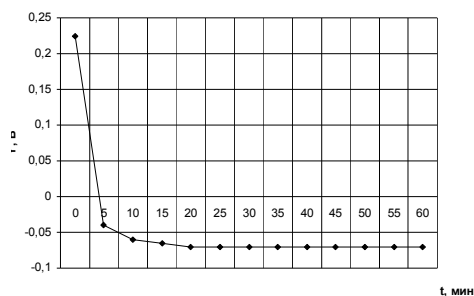


Рис. 7. Изменение потенциалов стали 12X18H10T во времени в статических условиях при pH раствора нитратной кислоты 2,4

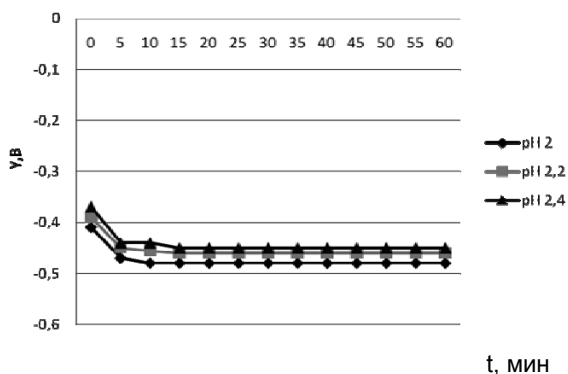


Рис. 8. Изменение потенциала стали 45 во времени от pH раствора нитратной кислоты

Результаты исследований по влиянию рН среды после прекращения действия механического фактора на потенциалы нержавеющей и углеродистой сталей приведены на рис. 9 и 10.

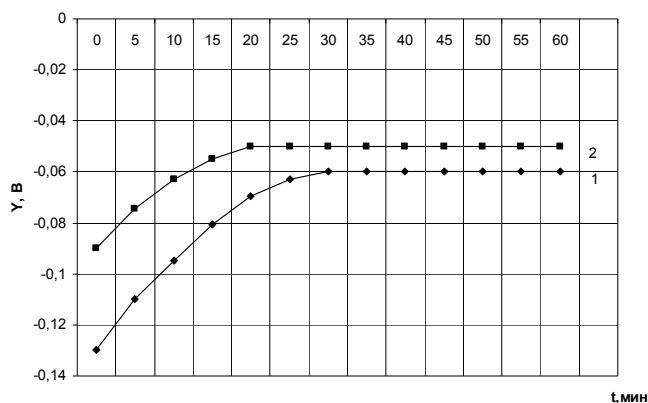


Рис. 9. Изменение потенциалов нержавеющей стали 12X18H10T после прекращения действия механического фактора во времени: 1 – рН=2; 2 – рН= 2,2

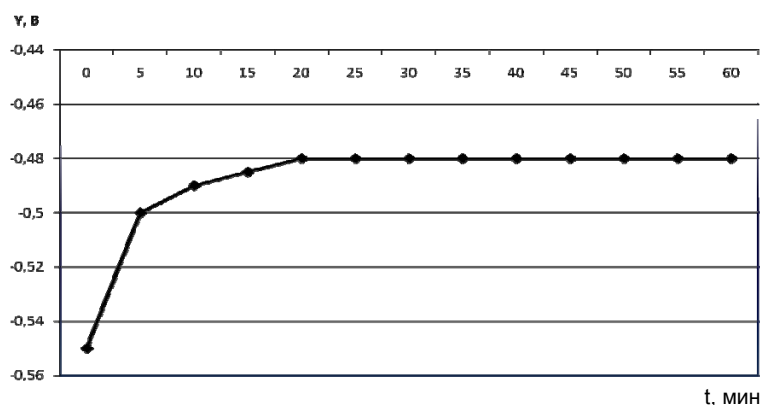


Рис. 10. Изменение потенциалов стали 45 во времени после прекращения действия механического фактора (изменение рН от 1,6 до 2,4)

Как видно (рис. 9 и 10), после прекращения механического воздействия абразива потенциалы сталей 45 и 12X18H10T облагораживаются. Изменение рН раствора нитратной кислоты на две десятых величины (рис. 9, кривая 1 и 2) приводит к изменению потенциала стали на 0,01 В в статических условиях и на 0,03В - в динамических условиях от совместного воздействия химического и механического факторов. За счет механического воздействия абразивных частиц достигается смещение потенциала на -0,07В при рН =2 (рис. 9, кривая 1); и на -0,04 В, если рН=2,2 (рис. 9, кривая 2).

Степень влияния рН раствора на основе нитратной кислоты на интенсификацию процесса виброобработки и качество формируемого микрорельефа определялось измерением шероховатости поверхности. Результаты измерений приведены на рис. 11.

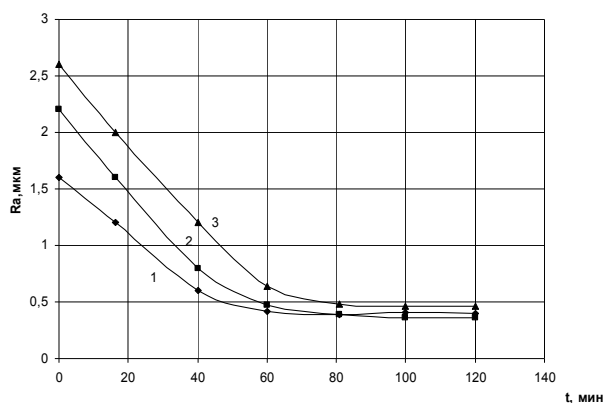


Рис. 11. Изменение шероховатости поверхности стали 12X18H10T в зависимости от pH раствора: 1 – pH=2; 2 – pH=2,2; 3 – pH=2,4

Следовательно, наиболее оптимальным составом следует считать раствор с pH 2,2. При обработке изделий свыше двух часов качество поверхности стало ухудшаться.

Выводы. 1. Экспериментально установлено, что на процесс виброабразивного шлифования деталей из различных марок сталей влияют: pH рабочего раствора, концентрация и скорость движения потока абразива. Поведение сталей при виброобработке определяется состоянием зачищенной поверхности металла. При скорости движения абразивных частиц 1 м/с для стали 45 характерно увеличение скорости протекания как анодного, так и катодного процессов, а для стали 12X18H10T – ускорение преимущественно анодного процесса растворения металла.

2. При виброабразивной обработке образцов из сталей 45 и 12X18H10T величина потенциала поверхности зависит от интенсивности обновления поверхности. При изменении скорости потока от 2 до 4 м/с и при увеличении концентрации абразива от 10 до 20% происходит смещение потенциалов стали 45 до -10 мВ и стали 12X18H10T до -70 мВ.

3. Установлено, что при режиме виброобработки (скорости движения абразива 1 м/с и амплитуде колебаний резервуара 3 мм) величина потенциала обновляемой поверхности зависит от pH раствора. При увеличении pH раствора от 2 до 2,4 происходит смещение потенциала стали 12X18H10T в положительную область и изменение ее величины от -70 мВ до -50 мВ, а также ухудшение качества поверхности из-за изменения микрошероховатости от 0,2 до 0,5 мкм.

Литература

1. Prazak M., Prazak Y., Cival V. Anodic dissolution of iron // Z. Elektrochemia. – 1960. – V. 214. – P. 299.
2. Аренков А.В. Основы электрофизических методов обработки металлов. – Л., 1967. – 321 с.
3. Томашов Н.Д., Вершинина Л.П. Исследование кинетики и механизма электродных процессов методом непрерывного обновления металла под раствором // Новые методы исследования коррозии. – 1973. – С. 64-72.
4. Тененбаум М.М. Сопrotивление абразивному изнашиванию. – М., 1976. – 271 с.

А.И.Гедрович, О.Н.Друзь

**ВЛИЯНИЕ РЕСУРСОБЕРЕГАЮЩИХ МЕТОДОВ
ПОСЛЕСВАРОЧНОЙ ОБРАБОТКИ НА ЗДОРОВЬЕ
ЧЕЛОВЕКА**

В статье рассмотрено влияние на здоровье человека ресурсосберегающих методов послесварочной обработки: вибрация, приложение активных сил и ультразвук. Табл. 2, ист. 4.

Постановка проблемы. Известно, что технологический процесс изготовления сварной металлической конструкции состоит из подготовительных операций, сварочных и послесварочных работ. Одной из основных проблем после сварки, особенно с большим количеством наплавленного металла, является несоответствие проектным нормам размеров изделия и повышенный уровень остаточных сварочных напряжений. Роль послесварочных операций сводится к контролю нагрева сварных швов и устранению остаточных деформаций и напряжений.

Контроль качества включает визуальный внешний осмотр и обмер (реже металлографические исследования), метод течеискания, капиллярный, магнитный, радиационный и ультразвуковой методы.

Устранение остаточных деформаций и напряжений достигается применением: вибрации (сопутствующей и послесварочной), приложением активных сил, вибронапряжением, термической обработкой, термической правкой, прокаткой сварных швов, обработкой швов ударным пневмоинструментом. Каждая из этих операций приводит к появлению вредных и опасных факторов.

Анализ последних исследований и публикаций. В нормативных документах (Правила по охране труда в сварочном производстве ГОСТ 12.0.003-74*) рассматриваются вредные факторы, связанные с горением сварочной дуги, повышенным напряжением электрической дуги, наличием систем под давлением и нагрузки на организм человека.

Не решенные ранее проблемы. При выполнении послесварочных операций применяются всевозможные эффекты и искусственные приемы, которые практически не отмечены в нормативных документах. При этом следует учесть и сопутствующие факторы: непостоянство рабочих мест, небольшие программы выпуска, частая смена технологических процессов и т.д.

В настоящее время различные варианты виброобработки, таких, как ресурсосберегающей технологии, находят широкое применение. При этом частоты и амплитуды обработки зависят от размеров изделия, его конфигурации, основного металла и т.д. Поскольку виброобработку осуществляют в присутствии оператора, то возникает проблема виброзащиты человека.

Постановка задачи. Задачей данной работы является рассмотрение влияния на здоровье человека ресурсосберегающих методов послесварочной обработки: вибрация, приложение активных сил и ультразвуковой контроль.

Изложение основного материала. Многочисленными медицинскими исследованиями установлено, что вибрационные нагрузки даже при их слабом уровне могут вызвать виброболезнь, поражающую нервную, сердечно-сосудистую и двигательную системы человека. Под действием вибрации рассеивается внимание, что может вызвать ошибочные действия и команды, наблюдается снижение функциональных возможностей человека-оператора, повышение его утомляемости. При этом в системе «человек-машина» роль человека-оператора постоянно возрастает.

В технической литературе освещены требования к эксплуатации установок для ультразвуковой сварки, при этом уровни звуковых давлений на рабочих местах регламентируются ГОСТ 12.1.001-83 и ГОСТ 12.1.003-83, а применяемое оборудование – ГОСТ 12.2.051.-80. При эксплуатации таких установок не допускается непосредственный контакт оператора с ультразвуковым инструментом или обрабатываемыми деталями.

Допустимые уровни звукового давления на рабочих местах при действии ультразвука в 1/3 октавных среднегеометрических частотах не должны превышать значений, приведенных в табл. 1.

Таблица 1

Допустимые уровни ультразвука на рабочих местах

Среднегеометрические частоты 1/3 октавных полос, кГц	12,5	16,0	20,0	26,0	31,5–100,0
Уровни звукового давления, дБ	80	90	100	106	110

Параметры на рабочем месте при использовании источников вибрации установлены ГОСТ 12.1.012-78 для общей технологической и локальной вибрации. Наиболее опасными являются вибрации с частотами, близкими к частотам собственных колебаний тела человека, большинство которых находится в границах от 6 до 30 Гц. Резонансные частоты отдельных частей тела приведены в табл. 2.

Таблица 2

Резонансные частоты колебаний частей тела человека

Орган	глаза	горло	грудная клетка	ноги, руки	голова	лицо и челюсти	поясничная часть позвоночника	живот
Частота, Гц	22 - 27	6 - 12	2 - 12	2 - 8	8 - 27	4 - 27	4 - 14	4 - 12

Перспективы дальнейших исследований. Виброзащита человека-оператора на участке обработки сварных конструкций – сложная проблема биомеханики, ее решение затруднено недостатком знания о сущности воздействия вибрации и ультразвука на организм человека.

Выводы. 1. На современном этапе развития сварочных технологий возникла необходимость ввода новых (и пересмотра существующих) норм вибрации и ультразвука на рабочем месте оператора.

2. Для разработки новых норм необходимо освоить новую методику инженерных расчетов и подготовить специалистов со знанием таких норм и методик расчета.

Литература

1. Геврик Є.О. Охорона праці. – К.: Ельга, Ніка-Центр, 2003. – 280 с.
2. Долин П.А. Справочник по технике безопасности. – М.: Энергоиздат, 1982. – 800 с.
3. Безопасность производственных процессов: Справочник / С.В. Белов, В.Н. Бринза и др. – М.: Машиностроение, 1985. – 448 с.
4. Справочник по электрохимическим и электрофизическим методам обработки / Г.Л. Амитан, И.А. Байсупов и др. – Л.: Машиностроение, 1988. – 719 с.

Р.В.Фоменко, Н.А.Пительгузов

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ПЕРЕВОЗКИ ЖИДКОГО ЧУГУНА НА ПУНКТЫ СЛИВА

В статье рассмотрены вопросы работы железнодорожного транспорта по обеспечению доменного цеха перевозками при распределении чугуна по пунктам слива по двум вариантам - в нормальном режиме до остановки на ремонт и при выполнении плановых ремонтных работ мартеновских печей с учетом технологического оборота ковшей и расстановка локомотивов при обслуживании доменного цеха. Рис.4, ист.4.

Постановка проблемы. Производство чугуна доменным цехом на ОАО «Алчевский металлургический комбинат» после освоения проектной мощности доменной печью №1 составит 14420 тонн в сутки, в том числе: с доменной печи №1 – 6300 тонн, с доменной печи №3 – 2520 тонн, с доменной печи №4 – 2500 тонн, с доменной печи №5 – 3100 тонн.

Анализ последних исследований и публикаций. Проблема взаимодействия производства и транспорта решалась многими исследователями. Так, в [1] – вопросы планирования грузо- и вагонопотоков на внутривозовских перевозках; в [2] – проблемы совершенствования эксплуатационной работы на промышленном транспорте; в [3] – пути оптимизации перевозочного процесса; в [4] – законы математической статистики в их практическом применении на железнодорожном транспорте.

Нерешенные ранее проблемы. Анализ последних публикаций показал, что проблемы промышленного внутривозовского транспорта стали объектом разностороннего анализа, при этом транспорт подстраивается под функционирование производственных цехов. Такой взгляд на проблему исчерпал себя.

Однако распространение на практике взаимодействия производства и транспорта на равных правах пока не получило должного внимания. На промышленный транспорт в силу сложившихся представлений смотрят как на второстепенное звено.

Постановка задачи. В условиях эксплуатации доменного цеха на АМК установлено, что среднесуточное поступление чугуна на миксеры мартеновского цеха составляет 6930 тонн, а на разливочные машины 7490 тонн. При остановке на плановый ремонт двух мартеновских печей емкостью 300 и 600 тонн на миксеры мартеновского цеха поступает 5180 тонн, а на разливочные машины 9240 тонн в сутки.

Изложение основного материала публикации. Передельным чугуном с доменных печей №1,3,4,5 обеспечивается мартеновский цех, а его избыток передается на разливочные машины.

На рис.1 представлена гистограмма производства жидкого чугуна доменным цехом Алчевского металлургического комбината в 3 квартале 2006 года (до реконструкции доменной печи №1) и 3 квартале 2007 года (после реконструкции доменной печи №1).

При остановке двух мартеновских печей на ремонт и максимальном поступлении чугуна на разливочные машины работа железнодорожного транспорта по обеспечению доменного цеха наиболее сложна. График движения чугуновозных составов на разливочные машины и миксеры мартеновского цеха, а также суточный план-график работы разливочных машин и склада холодного чугуна должен быть разработан по варианту суточного поступления чугуна на разливочные машины, что составляет 9240 тонн, и на миксеры мартеновского цеха - 5180 тонн.

На рис. 2 представлено распределение чугуна по пунктам слива по двум вариантам в тоннах от каждой доменной печи до остановки на ремонт и во время ремонта мартеновских печей.

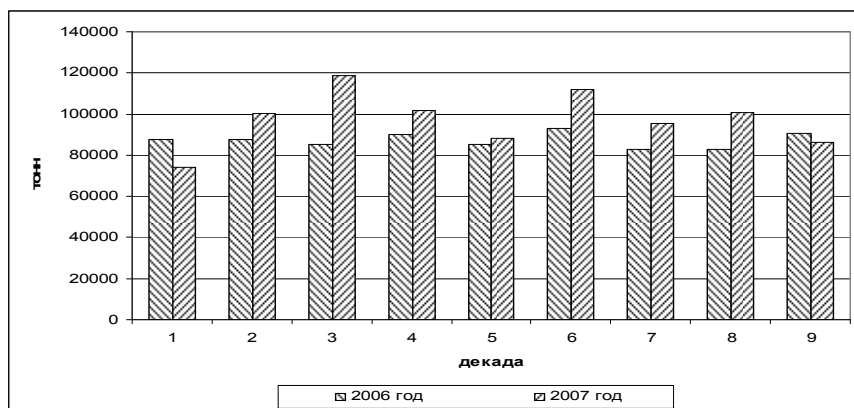


Рис. 1. Гистограмма производства жидкого чугуна доменным цехом Алчевского металлургического комбината в III квартале 2006 и 2007гг.

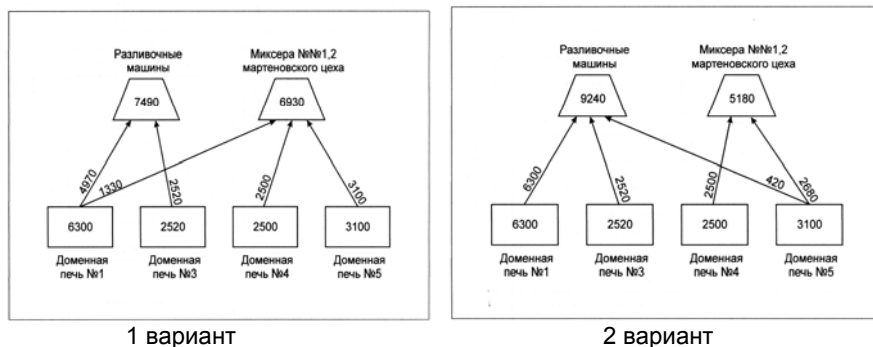


Рис. 2. Распределение чугуна по пунктам слива по вариантам в тоннах от каждой доменной печи

При разработке графика оборота чугуновозных составов данные приняты на основании хронометражных измерений:

- время на расстановку ковшей под печи и их уборка по 5 мин.;
- подача ковшей под выпуск производится не менее чем за 25 минут до начала выпуска;
- продолжительность выпуска – 40 минут;
- время движения от доменных печей на весы миксера №1, на весы разливочных машин, от весов разливочных машин под слив на разливочные машины, с весов миксера №1 под слив на миксер №1 определено расчетным путем;
- время слива на разливочных машинах 45 минут ковшей емкостью 100 тонн;
- время на перевеску ковша принято 1,5 минуты.

На рис.3 представлена диаграмма технологического оборота ковшей на маршруте от доменных печей на различные точки слива (миксеры №1,2 мартеновского цеха и разливочные машины).

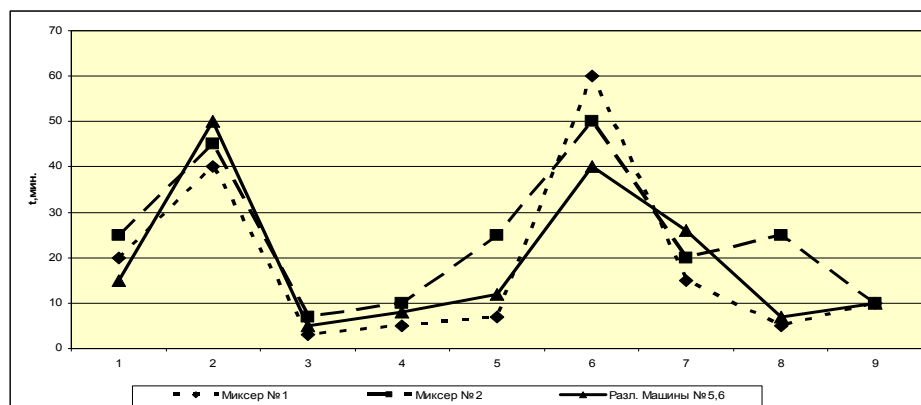


Рис. 3. График технологического оборота ковшей на маршруте от доменных печей на различные точки слива: 1 – ожидание выпуска; 2 – выпуск; 3 – уборка ковшей; 4 – движение на весы; 5 – взвешивание и подача на путь слива; 6 – слив чугуна; 7 – труска ковшей; 8 – уборка ковшей и взвешивание; 9 – расстановка ковшей под доменные печи

При перевозке ковшей на разливочные машины принято, что локомотив подает состав до весов разливочных машин и осуществляет уборку порожних ковшей под печи. Вся обработка чугуновозных ковшей на разливочных машинах (перевеска груженых и порожних ковшей, подача и уборка под слив, перестановка на подготовку ковшей под налив) производится отдельными локомотивами, обслуживающими разливочные машины со стороны слива жидкого чугуна.

На основании графика движения чугуновозных составов по принятой технологии установлено, что для обслуживания доменных печей и перевозки чугуновозных ковшей на миксеры №1,2 мартеновского цеха и разливочные машины необходимо 8 локомотивов, которые по времени их использования можно разделить на 2 условные подгруппы:

1.Время загрузки локомотивов от 1000 до 1250 минут.

2.Время загрузки локомотивов от 300 до 550 минут.

На рис.4 представлена диаграмма занятости 8 локомотивов, обслуживающих чугуновозную сторону доменных печей, в процентах по отношению к суточному балансу времени 1440 минут.

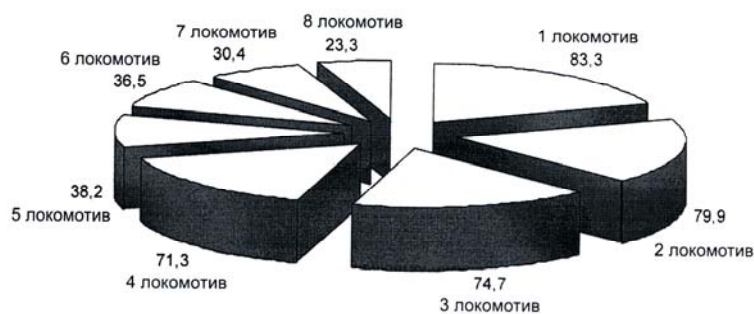


Рис. 4. Диаграмма занятости 8 локомотивов, обслуживающих чугуновозную сторону доменных печей, в процентах по отношению к суточному балансу времени 1440 минут

Коэффициент использования локомотива на маневровой работе

$$K_M = \frac{\sum M_i t_i}{(1440 - T_{\text{пост}}) M_M},$$

где $\sum M_i t_i$ - суммарное время занятости локомотивов на маневровой работе по суточному план-графику, $T_{\text{пост}}$ - время экипировки локомотивов и смены локомотиво-составительских бригад. Принимается 90 мин.

Коэффициент использования локомотивов для первой и второй условной подгруппы равны:

$$K_{M1} = \frac{(1200 + 1150 + 1075 + 1026)}{(1440 - 90) * 4} = 0,82; \quad K_{M2} = \frac{(550 + 525 + 438 + 335)}{(1440 - 90) * 4} = 0,34.$$

Анализ занятости локомотивов показывает, что при обеспечении четкого взаимодействия локомотивов второй условной подгруппы можно использовать 7 локомотивов, а 8-й локомотив, загруженный на 23,3%, кроме перевозки чугуновозных ковшей, также производит треску колошниковой пыли и доставку запорной массы.

Перспектива дальнейших исследований. Многие действующие предприятия металлургии проектировались в 20...40-е годы. Их фактическая производительность превышает проектную в 1,5...2 раза, но промышленный транспорт продолжает работать в условиях прежнего генерального плана предприятия. Интенсивный рост основного производства приводит к тому, что именно транспорт становится ограничителем для увеличения производительности предприятия.

Выводы. Проведенные исследования показали, что для повышения эффективности работы железнодорожного цеха необходимо четко спланировать вопросы взаимодействия доменного производства и пунктов слива с целью сокращения межоперационных простоев и уменьшения количества маневровых локомотивов.

Литература

1. Акулиничев В.М. Организация перевозок на промышленном транспорте. – М.: Высш. шк., 1983. – 247 с.
2. Губенко В.К., Паранукян Б.Э. Общий курс промышленного транспорта. – Киев: Вища школа, - 1992. – 202 с.
3. Козлов П.А., Миловидов С.П., Попов А.Т. Оптимизация работы промышленного транспорта в промышленных системах. – Экономика и математические методы. -1985. т. 22, вып. 2 – с. 571 – 576.
4. Петров А.П., Буянов А.В., Угрюмов Г.А. Автоматизация. Вычислительная и микропроцессорная техника в эксплуатации железных дорог. – М.: Транспорт, 1987. – 275 с.

П.В.Колодяжный, Л.А.Попова

ВЛИЯНИЕ ГАЛОГЕНИД-ИОНОВ НА РАСТВОРЕНИЕ СТАЛИ 12Х18Н10Т ПРИ ВИБРООБРАБОТКЕ В РАСТВОРАХ ЭЛЕКТРОЛИТОВ

В статье приведены результаты исследований по изучению влияния режимов вибро-обработки и концентрации галогенид-ионов на характер растворения и величину удельного съема нержавеющей стали в химически активных растворах. Обнаружено преимущественное растворение никеля нержавеющей стали при потенциале 0,6В в растворах, содержащих 0,1% фторид и хлорид ионы. Рис. 4, ист. 5.

Установленные ранее [1] зависимости электрохимического и коррозионного поведения нержавеющей стали в растворах нитратной кислоты при виброобработке показали, что скорость растворения металла определяется состоянием его поверхности при установившемся в динамических условиях потенциале. Поскольку потенциал металла при виброобработке зависит от окислительных свойств рабочего раствора, которые можно менять введением в него соответствующих добавок, то одним из наиболее доступных и экономически выгодных путей повышения производительности обработки деталей свободными абразивными частицами является применение химически активных растворов. Современные рабочие растворы являются многокомпонентными, в состав которых входят добавки [2], имеющие целенаправленное действие. Рабочая среда за счет высокой подвижности абразивных частиц производит зачистку поверхности. Растворение металла из активного состояния при виброобработке осуществляется преимущественно на зачищенных участках, которыми являются микровыступы. Повысить скорость процесса обработки можно введением в рабочий раствор активаторов [3], способных облегчать растворение оксидных пленок в труднодоступных для абразивных частиц местах в виде микровпадин.

Обнаружено [4, 5], что скорость растворения нержавеющей стали в нитратной кислоте зависит от качественного и количественного состава галогенид иона. Изучение действия галогенид анионов затруднено тем, что нержавеющая сталь способна переходить в пассивное состояние при смещении потенциала стали в положительную область. Известно, что хлорид анионы обладают способностью разрушать пассивные оксидные пленки, поэтому их присутствие должно приводить к увеличению скорости растворения нержавеющей стали как в статических, так и динамических условиях при виброобработке.

Цель настоящей работы – исследование влияния галогенид анионов на электрохимическое поведение нержавеющей стали Х18Н10Т в растворах нитратной кислоты.

Электрохимические исследования проводили с помощью потенциостата П-5848 на образцах толщиной 2,0 мм прямоугольной формы, размером 10х10 мм. Анодные поляризационные кривые снимались со скоростью 0,017 В/мин. в присутствии фторида, хлорида, бромида и иодида калия. Измерения проводили в 10% растворе нитратной кислоты при концентрации добавок 0,1 моль/л. Анодные кривые снимались со значений потенциала, установившегося в течение 30 мин.

Анодная поляризационная кривая нержавеющей стали в 10% растворе нитратной кислоты в присутствии добавки калия хлорида представлена на рис.1.

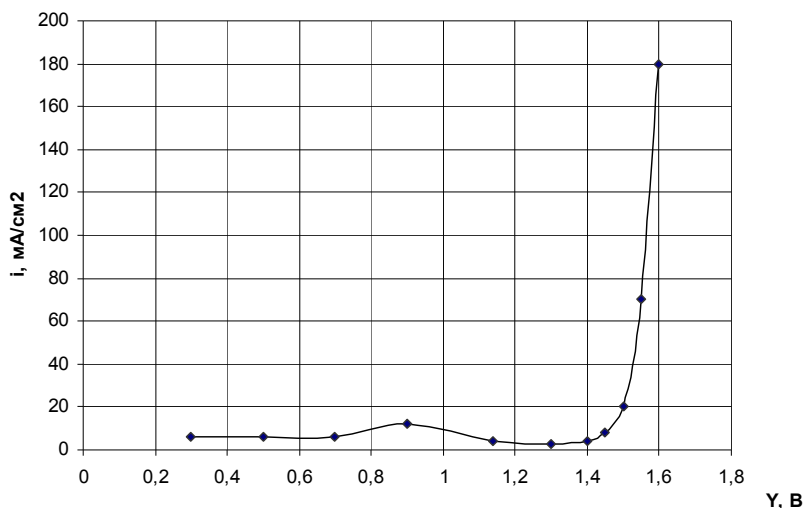


Рис. 1. Анодная кривая стали 12X18H10Т в 10% растворе HNO_3 с добавкой 0,1 моль/л калий хлорида

Из поляризационной кривой следует, что протяженность области запассивированности находится в пределах от 0,35 В до 1,4 В. Незначительное увеличение тока до 10 mA/cm^2 в пассивной области можно объяснить участием хлорид-ионов в растворении стали в пассивном состоянии. Наиболее эффективно воздействие галогенид анионов проявляется в динамических условиях виброобработки. На рис. 2 приведены результаты экспериментальных исследований по определению удельного съема металла, который зависит как от природы аниона добавки, так и его содержания в рабочем растворе.

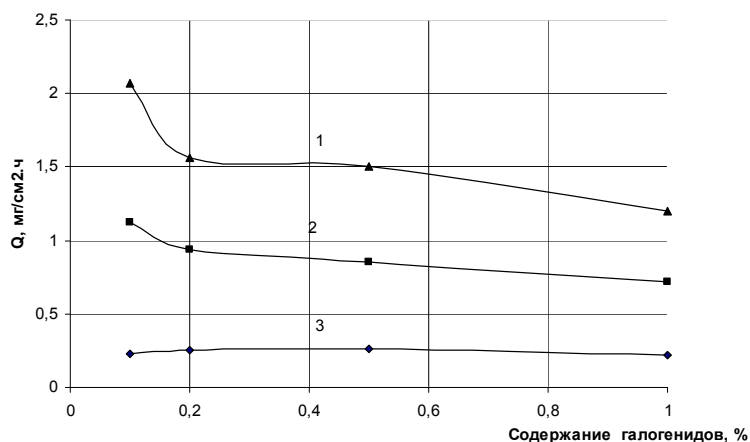


Рис. 2. Зависимость скорости растворения стали 12X18H10Т в 10% растворе нитратной кислоты в присутствии галогенсодержащих добавок (режим виброобработки $A=1,2 \text{ мм}$; $w=42,5 \text{ Гц}$): 1 – KCl, 2 – KBr, 3 – KI

Приведенные данные по скорости растворения нержавеющей стали (рис. 2, кривая 1) и данные на рис. 1 хорошо согласуются.

Снижение скорости растворения стали 12X18H10T при увеличении концентрации галогенид ионов обусловлено как их хемосорбцией на положительно заряженной поверхности стали, так и недостаточной скоростью движения рабочей среды при частоте колебаний резервуара 42,3 Гц для их удаления.

При увеличении скорости обновления поверхности при более интенсивном режиме виброобработки $A = 3,5$ мм; $w = 60$ Гц максимальный съем металла наблюдается в присутствии фторид и хлорид анионов, влияние бромид ионов оказывается практически неэффективным, а присутствие иодид ионов приводит к снижению удельного съема металла, что хорошо видно из рис. 3.

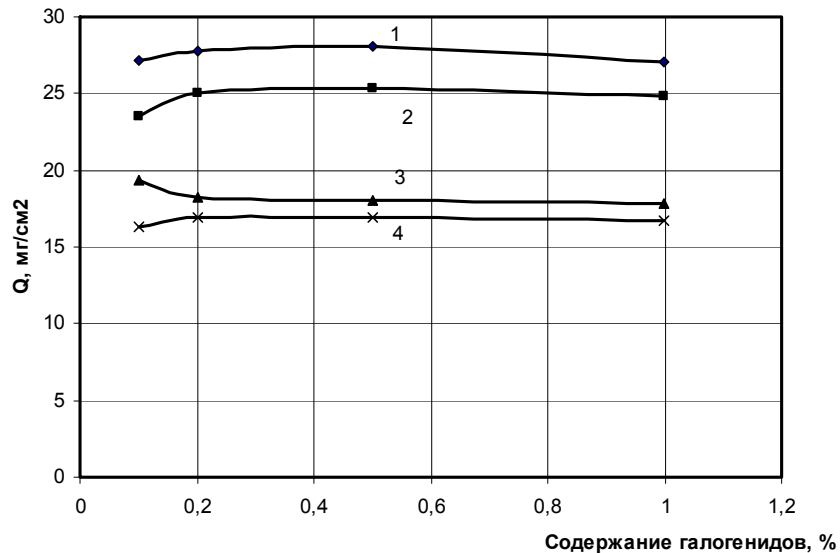


Рис. 3. Зависимость удельного съема металла стали 12X18H10T в 10% растворе азотной кислоты в присутствии галогенсодержащих добавок при режиме виброобработки: $A = 3,5$ мм; $w = 60$ Гц: 1 – KF, 2 – KCl, 3 – KBr, 4 – KI

Полученные данные можно объяснить, если предположить, что анионы-активаторы не только способствуют разрушению оксидных пленок, но и принимают непосредственное участие в процессе ионизации, в результате чего происходит образование промежуточных комплексов, облегчающих переход ионов металла в раствор, либо образование адсорбированных слоев. Вероятно, в присутствии фторид и хлорид ионов происходит образование промежуточных комплексов, что приводит к увеличению удельного съема металла, в то время как бромид и иодид ионы способны образовывать на поверхности стали лишь прочные адсорбционные слои. Образование адсорбционных слоев приводит к замедлению как анодного, так и катодного процессов вследствие экранирования активных участков металла.

Для выяснения влияния галогенид анионов на электрохимическое поведение компонентов нержавеющей стали были сняты анодные поляризационные кривые никеля и хрома в азотной кислоте в присутствии галогенсодержащих добавок (рис. 4).

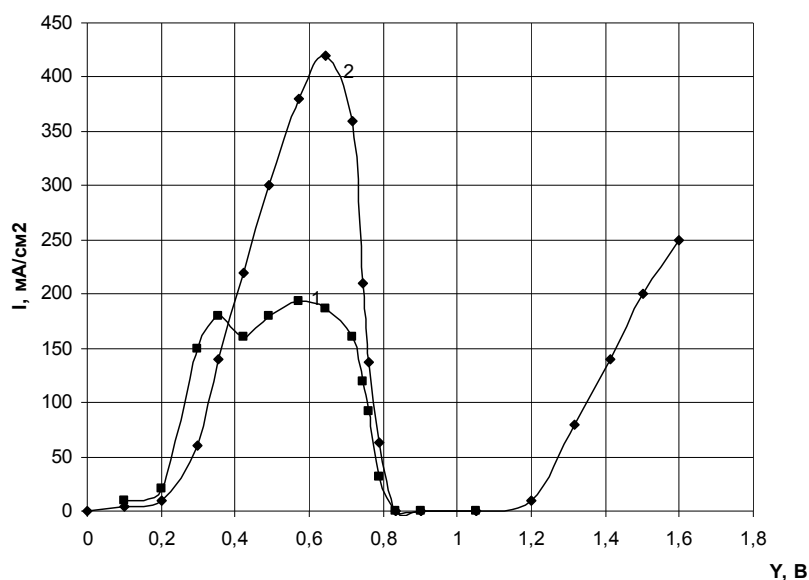


Рис. 4. Анодные потенциостатические кривые никеля в 10% растворе HNO₃ при добавлении KCl: 1 - 10% HNO₃; 2 - 10% HNO₃ + 0,6% KCl

Из анодных поляризационных кривых никеля в 10% растворе нитратной кислоты следует, что небольшие концентрации галогенид - анионов способствуют активации никеля (кривая 2, рис. 4). На анодное поведение хрома исследуемые добавки влияния не оказывают.

Выводы. 1. Галогенид ионы оказывают преимущественное влияние на растворение металла нержавеющей стали в активном состоянии, затрудняя при этом ее пассивирование.

2. При добавлении к рабочему раствору KI, KBr, KCl при потенциале 0,6 В происходит преимущественное активирование растворения никеля.

3. Интенсивность виброобработки в рабочем растворе в присутствии галогенид ионов зависит от ее режима. При частоте колебаний рабочего резервуара 60 Гц и амплитуде 3,5 мм на зачищенной поверхности стали 12X18H10T происходит интенсивное анодное растворение в 10% растворе нитратной кислоты при добавлении 0,1% фторид и хлорид анионов.

4. Установлено, что величина съема металла зависит от соотношения скоростей образования и разрушения защитных пленок при химическом и механическом воздействиях. Уменьшение интенсивности растворения нержавеющей стали в 10% растворе нитратной кислоты в присутствии бромид и иодид ионов обусловлено образованием прочных адсорбционных слоев, которые экранируют поверхность стали. Для удаления прочных защитных слоев необходимо увеличить скорость движения абразива, используя более интенсивный режим: A = 3,5 мм; w = 60Гц.

Литература

1. Колодяжный П.В., Корнеев С.В., Ясуник С.Н. Виброабразивное шлифование стальных деталей в кислых электролитах // Прогресивні технології І системи машинобудування: Міжнародний збірник наукових праць / Донецький національний технічний університет. – Донецьк, 2006. – Вип. 31. – С. 161-168.

2. Димов Ю.В., Высоцкая А.В., Лобова Л.П. Интенсификация обработки свободными абразивными частицами с применением полимерсодержащих технологических жидкостей // Алмазная и абразивная обработка деталей машин и инструментов / Пензенский политехнический институт. - Пенза, 1990. - Вып. 18. - С. 62-66.
3. Хор Т.П. Возникновение и нарушение пассивного состояния металлов // Защита металлов. - 1967. - Т. 3. - №1. - С. 20-37.
4. Колодяжный П.В., Корнеев С.В., Ясуник С.Н. Исследование влияния поверхностно-активных веществ при виброабразивной обработке сталей в кислых электролитах // Вісник Східноукр. нац. університету ім. В. Даля. - Луганськ, 2006. - Ч.1. - №6. - С. 156-160.
5. Колодяжный П.В., Волкова С.А., Абраменко В.Л., Колодяжная Л.Г. Исследование электрохимического поведения стали X18H10T в условиях виброабразивного шлифования в растворах электролитов // Вісник Східноукр. нац. університету ім. В. Даля. - Луганськ, 2007. - Ч. 2. - №7. - С. 160-165.

УДК 621.793

Л.И.Карташова, В.И.Сало, Д.Ю.Шевченко

ВЛИЯНИЕ НАСЫЩЕНИЯ УГЛЕРОДОМ НА СТРОЕНИЕ И СВОЙСТВА СТАЛИ 25X14Г14С2Ю

Исследовано влияние насыщения углеродом на структуру и свойства хромомарганцевой стали 25X14Г14С2Ю. Показана возможность ее использования для изготовления оснастки цементационных печей вместо хромоникелевых сталей типа X18H10T. Изучено влияние кремния и марганца на структуру поверхностного слоя стали при ее насыщении углеродом. Рис. 4, табл. 2, ист. 3.

Коэффициент полезного действия термических печей в значительной степени зависит от жаропрочности и жаростойкости материалов, применяемых для печной арматуры и оснастки. В соответствии с условиями работы и технологиями изготовления оснастки жаропрочные материалы должны удовлетворять сложному комплексу требований: иметь достаточную прочность в широком диапазоне температур и в то же время быть деформируемыми, обладать свариваемостью, иметь высокую стойкость против окисления, науглероживания, других видов поверхностного взаимодействия.

Наиболее распространенными материалами для работы при повышенных температурах являются высоконикелевые стали аустенитного класса типа X18H10T. К числу элементов, пригодных для замены никеля в аустенитных сталях, относятся марганец, медь, кобальт, азот, углерод. Наиболее доступным элементом для практического использования является марганец.

Одной из причин, ограничивающих использование хромомарганцевых сталей при повышенных температурах, является их низкая окислительная стойкость. Марганец способствует образованию рыхлой и легко отслаивающейся окалины, что особенно сильно проявляется при содержании марганца более 8%. Значительно повысить окислительную стойкость хромомарганцевых сталей можно за счет дополнительного их легирования алюминием и кремнием. Комплексное легирование хромомарганцевых сталей этими элементами позволяет получить их жаростойкость, близкую к жаростойкости хромоникелевых сталей.

Целью настоящей работы является выявление влияния науглероживающей среды на структуру и свойства хромомарганцевой стали, дополнительно легированной кремнием и алюминием, с целью использования её для изготовления оснастки цементационных печей.

Для исследования выбрана промышленная листовая (толщина листов 5 мм) сталь 25X14Г14С2Ю, которая является достаточно перспективной для изго-

товления печной арматуры и оснастки. Химический состав стали, мас. %: С – 0,28; Mn – 14,43; Si – 2,40; P – 0,020; S – 0,009; Cr – 14,4; Ni – 0,42; Cu – 0,20; Al – 1,03. Механические свойства стали: предел прочности 704 МПа; условный предел текучести 534 МПа; относительное удлинение 15 %; ударная вязкость 21 – 32 Дж/см².

Структура стали – двухфазная, аустенитно-ферритная, строчечная с содержанием феррита 26 %. Количество феррита определялось методом гомологических пар по соотношению интегральных линий (110) – α и (111) – γ . Интенсивность линий устанавливалась по площади пиков на регистрационной ленте. Выявление микроструктуры производилось тепловым травлением, при котором аустенит окрашивается в желтый (светло-коричневый) цвет, а феррит остаётся белым.

Образцы стали 25Х14Г14С2Ю насыщались в газовой заводской цементационной печи при температуре 930 °С в течение 100, 300, 500 и 1000 часов с охлаждением до комнатной температуры через каждые 20 часов выдержки.



Рис. 1. Микроструктура поверхностного слоя образцов из стали 25Х14Г14С2Ю после насыщения углеродом при температуре 930 °С в течение 1000 часов (нетравленный микрошлиф)

При металлографическом исследовании микроструктуры установлено, что после науглероживания образцы имеют у поверхности неоднородное строение. Как показал рентгеноструктурный анализ, у самой поверхности образцов наблюдается слой легированного феррита, в котором под оптическим микроскопом обнаружена «темная составляющая», хорошо видимая на нетравленном микрошлифе (рис. 1). Аналогичного вида структура часто наблюдается и в других сталях после насыщения углеродом как при твердой, так и при газовой цементации. Авторами работ [1, 2] показано, что в поверхностном слое возрастает концентрация кислорода до 0,25 – 0,3 мас. %. Содержание хрома и марганца в металле поверхностной зоны сильно колеблется, снижаясь вблизи «темной составляющей» до незначительных концентраций. Следовательно, металл поверхностной зоны после насыщения углеродом вблизи «темной составляющей» может сильно обедняться легирующими элементами, уходящими в образующиеся оксиды.

Характер распределения легирующих элементов в поверхностном слое исследуемой стали после насыщения углеродом в течение 500 часов оценивался по результатам сканирования в характеристических рентгеновских лучах. Алюминий и кремний распределены равномерно, видны небольшие скопления хрома, которые могут соответствовать включениям карбидов типа $M_{23}C_6$ (рис. 2, а). В области «темной составляющей» обнаружено повышенное количество марганца и обеднение его в прилегающем слое (рис. 2, б). Исходя из этого, можно предположить, что «темная составляющая» является оксидами марганца. Указанное обеднение марганцем приводит к образованию у поверхности ферритной структуры (рис. 3). Зависимость глубины проникновения оксидов и ферритного слоя от времени выдержки в науглероживающей среде показано в табл. 1.

Глубина проникновения оксидов и глубина ферритного слоя

Время науглероживания, час	Глубина, мм	
	Проникновения оксидов	Ферритного слоя
100	0,018	0,029
300	0,022	0,035
500	0,026	0,045
1000	0,035	0,06

К ферритной зоне примыкает аустенитно-ферритная зона, которая с увеличением времени насыщения изменяет своё строение. Уже через 100 часов насыщения в аустенитно-ферритной зоне наблюдается повышенное, по сравнению с сердцевинной, количество аустенита. Это происходит за счет насыщения поверхностных слоев углеродом, который является аустенитообразующим элементом. Под влиянием углерода происходит переход легированного феррита в легированный аустенит. Образующиеся карбиды небольшие по своим размерам и располагаются в виде отдельных включений в аустенитной составляющей и на границах аустенитно-ферритной фазы.

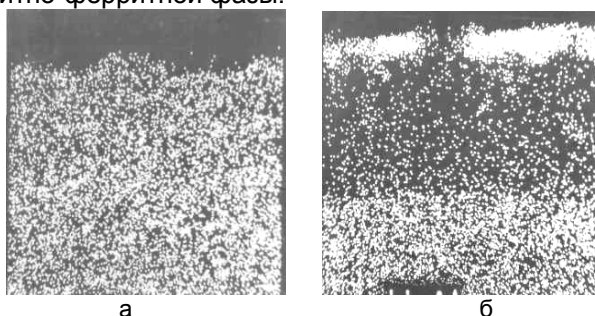


Рис. 2. Распределение легирующих элементов в поверхностном слое образцов из стали 25X14Г14С2Ю после насыщения углеродом при температуре 930 °С в течение 500 часов: а – Cr; б – Mn

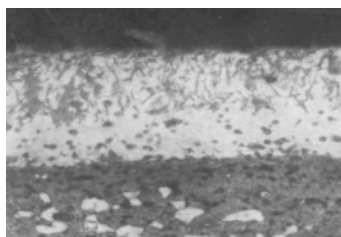


Рис. 3. Микроструктура поверхностного слоя образцов из стали 25X14Г14С2Ю после насыщения углеродом при температуре 930 °С в течение 500 часов (микрошлиф после теплового травления)

Описанное изменение микроструктуры показывает, что диффузия углерода в сталь 25X14Г14С2Ю происходит очень медленно, и даже через 1000 часов выдержки в науглероживающей среде не наблюдается пересыщения аустенита углеродом, которое сопровождается интенсивным карбидообразованием.

В хромоникелевых сталях в процессе насыщения происходит быстрое карбидообразование по границам зерен, проникающее глубоко внутрь детали [3]. Структура диффузионного слоя состоит из аустенита и карбидов на основе хрома двух типов $M_{23}C_6$ и M_7C_3 . Количество карбидов постепенно убывает по мере удаления от поверхности. Вблизи поверхности содержание карбидов после 2000 часов насыще-

ния может повышаться до 45%. Сталь с такой структурой обладает крайне низкой пластичностью, особенно при циклических теплосменах, что связано с возникновением структурных напряжений, вызванных различиями коэффициентов линейного теплового расширения структурных составляющих. На рис. 4 приведена микроструктура разрушенного тигля из стали X18H10T, простоявшего в цементационной печи примерно 1000 часов. Структура стали аустенитная с большим количеством крупных карбидов в виде сплошной сетки. Такая структура наблюдается не только у внутренней, но и у внешней поверхности тигля.

Медленное насыщение исследуемой стали углеродом можно объяснить наличием в ее составе двух процентов кремния, который значительно замедляет диффузию углерода в γ - железе. Известно, что введение кремния в цементующую сталь вызывает значительное уменьшение глубины цементованного слоя. При содержании кремния 5 мас. % науглероживания вообще не происходит. Кремний не образует с компонентами стали химических соединений и не входит в состав карбидов. Но вокруг иона кремния, входящего в кристаллическую решетку железа по типу замещения, создается зона, в которую затруднено попадание ионов углерода. Основной причиной образования такой зоны является действие размерного и энергетического факторов. Ионы углерода и кремния могут иметь близкий по величине положительный заряд по отношению к ионам железа, что обуславливает возникновение взаимного отталкивания между ними. Количество «запрещенных» для углерода мест в кристаллической решетке аустенита возрастает с увеличением концентрации кремния.

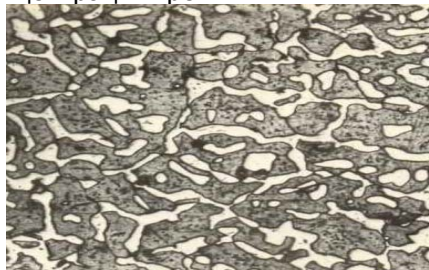


Рис. 4. Микроструктура разрушенного тигля из стали X18H10T после 1000 часов работы в цементационной печи при температуре 930 °C

Замедленная диффузия углерода в исследуемой стали в процессе цементации подтверждается результатами механических испытаний. Они показывают, что свойства стали до и после проведенных тепловых выдержек практически не изменяются (табл. 2).

Таблица 2

Механически свойства стали 25X14Г14С2Ю после насыщения углеродом

Время науглероживания, час	Механические свойства		
	σ_b , МПа	δ , %	Твердость, НВ
100	675	6	148
300	690	6,5	138
500	700	9	138
1000	685	8	138

Микроструктура сердцевины образцов, независимо от времени выдержки, имеет аустенитно-ферритное строение с включениями карбидов. За счет легирования кремнием и алюминием не наблюдается рост зерна, зерно остается мелким даже через 1000 часов выдержки при температуре насыщения 930 °C и соответствует 8 баллу.

Вывод. В результате проведенного исследования установлено, что изменения в структуре стали под влиянием насыщения углеродом при температуре 930 °С в течение выдержек до 1000 часов происходят в поверхностном слое глубиной не более 0,06 мм. Вследствие окисления тонкий поверхностный слой обогащается марганцем. На микрошлифах этот слой имеет темный цвет и может быть идентифицирован как оксиды марганца. Ниже слоя оксидов образуется ферритный слой, обедненный марганцем. Сердцевина практически не изменяет своего строения, количество карбидов возрастает незначительно, они расположены в виде мелких отдельных включений. Стабильность структуры подтверждается результатами механических испытаний: прочность, твердость и пластичность стали после 100, 300, 500 и 1000 часов насыщения углеродом остаются практически неизменными.

Литература

1. Медовар Б.И. Жаропрочные аустенитные стали и сплавы. – М.: Машиностроение, 1987. – 430 с.
2. Паршин А.М., Печников П.И. Влияние некоторых факторов на работоспособность изделий из сталей X19H9T и X16H15M3B в высокотемпературных узлах термических печей // В сб. "Металловедение". – Л.: Судпромгиз. – 1983. – № 7. – С. 26 - 38.
3. Ерохин А.А., Чернышова Т.А. Новые жаропрочные стали и сплавы в машиностроении и химической промышленности. – М.: Машиностроение, 1982. – 343 с.

УДК 331.4.(075.8)

Н.А.Касьянов, А.А.Андрианова, И.Ю.Левчук

ИССЛЕДОВАНИЕ НЕОБХОДИМОСТИ УЧЕТА ИЗМЕНЕНИЯ АНТРОПОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НАСЕЛЕНИЯ В ТРЕБОВАНИЯХ СТАНДАРТОВ ПО ОХРАНЕ ТРУДА

Приведены результаты исследования и оценки антропометрических параметров населения Украины (Луганский регион) за 2004-2007 гг. и показаны их существенные отличия по сравнению с нормативными. Табл. 3, ил. 7.

Анализ состояния вопроса. Государственная политика в области охраны труда и новые концепции обеспечения безопасности и безаварийности производственных процессов на объектах промышленной деятельности предусматривают в первую очередь объективную оценку опасностей и позволяют наметить пути борьбы с ними. В связи с этим все большее значение приобретает изучение и проектирование взаимосвязей в системе «человек-машина-среда», что создало предпосылки, необходимые для совершенствования существующих норм и требований к организации рабочего места, и обусловило появление новых исследовательских задач.

В настоящее время широко распространено мнение, что большинство несчастных случаев (80%) вызвано человеческими ошибками или поведением, противоречащим технике безопасности [1, 2]. С этим хорошо согласуется часто высказываемое руководящими сотрудниками мнение о том, что причиной несчастных случаев является «неосторожность» или «легкомыслие» [3]. Пострадавший в несчастном случае, напротив, называет в качестве причины «цейтнот», «гонку», «заботы» или «нервозность». Этим мнениям нужно противопоставить факт того, что даже при высокой степени рационализации в мероприятиях по охране труда невозможно обойтись без требований к безопасному поведению работников, которые часто не выполняются. «Нежелание» и «неумение» трудно

различить между собой, но и то, и другое может иметь эргономические причины. Специалисты по охране труда должны включать подобные аспекты в анализ угрожающих опасностей и разработку мероприятий по предупреждению несчастных случаев. В настоящее время сложилась такая ситуация, что работники указывают на те неудобства, которые возникают у них при обслуживании оборудования, в первую очередь – антропометрические, вследствие несоответствия их человеческих возможностей конструктивным параметрам механизмов, заложенным в свое время в стандартах с точки зрения нормального обслуживания и управления оборудованием.

Постановка задачи. Выполненный анализ указывает на проблемы, которые возникли в последние годы с точки зрения удобства обслуживания различного оборудования машиностроительной отрасли, в т.ч. и станочного, которые предполагают необходимость оценки соответствия антропометрических параметров населения Украины требованиям стандартов, которые реализуются в конструктивных особенностях и характеристиках, применяемых в машиностроении механизмов. Поэтому представляется целесообразным исследовать вопрос характера изменения антропометрических показателей населения Луганского региона за последние годы и оценить актуальность возникшей проблемы.

Материалы и результаты исследования. В качестве одной из существенных основ организации рабочего места оператора нужно рассматривать учет антропометрических данных, т.к. антропометрическая организация труда обеспечивает принятие во внимание функциональных и геометрических размеров человеческого тела при проектировании оборудования и планировании рабочих мест на предприятиях машиностроительного комплекса. В частности, задачей антропометрической организации труда является статистический сбор данных о различиях в размерах различных людей, а также данных о величине их отклонений, поскольку по полученным результатам можно учесть положение человеческого тела в процессе труда и его физических усилий, возникающих при этом.

Размеры тела, получаемые при их выборке по половому признаку, в любом случае показывают отклонения, которые должны иметь нормальное распределение, и характеризуются заданием среднего значения с диапазоном разброса. Это среднее значение определяется по антропометрическим (физиологическим) данным, например, на основании пола, возраста, расы, конституции, но также и по социальным аспектам и популяции, т.е. эти данные также следует собирать.

Антропометрические показатели, полученные при обследовании населения, являются репрезентативными для обновления существующих антропометрических нормативов. Проведение таких исследований относительно населения необходимо для своевременного обновления данных при проектировании оборудования и планировании рабочих мест на предприятиях машиностроительного комплекса. Изучение временной динамики изменчивости антропометрических параметров позволяет выявить направление индивидуально-типологической изменчивости населения, проживающего в крупных промышленных городах. В Украине сравнительный анализ особенностей телосложения населения возрастом 20-25 лет не проводился на протяжении довольно длительного периода времени (с 1975 г.), хотя во всем мире размерная типология пересматривается через каждые 15 лет, т. к. за этот период в результате процесса акселерации происходит изменение антропометрических характеристик человека.

Например, в Германии норма DIN 33402 «Размеры тела человека» [4], которая была выпущена специальным комитетом по нормированию эргономики в 2005 г., относит свои данные к 90% общего числа обследованных, т.е. область разброса простирается от 5% до 95% измеренных у большого числа людей значений. В учитываемых данных не содержатся очень маленькие, по антропометрическим параметрам, люди (от 0% до 5%) и очень большие (от 95% до 100%).

В 2005-2007 гг. сотрудниками кафедры «Охрана труда и БЖД» ВНУ им. В. Даля во время проведения практических занятий со студентами были исследованы указанные характеристики 750 женщин и 750 мужчин возрастом 18-25 лет. По результатам обработки данных из протоколов практических занятий стало возможным сравнить антропометрические характеристики современного населения (табл. 1) и характеристики, установленные по [5] (табл. 2), который в настоящее время является основным нормативным документом при планировании и проектировании производственного оборудования и рабочего места оператора в Украине, и стандарта DIN 33402 «Размеры тела человека» (табл. 3), действующего в Германии. При исследовании учитывались такие антропометрические параметры, как: рост стоя, размах рук, длина голени, рост сидя, высота глаз при сидении,

длина руки, вес, – поскольку они являются основными при конструировании рабочего места согласно действующим в Украине отраслевым стандартам на измерения типовых фигур населения и [6,7], разработанным на базе обмеров 1975-1978 гг.

Таблица 1

Распределение (в %) населения Украины возрастом 18-25 лет в 2005-2007 гг. по типоразмерам антропометрических параметров к общему количеству обследованных

Размеры в см	В процентах к кол-ву обследованных					
	мужчины			женщины		
	5%	50%	95%	5%	50%	95%
1. Высота тела	164,7	179,8	180,3	154,8	165,9	166,6
2. Размах рук	158,8	181,2	182,4	150,3	168,3	169,9
3. Высота тела в сидячем состоянии	79,5	92,6	93,8	75,4	87,4	89,9
4. Высота глаз при сидении	67,7	81,2	81,8	61,9	76,4	77,1
5. Длина голени со стопой (высота поверхности сидения)	41,2	49,3	49,9	37,1	43,9	44,7
6. Длина руки	64,8	78,9	79,8	60,9	71,6	72,1
7. Вес тела	72,4	72,8	73,6	56,9	60	55,8

Таблица 2

Существующее в Украине распределение (в %) населения по [5]

Размеры в см	В процентах к кол-ву обследованных					
	мужчины			женщины		
	5%	50%	95%	5%	50%	95%
1. Высота тела	161,4	172,3	183,2	150,8	159,5	168
2. Размах рук	165,4	178,9	192,5	152,6	163,2	173,8
3. Высота тела в сидячем состоянии	85,9	90,5	95	81,1	85,6	90
4. Высота глаз при сидении	73,1	77,4	81,7	69	73,4	77,7
5. Длина голени со стопой (высота поверхности сидения)	41,5	45,4	49,4	38,4	41,4	44,5
6. Длина руки	76,7	84,2	91,7	71,1	77,1	83,1
7. Вес тела	-	-	-	-	-	-

Сравнительный анализ антропометрических характеристик современного населения и характеристик, установленных согласно ГОСТ 12.2.049-80 и DIN 33402, выявил тенденцию изменения параметров человеческого тела, причем по каждому из обследованных параметров результаты показали различные отклонения от установленных в нормативных документах. Также, судя по полученным результатам, можно сделать вывод, что современный человек физиологически развит негармонично, о чем свидетельствует то, что отклонения по отдельным антропометрическим параметрам не носят системного характера. Например, отклонения по параметру «рост» показывают в среднем 3...5 см увеличения, по параметру «размах рук» – 5...10 см увеличения, тогда как по параметру «длина руки» отклонение выявлено на 5...8 см уменьшения по сравнению с действующим ГОСТ 12.2.049-80. Т.к. в настоящее время работники указывают на дискомфорт и усталость, возникающие у них при обслуживании и управлении оборудованием, которое конструируется по устаревшим стандартам с несоответствием конструктивных параметров человеческим возможностям. Рабочее место и оборудование должно конструироваться так, чтобы возможность травмирования работника сводилась к минимуму и учитывалась максимально комфортная досягаемость элементов управления со стороны рабочего, при помощи частей его тела, поэтому с точки зрения охраны труда использование устаревших нормативных документов при конструировании оборудования и организации рабочего места может привести к травмированию работника.

Существующее в Германии распределение (в %) населения по [4]

Размеры в см	В процентах к кол-ву обследованных					
	мужчины			женщины		
	5%	50%	95%	5%	50%	95%
1. Высота тела	168,5	179	191	156	166	176
2. Размах рук	-	-	-	-	-	-
3. Высота тела в сидячем состоянии	87,5	93,5	98,5	83	88	93
4. Высота глаз при сидении	76	81	87	72	77	82
5. Длина голени со стопой (высота поверхности сидения)	44	46,5	50	40,5	43	46
6. Длина руки	70	76	82,5	63,5	69,5	76
7. Вес тела	59,5	72,5	95	49	60	78,5

Выводы. Выполненные исследования антропометрических характеристик современного населения возрастом 20-25 лет аргументированно подтверждают необходимость пересмотра действующих в Украине стандартов, что позволит при конструировании оборудования и организации рабочего места оператора учитывать его современные антропометрические характеристики, за счет увеличения уровня комфортности труда станет возможным уменьшить риск травмирования работника.

Литература

1. Справочная книга по охране труда в машиностроении / Под. общ. ред. О.Н. Русака – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-е, 1989. – 541 с.
2. Міжнародне законодавство «Про охорону праці. Конвенції та рекомендації МОП». – у 3 т. Т. 1. К.: Основа, 1997. – 672 с.
3. Душков Б.А., Королев А.В., Смирнов Б.А.. Основы инженерной психологии. – М.: Академический проект; Екатеринбург: Деловая книга, 2002. – 576 с.
4. DIN 33402-2:2005-12 «Ergonomie – Körpermaße des Menschen», Entwurf 6/81.– 76 p.
5. ГОСТ 12.2.049-80 «Оборудование производственное. Общие эргономические требования».
6. ГОСТ 12.2. 032-78 «Рабочее место при выполнении работ сидя».
7. ГОСТ 12.2. 033-78 «Рабочее место при выполнении работ стоя».

УДК 669.017

Л.А.Рябичева, Т.В.Горяинова

**ВЛИЯНИЕ ГЛУБИНЫ СЛЕДОВ КАЧЕНИЯ
КРИСТАЛЛИЗАТОРА НЕПРЕРЫВНО-ЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ
НА КАЧЕСТВО ЛИСТОВОГО ПРОКАТА**

Установлено, что состояния поверхности листового проката из слябов со следами качания классифицируемых, как слабые и средние, удовлетворительное. Следы качания на слябах, классифицируемые как грубые, являются причиной плен вдоль кромки листа при разбивке подката по ширине. Рис. 4, ист. 4.

Процесс кристаллизации при непрерывной разливке стали начинается в водоохлаждаемом сквозном кристаллизаторе. Особенностью кристаллизации является динамическая природа процесса сохранения образовавшейся тонкой и хрупкой оболочки. Во избежание ее разрушения и «прилипания» к стенкам кри-

сталлизатору сообщают возвратно-поступательные движения [1]. С 1952 г. возвратно-поступательное движение кристаллизатора стали применять на всех МНЛЗ, что позволило значительно увеличить скорость разливки. С этого же времени начали проводить исследования влияния режимов возвратно-поступательного движения (закон изменения скорости движения, амплитуда, частота колебаний) на качество слитка и скорость разливки [2].

Визуально контролируемым критерием возвратно-поступательного движения кристаллизатора являются так называемые следы качания, остающиеся на поверхности заготовки в виде канавок, расположенных параллельно друг другу и перпендикулярно к направлению движения заготовки. Их глубина во многом зависит от марки стали, параметров литья и свойств шлакообразующей смеси [1]. Следы качания в зависимости от степени их развития на непрерывнолитой заготовке можно рассматривать как поверхностный дефект, так как от этого зависит качество поверхности листового проката.

Сортамент заказов ОАО «АМК» состоит в основном из марок сталей с содержанием углерода 0,09-0,15%, т.е. перитектических сталей: 1010, 09Г2С, 13Г1С-У, 1Р10, 1Р12, А36, GLA и т.д. Проблемой и отличительной особенностью процесса разливки перитектических марок сталей являются колебания уровня металла в кристаллизаторе, связанные с аллотропическими переходами одной формы железа в другую с различным объемом решетки. При температуре 1539⁰С железо из жидкого состояния кристаллизуется в твердое. Это соответствует моменту нахождения металла в кристаллизаторе и началу формирования корки на непрерывно-литой заготовке. При этом образуется $\delta(\alpha)$ железо с

решеткой о.ц.к. и параметром $a = 2,93 \text{ \AA}$. При дальнейшем охлаждении сплава до температуры 1400⁰С $\delta(\alpha)$ переходит в другую аллотропическую форму γ -

железо с решеткой г.ц.к. и параметром решетки $a = 3,64 \text{ \AA}$; γ -железо устойчиво до температуры 910⁰С и ниже этой температуры переходит в $\beta(\alpha)$ -железо с

параметром $a = 2,90 \text{ \AA}$, $\beta(\alpha)$ -железо сохраняется только до 768⁰С, что соответствует зоне порезки слябов на мерные заготовки [3].

Колебания уровня металла в кристаллизаторе, связанные с особенностями кристаллизации перитектических марок сталей, приводят к затягиванию шлакообразующей смеси в подкорковую зону. При продвижении сляба по ручью происходит фиксация неметаллических включений в междендритном пространстве и затягивание их вглубь сляба растущими ветвями дендритов, что приводит к ухудшению качества.

Целью данной работы является изучение состояния поверхности непрерывнолитой заготовки и ее влияние на качество листового проката.

Исследование состояния поверхности проводилось по методике ЦНИИЧМ им. Бардина путем травления образцов, отобранных от широких (по малому и большому радиусу) и узких граней заготовки, в 50% растворе соляной кислоты при температуре 50⁰С не менее 40 мин для обеспечения полного снятия окалины и четкого выявления состояния поверхности. Образцы для металлографического исследования внутреннего состояния металла отбирались от слябов, подкатов и листового проката. Характер распределения неметаллических включений в зоне грубых складок изучался металлографическим методом на микроскопе «Neophot-2».

По классификации ЦНИИЧМ им. Бардина от 1973 г. следы качания оцениваются от 0 до 3 баллов в зависимости от типа складок (с наплывом, без наплыва) и глубины канавки. На протяжении года отбирались и исследовались образцы поверхности от 100 плавков различных сталей. При рассмотрении поперечных складок на исследуемых темплатах установлено, что наплыв металла происходит сверху вниз по направлению разливки (рис. 1,а). На рис. 1,б показано строение складок трех типов. Механизм образования складки можно условно разделить на две стадии - сжатия и растяжения [2]

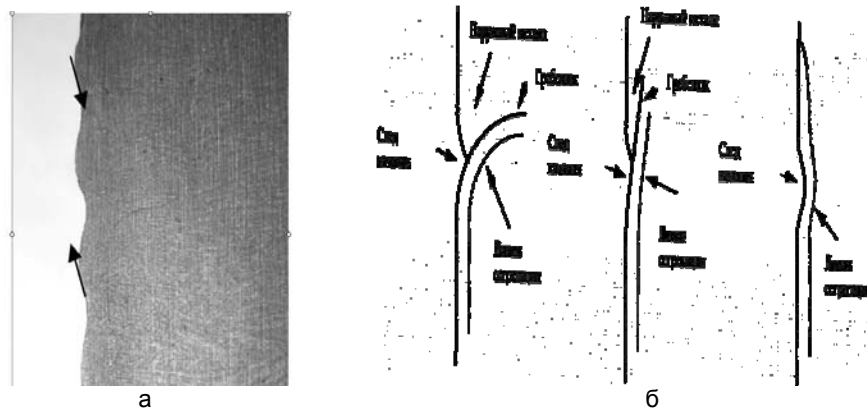


Рис 1. Следы качания 2-го балла

Стадия сжатия определяется как время отставания металла заготовки (отрицательное время заготовки), когда при движении кристаллизатора вниз шлак проникает в область между первичной коркой и его стенками. Это приводит к затягиванию неметаллических включений в подкорковую зону при нестабильных условиях разливки (колебаниях уровня металла в кристаллизаторе) и к ухудшению местной микроструктуры.

Стадия растяжения - положительное время заготовки, когда напряжения растяжения действуют на образовавшуюся корку и вызывают смещение шлака при движении кристаллизатора вверх. Участки микроструктуры, ослабленные неметаллическими включениями при наличии растягивающих напряжений, увеличивают риск образования поперечных поверхностных и внутренних трещин.

Исследования показали, что следы качания имеют глубину и ширину канавок 0-2 мм и классифицируются как слабые и средние. На состояние поверхности листового проката они не влияют.

Следы качания на слябах глубиной и шириной более 2-3 мм, классифицируемые как грубые, чаще всего сопровождались многочисленными мелкими трещинами по углам узких граней со стороны малого и большого радиуса, а также в средней части узкой грани, выявляемые после глубокого травления (рис. 2, а). Исследование микроструктуры подповерхностной зоны в районе складок показало наличие неметаллических включений в виде строчек в окончаниях разрывов по следам качания (рис. 2, б).

После нагрева под прокатку на блюминге от подкатов с замечаниями по поверхности отбирались образцы с дефектами. Энергодисперсионным методом проведен точечный химический анализ участка дефекта с выходом на поверхность и выполнено сравнение с участками здорового металла. Химический состав дефектов, выходящих на поверхность, представляет собой соединения FeO,

MnO, SiO₂, что свидетельствует о диффузионном окислении, которое происходит при высоких температурах нагрева металла под прокатку [4]. Кислород печных газов диффундирует в пространство между зернами и окисляет железо, марганец и прочие элементы, имеющие высокое сродство с кислородом. Легкоплавкая эвтектика (FeO, MnO) видна под микроскопом в виде цепочки неметаллических включений или мелких трещин (рис. 3, а). Химический состав участков здорового металла представляет собой сплав Fe-C.



Рис. 2. Грубые следы качания с трещинами - а и микроструктура подповерхностной зоны с неметаллическими включениями - б, x100

При увеличении x1000 отчетливо видно, что локализованные участки эвтектики окружены сыпью окислов. Это объясняется тем, что по прохождении времени кристаллизации участки легкоплавких соединений рассыпаются на мелкодисперсные частицы (рис. 3, б). Очевидно, вследствие этого связь между зернами металла нарушается и образуются разрывы при прокатке.

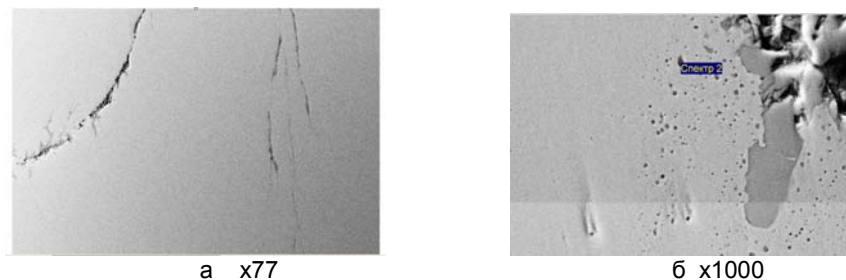


Рис. 3. Легкоплавкая эвтектика

Листы из слябов с замечаниями по поверхности прокатывались по разным схемам. При продольной прокатке листов из слябов по длине дефекты по следам качания в углах сляба при раскате оставались в районе кромки, затем удалялись с обрезью и не влияли на качество поверхности конечного продукта.

При осмотре листов, прокатанных из слябов с замечаниями с грубыми следами качания по угловым трещинам, с предварительной разбивкой сляба по ширине в первых проходах черновой клетки выявлены множественные поверхностные дефекты. Внешний вид дефектов на листе – разрывы и частичное отслоение металла, расположенное на расстоянии 10 мм от кромки листа с обеих сторон вдоль большой оси листа.

На микрошлифе до травления видны скопления в зоне дефекта нитевидных неметаллических включений (рис. 4, а). После травления в 4% растворе

азотной кислоты выявлено незначительное обезуглероживание вокруг разрывов, огибание дефекта волокнами металла. Это свидетельствует о том, что дефект возник до прокатки, и фрагменты металла, разделенные дефектом под воздействием приложенного усилия, деформировались самостоятельно.

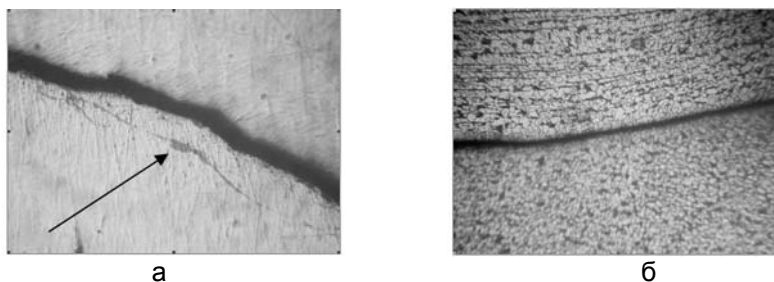


Рис. 4. Микроструктура до травления - а и после травления - б, x100

Выводы. Установлено, что состояние поверхности листового проката из слябов со следами качания глубиной и шириной канавки 0-2 мм, классифицируемых как слабые и средние, удовлетворительно. Следы качания на слябах глубиной и шириной более 2-3 мм, классифицируемые как грубые, являются причиной плен вдоль кромки листа при разбивке подката по ширине. При продольной прокатке листов из слябов с соответствующей шириной, дефекты по следам качания в углах сляба при раскате остаются в районе кромки, удаляются с обрезью и не влияют на качество поверхности конечного продукта.

Литература

1. Смирнов А.Н., Пилюшенко В.А., Минаев А.А. и др. Процессы непрерывной разливки. Донецк, 2002. – 232 с.
2. Смирнов А.Н., Антыкуз О.В., Жибоедов Е.Ю. Оценка параметров качания кристаллизатора МНЛЗ и их влияние на качество поверхности заготовки // Metallургическая и горнорудная промышленность. - 2006. - №3. – С. 17-19.
3. Захаров А.М. Диаграммы состояния двойных и тройных систем. М.: Металлургия, 1990. – 240 с.
4. Третьяков А.В., Гарбер Э.А., Шичков А.Н. Совершенствование теплового процесса листовой прокатки. М.: Металлургия, 1973. – 368 с.

УДК 621.923.752

Л.А.Лысенко, Л.Г.Колодяжная, А.В.Романченко

ПАССИВИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТИ СТАЛЕЙ ПРИ ВИБРАЦИОННОЙ МЕХАНОХИМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

В статье приведены результаты исследований по изучению влияния механического и химического воздействия на величину потенциала сталей 45, 3Х13, Х18Н9 и 12Х18Н10Т и характер пассивных пленок, образующихся в динамических условиях виброобработки. Рис. 5. табл. 2, ист. 7.

Вибрационные методы обработки широко применяются на очистных, шлифовально-полировальных операциях [1-3]. Совершенствование вибрационных методов осуществляется как за счет расширения теоретической базы, так и

за счет создания новых разновидностей обработки с новыми технологическими возможностями.

Пассивирование деталей осуществляется с целью образования на поверхностях антикоррозионных пленок. При пассивировании деталей используются концентрированные растворы окислителей, кислот [4, 5], процесс осуществляют при нагревании агрессивных растворов до 50-60⁰С. Существующая технология получения защитных пленок требует утилизации концентрированных растворов после пассивации изделий. Поэтому представляет практический интерес разработка методики по выбору оптимального состава раствора для пассивации, позволяющего надежно защищать поверхность обрабатываемых деталей в межоперационном временном интервале. В работе доказана принципиальная возможность получения защитных фосфатных и оксидных пленок механохимическим способом при минимальном расходе химических реагентов с целью получения коррозионностойких пленок.

Наиболее важные эксплуатационные свойства деталей машин - коррозионная стойкость, усталостная прочность определяются состоянием поверхностного слоя. Поэтому проблема электрохимического поведения поверхностного слоя сталей в растворах электролитов при механическом воздействии остается актуальной, так как от нее зависит качество образующейся поверхности.

Установленные закономерности формирования защитных пленок на поверхности углеродистых и легированных сталей в растворах фосфатной кислоты при виброобработке показали, что характер защитной пленки определяется состоянием поверхности, химическим составом и структурой сплава. Возможны два типа пассивации. В одном случае потенциал пассивации (φ_n) является линейной функцией лишь рН раствора, а в другом он определяется природой и концентрацией активных анионов. Поскольку потенциал металла при виброобработке зависит только от окислительных свойств реакционной среды, которые в отсутствие внешней поляризации можно менять введением в нее соответствующих добавок, то представляет интерес исследование кинетики растворения и формирования защитной пленки на поверхности сплавов в растворах фосфатной кислоты постоянной концентрации при добавлении различных окислителей.

Цель работы - исследовать особенности формирования поверхностной защитной пленки на углеродистых и нержавеющей сталях при вибрационной механохимической обработке.

Для реализации поставленной цели необходимо было решить такие задачи:

1. Установить механизм протекания процессов при механохимической обработке. Выполнить исследования по определению потенциалов поверхности сталей при пассивации.
2. Определить закономерности формирования защитного покрытия и характер формируемого микрорельефа поверхности. Выполнить анализ основных параметров процесса.

В качестве исследуемого материала использовались цилиндрические образцы из стали 45 и нержавеющей сталей 3Х13, Х18Н9 и 12Х18Н10Т с шероховатостью поверхности по параметру $R_a=0,42$ мкм, в качестве электролита – фосфатная кислота различной концентрации, в качестве окислителей – 30% H_2O_2 0,1% CrO_3 и растворы $K_2Cr_2O_7$ различной концентрации.

Исследования проводились при таких режимах вибрации: амплитуда колебаний 1,2 мм, частота – 47 Гц. В качестве абразивного материала использовался карбид кремния черный КЧ6К ВТ1-ЧТ грануляцией 25-30 мм. Время обработки составляло 60 минут. Скорость растворения сталей оценивалась по величине виброабразивного съема металла, рассчитанного по результатам весового

анализа; влияние окислителя - по ходу анодных поляризационных кривых в растворах фосфатной кислоты без и с добавкой окислителя – CrO_3 . Влияние окислителя - H_2O_2 на величину потенциалов сталей 45 и X18H9 в растворах фосфатной кислоты представлено в табл.1

Таблица 1

Влияние добавок H_2O_2 (30%) на величину потенциалов сталей 45 и X18H9 в растворах фосфатной кислоты при виброобработке

Марка Стали	H_2O_2 , %	0,5% H_3PO_4	1% H_3PO_4	1,5% H_3PO_4
		Изменение потенциала сталей Y,B		
45	-	-0,55	-0,53	-0,52
	0,1	-0,27	-0,24	-0,18
	0,5	+0,08	+0,09	+0,81
	1,0	+0,1	+0,11	+0,79
X18H9	-	-0,14	-0,12	-0,11
	0,1	+0,2	+0,21	+0,23
	0,5	+0,27	+0,28	+0,29
	1,0	+0,32	+0,33	+0,34

Анализ результатов экспериментов, приведенных в табл. 1, показывает, что с увеличением концентрации H_2O_2 в растворах фосфатной кислоты растет смещение потенциалов зачищенного металла сталей 45 и X18H9 в положительную область.

Для стали X18H9 во всей области концентраций H_2O_2 наблюдается состояние устойчивой пассивности при высоких значениях потенциала зачищенного металла.

Прочность формируемой защитной пленки оценивалась по такому показателю, как удельный съем металла. Результаты исследований по влиянию концентрации окислителя - H_2O_2 на удельный съем сталей приведен на рис.1 и 3.

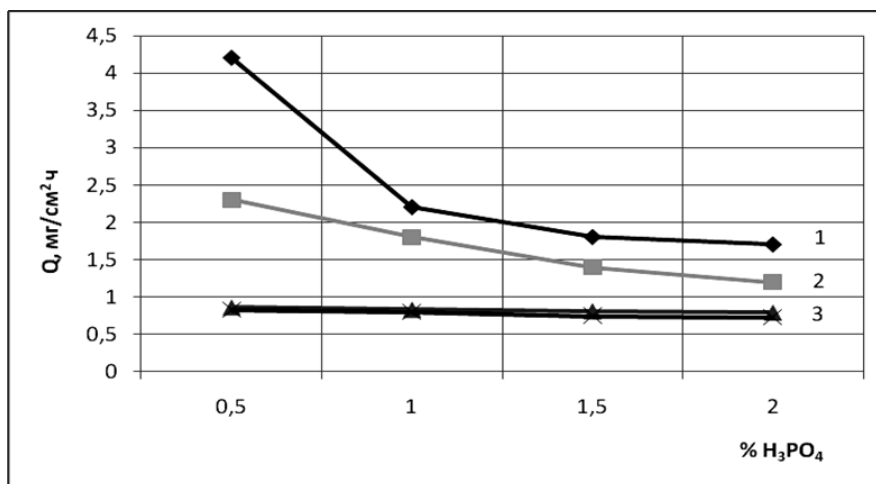


Рис. 1. Зависимость удельного съема стали 45 при виброобработке в растворах фосфатной кислоты с добавкой H_2O_2 : 1 – 0,1%; 2 – 0,5 %; 3 – 1 %

Как видно (рис. 1), при минимальной концентрации окислителя – 0,1% удельный съем металла стали 45 уменьшается в 2,5 раза в 1% фосфатной кислоте. Дальнейшее увеличение концентрации H_2O_2 приводит к практически полному торможению растворения металла стали 45. Уменьшение растворения стали при добавлении H_2O_2 в растворы фосфатной кислоты можно объяснить процессом хемосорбции кислорода между поверхностью металла и фосфатной пленкой. Подтверждением этому являются результаты по определению съема металла сталей как в растворах фосфатной кислоты, так и в её растворах с добавкой окислителя (рис. 2 кривая 1) и (рис. 3 кривая 1).

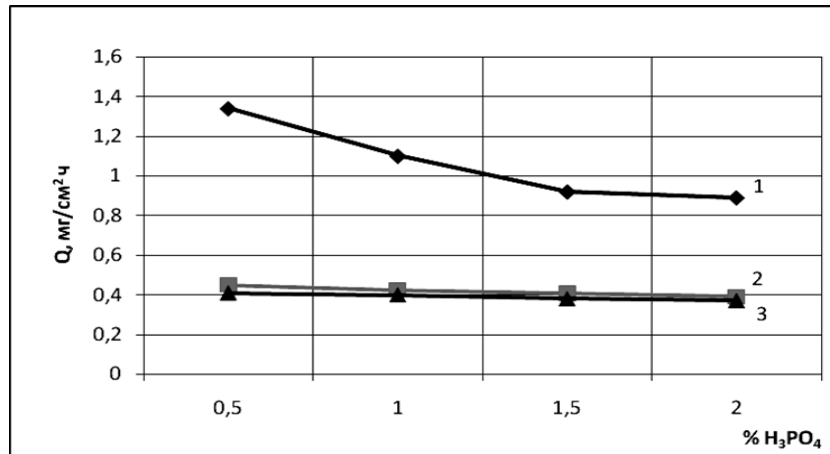


Рис. 2. Зависимость удельного съема нержавеющей сталей при виброобработке в растворах фосфатной кислоты: 1 – сталь 3Х13; 2 – сталь Х18Н9; 3 – сталь 12Х18Н10Т

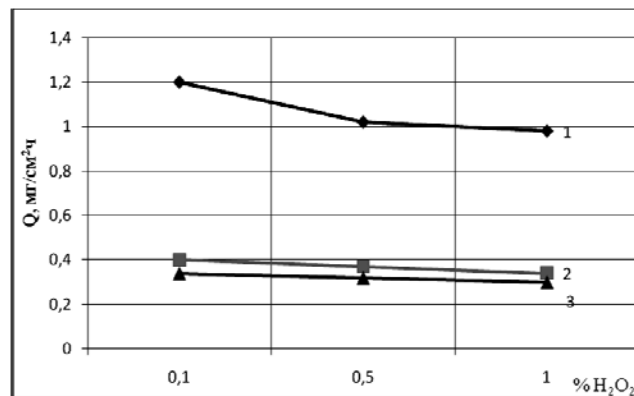


Рис. 3. Зависимость удельного съема нержавеющей сталей при виброобработке в 1% растворах фосфатной кислоты с добавкой H_2O_2 : 1 – сталь 3Х13; 2 – сталь Х18Н9; 3 – сталь 12Х18Н10Т

Снижение скорости растворения сталей в растворах фосфатной кислоты с добавкой окислителя - H_2O_2 (рис. 3, кривая 1) связано с повышенной скоростью образования оксидных пленок по сравнению со скоростью образования фосфатных пленок и скоростью их механического удаления. Стабилизация скорости растворения стали 3Х13 в растворе 1% H_3PO_4 происходит при изменении концентрации H_2O_2 от 0,5 до 1%, в то время как в растворе H_3PO_4 эта стабилизация

происходит при изменении концентрации кислоты от 1,5% до 2%, что обусловлено большей концентрацией кислорода восстановлению окислителя. Дальнейшее увеличение концентрации H_2O_2 от 0,5 до 1% (рис. 3, кривые 2 и 3) приводит к снижению скорости растворения сталей X18H9 и 12X18H10T, что связано с увеличением площади защитной пленки.

Исследовать область устойчивого пассивного состояния можно с помощью экспериментально полученных анодных поляризационных кривых. На рис. 4 приведены анодные поляризационные кривые нержавеющей сталей в 1% растворе H_3PO_4 с добавкой 1г/л CrO_3 .

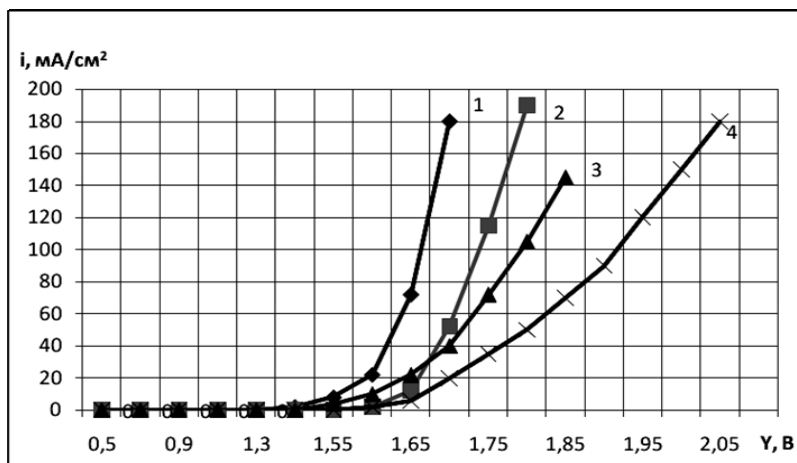


Рис. 4. Анодные поляризационные кривые сталей 12X18H10T и 3X13 в 1% растворе H_3PO_4 с добавкой 1г/л CrO_3 : 1 - сталь 12X18H10T в 1% растворе H_3PO_4 ; 2 - сталь 12X18H10T в 1% растворе $H_3PO_4 + CrO_3$; 3 - сталь 3X13 в 1% растворе H_3PO_4 ; 4 - сталь 3X13 в 1% растворе $H_3PO_4 + CrO_3$

Как видно (рис. 4), добавление 1г/л CrO_3 в 1% раствор фосфатной кислоты расширяет область пассивного состояния сталей. Смещение анодных поляризационных кривых 2 и 4 (рис. 4) в положительную область свидетельствует об образовании защитных оксидных пленок.

Известно, что изучить переход сплава в пассивное состояние можно при помощи поляризационных кривых, снятых потенциостатически. Этим методом можно найти устойчивое значение плотности тока при различных потенциалах в области пассивного состояния при установившемся потенциале. Определить стационарный потенциал стали 3 в 1% растворе фосфатной кислоты с добавкой 0,5% и 1% H_2O_2 не удалось, так как он изменялся $\phi_1 = +0,31 \text{ В} \rightarrow 0$; $\phi_2 = +0,27 \rightarrow +0,12 \text{ В}$ соответственно. В растворах 1% фосфатной кислоты с добавлением 2г/л CrO_3 также не удалось определить стационарный потенциал стали 3, так как он изменялся $\phi_3 = +0,23 \rightarrow +0,07 \text{ В}$.

Таким образом, полученные экспериментальные данные показали, что влияние окислителей в растворах фосфатной кислоты аналогично влиянию анодной поляризации сталей в соответствующих растворах кислоты без добавок. В каждом случае смещение потенциала защищенного металла положительнее значения потенциала в фосфатной кислоте приводило к уменьшению удельного съема металла, при этом безразлично, за счет чего смещался потенциал защищенного металла - анодной поляризацией или изменением состава электролита. Подтверждением этому являются результаты экспериментальных исс-

ледований влияния бихромата калия, добавляемого в растворы фосфатной кислоты, на кинетику растворения стали 45 и стали 12Х18Н10Т, приведенные в табл. 2. Из данных таблицы 2 видно, что бихромат калия является замедлителем анодного растворения сталей, защитное действие которого проявляется при минимальных концентрациях добавки (0,1%).

Таблица 2

Влияние добавок $K_2Cr_2O_7$ на величину потенциала сталей 45 и 12Х18Н10Т в растворах фосфатной кислоты

Марка стали	$K_2Cr_2O_7$, %	0,5% H_3PO_4	1% H_3PO_4	1,5% H_3PO_4
		Изменение потенциала сталей γ , В		
45	-	-0,55	-0,53	-0,52
	0,1	-0,44	-0,33	-0,23
	0,5	-0,32	-0,13	-0,1
	1,0	-0,1	+0,05	-0,05
12Х18Н10Т	-	-0,25	-0,17	-0,15
	0,1	+0,23	+0,22	+0,21
	0,5	+0,27	+0,26	+0,26
	1,0	+0,27	+0,27	+0,27

На рис. 5 приведены результаты по определению удельного съема металла стали 45 в растворах фосфатной кислоты без и с добавками $K_2Cr_2O_7$.

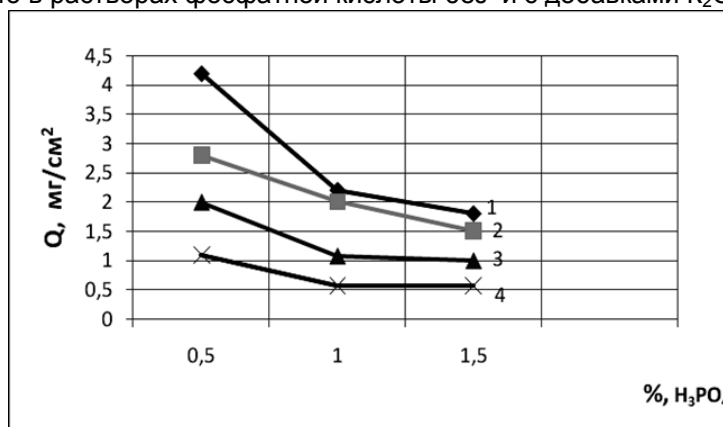


Рис. 5. Влияние добавок $K_2Cr_2O_7$ на скорость растворения стали 45 в растворах фосфатной кислоты при виброобработке: 1 - в растворе без добавки; 2 - 0,1% $K_2Cr_2O_7$; 3 - 0,5 % $K_2Cr_2O_7$; 4 - 1 % $K_2Cr_2O_7$

Как видно (рис. 5), скорость растворения стали 45 уменьшается в 1,5 раза в растворах H_3PO_4 при добавлении 0,1% раствора $K_2Cr_2O_7$ и в 4 раз при добавлении 1% $K_2Cr_2O_7$. Для стали 45 состояние пассивности наблюдается при равной концентрации H_3PO_4 и $K_2Cr_2O_7$.

Следовательно, окислительные свойства электролита усиливаются при введении в него добавок, имеющих более положительный стандартный потенциал окисления ($\varphi_{ок\{A^-\}}$, В), чем стандартный потенциал аниона кислоты ($\varphi_{\{A^-\}}^0$, В). Так, торможение растворения сталей наблюдалось в растворах фосфатной ки-

слоты (в кислой среде на никелевом электроде $\text{OH}/\text{O}_2=+1,2 \text{ В}$ [6]) в присутствии ионов $\text{Cr}_2\text{O}_7^{2-}$ (в кислой среде $\text{Cr}_2\text{O}_7^{2-}/\text{Cr}^{3+}=1,36 \text{ В}$ [7]). Следовательно, для выполнения условий перехода в пассивное состояние для анионов электролита требуется выполнение неравенства: $\varphi_{\text{ок}\{\text{A}^-\}} < \varphi_{\{\text{A}^-\}}^0$, что и достигается в наших экспериментах.

Выводы. 1. Результаты экспериментальных исследований показали, что в зависимости от окислительных свойств электролита стали при виброобработке могут находиться в пассивном состоянии. Это состояние возникает при условии протекания в системе эффективного окислительно-восстановительного процесса, который способен сместить потенциал зачищенного металла в область положительных значений.

2. Показано, что каждому значению потенциала зачищенной стали в зависимости от природы электролита соответствует формирование на ее поверхности пленки, имеющей различную структуру, толщину и в связи с этим различную механическую прочность. В пассивной области пленка становится более плотной, приобретает защитные свойства, что резко снижает скорость растворения металла и приводит к формированию микрорельефа поверхности в основном действием абразивного материала.

4. На основании проведенных исследований разработана методика выбора пассивирующего раствора для виброхимической обработки углеродистых и легированных сталей в электролитах, которые позволяют получить прочные защитные пленки при минимальном содержании добавки-окислителя. Формирование микрорельефа происходит только при механической обработке абразивным материалом поверхности изделий из сталей.

Литература

1. Кулаков Ю.М. Виброхимическая зачистка и полирование деталей // Станки и инструмент, 1970. - №2. - С. 28-30.
2. Шаинский М.Е., Гончаров Б.А. Методы и средства обработки деталей в абразивной среде с применением вибрации. М. – ГОСИНТИ, 1963. – 20 с.
3. Смирнов Н.С., Простаков М.Е. Очистка поверхности сталей. М., 1965. – 216 с.
4. Томашов Н.Д. Пассивность и повышение коррозионной стойкости металлических систем // Коррозия металлов и сплавов. М., 1963. – С. 2-43.
5. Томашов Н.Д., Чернова Г.П. Пассивность и защита металлов от коррозии. М., 1965. – 271 с.
6. Антропов Л.И. Теоретическая электрохимия. М., 1975. – С. 553.
7. Скорчеллетти В.В. Теоретическая электрохимия. Л., 1974. – 568 с.

УДК 620.18:621.891

Н.А.Тараненко, А.Н.Голофаев, Ю.И.Гутько

ВИРТУАЛЬНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЛИТЕЙНОЙ ТЕХНОЛОГИИ

В статье разработан алгоритм автоматизированного проектирования с использованием системы компьютерного моделирования «ProCAST». Разработана оптимальная технология производства стальной отливки «Втулка якоря» за оптимальные сроки. Рис. 4, ист. 4.

Современные промышленные предприятия работают в условиях жесткой конкуренции и постоянного давления. Те предприятия, которые хотят выжить, должны выпускать продукцию качественнее, дешевле и быстрее конкурентов.

В этом направлении большую помощь оказывают предприятиям компьютерные технологии. Сквозное проектирование, станки с ЧПУ и системы объемного моделирования позволяют предприятиям снижать себестоимость и увеличивать производительность.

В настоящее время наиболее распространены такие системы компьютерного моделирования (СКМ): ProCAST, Полигон, WinCAST, MagmaSoft, LVMFLOW.

В Украине пока системы компьютерного моделирования не получили широкого применения из-за, во-первых, недоверия к возможностям виртуального моделирования физических процессов в системе отливка-форма и ориентация на опыт технологов-литейщиков, во-вторых, сказывается дефицит специалистов, совмещающих знания в области литейного производства с достаточной компьютерной грамотностью.

В связи с этим кафедра промышленного и художественного литья ВНУ им. В.Даля ввела в учебные планы дисциплины по компьютерным технологиям в литейном производстве. Кроме этого, получила учебную лицензию на систему компьютерного моделирования процессов литья «ProCAST». ProCAST представляет собой систему компьютерного 3D моделирования литейных процессов методом конечных элементов (МКЭ) [1]. Оригинальным разработчиком этого программного продукта является UES Inc. (США), ряд модулей разработаны швейцарской фирмой Calcom SA. В 2003 году обе фирмы вошли в состав группы компаний ESI Group (Engineering Systems International).

ProCAST позволяет моделировать практически все варианты литейных технологий. Геометрия отливок может быть самой сложной.

В работе было проведено виртуальное моделирование технологического процесса отливки «Втулка якоря» с использованием СКМ ProCAST для повышения коэффициента использования жидкого металла (КИЖМ), выбора положения отливки при заливке типа, литниковопитающей системы (ЛПС) и определения места установки и размеров прибылей для получения бездефектной отливки.

Материал отливки – сталь 25Л К20 ГОСТ 977-88. Литейная форма безопасная изготавливалась из холоднотвердеющей смеси состава:

- 10% свежий кварцевый песок марки 2К₁О₂О₂;
- 90%- регенерированный песок из обработанной формовочной холоднотвердеющей смеси;
- 1,1% связующего (фенолформальдегидная смола);
- 50% отвердителя от количества связующего (ортофосфорная кислота).

Стержень изготавливается из формовочной смеси того же состава. Температура заливки стали составляла $T_{зал}=1550^{\circ}\text{C}$, а температура выбивки $T_{выб}=550^{\circ}\text{C}$.

Заливка формы длилась 40сек., а время охлаждения отливки до температуры выбивки составляло около 6 час.

Теплофизические характеристики были приняты следующие: для формовочной смеси теплоемкость $C_{ф}$ в пределах 1280 Дж/(кг К); теплопроводность $\lambda_{ф}$ изменялась в пределах 0,59-1,06 Вт/(м К), коэффициент теплоотдачи h в пределах 100...500, для сплава отливки теплоемкость $C_{м}$ изменялась в пределах 770-920 кДж/(кг К) при температуре от 100 – 1400⁰ С, выделение скрытой теплоты кристаллизации $L=258$ кДж/кг.

Для проведения численных экспериментов была разработана методика автоматизированного проектирования литейной технологии на этапе «заливка-затвердевание», которая представлена на рис. 1.



Рис. 1. Компьютерное проектирование технологии литья

Для проведения численного эксперимента была построена 3D модель отливки в программе SolidWorks [4] с расширением *.step и импортировалась в GeoMesh и MeshCAST программы, в которых была построена оптимальная поверхностная сетка треугольных конечных элементов (39974 шт.), а затем объемная сетка конечных элементов (336358 шт.).

В программе PreCAST были подготовлены исходные данные для решения задачи гидравлики и затвердевания отливки. Литейная форма принималась как виртуальная для сокращения времени расчетов.

Построение 3D модели отливки, дискретизация отливки и литниковой системы-трудоемкие процессы, на которые затрачивается основное время проведения экспериментов. После PreCAST расчет производится в решателе ProCAST. Полученная расчетная модель представлена на рис. 2.

В начале численного эксперимента было принято горизонтальное положение отливки при заливке и боковая ЛПС (рис. 3).

Из рис. 3 видно, что усадочные дефекты в верхней части отливки остаются при различных размерах питающих бобышек, и коэффициент использования жидко-

го металла (КИЖМ) был очень низким, он составлял 42-45%. Затем провели эксперимент с вертикальным положением отливки при заливке с нижней литниковой системой и верхними закрытыми прибылями рис 4.

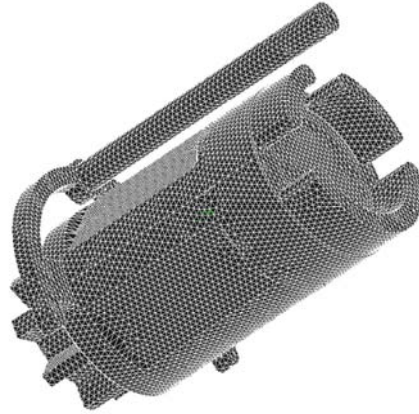


Рис. 2. Расчетная модель отливки



Рис. 3. Горизонтальное положение отливки при заливке

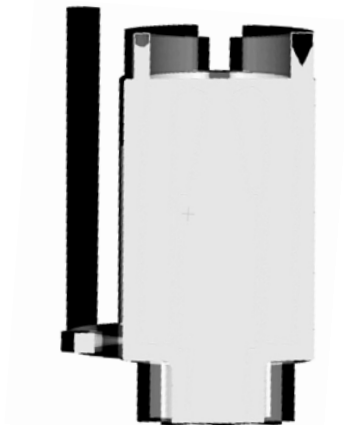


Рис. 4. Вертикальное положение отливки при заливке

В результате виртуального моделирования технологических параметров литья стальной отливки «Втулка якоря» было определено оптимальное положение отливки при заливке, тип литниковопитающей системы, место расположения прибылей и их размеры, что позволило без дорогостоящих натурных экспериментов повысить КИЖМ до 65% и ликвидировать усадочные дефекты в отливке.

Литература

1. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – М.: Мир, 1979 – 392 с.
2. Галлагер Р. Метод конечных элементов. Основы. Пер. с англ. – М.: Мир, 1984. – 428 с.
3. Применение ЭВМ для решения задач теплообмена. Учебное пособие для теплофизич. Теплоэнергит. Спец. Вузов / Г.Н.Дульнев, В.Г.Парфенов, А.В.Сигапов. М.: Высш. Шк., 1990. – 207 с.
4. Самоучитель SolidWorks 2007/Н.Ю.Дударева, С.А.Загайко. – СПб.: БХВ-Петербург, 2007. – 352 с.

УДК 621.762.4

А.П.Майданюк, Л.А.Рябичева, М.Б.Штерн, Г.А.Баглюк

ЭВОЛЮЦИЯ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПЛОТНОСТИ ПРИ РАВНОКАНАЛЬНОМ УГЛОВЫМ ПРЕССОВАНИИ ПОРИСТЫХ ЗАГОТОВОК

Исследуется влияние исходной плотности и отношения скорости верхнего пуансона к скорости нижнего пуансона на распределение плотности при равноканальном угловым прессовании пористых заготовок. Получено увеличение плотности изделия при большей исходной плотности заготовки и ее уменьшение с увеличением отношения скоростей инструмента. Рис. 3, ист. 7.

Рассматривается метод равноканального углового прессования (РКУ), предложенный В.М. Сегалом с целью достижения больших сдвиговых деформаций [1]. К его преимуществам может быть отнесена возможность создания непрерывного процесса, в котором операция прессования повторяется несколько раз. Именно это и открывает перспективы использования РКУ как средства достижения ультрамелкозернистой структуры материала (УМЗ) [2, 3] без его разрушения.

Очевидный интерес вызывает РКУ прессование пористых заготовок, полученных методами порошковой металлургии. В этом случае наряду с другими параметрам, которые определяют свойства конечного изделия, особую роль играют пористость и ее распределение по объему. В этой связи большой интерес представляют особенности уплотнения при РКУ, в частности формирование очага уплотнения. С практической точки зрения весьма важна информация о влиянии на формирование очага деформации и эволюцию распределения плотности таких факторов, как начальная плотность и внешнее трение.

Получение данной информации и является целью настоящей работы. Особое внимание здесь уделено выяснению возможности управления распределением плотности за счет использования активного трения. В качестве меры активного трения в дальнейшем используется отношение скорости перемещения нижнего пуансона в горизонтальном направлении к скорости вертикального перемещения верхнего пуансона (рис.1).

Рассматривается прессование заготовки через два канала с одинаковым сечением (рис. 1). Каналы пересекаются под углом 90° . Параметры каналов: $L = 80$ мм, $a = 10$ мм. Все расчеты выполнены при условии, что между пористой заготовкой и стенками инструмента имеет место фрикционное взаимодействие, которое контролируется законом сухого трения Кулона. Коэффициент тре-

ния равен 0,1. Рассматривается пористый материал, основа которого (несжимаемая матрица) является пластически упрочняющимся материалом. Его поведение описывается законом $\sigma_s = \sigma_0 + K\omega^{1/2}$, где σ_s - напряжение течения материала основы, σ_0 - начальный предел текучести, K - коэффициент упрочнения, ω - накопленная деформация твердой фазы. В дальнейшем предполагается, что отношение коэффициента упрочнения к начальному пределу текучести 0,5. Поскольку в дальнейшем рассматривается лишь распределение плотности, значение начального предела текучести твердой фазы не представляется существенным для нижеследующего анализа.

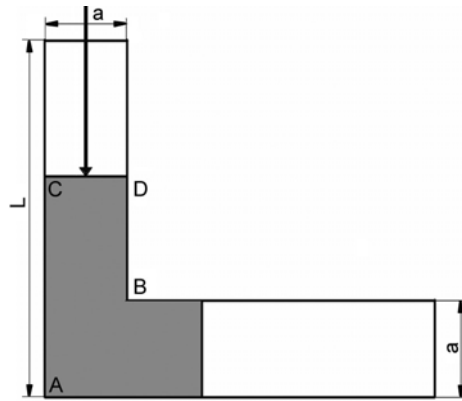


Рис. 1. Схема процесса РКУ прессования

Для определения текущих значений распределения плотности используется метод конечных элементов. В качестве модели, которая описывает поведение пористой заготовки при РКУ, используется теория пластичности пористых тел [4-6]. Ее основные соотношения определяются формой потенциала пластического течения, который в соответствии с работами [4-6] принимается в виде:

$$F = \frac{\tau^2}{\varphi} + (1+m)^2 \frac{\left(p + \frac{m}{m+1} \bar{\rho} \sigma_s \sqrt{\psi} \right)^2}{\bar{\rho} \sigma_s},$$

где $p = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \delta_{ij}$, $\tau = \sqrt{(\sigma_{ij} - p \delta_{ij})(\sigma_{ij} - p \delta_{ij})}$ - инварианты тензора напряжений: среднее давление и интенсивность касательных напряжений.

Особую роль в дальнейшем изложении играют пористость θ или относительная плотность $\bar{\rho}$, связанная с пористостью очевидным соотношением

$$\bar{\rho} = 1 - \theta. \text{ Принимается, что } \varphi = (1 - \theta)^2, \quad \psi = \frac{2(1 - \theta)^2}{3\theta}.$$

Параметр m характеризует степень несовершенства контактов в порошковой заготовке. Он же определяет различное сопротивление пористой заготовки при ее испытании на растяжение и сжатие.

В работе выполняется сравнительный анализ влияния исходной плотности на эволюцию ее распределения во времени. Время представляется как безразмерная часть от общего времени прессования.

На рис. 2 и 3 представлено распределение плотности в заготовке при двух значениях исходных плотностей (0,6 и 0,75) для четырех временных интервалов

от общего времени T . Как видно, процессы уплотнения происходят аналогично. Скорость увеличения плотности и достижение ее максимальных значений больше при исходной плотности заготовки, равной 0,75. Этот факт установленный еще на начальных этапах процесса, прослеживается до его окончания. Следует отметить более равномерное распределение плотности в конце прессования у заготовки, имеющей более высокую исходную плотность. Участок образца, который выходит на свободную поверхность, практически не пропрессовывается. В этой области плотность фактически равна своему исходному значению.

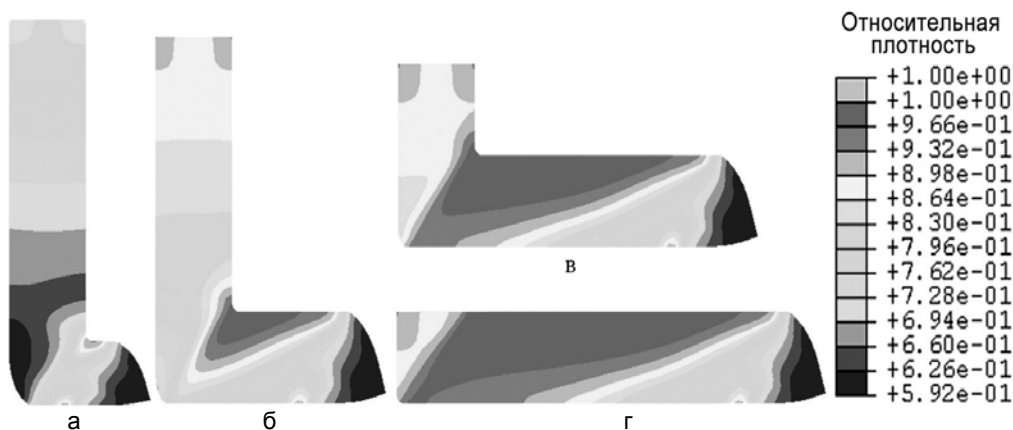


Рис. 2. Распределение плотности при различном времени обработки в заготовке с исходной плотностью 0,6: а – 0,25Т; б – 0,5Т; в – 0,75Т; г – Т

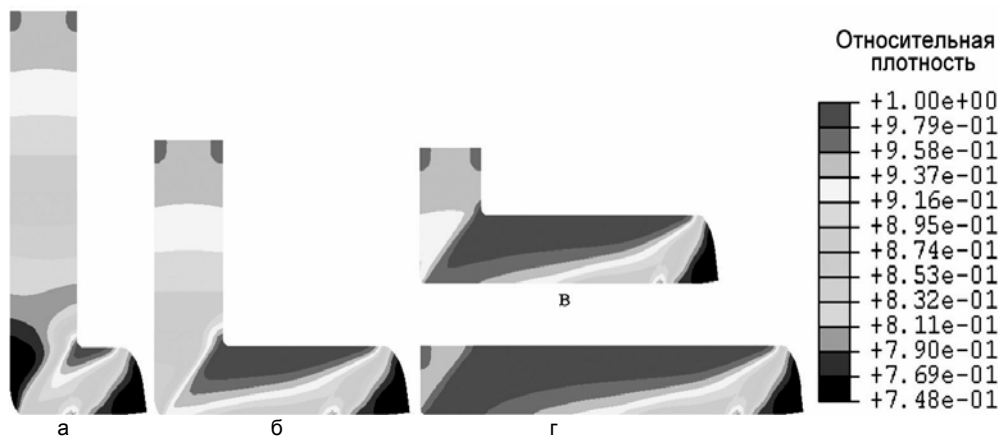


Рис. 3. Распределение плотности при различном времени обработки в заготовке с исходной плотностью 0,75: а – 0,25Т; б – 0,5Т; в – 0,75Т; г – Т

Оценка влияния соотношений скоростей движения верхнего и нижнего пуансонов на распределение плотности при РКУ прессовании иллюстрируется данными рис. 4. Возможность движения верхнего и нижнего пуансонов с разными скоростями реализует эффект активного трения, аналогичный тому, который имеет место при прессовании цилиндрических заготовок с отверстием. Относительное движение верхнего и нижнего пуансонов обеспечивает существенное выравнивание плотности, что важно при изготовлении изделий, диаметр которых в несколько раз меньше высоты цилиндра.

Однако в отличие от случая прессования в жесткой матрице, в рассматриваемом случае с увеличением отношения v_x/v_y средняя плотность уменьшается. В то же время накопленная деформация в образце возрастает.

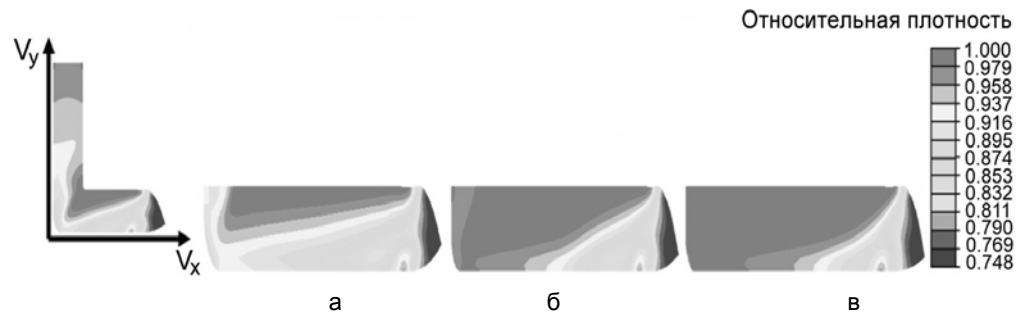


Рис. 4. Влияние скорости движения нижнего пуансона на распределение плотности при различном соотношении скоростей v_x/v_y : а – 1; б – 0,75; в – 0,5

Обращают на себя внимание закономерности образования очага уплотнения. В отличие от очага деформации, верхняя граница которого, в соответствии с известными результатами теории пластичности ожидается по диагонали АО (рис.1), очаг уплотнения зарождается уже в верхней части вертикального канала, что может быть объяснено влиянием внешнего трения.

Выводы. 1. Компьютерное моделирование РКУ прессования пористых заготовок показывает, что максимальная плотность достигается при большей начальной плотности образца, что прослеживается в течение всего процесса прессования. Распределение плотности в конце процесса более равномерное.

2. Участок образца, выходящий на свободную поверхность, не прогрессивуется и сохраняется плотность такая, как у исходного образца. С каждым шагом деформирования очаги уплотнения увеличиваются, и наступает момент, когда они сливаются, и образуется единый очаг уплотнения, который в конце прессования распространяется на большую часть сечения образца.

3. С увеличением отношения скоростей деформирующего инструмента средняя плотность уменьшается. При этом деформация образца возрастает за счет активного трения.

Литература

1. Segal V. Severe plastic deformation: simple shear versus pure shear // *Materials Science and Engineering A338* (2002). – P. 331–344.
2. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М.: Логос, 2000. – 271 с.
3. Процессы пластического структурообразования металлов /Сегал В.М., Резников В.И., Копылов В.И., Павлик Д.А., Малышев В.Ф. Минск: Наука и техника, 1994. – 232 с.
4. Штерн М.Б., Определяющие уравнения для пластичных пористых тел// *Порошковая металлургия*. – 1981. - №4. – С.17-23.
5. Штерн М.Б., Развитие теории прессования порошков и теории пластичности пористых тел // *Порошковая металлургия*. - №9. – 1992. – С. 15-26.
6. Shtern M., Dudunov V. Criterion for Exhaustion of the Ultimate Plastic Capacity // *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*. – Vol. 38. - №11–12. – 1999. – P. 560-567.
7. Shtern M., Qualitative Methods for the Mechanics of Compaction // *Proceedings of the International Workshop on Modeling of Metal Powder Forming Process*. Grenoble, France, 21-23 July 1997. – P.133–147.

Н.А.Касьянов, А.А.Рыбальченко

**ИССЛЕДОВАНИЕ МЕТОДОЛОГИЧЕСКИХ ПРОБЛЕМ
ОЦЕНКИ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ РИСКОВ В СИСТЕМЕ
УПРАВЛЕНИЯ ОХРАНОЙ ТРУДА РЕМОНТНЫХ ЦЕХОВ
МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРЕДПРИЯТИЯ**

Показаны методологические проблемы существующих методов оценки профессионального риска. Ист. 22.

Анализ состояния вопроса. Современные условия развития общества заставили существующую на Земле цивилизацию осознать то, что любая деятельность человека потенциально опасна. Ни в одном ее виде невозможно достичь абсолютной безопасности и поэтому человечество от этого понятия пришло к концепции приемлемого риска, суть которого состоит в стремлении к такой безопасности, которая в данной социально-экономической и научно-технической ситуации приемлема. Это утверждение является аксиомой и имеет исключительно важное теоретическое и методологическое значение, т. К. исходя из него, можно сделать вывод о том, что, несмотря на предпринимаемые защитные меры, всегда сохраняется некоторый остаточный риск [1].

В условиях рыночных отношений, при наличии конкуренции и возникающих порой непредсказуемых ситуаций, производственная или коммерческая деятельность невозможна без рисков. Однако и отсутствие риска, т.е. опасности наступления непредсказуемых и нежелательных для работодателя его последствий, в конечном счете вредит экономике, подрывает ее динамичность и эффективность. Существование риска и неизбежные в ходе развития предприятия его изменения выступают постоянным и сильно действующим фактором движения предпринимательской сферы экономики.

В экономической системе, к которой самое непосредственное отношение имеет охрана труда, риски выполняют двойственную роль – положительную и отрицательную. В первом случае они являются сигналами, обращающими внимание на необходимость конструктивной реакции или действий, направленных на погашение сигнала тревоги. Во втором случае, если отсутствует своевременная реакция, они способны накапливаться и превращаться в потенциальные угрозы экономической безопасности самой системы, с одной стороны, а с другой – приводят к нежелательным социально-экономическим последствиям по результатам травмирования работников или их профессиональных болезней. Во-первых, выводится из состава работоспособного населения страны определенное количество граждан, значительно уменьшая их вклад в приращение валового внутреннего продукта, во-вторых, увеличиваются расходы на различного рода компенсирующие выплаты, в-третьих, ухудшается в определенной степени генфонда государства, в-четвертых, часто ставится непреодолимая преграда на будущем конкретного индивидуума и членов его семьи [2].

Наше общество обеспокоено состоянием работ по защите здоровья и жизни человека от воздействия природных, техногенных, антропогенных, экономических, биологических и других опасностей, что обусловлено в первую очередь увеличением количества факторов риска во всех сферах жизнедеятельности. Человек в охране труда – это не только объект заботы, но и главный фактор риска. По данным комитета Верховной Рады по вопросам социальной политики, за последние 7 лет на предприятиях Украины уровень травматизма остается очень высоким, а по некоторым показателям он даже возрос, например, тяжесть травм в среднем по стране увеличилась с $K_T = 20,4$ до $K_T = 28,9$ или в 1,4 раза [3].

Изучению и исследованию проблем риска в конце XX в. Начали уделять большое внимание. В последнее десятилетие они во все возрастающем масштабе начали высвечиваться в отечественной периодической прессе, учебниках и монографиях. Это связано также с тем, что в 1999 г. Был принят международный стандарт OHSAS (Occupational Health and Safety Assurance System) (серия «Система управления охраной здоровья и безопасностью труда»), который внедряется в европейских странах, включая Польшу и Россию [4].

Постановка задачи. Выполненный анализ показывает, что вопросы хозяйственного риска изучаются в первую очередь экономистами, но влияние состояния условий труда, безопасности работников и в целом системы управления охраной труда (СУОТ) на предприятиях и профессиональных рисков, ими при этом практически не учитываются. В связи с тем, что за последние годы достаточно сильно развилась сеть малых и средних предприятий, связанных с ремонтом автомобилей и оснащенных различным производственным оборудованием (металлорежущие станки, грузоподъемное, электро- и газосварочное, диагностическое и другое оборудование), достаточно корректно будет сравнить задачи в их системе управления охраной труда и профессиональные риски с теми, которые характерны для ремонтных участков машиностроительных предприятий. Представляется целесообразным исследовать эту проблему для того, чтобы учитывать влияние этих рисков в общей системе хозяйственных рисков.

Материалы и результаты исследования. Риск в предпринимательской деятельности, бизнесе имеет вполне самостоятельное теоретическое и прикладное значение как важная составная часть теории и практики управления, особенно если учесть актуальность этой серьезнейшей проблемы рыночной экономики. Недостаток фундаментальных исследований этого вопроса возможно связан с тем, что в условиях ориентации народного хозяйства в течение длительного времени на преимущественно экстенсивное развитие, чрезмерно высокой степени централизации управления с господством административных методов не ставился вопрос об учете неопределенности и риска. Отсюда понятны причины отсутствия устойчивого интереса к проблеме хозяйственного и социального риска [5].

На сегодня нет однозначного понимания риска. Это объясняется, в частности, многоаспектностью этого явления, практически полным игнорированием его нашим хозяйственным законодательством в реальной практике и управленческой деятельности. Кроме того, риск – сложное явление, имеющее множество несовпадающих и противоположных реальных основ. Это обуславливает возможность существования нескольких определений понятия риска с разных точек зрения. Необходимо отметить, что понятие «риск» имеет достаточно длительную историю, начиная с отдельных ситуаций, когда его применяли еще римские юристы. Но наиболее активно начали изучать различные аспекты риска в конце XIX в. – начале XX в.

Риск как историческая категория возник на заре цивилизации, когда у человека появилась неуверенность относительно возможностей возникновения неприемлемых ситуаций, холода, голода. Происхождение термина «риск» на бытовом уровне так или иначе связано с пониманием опасности, возможных убытков, угрозы, ненадежности, незнания, неопределенности и т.д.

Научно-технический прогресс конца XIX в. Привел к увеличению удельного веса рисков и к дальнейшему росту научного значения термина «риск». Научная же дискуссия около обоснованности определения понятия «риск» через «неуверенность» длится уже более 100 лет.

В рамках требований рыночной экономики в западной экономической литературе выделяются две теории риска – классическая и неоклассическая [5].

Рассматривая первую теорию и изучая предпринимательскую деятельность, необходимо подчеркнуть, что в структуре ее дохода выделяются процент от вложения капитала, заработная плата капиталиста и оплата за риск как возмещение возможного риска, связанного с этим видом деятельности. Экономический риск в этой теории отождествляется с математическим ожиданием потерь, которые могут быть в результате реализации избранного решения. Такое одностороннее толкование содержания риска вызвало резкое осуждение со стороны экономистов.

Неоклассическая теория экономического риска была разработана в 20–30 гг. XX в. Ее приверженцы считают, что предпринимательство, функционирующее в условиях неопределенности, должно руководствоваться в своей деятельности двумя категориями – размером ожидаемой прибыли и величиной ее возможных отклонений. Из этой теории следует, что гарантированная прибыль имеет большую ценность, чем ожидаемая прибыль такого же размера, но связанная с возможными колебаниями. Дополняя эту теорию, Дж. Кейнс обратил внимание на такое понятие, как «склонность к риску», т.е. учет фактора удовлетворения от риска, который приводит к выводу о том, что ради ожидания большей прибыли предприниматель может пойти на больший риск. Т.о., неоклассический подход предусматривает, что риск – это вероятность отклонения от поставленных целей.

Необходимо подчеркнуть условность разделения положений этих двух школ. Если в первой учитывается опасность понести ущерб, а ее следствием является отклонение от поставленных целей, то основой второй является достижение целей, следствием которых может быть получение ущерба [5].

Относительно современного состояния теории риска можно сказать, что в мире существует еще несколько научных школ, которые вносят значительный вклад в теорию риска. Известны достижения немецкой школы [6], которая, используя теорию расплывчатых множителей, достигла значительных результатов. Необходимо признать достижения украинской (киевской) школы теории и моделирования риска [7]. Ученые этой школы внесли существенный вклад как в методологические вопросы теории риска и неопределенности, так и ее инструментарий. Известна также московская школа, сделавшая существенный вклад в теорию риска, развивая теорию исследования операций, математическую теорию систем, теорию игр [8].

В толковом слове приводится такое определение риска – “осознанная возможность опасности”. Более точным, по-видимому, надлежит считать иное – “осознанная вероятность опасности” [9]. Опасность – это центральное понятие безопасности жизнедеятельности (БЖД), которое объединяет явления, процессы, объекты, способные в определенных условиях наносить вред здоровью человека. Она присуща всем системам, которые имеют энергию, химические, биологические или иные, несовместимые с жизнедеятельностью человека компоненты.

Понятие «риск» – атрибут научного аппарата многих общественных, естественных и технических наук. У каждого из них свой предмет, свой аспект, а потому в определении риска в БЖД выделяют социальные, профессиональные, экологические, техногенные, медико-биологические, военные и другие составляющие. Из множества предлагаемых определений наибольшего внимания заслуживает определение риска как меры опасности, часто употребляемое в работах по чрезвычайным ситуациям и радиационной медицине, но в стандарте OHSAS 18002:2000 указано [10], что риск – это комбинация вероятности наступления установленного опасного события и его последствий.

По своему происхождению термин «риск» (*riskue* – французское и *risko* – итальянское) означает, как известно, возможную опасность, действие наудачу в надежде на положительный исход. Сами действия, связанные с опасностью, могут быть безрассудными (надежда на счастливый случай) или осознанными (опора на успех или вера в успех, базирующиеся на определенной основе).

Общепринятые в литературе и практике определения риска варьируют сочетания вероятности наступления события и размера убытка при его возможных исходах. Риск понимается как суммарная вероятность всех неприемлемых отклонений системы на воздействие. Социологи обычно выделяют три характерные черты риска: неопределенность, связанная с возможными потерями или негативными последствиями; сами негативные последствия потерь; ценность или значимость этих потерь.

Т.о., использование понятия «риск» предполагает, что негативные проявления чего-либо могут наступить, а могут и не произойти, поскольку, принимая решение, человек не в состоянии прогнозировать только положительные результаты. Неопределенность проявляется и в том, какие факторы были учтены, а какие – нет. С психологической точки зрения термину «риск» соответствует три взаимосвязанных значения [11]:

1. Риск как мера ожидаемого неблагоприятия при неуспехе в деятельности, определяемая сочетанием его вероятности и степени неблагоприятных последствий в этом случае.

2. Риск как действие, в том или ином отношении грозящее субъекту чем-то, (ущербом, травмой и т.п.). Различают при этом риск мотивированный, рассчитанный на ситуационные преимущества в деятельности, и немотивированный, а исходя из соотношений ожидаемых выигрыша и проигрыша при реализации соответствующего действия. Выделяют оправданный и неоправданный риск.

3. Риск как ситуация выбора между двумя возможными вариантами действия – менее привлекательным, однако более надежным и наоборот. Такой подход к пониманию риска позволяет в рамках концепции «мотивации достижения» объяснить проявления у личности тенденции к риску в условиях свободного выбора задач различной трудности, выяснить связи между чертами и качеством человека, его темпераментом, мотивами поведения, с одной стороны, и повышения или снижения склонности к риску, с другой.

Т.е. риск может означать «обращение к деятельности при отсутствии уверенности в достижении ее цели» и под ним подразумевается действие, направленное на привлекательную цель, достижение которой сопряжено с элементами опасности для человека, угрозой потери, неуспеха и т.п. Сочетание таких подходов создает предпосылки для рассмотрения риска как ситуативной характеристики деятельности, включающей неопределенность исхода и возможность неблагоприятного последствия.

В знаменитом словаре русского языка С.Н. Ожегова «риск» – возможная опасность, и «риск» – действие наудачу в надежде на счастливый исход. Здесь сразу встречаем две трактовки понятия «риск» – как возможность и как действие.

В [12] указывается на то, что риск – действие, направленное на привлекательную цель, достижение которой сопряжено с элементом опасности, угрозой неуспеха. Ситуация риска предполагает возможность выбора из двух альтернативных вариантов поведения – рискованного, связанного с риском, и надежного, т. е. гарантирующего сохранность достигнутого. Различают объективную и субъективную оценку проявления риска. Действия, воспринимаемые наблюдателем как осторожные, могут ощущаться самим субъектом как рискованные, и наоборот. Т.о., в данной интерпретации риск понимается как действие субъекта, ведущее к потере либо гарантирующее сохранность достигнутого, но не предусма-

триваюче можливість успіха, отримання прибутку і т.п., що дещо звужає поняття ризику.

Ризик – це визначена будь-яким способом ймовірність кожного з можливих подій. По цій проблемі існує цілий ряд публікацій, основними з них є [13...15]. Так, в [14] поняття “ризик” сформульовано як економічна категорія, яка відображає особливості впливу на зацікавлені суб’єкти економічних відносин, існуючих невизначеностей і конфліктності, процесів управління і прийняття рішень, що передбачає наявність загроз і невикористання можливостей. Ризик об’єктивний тому, що існує незалежно від того, чи усвідомлено його наявність або ні, враховують або ігнорують його. Природа ризику визначається тим, що він породжується процесами як суб’єктивного характеру, так і такими, існування яких в кінцевому рахунку не залежить від волі і свідомості людей.

Категорію “ризик” можна визначити як один з видів небезпечності, як сукупність явищ, подій, реалізація яких здатна завдати шкоди або потенційно можливі втрати суб’єкту [5, 16]. З позицій БЖД і захисту праці ризик є критерієм реалізації небезпечності в часі і просторі, а також критерієм шкоди, завданого здоров’ю людини. В [17] ризик визначається як ймовірність завдання шкоди з урахуванням його тяжкості, т.е. тут враховується ймовірність настання події (шкоди) і його тяжкість (ризик дорівнює ймовірності, помноженій на тяжкість). Ризик також ідентифікується з ймовірністю підвищеної небезпечності, т.е. ризик – ступінь ймовірності небажаного впливу, який може статися в певний час при певних умовах на території об’єкта підвищеної небезпечності і/або за її межами.

Захист праці також пов’язаний з системою ризиків, обумовлених нещасливими випадками і професійними захворюваннями. В цій зв’язці вважаємо, що в трудовій діяльності ризик – це ймовірність (можливість) реалізації небезпечності в виробничих умовах. І вона характеризується відповідними цій діяльності видами ризиків. Існуючі ризики різноманітні і можуть бути розділені на множини категорій. В ризикології важливе місце належить класифікації ризиків. Складність класифікації ризиків полягає в їх різноманітності і в наявності зв’язків з іншими поняттями. В загальному вигляді класифікація – це система підпорядкованих понять в якійсь-то області знань, складена на основі урахування загальних ознак об’єктів і закономірних зв’язків між ними. Класифікація дозволяє структурувати систему ризиків, здійснювати їх вибір, визначати послідовність рішень на основі класифікаційних ознак, орієнтуватися в різноманітності об’єктів і є джерелом знань про них.

Класифікація ризиків здійснюється на вербальному рівні, хоча з’явилось декілька робіт, в яких йдеться про цілеспрямованість використання кластерного аналізу для виділення окремих ризиків в певній сфері діяльності. Існує багато підходів до класифікації ризиків. Найбільш загальні їх принципи дозволяють виділити ризики, пов’язані з: господарською діяльністю; особливими якостями роботодавця і працівників; недостатком інформації про стан зовнішнього середовища.

В основі існуючих принципів класифікації лежать цілі вивчення ризиків, незалежно від видів діяльності, при цьому виділяються такі групи ризиків: відносно масштабів розв’язуваних завдань – ризик загальнодержавний (наприклад, на рівні держави або регіону) і локальний (наприклад, на рівні підприємства або компанії); за сферою виникнення – зовнішні і внутрішні; за рівнем прийняття рішень – макроекономічні (загальні) і мікроекономічні (локальні); відносно об’єкта проявлення – психологічні, соціа-

льные, медико-биологические, юридические и др.; по типам – рациональные (обоснованные), нерациональные (необоснованные), авантюристические (азартные); относительно количества людей, принимающих решения – индивидуальные, групповые, массовые; относительно ситуации – стохастические (на условиях вероятности возникновения), неопределенные (на условиях неопределенности) и конкурентные; по длительности действия – кратковременные и постоянные; по уровню затрат – минимальные, средние, максимальные оптимальные, критические, катастрофические; по степени правомерности – правомерные (оправданные) и неправомерные (неоправданные); по возможности страхования – риски, от которых можно страховаться, и риски, от которых нельзя страховаться; видовые – пожары, сбои компьютеров, стихийные бедствия, техногенные аварии, инфляция и т.д. и т.п.; относительно объективности – с объективной, субъективной и субъективно-объективной вероятностью; относительно времени принятия решений – преждевременные, своевременные и запоздалые; относительно возможного финансового результата – чистые и спекулятивные, чистые риски при этом предусматривают возможность получения убытка или нулевого результата, а спекулятивные – возможность получения как дохода, так и убытка; относительно учета временного фактора – статические и динамические, статический риск при этом соответствует “чистой”, а динамический – “спекулятивной” неопределенностям.

Статический (катастрофический) риск – это вероятность необратимых потерь активов вследствие нанесения непоправимого ущерба субъекту экономики.

Динамический риск связан с возникновением непредвиденных изменений стоимости рассматриваемого объекта под действием факторов внешней среды, а также в результате неадекватных управленческих решений.

Градация рисков по любой классификации разнообразна. Отдельные его виды могут переплетаться, дополняя друг друга, или быть составными частями друг друга. Например, экономический риск может включать политический или предпринимательский риск, а предпринимательский – экономический, финансовый риск – валютный и т.п. Все зависит от того, какой риск в конкретном анализе рассматривается как главный.

В зависимости от степени влияния известны следующие виды предпринимательского риска – производственный, коммерческий, финансовый, кредитный, процентный. Производственный риск связан с производством продукции, товаров и услуг, осуществлением любых видов производственной деятельности.

Одной из составляющих предпринимательских рисков являются трудовые риски. Производственные риски предприятия многочисленны и разнообразны и очень сложно выделить среди них главные. Они непосредственно связаны с производственной деятельностью, в результате которой предприятие может сталкиваться с такими обстоятельствами: снижением производительности труда; необходимостью использования новых методов организации производства и труда; неадекватным использованием материальных ресурсов; увеличением себестоимости продукции; ухудшением условий труда и другими.

В [18] риски классифицируются по характеру воздействия на человека риски подразделяются на активные и пассивные. К пассивным относятся риски, которые активизируются за счет энергии, носителем которой является сам человек. Это – острые (колющие и режущие) неподвижные элементы; неровности поверхности, по которым перемещается человек; уклоны, подъемы; существующие условия труда и т.д. Соответственно к активным рискам относятся те из них, которых нужно остерегаться вне зависимости, воздействует на них носимая в человеке энергия или нет. По природе происхождения риски разделяются на природные, техногенные, антропогенные, экологические и смешанные. По времени

проявления отрицательных последствий риски делят на импульсивные и кумулятивные. По приносимому ущербу риски обычно разделяют на социальные, технические, экологические и т.п. По структуре (строению) риски делят на простые и производные. Также различают априорные признаки (предвестники) и апостериорные (следы) риски.

Исследованию проблем профессионального риска уделено недостаточное внимание. Кроме того, классификация, представленная в [18], на наш взгляд, является не очень корректной, т.к. не соответствует ГОСТ 12.0.003-80. Системы стандартов безопасности труда (ССБТ), введенной в СССР в 1975 г. И действующей в Украине под названием "Межгосударственная ССБТ". В частности, указанный ГОСТ предусматривает классификацию вредных и опасных факторов [19] по ряду признаков, основным из которых является взаимодействие с человеком. По этому признаку факторы делятся на три группы – активные, пассивно-активные, пассивные. Но, во-первых, в отличие от ГОСТ, в [18] указано две группы рисков (если полагать априори, что под риском понимается вероятность проявления опасного или вредного фактора), а не три, а во-вторых, в ГОСТ факторы, активизирующиеся за счет энергии, носителем которой является человек, поставлены в пассивно-активную группу, а кроме того, в ГОСТ точно определено, что к этой группе ...относятся факторы, активизирующиеся за счет энергии, носителем которой является **человек и оборудование**. При этом психофизиологические факторы (устомление, стресс, неудобная, в т.ч. и фиксированная в процессе труда, рабочая поза человека-оператора и т.д.) отнесены к активной группе. Кроме этого возникает вопрос, а куда отнесены факторы, по ГОСТ входившие в группу пассивных?

Специалисты Международной организации труда (МОТ) и Всемирной организации здравоохранения (ВОЗ) выделяют более 150 классов профессиональных рисков и приблизительно 1000 их видов, которые представляют реальную опасность для 2000 различных профессий [20]. При этом считается, что данная классификация является неполной и охватывает только отдельные аспекты безопасности и гигиены труда. Столь широкое распространение профессиональных рисков объясняется высоким уровнем развития индустриального труда, когда активное применение техники и прогрессивных технологий, химических и биологических веществ, различных видов энергии и проникающего излучения приводит к тому, что практически все сферы жизнедеятельности людей буквально пронизаны рисками. Многие ученые уже говорят о том, что полностью избежать (на 100%) рискованных ситуаций в процессе труда сегодня не может никто.

На уровне предприятия управление профессиональным риском включает набор различных средств: измерение уровня содержания химических веществ в воздухе рабочей зоны (например, бензола), определение повышенного риска с помощью биомаркерного мониторинга (например, повышенного содержания свинца в крови), регистрация происшествий (например, пролив химикатов).

По данным ВОЗ [20], свыше 100 тыс. химических веществ (в некоторых источниках называют цифры 500-600 тыс. и более), 200 биологических веществ, около 50 физических факторов и 20 факторов трудового процесса, воздействуя на человека в многообразных сочетаниях и экспозициях, формируют различные по видам и уровню рискованные ситуации. Они проявляются в зависимости от принимаемых мер защиты работников по-разному. В зависимости от степени совершенства технологий, оборудования, управления кадрами, профессионального отбора уровень производственного травматизма, профессиональной заболеваемости и тяжесть их последствий будут существенно варьироваться.

Индивидуальный и групповой профессиональный риск персонала ограничивается в первую очередь нормами и требованиями безопасности самого объ-

екта потенциальной опасности. Чтобы уменьшить степень риска и уровень возможных потерь, используется так называемый риск-менеджмент или управление риском. Риск-менеджмент включает следующие действия: распознавание, оценку и контроль [5]. Целью последнего является предупреждение убытка, избежание потерь (например, смена мест деятельности), а также перекладывание риска на других (страхование) и, наконец, готовность самому идти на риск.

Для оценки риска в зарубежной литературе предполагается применять такие понятия: «незначительный», «допустимый», «терпимый», «неприемлемый». Принимая за основу частоту возникновения смертельных несчастных случаев на производстве в странах с рыночной экономикой, можно сделать вывод, что:

- «незначительный риск» – это такой риск, когда смертельные случаи могут возникать не более одного на 1 млн работающих в течение года ($\leq 10^{-6}$);

- «допустимый риск» – не более одного смертельного случая на 20 тыс. работающих ($\leq 5 \cdot 10^{-5}$);

- «терпимый риск» – не более одного смертельного случая на 10 тыс. работающих ($\leq 10^{-4}$).

Если эти показатели превышены, то риск будет считаться «недопустимым».

По заключениям западных специалистов «терпимый риск» относится к таким рискам, которые сознательно допускаются ради выгоды.

В 2001 г. В Украине опасность реализовалась в смертельные случаи с частотой $9,6 \cdot 10^{-5}$ (1 смертельный случай на 10425 работающих).

В Украине в СУОТ действует концепция, построенная на обязательности и возможности соблюдения предельно допустимых концентраций (ПДК), предельно допустимых уровней (ПДУ) и нормативных требований безопасности труда на всех рабочих местах, что и гарантирует сохранение здоровья работающих. Действительно, эти нормативы являются основой безопасности, хотя работодатели не всегда их придерживаются. В связи с этим возникает необходимость в проведении оценки последствий этих нарушений, чтобы определить направления предупреждения несчастных случаев и профессиональных заболеваний, а также мероприятия по медицинской, социальной и профессиональной реабилитации потерпевших.

Методология приемлемого риска сформировалась в 60-80 гг. XX столетия под влиянием исследований, проведенных специалистами (VPS и Мерилендского университета (США) [21]. В основу данной концепции положен постулат о нереальности обеспечения безопасности нулевого риска, т.е. невозможность достижения абсолютной безопасности. Задачей обеспечения безопасности является не полное устранение риска, принятого для общества, а его уменьшение **до определенного значения**, принятого для общества в целом **и/или отдельных членов**.

Следует отметить, что этот подход сначала критиковался за «аморальность определения цены риска». В то же самое время последовательные аварии стимулировали развитие вероятностных методов анализа безопасности (ВМАБ), в результате чего общество признало целесообразность применения ВМАБ вместе с классическим детерминистическим методом анализа [22].

По мнению [21], величина нулевого риска имеет двойное значение. С одной стороны, его необходимо уменьшать, чтобы обеспечить как можно большую безопасность системы Человек – Земля – Мир. С другой – риск в наиболее широком его понимании стимулирует развитие и деятельность в эволюционном направлении самоспасательной системы сообщества людей.

Для достижения приемлемого уровня риска в основных сферах деятельности общества необходимо признание на всех уровнях государственной власти

приоритета человеческой жизни. Принцип приемлемого риска, дополненный социально-экономическими факторами – основа государственных программ обеспечения безопасности, рассматриваемой как уровень защищенности человека и окружающей среды от опасности.

Приемлемый риск сочетает в себе экономические, социальные, политические и научно-технические аспекты и представляет некоторый компромисс между уровнем безопасности и возможностями ее достижения. Но необходимо помнить, что возможности повышения безопасности современных общественных систем не безграничны [1].

В настоящее время по международной договоренности принято считать, что смертельный технический риск должен находиться в пределах $R = 1 \cdot 10^{-7} \dots 10^{-6}$ чел/год, а величина 10^{-6} является максимальным приемлемым уровнем индивидуального риска. В некоторых странах, например в Нидерландах, уровни приемлемого риска установлены в законодательном порядке. В нашей стране понятие приемлемого риска пока что широко не используется.

Суть концепции приемлемого риска состоит в стремлении к такому уровню безопасности, который общество может позволить себе в настоящее время и который является экономически обоснованным.

Увеличение затрат на охрану труда позволяет значительно уменьшить величину технического риска, но одновременно, это ведет к уменьшению затрат на социальную сферу, в результате чего возрастает риск в этой области.

Допустимый риск $R_{\text{доп}}$ является компромиссом между уровнем безопасности и возможностями его достижения. Величина $R_{\text{мин}}$ может быть определена аналитическим путем с использованием теории исследования функций на экстремум. После дифференцирования зависимости величины суммарного риска R от затрат на охрану труда B полученное выражение приравняем к нулю

$$\frac{dR}{dB} = 0$$

и можно определить величину оптимальных затрат $B_{\text{опт}}$ и минимального риска.

Приемлемый риск предполагает его значение в пределах среднего уровня по отношению к другим видам деятельности и хозяйственным субъектам [5]. Если R – средний уровень риска в экономике, а $R_{\text{д}}$ – уровень допустимого риска, то должно выполняться следующее условие

$$R_{\text{д}} \leq R.$$

В ходе разработки стратегии предприятия концепция приемлемого риска реализуется в виде двухстадийного комплекса процедур – оценки риска и управления риском. Оценка риска – это совокупность регулярных процедур его анализа, идентификации источников возникновения, определения возможных масштабов и последствий проявления факторов риска, роли каждого источника. Это позволяет не только сократить возможные потери, но и принять соответствующее стратегическое решение по их снижению в долговременной перспективе.

Управление риском включает разработку и реализацию экономически обоснованных для данного промышленного предприятия рекомендаций и мероприятий, направленных на уменьшение исходного уровня риска до приемлемого финального уровня. Оно опирается на результаты оценки риска, технико-экономический и технико-технологический анализ потенциала и среды функционирования предприятия, действующую и прогнозируемую базу хозяйствования и различные исследования. Объектом оценки и управления риском должны быть стратегические решения в масштабах предприятия, стратегический план. И не последнее место в них должно отводиться функционированию и развитию системы управления охраной труда.

Выводы. Результаты исследования методологических проблем оценки производственных рисков на предприятии указывают на задачи управления охраной труда и риском, основными из которых должны быть: обучение работников безопасным методам труда с одновременным воспитанием у них психологии безопасности; предупреждения недопустимых профессиональных рисков на рабочих местах; создание положения о порядке их идентификации оценки и устранения; аттестация рабочих мест по картам условий труда и картам идентификации, оценки и устранения недопустимых профессиональных рисков.

Литература

1. Михайлов Я. Риск как категория безопасности жизнедеятельности. Концепция приемлемого риска // Основы безопасности жизни, 2006. – №6. – С. 20.
2. Петренко Н.Н. Институциональные риски и экономическая безопасность // Управление риском – 2002. – №4. – С. 38.
3. Иванов В.Н. и др. Пособие по охране труда для малых и средних предприятий, организаций и фирм. – Харьков: Консульт, 2004. – 256 с.
4. Гогіташвілі Г.Г., Карчевські Є.-Т., Лалін В.М. Управління охороною праці та ризиком за міжнародними стандартами: навч. Посібник. – К.: Знання, 2007. – 367 с.
5. Черкасов В.В. Проблемы риска в управленческой деятельности: монография. – М.:Рефлбук, К.: Ваклер, 1999. – 288 с.
6. Konrad A. Risikoproduktivitat – Berlin, 1992. – 149 p.
7. Ермольев Ю.М., Ястремский А.И. Стохастические модели и методы в экономическом планировании. – М.:Наука, 1979. – 254 с.
8. Смоляк С.А. Учет риска при установлении нормы дисконта // Экономика и математические методы. – 1992. – Том 28. – Вып. 5-6. – С. 794-801
9. Пистун И.П. и др.. Безопасность жизнедеятельности: уч. П. – Львов: Афіша, 2003. – 336 с.
10. <http://www.iso-centr.ru/?mobe=ohsas18000>.
11. Черкасов В.В. Деловой риск в предпринимательской деятельности. – К.:Либра, 1996. – 160 с.
12. Масленченков Ю.С., Тронин Ю.Н. Системное ситуационное управление банковской деятельностью // Бизнес и банки. – 1998. – №3. – С. 2.
13. Гранатуров В.М. Экономический риск: сущность, методы измерения, пути снижения: уч.п. – М.: Дело и сервис, 1999. – 328 с.
14. Вітлінський В.В. та ін.. Ризикологія в економіці та підприємстві: монографія. – К.: КНЕУ, 2004. – 480 с.
15. Фирсова С.Н. Измерение предпринимательского риска с помощью финансового рычага // Економічний вісник Донбасу. – 2005. – №1(2). – С.105-107.
16. Балабанов И.Т. Риск-менеджмент. – М. 1996. – С. 21-22.
17. Романчук А. Как управлять рисками? // Охрана труда. – 2006. – №3. – С. 34.
18. Буянов В.П. Рискология. Управление рисками: уч.п. – М.: Экзамен, 2003. – 384 с.
19. Справочная книга по охране труда в машиностроении / Под ред. О.Н. Русака. – Л.: Машиностроение, 1989. – 541 с.
20. Ронк В.Д. Профессиональный риск: проблемы анализа и управления // Управление риском. – 2003. – № 2. – С. 9.
21. Волченко В.Н. Миропонимание и экзотика XXI века. Наука-философия-религия. – М.:МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2001. – 432 с.
22. Ковальов А.П. та ін. Особливості ризиків сучасної цивілізації // Безопасність жизнедеятельности. – 2005. – №12. – С. 13.

В.В.Севриков, Ю.А.Хашин, А.В.Клемяшова, А.А.Колибачук

**МОДЕЛИРОВАНИЕ УСЛОВИЙ ВЗРЫВОБЕЗОПАСНОСТИ
ДЛЯ ВЫБОРА СРЕДСТВ КОНТРОЛЯ**

Изложены условия моделирования взрывобезопасности для двух типов (устройств) и средств контроля электрического принципа действия. Рис. 3., ист. 8.

Анализ состояния вопроса. В основе безопасного и качественного функционирования промышленных, и в первую очередь взрывоопасных объектов лежит контроль их состояния, который является основой профилактики их функционирования и выполняется с помощью индивидуальных приборов и автоматических систем. Проблема выбора наиболее эффективных средств контроля для таких объектов в стране с большим их количеством и высокоразвитой промышленностью весьма актуальна.

В настоящее время проводятся работы [1, 2] по научно-техническому обоснованию выбора средств контроля для объектов повышенной опасности. В них алгоритм решения обозначенной проблемы определяется особенностью взаимоподчиненности условий выбора средств контроля, для которых формулируются выборочные критерии. Главным условием безопасности контроля таких объектов является то, что к работе во взрывоопасных условиях допускается только взрывозащищенное оборудование. На втором этапе выбора, из принятых средств измерения во взрывозащищенном исполнении принимаются только те, которые удовлетворяют метрологическим требованиям контроля, а именно достоверности и точности контроля. Третьим условием выбора является технико-экономическая целесообразность средств контроля, выбранных по предыдущим двум условиям, окончательно принимаются только те, которые удовлетворяют критерию в виде интегральной целевой функции. К сожалению, для выбора средств контроля отсутствуют расчетные методы оценки условий безопасности. В связи с этим математическое моделирование является актуальной задачей повышения безопасности их применения и представляет интерес для обоснования уровня взрывозащиты средств контроля на этапах их разработки, проектирования и эксплуатации.

Постановка задачи. Целью данной работы является математическое моделирование условий безопасности по взрывозащите.

Материалы и результаты исследования. Учитывая параметры взрывоопасных условий и виды исполнения взрывозащищенного электрооборудования, за оценочный показатель средств контроля по взрывозащите можно принять лимитирующий параметр P_{cp} , согласованный с параметрами взрывной смеси P_{cm} . Тогда функция выбора может иметь вид: $P_{cp} = f(P_{cm})$, условие выбора $P_{cp} < P_{cm}$, а с учетом необходимого запаса это условие примет вид: $P_{cp} \leq K \cdot P_{cm}$, где K – коэффициент безопасности или коэффициент занижения лимитирующего параметра (опасности) к эквивалентному параметру средства измерения ($K < 1$), который принимается из ГОСТ 12.1.044-85 или на основе метода экспертных оценок. Но средства контроля по взрывозащите должны удовлетворять не только всем требованиям взрывозащиты электрооборудования, а также и другим, присущим им особенностям, учитывая средства контроля электрического и неэлектрического принципа действия. Для этого дополнительно к принятой нормативной документации нами выделено 5 типов взрывозащищенных устройств и средств контроля и представлены аналитические модели условий взрывобезопасности.

Первый тип – устройства электрического принципа действия с искроопасными электрическими цепями и взрывозащищенной оболочкой, для которых должно быть соблюдено условие:

$$T_{cp1} \leq 0,6 \cdot T_{cb,cm} \quad (1)$$

где T_{cp1} – температура истекающих продуктов взрыва из защитной оболочки через критический зазор;

$T_{cb,cm}$ – температура самовоспламенения взрывоопасной смеси внутри оболочки;

0,6 – значение коэффициента безопасности.

Второй тип – устройства электрического принципа действия с отсутствующими искрящимися цепями или итерищие оболочки, заполненные инертными газами, жидкостями или сыпучим материалом:

$$T_{cp2} \leq 0,7 \cdot T_{cb,cm} \quad (2)$$

где T_{cp2} – температура поверхности устройства средств контроля второго типа;

$T_{cb,cm}$ – температура самовоспламенения.

Третий тип – устройства неэлектрического принципа действия, применяемые в диэлектрических потоках или имеющие диэлектрические движущиеся элементы:

$$W_{cp3} \leq 0,4 \cdot W_{min,cm} \quad (3)$$

где W_{cp3} – энергия разряда электрических искр, используемых средств контроля третьего типа;

$W_{min,cm}$ – минимальная энергия зажигания взрывоопасной смеси.

Четвертый тип – устройства и их элементы неэлектрического принципа действия, подверженные трению без воспламенения поверхностей или наличию и движению в них разогретых веществ и материалов, в результате чего происходит нагрев поверхностей, контактирующих с взрывоопасными смесями:

$$T_{cp4} \leq 0,8 \cdot T_{cb,cm} \quad (4)$$

где T_{cp4} – температура нагретых поверхностей средств контроля четвертого типа;

$T_{cb,cm}$ – температура самовоспламенения взрывоопасных смесей.

Пятый тип – устройства и их элементы неэлектрического принципа действия, которые при ударах (падениях) или движениях дают механические, так называемые «холодные» искры:

$$T_{cp5} \leq 0,5 \cdot T_{cb,cm} \quad (5)$$

где T_{cp5} – температура механических искр;

$T_{cb,cm}$ – температура самовоспламенения смеси.

С учетом представленных условий и на основе известных закономерностей процессов термодинамики и электростатики нами получены ниже приведенные расчетные выражения условий безопасности по взрывозащите для выбора средств контроля.

Для моделирования условия взрывобезопасности устройств первого типа можно использовать уравнение Ю.Х. Шаулова [3], по которому определяется критический диаметр (зазор):

$$d = \frac{x}{u} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot (T_{п.г} - T_{ст})}{R \cdot T^2}} \quad (6)$$

где d – критический диаметр;

$x = \frac{\lambda}{u}$ коэффициент температуропроводности;

λ – теплопроводность исходной смеси;

u – скорость распространения пламени;

E – энергия активации;

$T_{п.г}$ – температура продуктов горения;

$T_{ст}$ – начальная температура стенок устройства с критическим зазором;

T – температура горения смеси в оболочке;
 R – универсальная газовая постоянная.

По этому методу затухания пламени в узких трубках, насадках, каналах, порах и т.п. определяется в основном отводом тепла к стенкам устройства, как показано на рис. 1, причем теплопроводность материала не играет решающей роли, как и длина канала, так как продолжительность контакта сферы пламени со стенками весьма мала.

По [6] можно записать выражение температуры продуктов горения, истекающих из критического зазора, в этом случае $T_{п.г} \approx T_{ср.1}$, а

$$T_{ср.1} = \frac{u^2}{\chi^2} \cdot \frac{d^2 \cdot R \cdot T^2}{E} - T_{ст}. \quad (7)$$

Температуру самовоспламенения смеси можно рассчитать по методу (назовем так) Забетакисова–Монахова [3, 4].

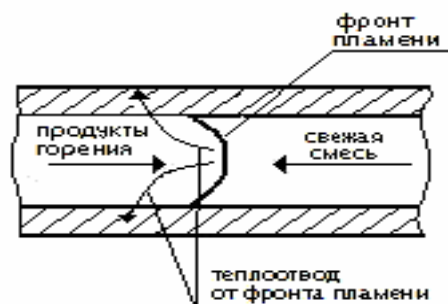


Рис. 1. Схема теплоотвода от фронта пламени к стенкам устройства в тушящем зазоре

В.Т. Монахов разработал метод расчета температуры самовоспламенения по средней длине $l_{ср}$ углеродной цепочки химических соединений, предложив следующие формулы:

$$t_{св.с} = 300 + 116 \cdot \sqrt{5 - l_{ср}} \quad \text{при } l_{ср} \leq 5; \quad (8)$$

$$t_{св.с} = 300 - 38 \cdot \sqrt{l_{ср} - 5} \quad \text{при } l_{ср} \geq 5; \quad (9)$$

$$l_{ср} = \left(\frac{1}{n_y} \right) \sum_{j=1}^{n_y} l_j,$$

где $t_{св.с}$ – температура самовоспламенения углеродной цепочки;

n_y – число цепей в молекуле соединения;

l_j – длина цепи молекулы.

Методика расчета неизвестных параметров и табличные данные, приведены в литературе, в частности [4]. С учетом выражений (1), (6), (7), (8) и (9) можно записать условие безопасности для устройств 1-го типа в виде:

$$\frac{u^2}{\chi^2} \cdot \frac{d \cdot R \cdot T^2}{E} - T_{ст} \leq 0,6 \cdot \left(300 + 116 \cdot \sqrt{5 - l_{ср}} \right) \quad \text{при } l_{ср} \leq 5; \quad (10)$$

$$\frac{u^2}{\chi^2} \cdot \frac{d \cdot R \cdot T^2}{E} - T_{ст} \leq 0,6 \cdot \left(300 - 38 \cdot \sqrt{l_{ср} - 5} \right) \quad \text{при } l_{ср} \geq 5. \quad (11)$$

Анализируя полученные условия, приходим к выводу, что если значение левой части меньше или равно значению правой части, то выбранное оборудо-

вание и приборы контроля, относящиеся к 1-му типу, соответствуют взрывобезопасным условиям. Если это соотношение не соблюдается, то следует уменьшать размер критического зазора d , например на этапах разработки и проектирования оборудования, или при эксплуатации относить оборудование в более низкую категорию по чувствительности смеси к самовоспламенению.

В устройствах, относящихся ко второму типу, отсутствие электрических искр за пределами защитных компаундных диэлектрических изоляций или оболочек достигается за счет применения инертных к горению веществ и материалов. Возникшая внутри оболочек температура может передаваться внешним поверхностям, контактирующим с взрывной смесью, методом теплопроводности. Источники внутренней тепловой энергии могут быть разные: короткое замыкание (КЗ), перегрузка электрических сетей (проводников) и др. Наиболее распространенным и высокотемпературным источником электроустройств 2-го типа следует считать короткое замыкание. Температура дуги короткого замыкания, при которой происходит нагрев проводника, достигает $2000...4000\text{ }^{\circ}\text{C}$. Температуру нагрева проводника ($t_{\text{пр}}$) можно вычислить с учетом справочных данных [5]:

$$t_{\text{пр}} = t_{\text{н}} + \frac{I_{\text{кз}}^2 \cdot R \cdot \tau_{\text{кз}}}{C_{\text{пр}} \cdot m_{\text{пр}}}, \quad (12)$$

где $t_{\text{н}}$ – начальная температура проводника, $^{\circ}\text{C}$;

$I_{\text{кз}}$ – ток КЗ, А;

$\tau_{\text{кз}}$ – время КЗ, с;

R – сопротивление проводника, Ом;

$C_{\text{пр}}$ – теплоемкость проводника, $\text{Дж} \cdot \text{кг}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$;

$m_{\text{пр}}$ – масса проводника, кг.

Под действием температуры проводника или металлических контактов металл плавится с образованием искр (капель), температура которых достигает $1500...2500\text{ }^{\circ}\text{C}$. Рассчитав по (12) $t_{\text{пр}}$ в зоне короткого замыкания, можно приравнять ее к температуре t_1 поверхности теплообмена изоляции, контактирующей с проводником, т.е. $t_1 \approx t_{\text{пр}}$. Зная внутреннюю температуру устройства, можно рассчитать температуру внешней поверхности изоляции стенки проводника, внешней поверхности наполнителя оболочки или внешней металлической поверхности электрического устройства (прибора), используя классические методы расчета теплопроводности. При этом оболочки могут быть однослойные однородные и многослойные неоднородные, как показано на рис. 2.

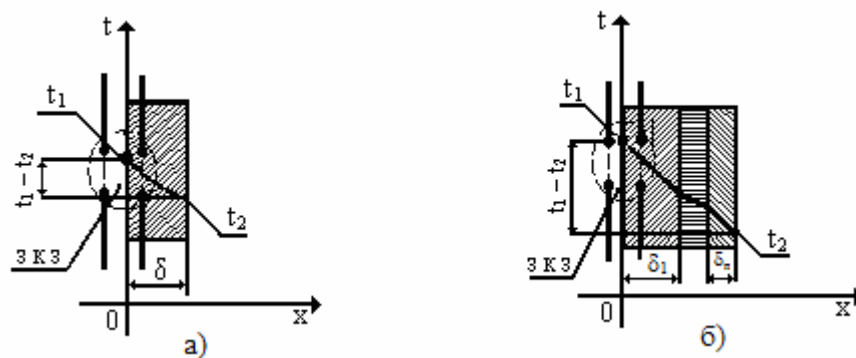


Рис. 2. Расчетные схемы теплопроводности плоских стенок:
а – однослойной; б – многослойной

Рассмотрим теплопроводность при КЗ электрических проводников сплошной компаундной изоляции, представляющей собой однослойную однородную стенку, как представлено на рис. 2,а. Условно принято, что длина и ширина стенки безгранично велики по сравнению с ее толщиной δ . Теплопроводность передается в направлении оси x , расположенной по нормали к поверхности стенки. Допускаем, что тепловой поток нагрева установившийся и кратковременный, поэтому принимаем время теплопередачи $t=1$. При этом дуга в зоне короткого замыкания (ЗКЗ) нагревает внутреннюю поверхность изоляции (стенки) до температуры t_1 , в результате теплопроводности стенки внешняя поверхность ее, контактирующая с взрывоопасной смесью, в зоне поверхности теплообмена F нагревается до температуры t_2 . В этом случае количество теплоты может быть определено в соответствии с уравнением Фурье [6] по выражению:

$$Q = \frac{\lambda}{\delta} \cdot (t_1 - t_2) \cdot F, \quad (13)$$

где λ – коэффициент теплопроводности материала стенки, Вт/м⁰С.

Из выражения (13) нетрудно выразить уравнение температуры t_2 , однако в нем имеется два неизвестных Q и t_2 . В этом случае зададимся температурой t_2 , приравняв ее к температуре самовоспламенения взрывоопасной смеси, и по выражению (13) получим граничные значения теплоты Q . В этом случае можем записать формулу расчета:

$$t_2 = t_1 - \frac{Q \cdot \delta}{\lambda \cdot F}, \quad (14)$$

где F – поверхность теплообмена изоляции в зоне КЗ, м².

Если плоская стенка состоит из слоев, отличающихся друг от друга теплопроводностью и толщиной, то температуры на поверхностях слоев можно рассматривать в последовательности $t_1 - t_2, t_2 - t_3, \dots, t_{n-1} - t_n$, т.е. температура на второй поверхности предыдущего слоя является температурой на первой поверхности последующего слоя. При этом, как и для однослойной стенки, задаваясь значениями температур $t_1, t_2, t_3, \dots, t_n$ на вторых поверхностях слоев, исходя из значимых свойств их материала, например плавления, кипения, самовоспламенения и других, получим по (13) значения Q_1, Q_2, \dots, Q_n . Известная формула расчета количества теплоты [6], проходящей через многослойную стенку с различной теплопроводностью и толщиной слоев, как представлено на рис. 2,б, будет иметь вид:

$$Q = \frac{\sum_{i=1}^n (t_1 - t_i) \cdot F_i}{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta}{\lambda} \right)_i}. \quad (15)$$

Учитывая, что толщины слоев δ_i небольшие, можно принимать поверхности теплообмена слоев равными между собой, т.е. $F_1 \approx F_2 \approx \dots \approx F_n$. В этом случае (15) принимает вид:

$$Q = \frac{(t_1 - t_2) \cdot F}{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta}{\lambda} \right)_i}. \quad (16)$$

Из (16) запишем расчетную формулу температуры поверхности многослойной стенки (изоляция, оболочка), контактирующей с взрывоопасной смесью:

$$t_2 = t_1 - \frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta}{\lambda} \right)_i \cdot Q}{F}. \quad (17)$$

С учетом выражений (2), (12), (15), (16) условие безопасности для устройств 2-го типа имеет вид:
для однослойной стенки (изоляции)

$$t_n + \frac{I_{кз}^2 \cdot R \cdot \tau_{кз}}{C_{np} \cdot m_{np}} - \frac{\delta \cdot Q}{\lambda \cdot F} \leq 0,7 \cdot \left(300 + 116 \cdot \sqrt{5 - \ell_{cp}} \right) \text{ при } \ell_{cp} \leq 5; \quad (18)$$

$$t_n + \frac{I_{к.з}^2 \cdot R \cdot \tau_{к.з}}{C_{пр} \cdot m_{пр}} - \frac{\delta \cdot Q}{\lambda \cdot F} \leq 0,7 \cdot (300 - 38 \cdot \sqrt{\ell_{ср} - 5}) \text{ при } \ell_{ср} \geq 5; \quad (19)$$

для многослойной стенки (изоляции)

$$t_n + \frac{I_{к.з}^2 \cdot R \cdot \tau_{к.з}}{C_{пр} \cdot m_{пр}} - \frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta}{\lambda}\right)_i \cdot Q}{F} \leq 0,7 \cdot (300 + 116 \cdot \sqrt{5 - \ell_{ср}}) \text{ при } \ell_{ср} \leq 5; \quad (20)$$

$$t_n + \frac{I_{к.з}^2 \cdot R \cdot \tau_{к.з}}{C_{пр} \cdot m_{пр}} - \frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta}{\lambda}\right)_i \cdot Q}{F} \leq 0,7 \cdot (300 - 38 \cdot \sqrt{\ell_{ср} - 5}) \text{ при } \ell_{ср} \geq 5. \quad (21)$$

Схема передачи теплоты через цилиндрическую стенку показана на рис. 3.

Цилиндрические и аналогичные им шаровые оболочки с искроопасными электрическими цепями также бывают однослойные и многослойные. Источниками теплоты в них являются электрическая дуга КЗ проводников, размыкание и замыкание контактов рубильников, выключателей, разъемов и других элементов цепей, которые размещаются внутри электрических устройств, с внешней оболочкой, выполненной из металла или полимерных диэлектрических материалов. В зоне электрической дуги проводники нагреваются до температуры $t_{пр}=t_1$. Для повышения взрывозащиты электрических устройств внутренние полости, где расположены искроопасные элементы, бывают воздушными или заполненными инертным к горению газом, маслом или сыпучим материалом, которые с точки зрения теплопроводности рассматриваются как слои цилиндрической оболочки.

В задаче нас интересует выражение температуры внешней поверхности защитной оболочки $t_{ст.2}$, которая контактирует с взрывоопасной смесью.

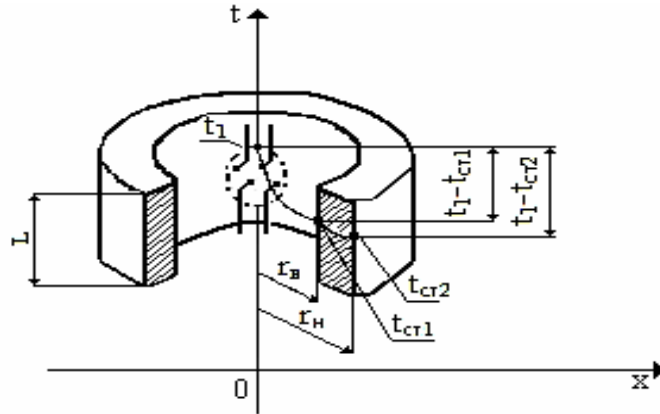


Рис. 3. Расчетная схема теплопроводности цилиндрической стенки

Температуру стенки $t_{ст.1}$ внутренней цилиндрической поверхности можно рассчитать по выражению (14) для однослойной стенки, которое для цилиндрической поверхности имеет вид:

$$t_{ст.1} = t_1 - \frac{Q \cdot r_n}{\lambda \cdot F_u}, \quad (22)$$

где F_u – поверхность теплообмена (согласно рис. 3, $F_u = 2 \cdot \pi \cdot r_n \cdot L$);

r_n – внутренний радиус цилиндра;

L – высота элемента теплообмена внутренней среды;

λ – коэффициент теплопроводности внутренней среды.

Для многослойной стенки количество теплоты Q , передаваемое путем теплопроводности к внешней поверхности оболочки, может быть рассчитано с учетом [6] как для многослойной стенки:

$$Q = \frac{2 \cdot \pi \cdot L \cdot (t_1 - t_{\text{ст.2}})}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \cdot 2,31 \cdot \lg \frac{d_H}{d_B}}, \quad (23)$$

где d_H – наружный диаметр цилиндра;
 d_B – внутренний диаметр цилиндра;
 i – порядковый номер слоя стенки.

Из (23) можно записать выражение температуры внешней поверхности $t_{\text{ст.2}}$, контактирующей с взрывоопасной смесью, в виде:

$$t_{\text{ст.2}} = \frac{2 \cdot \pi \cdot L \cdot t_1 - Q \cdot \sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \cdot 2,31 \cdot \lg \frac{d_H}{d_B}}{2 \cdot \pi \cdot L} = t_1 - \frac{Q \cdot \sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \cdot 2,31 \cdot \lg \frac{d_H}{d_B}}{2 \cdot \pi \cdot L}. \quad (24)$$

Принимая к учету выражения (2), (8), (9), (12), (24), запишем условие безопасности для цилиндрических устройств 2-го типа:

$$t_H + \frac{I_{\text{к.з}}^2 \cdot R \cdot \tau_{\text{к.з}}}{C_{\text{пр}} \cdot m_{\text{пр}}} - \frac{Q \cdot \sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \cdot 2,31 \cdot \lg \frac{d_H}{d_B}}{2 \cdot \pi \cdot L} \leq 0,7 \cdot (300 + 116 \cdot \sqrt{5 - \ell_{\text{ср}}}) \quad \text{при } \ell_{\text{ср}} \leq 5; \quad (25)$$

$$t_H + \frac{I_{\text{к.з}}^2 \cdot R \cdot \tau_{\text{к.з}}}{C_{\text{пр}} \cdot m_{\text{пр}}} - \frac{Q \cdot \sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \cdot 2,31 \cdot \lg \frac{d_H}{d_B}}{2 \cdot \pi \cdot L} \leq 0,7 \cdot (300 - 38 \cdot \sqrt{\ell_{\text{ср}} - 5}) \quad \text{при } \ell_{\text{ср}} \geq 5. \quad (26)$$

В случае несоблюдения условий (25), (26) необходимо принимать конструктивные изменения в устройствах 2-го типа по условию их взрывозащиты.

Выводы. Совершенствование математического моделирования позволяет расчетным способом уточнить уровень взрывозащиты, а также упрощает необходимость экспериментального определения лимитирующих параметров стандартными методиками. Предложенные расчетные выражения условий безопасности для обоснованного выбора средств контроля электрического принципа действия подлежат дальнейшему уточнению путем экспериментальной проверки в стандартных условиях определения основных параметров воспламенения взрывоопасных смесей. Необходимо также уточнить математические модели взрывозащитных устройств и средств контроля 3-го, 4-го и 5-го типов (неэлектрического принципа действия).

Литература

1. Севриков И.В., Иванов Ю.Н., Клемяшова А.В. Постановка задачи исследования по научному обоснованию выбора средств контроля взрывоопасных объектов // Збірник наукових праць СНУЯЕтаП. – Севастополь, 2006. – № 18. – С. 133-140.
2. Севриков В.В., Хащин Ю.А., Клемяшова А.В. Рациональный выбор средств контроля по условию их исполнения для взрывоопасных объектов // Оптимизация производственных процессов. – Севастополь: СевНТУ, 2007. – Вып. 10. – С. 134 - 139.
3. Соловьев Н.В. Охрана труда в химической промышленности/ Н.В. Соловьев, Н.А. Стрельчук, П.И. Ермилов, Б.Л. Канер. – М.: Химия, 1969. – 528 с.
4. Монахов В.Т. Методы исследования пожарной опасности веществ/ В.Т. Монахов – М.: Химия, 1979. – 42 с.
5. Справочник. Пожарная безопасность. Взрывобезопасность/А.Н. Баратов, Б.Н. Иванов, А.Я. Корольченко и др. – М.: Химия, 1987. – 270 с.
6. Макаров В.В. Основы защиты воздушного бассейна – Севастополь: СевНТУ, 2003. – 282 с.
7. Рожков А.П. Пожежна безпека: Навч. посібник – К.: Пожінформтехніка, 1999. – 256 с.
8. Решетов Д.Н., Иванов А.С., Фадеев В.В. Надежность машин. – М.: Высшая школа, 1988.-246 с.

АНОТАЦІЇ

1. Голубенко А.Л., Шапран Е.Н. Повышение топливной экономичности многосекционных тепловозов усовершенствованием алгоритмов управления дизель-генераторами // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 6-14.

В статье исследован один из путей уменьшения затрат топлива на железных дорогах за счет внедрения асинхронных алгоритмов загрузки дизелей-генераторов многосекционных тепловозов. Рис. 6, табл. 4, ист. 11.

2. Рей Р.І., Рей А.Р. До визначення реакцій рухомої системи безшаботного молота // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. - Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 14-17.

Запропоновані аналітичні залежності для визначення параметрів руху безшаботного молота і раціональної жорсткості вузла гідрозв'язку баб. Рис. 1, дж. 4.

3. Касьянов М.А., Михайлова Ю.Ю. Аналіз методів розрахунку теплової потужності систем газового інфрачервоного опалення // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 17-21.

В статті проаналізовано методи розрахунку систем інфрачервоного опалення і запропоновано шляхи удосконалення математичної моделі теплового режиму приміщення. Рис. 1, дж. 16.

4. Драгобецький В.В., Троцько О.В., Наумова О.О., Бойко Ю.О. Вибір оптимальних параметрів деформації при формозмінні листових заготовок у процесі витяжки // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 22-25.

Розроблена математична модель процесу витяжки деталей складної форми. Запропонована методика розрахунку раціональних деформаційних параметрів за критерієм мінімуму різностінності отриманої деталі. Дж. 5.

5. Бігунов М.О. Розробка параметричної об'ємної скінченноелементної моделі тривалкової листозгинальної машини // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 25-32.

В статті наведено опис параметричної об'ємної скінченноелементної моделі тривалкової листозгинальної машини та розроблених програмних засобів генерації сітки, а також відображено результати дослідження впливу параметрів розрахункової моделі на її адекватність. Дослідження проводились за допомогою пакету скінченноелементного аналізу ABAQUS. Рис. 6, дж. 5.

6. Воцаний К.М., Касьянов М.А. Про електробезпеку модульних струмопровідних систем освітлення // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 32-34.

Обґрунтовується необхідність обліку параметрів електробезпеки в дизайнерських проектах, заснованих на використанні модульних систем освітлення. Рис. 3, дж. 4.

7. Тарасов О.Ф., Бурлей П.О. Вплив способу пресування на міцність брикетів зі сферичного порошку бронзи // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 34-38.

В роботі виконано експериментальне дослідження міцності на вигин неспечених пресівок, отриманих зі сферичного бронзового порошку статичним та статико-динамічним пресуванням. Визначено фактори, які суттєво впливають на міцність пресівок. Рис. 3, табл. 3, дж. 5.

8. Рябічева Л.О., Скляр О.П. Експериментальне дослідження прямого видавлювання мідної волокнової пресовки // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 39-43.

Досліджено вплив ступеню деформації при прямому видавлюванні мідної волокнової пористої пресовки на структуру та фізико-механічні властивості. Показано можливість отримання міді з властивостями на рівні литої деформованої при прямому видавлюванні пресовки при температурі 920⁰С зі ступенем деформації не менш 0,94. Рис. 3, табл. 2, дж. 6.

9. Дубіна В.І., Широкобоков В.В. Вплив температури, величини і швидкості деформації на істинний опір при холодному видавлюванні. // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 44-47.

Розглядається теоретичне визначення істинного опору деформації при холодному видавлюванні, засноване на дослідженні поетапної деформації зміцнюваної заготовки, використовуючи теорему про рівність потужності внутрішніх та зовнішніх сил. Дж. 6.

10. Дорошко В.І., Семеняка Л.І. Деформований стан плакуючого металу у основі порожнини, видавленої у біметалевій заготовці // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 47-53.

Розроблено методику розрахунку середнього ступеня деформації у біметалевій заготовці залежно від параметрів процесу. Рис. 2, табл. 3, дж. 1.

11. Стоянов О.А. Варіант теорії пластичності пористих матеріалів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 53-56.

Виконано аналіз модифікованої концепції середньоквадратичних напруг і швидкостей деформацій. Показано, що розглянуті співвідношення адекватно описують поведінку нелінійно-в'язкого матеріалу, граничним випадком отриманої умови пластичності є умова пластичності Мизеса. Наведено апроксимації функцій пористості для даної моделі. Рис. 1, табл. 1, дж. 6.

12. Жижкіна Н.О., Будаг'янц М.А., Гутько Ю.І. Методи удосконалення якості прокатних валків // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 57-61.

Стаття присвячена дослідженням впливу ванадію, молібдену та вольфраму на структуру та рівень властивостей робочого шару валків. Встановлено найбільш оптимальне легування. Проаналізовано експлуатаційні показники дослідних валків. Рис.3, табл. 1, дж. 5.

13. Гунченко О.Н., Касьянова К.Н., Андрианова А.А., Цапко Ю.С. Распределение задач, решаемых в процессе расследования несчастного случая // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 61-64.

В статті обоснована методика распределения задач, решаемых в процессе проведения расследования несчастного случая. Ист. 6.

14. Рей М.Р., Гутько Ю.І., Сушкова Т.С. Кінематика і статика двоходового кривошипно-колінного механізму механічного преса // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 65-68.

В роботі представлено аналітичні залежності для визначення переміщення і швидкості повзуна, приведених пліч сили корисних опорів, виконано оцінку втрат енергії на тертя при пружному розвантаженні двоходового кривошипно-колінного механізму. Рис.1, дж.6.

15. Роганов Л.Л., Кірієнко Т.В. // Конструктивні особливості й гідравлічний розрахунок пристрою для різання металів водоабразивним струменем // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 68-72.

Наведено короткий огляд схем і конструкцій пристроїв для різання металу струменем рідини високого тиску із введенням у струмінь різних сипучих абразивних матеріалів. Запропоновано пристрій для формування кільцевого струменя рідини із введенням по її осі абразиву, що може підвищити стійкість сопів і ефективність різання. Рис. 3, дж. 5.

16. Рябічева Л.О., Баранов О.Г. Дослідження технології виготовлення тонкостінних виробів комбінованим видавлюванням // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 73-77.

Розглянуто технологію комбінованого видавлювання заготовок з полегшуючою порожниною. Показано, що застосування полегшуючої порожнини збільшує нерівномірність швидкостей деформації, що може стати причиною руйнування заготовок. Рис. 4, дж. 4.

17. Глебенко А.В. Статика зубчато-важільного головного виконавчого механізму спеціальних пресів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 78-84.

Розглядаються питання силового аналізу зубчато-важільного головного виконавчого механізму кривошипного пресу. Отримано аналітичні залежності для розрахунку сил, реакцій та крутного моменту. Рис. 7, дж. 3.

18. Драгобецький В.В., Марцинюк О.Б., Наумова О.О., Пирогов Д.Л. Кількісний аналіз процесу різання листового металу в штампах // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 85-88.

Описано механізм різання листового металу в штампах. Обґрунтовано вибір міри пластичності та руйнування. Для кожного етапу різання отримано аналітичні залежності для визначення роботи пластичності та руйнування. Дж. 13.

19. Гунченко О.М., Гедрович Д.О., Касьянов М.А. Прогнозування травматизму в зварювальних цехах машинобудівного підприємства на основі аналізу нещасних випадків за даними актів форми Н-1 // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 89-92.

Наведено результати досліджень показників травматизму в зварювальних цехах машинобудівного підприємства. Рис. 2, табл. 2, дж. 3.

20. Тараненко М.Є., Солом'яний О.У., Ревенко А.С. Кваліметрія технологічності крупногабаритних тонколистових листоштампованих деталей // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 92-99.

У роботі звернено увагу на можливі напрями значного збільшення якості ресурсоспоживання при виготовленні крупногабаритних листових деталей. Одним з інструментів такого збільшення може бути управління показником технологічності при штампуванні цих деталей. Рис. 3, табл. 1, дж. 11.

21. Пительгузов М.А., Черних В.А., Анісімова Т.І., Житна С.В. Аналіз параметрів мікроклімату робочих місць на промисловому транспорті // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 100-101.

Розглядаються питання поліпшення умов праці й оптимізація параметрів мікроклімату на робочих місцях працівників служб експлуатації промислового залізничного транспорту. Дж. 7.

22. Бідаш В.І., Сєногонова Л.І. Про тріщини уздовж направлення витяжки при виробництві виробів із сталі 18ЮА // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 102-105.

У масовому виробництві циліндричних виробів спеціального призначення зі сталі 18 ЮА методом глибокого витягування з проміжними рекристалізаційними відпалами у технологічному потоці та при службових випробуваннях готових виробів утворюються наскрізні тріщини різної довжини уздовж стінок, що збігаються з напрямками витягування металу. Показаний вклад вихідної структури металу та режимів проміжних відпалів у формування цих тріщин. Рис. 1, табл. 2, дж. 1.

23. О.А.Ткачук. Моделювання технологічного процесу об'ємного штампування за допомогою програми QFORM3D // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 105-109.

У роботі розглянуто переваги використання програми QFORM при розробці деталей, що виготовляються різними видами об'ємного штампування. Запропоновано аналіз моделювання технологічного процесу деталі «Фланець». Рис. 6. дж. 3.

24. Гутыря С.С., Яглинский В.П., Карпов А.П. Методология повышения технического уровня промышленных роботов и платформ // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 109-116.

Предложено системную методологию оценки и управления техническим уровнем промышленных роботов последовательной и параллельной структуры на базе построенной информационной модели с необходимыми и достаточными взаимосвязями всех компонентов. Разработана методика определения системного показателя технического уровня аналогичных конструкций. Рис. 5, табл. 2, ист. 7.

25. Гапонова О.П., Рябічева Л.О. Закономірності формування структури і властивостей порошкових мідно-титанових матеріалів при спіканні // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 116-119.

Розглянуто вплив вмісту титану на зміну розмірів, структури та фізико-механічних властивостей при спіканні порошкових мідно-титанових матеріалів. Показано, що з підвищенням вмісту титану до 3% відбувається збільшення лінійних розмірів і зниження щільності. Проведено вимірювання мікротвердості матеріалу на границі часток мідь-титан. Рис. 4, дж. 5.

26. Касьянов Н.А., Гуляев В.П., Друзь О.Н., Сало В.И. Исследование оценки устойчивости объекта к влиянию химического заражения // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 120-123.

В статье приведена расчетная методика определения влияния химического заражения на устойчивость работы промышленного объекта. Ист. 5.

27. Волкова С.А., Колодяжна Л.Г. Вплив хімічного складу сталі на мікроструктуру та твердість зубчатих коліс при контурному гартуванні // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 123-129.

Вивчено вплив зміни хімічного складу сталі 45ХН на її мікроструктуру при контурному гартуванні зубчатих коліс. Рис. 6, табл. 2, дж.7.

28. Снітко С.О., Яковченко О.В., Ивлева Н.І. Аналіз співвідношень між радіальними і осьовими обтисками обода при прокатці чорнових коліс // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 129-139.

Виконано аналіз співвідношень між радіальними і осьовими обтисками обода при прокатці чорнових коліс. Удосконалено метод проектування калібровок по металу для прокатки чорнових коліс на колесопрокатному стані. Рис. 6, табл. 7, дж. 11.

29. Василюшин С.А., Роганов М.Л. Ковальсько-штампувальний автомат з гідравлічним зв'язком механізмів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 140-143.

Наведено конструктивну схему гвоздильного ковальсько-штампувального автомата з гідравлічним зв'язком всіх його механізмів від колінчатого вала. Значно спрощується кінематичний зв'язок механізмів, трудомісткість виготовлення, маса автомата, знижується його вартість, підвищується надійність. Рис. 1, дж. 2.

30. Рябічева Л.О., Усатюк Д.А., Білошицький М.В. Експериментальне дослідження технології виготовлення деталей зі сферичною порожниною // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 144-149.

Виконано аналіз експериментальних і теоретичних досліджень деталей зі сферичною порожниною з різного виду заготовок. Встановлено, що використання заготовок з полегшуючою порожниною та пористістю 10% для гарячого видавлювання дозволяє виготовити якісні деталі. Рис. 5. дж. 5.

31. Гедрович А.І., Шинкарьова Т.А., Голофаєв А.М. Характеристика шкідливих речовин, що потрапляють у робочу зону при литті по газифікованим моделям // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 149-154.

У статі розглянуто сучасні процеси виготовлення відливок, виявлено джерела шкідливих речовин, що забруднюють повітря робочої зони та проаналізовано їхній вплив на організм людини. Рис. 2, табл. 3, дж. 20.

32. Абрамова Л.М. Нові технічні рішення щодо регулювання ущільнень, направляючих, утримуючих пристроїв // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 155-160.

Наведено нові технічні рішення щодо ущільнень, направляючих та утримуючих пристроїв для різноманітних машин, заснованих на зміні зазору між втулкою та стрижнем шляхом подання тиску рідини на зовнішню поверхню втулки. Рис. 3, дж. 5.

33. А.Б. Ступин, И. Ю Аревадзе. Принципы оценки уровня экологической безопасности некоторых экосистем угледобывающего региона // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 160-167.

Рассмотрен уровень возможного риска загрязнения почв, контактирующих со сточной шахтной водой, соединениями тяжелых металлов Cd, Pb, Cu, Zn, Mn в экотопе шахтного отстойника. Рис. 2, ист. 18.

34. Колесніков В.О. Дослідження триботехнічних властивостей азотистих марганцевих сталей в умовах тертя кочення при додаванні в зону контакту сполук $(\text{GaSe})_{0,75}\text{In}_{0,25}$, $(\text{GaSe})_{0,25}\text{In}_{0,75}$ // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 167-174.

Додавання в зону контакту трибоспряження сполук $(\text{GaSe})_{0,x}\text{In}_{0,x}$ дозволяє значно знизити інтенсивність зношення сталейних поверхонь завдяки створенню захисної плівки, а в перспективі перейти до беззносного режиму тертя. Виявлено, що для сполук $(\text{GaSe})_{0,25}\text{In}_{0,75}$ в процесі тертя відбуваються фазові перетворення з утворенням на поверхні тертя нових фаз. Рис. 5, табл. 1, дж. 25.

35. Колодяжний П.В., Савченко Р. Т. Дослідження електрохімічного стану поверхні металу при вібраційній та абразивній обробці у розчинах електролітів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 175 -181.

У статті наведено результати досліджень з вивчення впливу концентрації та швидкості руху потоку абразива на потенціал, кінетику процесу розчинення та якість обробленої поверхні вуглецевої та нержавіючої сталей. Рис. 11, дж. 4.

36. Гедрович А.І., Друзь О.М. Вплив ресурсозберігаючих методів післязварювальної обробки на здоров'я людини // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 182-183.

У статті розглянуто вплив ресурсозберігаючих методів післязварювальної обробки на здоров'я людини: вібрація, прикладення активних сил та ультразвук. Табл. 2, дж. 4.

37. Фоменко Р.В., Пительгузов М.А. Дослідження технологічного процесу перевезення рідкого чавуну на пункти зливу // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 184-187.

У статті розглянуто питання роботи залізничного транспорту щодо забезпечення доменного цеху перевезеннями при розподілі чавуна за пунктами зливу у двох варіантах в нормальному режимі - до зупинки на ремонт та при виконанні планових ремонтних робіт мартенівських печей з урахуванням технологічного обороту ковшів та розстановка локомотивів для обслуговування доменного цеху. Рис. 4, дж. 4.

38. Колодяжний П.В., Попова Л.О. Вплив галогенід-іонів на розчинення сталі 12Х18Н10Т при віброобробці у розчинах електролітів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 188-192.

В статті наведено результати експериментів щодо вивчення впливу режимів віброобробки та концентрації галоген-іонів у розчинах електролітів на характер розчинення і величину знімання металу нержавіючої сталі. Встановлено розчинює нікель нержавіючої сталі при потенціалі 0,6В у розчинах з вмістом 0,1% фторид та хлорид іонів. Рис. 4, дж. 5.

39. Карташова Л.І., Сало В.І., Шевченко Д.Ю. Вплив насичення вуглецем на будову та властивості сталі 25Х14Г14С2Ю // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 192-196.

Досліджено вплив насичення вуглецем на структуру та властивості хромомарганцевої сталі 25Х14Г14С2Ю. Показано можливість її використання для виготовлення оснащення цементацийних печей замість хромонікелевих сталей типу Х18Н10Т. Вивчено вплив кремнію та марганцю на структуру поверхневого шару сталі при її насиченні вуглецем. Рис. 4, табл. 2, дж. 3.

40. Касьянов М.А., Андріанова О.О., Левчук І.Ю. Дослідження необхідності обліку зміни антропометричних параметрів населення у вимогах стандартів з охорони праці // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 196-199.

Наведено результати дослідження та оцінки антропометричних параметрів населення України (Луганський регіон) за 2004-2007 рр. та показано їх істотні відмінності у порівнянні із нормативними. Табл. 3, дж. 7.

41. Рябічева Л.О., Горяїнова Т.В. Вплив глибини слідів качання кристалізатора безперервно-литої заготовки на якість листового прокату // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 199-203.

Встановлено, що стан поверхні листового прокату із слябів з слідами качання, що класифікуються як слабкі або середні, задовільні. Сліди качання на слябах, що класифікуються як грубі є причиною плен вздовж кромки листа при розбиванні підкату по ширині. Рис. 4, дж. 4.

42. Лисенко Л.О., Колодяжна Л.Г., Романченко А.В. Пасивування поверхні сталей при вібраційній механохімічній обробці // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 203-209.

У статті наведено результати досліджень з вивчення впливу механічної і хімічної дії на величину потенціалу сталей 45, 3Х13, Х18Н9 і 12Х18Н10Т і характер пасивних плівок, що утворюються в динамічних умовах віброобробки. Рис. 5, табл. 2, дж. 7.

43. Тараненко Н.О., Голофаєв А.М., Гутько Ю.І. Віртуальне моделювання ливарної технології // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 209-213.

У статті розроблено алгоритм автоматизованого проектування з використанням системи комп'ютерного моделювання «ProCAST». Розроблено оптимальну технологію виробництва сталевих виливків «Втулка якоря» за оптимальні терміни. Рис. 4, дж. 4.

44. Майданюк О.П., Рябічева Л.О., Штерн М.Б., Баглюк Г.А. Еволюція розподілу густини при рівноканальному кутовому пресуванні пористих заготовок // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 213-216.

Розглядається розподіл густини при рівноканальному кутовому пресуванні пористих заготовок з різною початковою густиною і співвідношенням швидкостей пуансонів. Визначено закономірності формування середовищ ущільнення і розпушування. Отримано збільшення густини виробу при більшій початковій густині заготовки і її зменшення із збільшенням відношення швидкостей інструменту. Рис. 3, дж. 7.

45. Касьянов М.А., Рибальченко О.О. Дослідження методологічних проблем оцінки виробничих ризиків у системі керування охороною праці ремонтних цехів машинобудівного підприємства // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 217-226.

Показано методологічні проблеми існуючих методів оцінки професійного ризику. Дж. 22.

46. Севріков В.В., Хащин Ю.А., Клемяшова А.В., Колібабчук О.О. Моделювання умов вибухобезпеки для вибору засобів контролю // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2008. – № 6 (124). – С. 227-234.

Викладено умови моделювання вибухобезпеки для двох типів (пристроїв) і засобів контролю електричного механічного принципу дії. Рис. 3, дж. 8.

ВІДОМОСТІ ПРО АВТОРІВ

- Абрамова Л.Н. - Донбасская государственная машиностроительная академия, старший преподаватель кафедры «Основы конструирования механизмов и машин», к.т.н.
- Андреанова А.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Анисимова Т.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Аревадзе И.Ю. - Донецкий национальный университет, младший научный сотрудник
- Баглюк Г.А. - Институт проблем материаловедения НАН Украины, старший научный сотрудник, д.т.н.
- Баранов А. Г. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Прикладное материаловедение»
- Бегунов М.А. - Донбасская государственная машиностроительная академия, аспирант кафедры «Машины и технологии обработки металлов давлением»
- Белошицкий Н.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, научный сотрудник кафедры «Прикладное материаловедение»
- Бидаш В.И. - Луганский национальный педагогический университет им. Тараса Шевченко, доцент кафедры «Маркетинг и торговля», к.т.н.
- Бойко Ю.А. - Кременчугский государственный политехнический университет имени Михаила Остроградского, ассистент кафедры «Электронные аппараты»
- Будагьянц Н. А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры "Промышленное и художественное литье", д.т.н., проф.
- Бурлей П.А. - Донбасская государственная машиностроительная академия, аспирант
- Василишин С.А. - Хмельницкий технологический университет "Поділля", доцент, к.т.н.
- Волкова С.А. - ОАО «ХК Лугансктепловоз», инженер-технолог металлургической лаборатории
- Вощаный К.М. - Луганский областной лицей с усиленной военно-физической подготовкой, преподаватель
- Гапонова О.П. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Прикладное материаловедение»
- Гедрович А.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Обработка металлов давлением и сварка», проф., д.т.н.
- Гедрович Д.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант

- Глебенко А.В. - Запорожский национальный технический университет, ассистент
- Голофаев А.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Промышленное и художественное литье» доц., к.т.н.
- Голубенко А.Л. - Ректор Восточноукраинского национального университета им. Владимира Даля, член-кор. Академии педагогических наук Украины, проф., д.т.н.
- Горяинова Т.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Прикладное материаловедение»
- Гуляев В.П. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, преподаватель кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Гунченко О.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший преподаватель кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Гутыря С.С. - Одесский национальный политехнический университет, профессор кафедры «Теоретическая механика и машиноведение», проф., д.т.н.
- Гутько Ю. И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, заведующий кафедрой "Промышленное и художественное литье", д.т.н., проф.
- Дорошко В.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Обработка металлов давлением и сварка», проф., д.т.н.
- Драгобецкий В.В. - Кременчугский государственный политехнический университет им. Михаила Остроградского, профессор, заведующий кафедрой «Технология машиностроения», проф., д.т.н.
- Друзь О.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший преподаватель кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности, к.т.н.
- Дубина В.И. - Запорожский национальный технический университет, профессор, к.т.н.
- Жижкина Н. А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, докторант кафедры "Промышленное и художественное литье", к.т.н.
- Житная С.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Ивлева Н.И. - ДонНТУ, программист
- Карташова Л.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Прикладное материаловедение», к.т.н.
- Карпов А.П. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Машиноведение», доц., к.т.н.
- Касьянов Н.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, заведующий кафедрой охраны труда и безопасности жизнедеятельности, проф., д.т.н.
- Касьянова К.Н. - НТУУ КПИ, студентка ИПСА

- Кириенко Т.В. - Донбасская государственная машиностроительная академия, аспирант кафедры «Машины и технологии обработки металлов давлением»
- Клемяшова А.В. - Севастопольский национальный университет ядерной энергии и промышленности, аспирант
- Колесников В.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Начертательная геометрия и графика», к.т.н.
- Колибачук А.А. - Восточноукраинский национальный университет имени Владимира Даля, старший преподаватель кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Колодяжная Л. Г. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Прикладное материаловедение», доц., к.т.н.
- Колодяжный П.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент
- Левчук И.Ю. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Лысенко Л.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Технология машиностроения»
- Майданюк А.П. - Институт проблем материаловедения НАН Украины, инженер
- Марцинюк О.Б. - Кременчугский государственный политехнический университет им. Михаила Остроградского, аспирант кафедры «Технология машиностроения»
- Михайлова Ю. Ю. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Наумова Е.А. - Кременчугский государственный политехнический университет им. Михаила Остроградского, ассистент кафедры «Технология машиностроения»
- Пирогов Д.Л. - Кременчугский государственный политехнический университет им. Михаила Остроградского, старший преподаватель кафедры «Экономика»
- Пительгузов Н.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности, проф., к.т.н.
- Попова Л.А. - Луганская средняя школа № 67, учитель физики
- Ревенко А.С. - Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е.Жуковского «Харьковский авиационный институт», аспирант
- Рей А.Р. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент
- Рей М.Р. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, м.н.с. кафедры «Обработка металлов давлением и сварка»

- Рей Р.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, заведующий кафедрой «Обработка металлов давлением и сварка», проф., д.т.н.
- Роганов Л.Л. - Донбасская государственная машиностроительная академия, заведующий кафедрой «Машины и технологии обработки металлов давлением», проф., д.т.н.
- Роганов М.Л. - ИПК ПК, доц., к.т.н.
- Романченко А.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Технология машиностроения»
- Рыбальченко А.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Рябичева Л.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, заведующая кафедрой «Прикладное материаловедение», проф., д.т.н.
- Савченко Р.Т. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший преподаватель кафедры физики
- Сало В.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности, к.т.н.
- Севриков В.В. - Севастопольский национальный технический университет, д-р техн. наук, профессор
- Семеняка Л.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Начертательная геометрия и графика», доц., к.т.н.
- Сеногонова Л.И. - Луганский национальный педагогический университет им. Тараса Шевченко, старший преподаватель кафедры «Маркетинг и торговля»
- Скляр А.П. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Прикладное материаловедение»
- Снитко С.А. - ДонНТУ, доцент кафедры «ОМД», к.т.н.
- Соломенный А.У. - Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е.Жуковского «Харьковский авиационный институт», с.н.с. Международного института новых технологий, к.т.н.
- Стоянов А. А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Обработка металлов давлением и сварка», доц., к.т.н.
- Ступин А.Б. - Донецкий национальный университет, проректор по научной работе, академик Академии наук высшей школы Украины и Украинской экологической Академии наук, проф., д.т.н.
- Сушкова Т.С. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Обработка металлов давлением и сварка», доц., к.т.н.
- Тараненко М.Е. - Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е.Жуковского «Харьковский авиационный институт», профессор кафедры «Технология производства летательных аппаратов», проф., д.т.н.

- Тараненко Н.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, инженер кафедры «Промышленное и художественное литье»
- Тарасов А.Ф. - Донбасская государственная машиностроительная академия, заведующий кафедрой, проф., д.т.н.
- Ткачук О.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Компьютерные системы и сети», доц., к.т.н.
- Троцко О.В. - Кременчугский государственный политехнический университет имени Михаила Остроградского, старший преподаватель кафедры «Технология машиностроения»
- Усатюк Д.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший преподаватель кафедры «Прикладное материаловедение», к.т.н.
- Фоменко Р.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант
- Хацин Ю.А. - Севастопольский национальный технический университет, канд. техн. наук, профессор
- Цапко Ю.С. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Черных А.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Шапран Е.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, проректор по научно-техническому обеспечению, доц., к.т.н.
- Шевченко Д.Ю. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, магистр кафедры «Прикладное материаловедение»
- Шинкарева Т.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший лаборант кафедры охраны труда и безопасности жизнедеятельности
- Широкобоков В.В. - Запорожский национальный технический университет, старший преподаватель
- Штерн М.Б. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Прикладное материаловедение», д.т.н.
- Яглинский В.П. - Одесский национальный политехнический университет, доцент кафедры «Теоретическая механика и машиноведение», доц., к.т.н.
- Яковченко А.В. - ДонНТУ, профессор кафедры «ОМД», проф., д.т.н.

ВІСНИК
Східноукраїнського національного університету
імені ВОЛОДИМИРА ДАЛЯ
№ 6 (124) 2008
науковий журнал

Відповідальний за випуск	Р.І. Рей
Відповідальний секретар випуску	Ю.І. Осенін
Технічний секретар випуску	І.І. Матусевич
Літературний редактор	З.І. Андропова
Технічний редактор	Т.М. Дроговоз
Коректор	Я.В. Рудник
Оригінал-макет	О.В. Могильна

Підписано до друку 12.04.2008 р.
Формат 70 x 108 1 /16. Папір офсетний. Гарнітура Arial Суг.
Друк офсетний. Умов. друк. арк. 21,7. Обл. друк. арк. 23,0.
Наклад 300 прим. Вид. № 2171. Замовлення № _____. Ціна вільна.

Видавництво
Східноукраїнського національного університету
імені Володимира Даля

Свідоцтво про реєстрацію: серія ДК № 1620 від 18.12.03 р.

Адреса видавництва: 91034, м. Луганськ, кв. Молодіжний, 20 а,
Телефон (0642) 41-34-12. Факс (0642) 41-31-60.
E-mail: uni@snu.edu.ua