ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)

№ 4 апрель 2013

Председатель редакционного совета и Главный редактор
СЕМЁНОВ Е.И.

Зам. председателя редакционного совета:
ДЁМИН В.А.
КОЛЕСНИКОВ А.Г.

Зам. Главного редактора
СЕРИКОВА Е.А.

Редакционный совет:
БЕЛЯКОВ А.И.
БЛАНТЕР М.С.
БОГАТОВ А.А.
БОКОВ А.А.
ГАРИБОВ Г.С.
ГРОМОВ В.Е.
ГУН И.Г.
ЕВСЮКОВ С.А.
ЕРШОВ М.Ю.
КАСАТКИН Н.И.
КИДАЛОВ Н.А.
КОРОТЧЕНКО А.Ю.
КОШЕЛЕВ О.С.
КРУК А.Т.
МОРОЗ Б.С.
МУРАТОВ В.С.
НАЗАРЯН Э.А.
ОВЧИННИКОВ В.В.
ПАСЕЧНИК Н.В.
ПОВАРОВА К.Б.
ПОЛЕТАЕВ В.А.
СЕМЁНОВ Б.И.
СУБИЧ В.Н.
ТРЕГУБОВ В.И.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А.
ШЕРКУНОВ В.Г.
ШЕСТАКОВ Н.А.
ШПУНЬКИН Н.Ф.
ЯКОВЛЕВ С.С.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М.
БАСТ Ю.
ТУТМАН Т.
ЭРКСЛЕБЕН С.

Ответственные за подготовку и выпуск номера:
ЛУТОВИНИНА О.Н.
СЕРИКОВА Е.А.

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

Журнал распространяется по подписке, которую можно оформить в любом почтовом отделении (индекс по каталогу агентства "Роспечать" **81580**, по Объединенному каталогу "Пресса России" **39205**, по каталогу "Почта России" **60261**) или непосредственно в издательстве.

Тел.: (499) 268-47-19, 268-69-19
Факс (499) 269-48-97
Http://www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru, zpmpost@rambler.ru

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Беляков А.И., Сульменев В.С., Беляков А.А. Механические, эксплуатационные свойства и применение чугуна ЧЮХШ для изготовления оборудования, работающего при повышенных температурах . . . 3
Коровин В.А., Леушин И.О., Беляев С.В., Седунов В.К., Слузов П.А. Рециклинг металлургических шламов в литейно-металлургическом комплексе . . . 8
Физулаков Р.А. Особенности газолазерного раскроя полимерного покрытия . . . 10

Кузнечно-штамповочное производство

Лавриненко В.Ю., Феофанова А.Е., Семёнов Е.И., Милевская Т.В. Исследование процесса горячего деформирования заготовок при осадке на молотах . . . 16
Попов И.П., Нестеренко Е.С., Кузин А.О. Исследование упругих свойств штамповой оснастки при операции двухугловой гибки в штампе с упругой планкой . . . 20
Поляков А.П. О влиянии размера частиц на уплотняемость порошка . . . 24

Прокатно-волочильное производство

Арюлин С.Б., Шинкаревич Ю.П. Исследование лабораторного маятникового стана . . . 29
Панин В.Г. Смазка для волочения сплошных и полых профилей из алюминия и его сплавов . . . 35

Материаловедение и новые материалы

Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Ширяева Л.С., Руднева В.В. Электроосаждение композиционных покрытий на основе никеля с нано- и микропорошками карбонитрида и карбида хрома . . . 40

Информация

Василевский П.А., Железняк Л.М., Бородин М.Ю., Булатов Д.Е. Повышение эксплуатационных характеристик полос из медных сплавов для электромашиностроения . . . 45

Журнал входит в перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней

Журнал выходит при содействии:
Академии Проблем Качества Российской Федерации; Министерства образования и науки Российской Федерации; Воронежского завода тяжелых механических прессов; ЦНИИЧермет; ВНИИМЕТМАШ; ИМЕТ РАН; Каширского завода "Центролит"; АМУРМЕТМАШ; ООО "МЕТАЛЛИТМАШ"; ФГУП ГНПП "Сплав"

Перепечатка, все виды копирования и воспроизведения материалов, публикуемых в журнале "Заготовительные производства в машиностроении", допускаются со ссылкой на источник информации и только с разрешения редакции.

© "Издательство "Машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2013

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Forging and stamping, foundry and others productions)

№ 4 April 2013

Chairman of Editorial Committee and Editor-in-chief
SEMENOV E.I.

Chairman Assistants:
DEMIN V.A.
KOLESNIKOV A.G.

Editorial Assistant
SERIKOVA E.A.

Editorial Committee:
BELYAKOV A.I.
BLANTER M.S.
BOGATOV A.A.
BOKOV A.A.
GARIBOV G.S.
GROMOV V.E.
GUN I.G.
EVSYUKOV S.A.
ERSHOV M.Yu.
KASATKIN N.I.
KIDALOV N.A.
KOROTCHENKO A.Yu.
KOSHELEV O.S.
CRUCK A.T.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
OVCHINNIKOV V.V.
PASECHNIK N.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
SUBICH V.N.
TREGUBOV V.I.
SHATULSKY A.A.
SHERKUNOV V.G.
SHESTAKOV N.A.
SHPUN'KIN N.F.
YAKOVLEV S.S.
YAMPOLSKY V.M.
BAST J.
TUTMANN T.
ERXLEBEN S.

This issue prepared with assistance of specialists:
LUTOVININA O.N.
SERIKOVA E.A.

An advertiser is responsible for the promotional materials

Journal is spreaded on a subscription, which can be issued in any post office (index on the catalogue of the "Rospechat" agency **81580**, on the united catalogue "Pressa Rossii" **39205**, catalogue "Pochta Rossii" **60261**) or immediately in the edition of the journal.

Ph.: (499) 268-47-19, 268-69-19
Fax (499) 269-48-97
Http://www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru, zpmpost@rambler.ru

CONTENTS

Casting and Welding Productions

Belyakov A.I., Sul'menev V.S., Belyakov A.A. Mechanical, operational properties and application of cast iron ChYuKhSh for making of equipment working at increased temperatures . . . 3
Korovin V.A., Leushin I.O., Belyaev S.V., Sedunov V.K., Sluzov P.A. Recycling of metallurgical sludges in foundry and metallurgy . . . 8
Fizulakov R.A. Features of polymeric coating gas-laser cutting . . . 10

Forging and Stamping Productions

Lavrinenko V.Yu., Feofanova A.E., Semenov E.I., Milevskaya T.V. Experimental researches of hot upsetting of workpieces on hammers . . . 16
Popov I.P., Nesterenko E.S., Kuzin A.O. Decrease of elastic stringiness during two-angle bending in die with elastic plate . . . 20
Polyakov A.P. Effect of particle diameter on powder compressibility . . . 24

Rolling and Drawing Productions

Aryulin S.B., Shinkarevich Yu.P. Study of laboratory pendulum mill . . . 29
Panin V.G. Greasing for drawing of continuous and hollow profiles made of aluminum and its alloys . . . 35

Physical Metallurgy and New Materials

Nozdrin I.V., Galevsky G.V., Shiryaeva L.S., Rudneva V.V. Electrodeposition of composite coatings on nickel-based with nano- and micropowders of carbonitride and chromium carbide . . . 40

Information

Vasilevsky P.A., Zheleznyak L.M., Borodin M.Yu., Bulatov D.E. Improving of operational characteristics of strips made of copper alloys for electrical engineering . . . 45

Journal is included into the list of the Higher Examination Board for publishing of competitors for the academic degrees theses

Reprint is possible only with the reference to the journal "Blanking productions in mechanical engineering"

© "Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2013

УДК 621.74

А.И. Беляков, В.С. Сульменев *(ООО "МеталЛитМаш", г. Коломна),*
А.А. Беляков *(ФГУП "ЦНИИчермет им. И.П. Бардина)*

Механические, эксплуатационные свойства и применение чугуна ЧЮХШ для изготовления оборудования, работающего при повышенных температурах

Исследованы физико-механические свойства, жаростойкость и износостойкость чугуна марки ЧЮХШ. Проведены сравнительные испытания по указанным характеристикам с другими чугунами. Применение чугуна ЧЮХШ для изготовления роликов позволило уменьшить толщину стенки корпуса на 15...20 % и снизить объем механической обработки. Изготовление роликов из чугуна ЧЮХШ чистовых рольгангов широкополосных станов горячего проката повысило более чем в 2,5 раза их долговечность; применение внутреннего охлаждения роликов снижает расход охлаждающей воды и улучшает условия работы в цехе.

Ключевые слова: механические свойства; жаростойкость; износостойкость; химический состав; коэффициент линейного расширения.

The physical and mechanical properties, heat resistance and wear resistance of cast iron ChYuKhSh are studied. Comparative tests on these characteristics with other cast irons are performed. The use of cast iron ChYuKhSh for the production of rollers allowed to reduce the thickness of the body wall on 15...20 % and to reduce the amount of machining. Manufacture of rollers made of cast iron ChYuKhSh of finishing roller conveyors of hot rolled wide strip mills increased more than 2.5 times their longevity, use of internal cooling of rollers reduces the cooling water flow and improve working conditions in the shop.

Keywords: mechanical properties; heat resistance; wear resistance; chemical composition; coefficient of linear expansion.

Отводящие рольганги широкополосных станов горячей прокатки предназначены для транспортировки горячей стальной полосы от чистовых клетей к моталкам.

Конструкция ролика представляет собой чугунный корпус внешним и внутренним диаметром 300 и 240 мм соответственно и длиной 1500...2600 мм с двумя полуосями.

Ролики рольгангов на листопрокатных станах "1700", "2000" эксплуатируются при следующих условиях: температура транспортируемой стальной полосы составляет 850...910 °С у входной клети и 600...700 °С у моталок.

Основная причина разрушения корпуса ролика связана с низкими износостойкостью и прочностью. Наибольшее число роликов, выходящих из строя, приходится на начало и конец рольгангов, что связано с большим термическим ударом при сходе полосы и душирования, а в конце рольганга – с механическим ударом полосой при сматывании на моталки. Таким образом, важнейшими показателями, определяющими служебные свойства роликов, являются высокие механические свойства, жаропрочность и износостойкость при удовлетворительной обрабатываемости.

Для повышения служебных свойств роликов предложено изготовлять корпусы роликов из хромоалюминиевого чугуна с шаровидным графитом марки ЧЮХШ (ГОСТ 7769–82).

Чугун плавили в индукционной печи марки ИЧТ-2,5М с нейтральной футеровкой. Температура выпуска чугуна и модифицирования из печи составляла 1420...1450 °С.

Отливку корпусов роликов проводили на центробежных машинах с горизонтальной осью вращения в стальные изложницы, охлаждаемые водой по наружной поверхности, и с теплоизоляционным покрытием (4...6 мм) сыпучими материалами внутренней поверх-

1. Химический состав исследованных чугунов, % мас.

Марка чугуна	C	Si	Mn	S	P	Cr	Cu	Ni	Al	Mg
СЧ30	3,10	1,80	0,60	0,011	0,10	0,32	0,95	–	–	–
ЧЮХШ	3,40	2,76	0,75	0,005	0,10	0,80	–	0,85	1,56	0,056

ности. Отливки охлаждались в изложнице в течение 20 мин до температуры 500...600 °С, далее отливки извлекали из изложницы и помещали в закрытую томильную яму.

После термической обработки чугунных корпусов роликов отбирали пробы для исследования микроструктуры, формы графита и физико-механических свойств при нормальной и повышенных температурах. Химический состав исследованных промышленных отливок приведен в табл. 1.

На рис. 1 приведена зависимость предела прочности при разрыве $\sigma_в$ чугуна ЧЮХШ и серого чугуна СЧ30 от температуры. Из рис. 1 видно, что повышение температуры снижает предел прочности чугуна с 800 МПа при 20 °С до 150 МПа при 700 °С.

Предел прочности ЧШГ в 1,5–2,0 раза выше, чем у аналогичных ЧПГ при всех исследованных температурах. Изучение влияния температуры испытания на ударную вязкость *KC* исследуемых чугунов показало резкое ее повышение от 42,7 кДж/м^2 при 20 °С до 135,7 кДж/м^2 при 700 °С (рис. 2).

С увеличением температуры относительное удлинение ЧЮХШ при температуре 700 °С примерно в 2–5 раз выше, чем у СЧ30.

Коэффициент линейного расширения оказывает существенное влияние на величину напряжений, образующихся в отливках: чем выше коэффициент линейного расширения, тем вероятнее получение более высоких напряжений в отливках. Коэффициент линейного расширения учитывают при конструировании деталей или узлов машин, работающих совместно в условиях изменения температур.

Как показали исследования, с увеличением температуры коэффициент линейного расширения чугуна ЧЮХШ повышается. Результаты определения коэффициента линейного расширения в интервале температур 20...800 °С чугуна ЧЮХШ с содержанием 0,8 % Cr и до 1,56 % Al представлены на рис. 3.

Проведены сравнительные испытания на окалиностойкость нелегированных чугунов с пластинчатым, шаровидным графитом и чугуна ЧЮХШ с различным содержанием фосфора (известно, что ввод до 6 % P в чугун с пластинчатым и шаровидным графитом увеличивает его жаростойкость при температуре до 900 °С), химический состав и физико-механические свойства которых приведены в табл. 2.

Жаростойкость чугунов определяли по изменению массы цилиндрического образца ∅(15±0,3) мм и высотой (30±0,6) мм по ГОСТ 6130–71.

Скорость окалинообразования вычисляли по формуле

$$K = \frac{m - m_0}{S_0 t},$$

где K – массовый показатель окалинообразования, г/(м·ч); m_0, m – масса образца начальная и с продуктами окалинообразования соответственно, г; t – про-

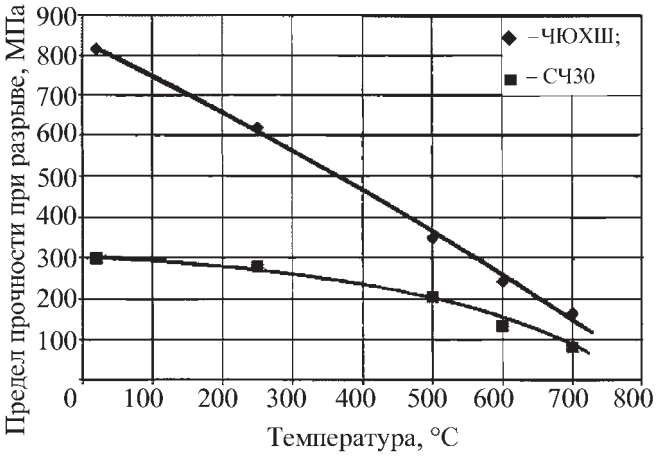


Рис. 1. Зависимость предела прочности при разрыве исследованных чугунов от температуры

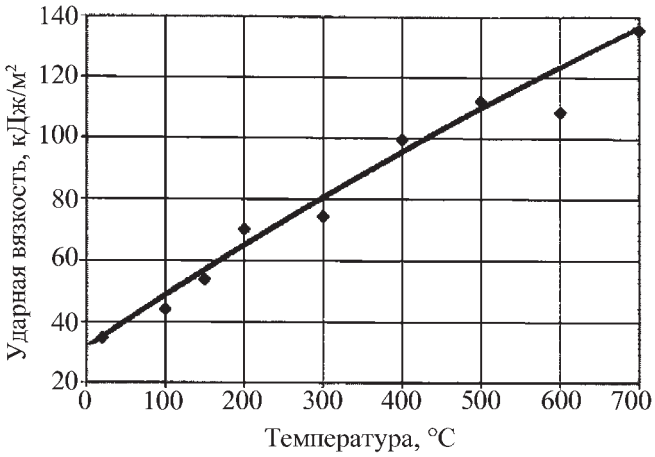


Рис. 2. Влияние температуры испытания на ударную вязкость чугуна ЧЮХШ

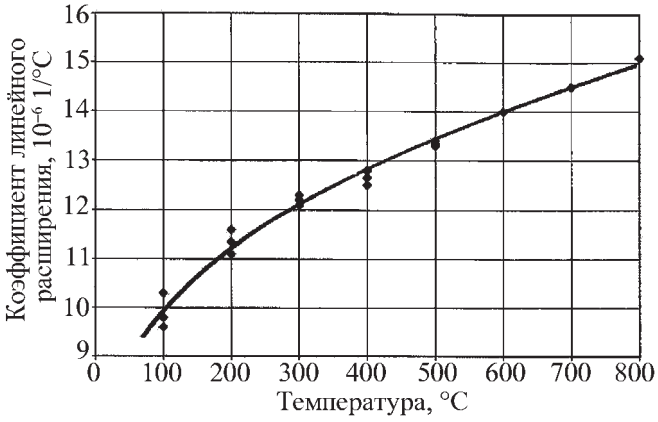


Рис. 3. Влияние температуры на коэффициент линейного расширения чугуна ЧЮХШ

должительность испытаний, ч; S_0 – поверхность образца, м^2.

Испытания на жаростойкость проводили при 500; 700 и 900 °С и выдержке 150 ч при каждой температуре с периодическим отбором образцов через 25; 75; 100 и 150 ч.

Результаты испытаний на жаростойкость исследуемых чугунов приведены в табл. 3.

Исследования показали, что при 500 °С жаростойкость ЧШГ выше, чем у ЧПГ. Окисляемость всех чугунов при данной температуре незначительна. При 700 °С повышенной жаростойкостью обладает ЧШГ, легированный 0,23 % Р (плавка Т13).

Так, за время испытаний 150 ч привес чугуна плавки Т13 составляет 59,2 г/м, в то время как у ЧШГ плавки Т7 и ЧПГ плавки Т6 113,1 и 303,3 г/м соответственно. Следовательно, жаростойкость чугуна плавки Т13 в сравнении с чугунами плавок Т7 и Т6 в 2 и 5 раз выше соответственно.

При 900 °С жаростойкость всех ЧШГ выше, чем ЧПГ, однако при 900 °С повышенную жаростойкость имеет чугун с низким содержанием фосфора (плавка Т12), увеличение содержания фосфора в составе чугуна приводит к снижению жаростойкости ЧШГ.

Установлено, что повышение фосфора свыше 0,45 % при 500; 700 и 900 °С снижает жаростойкость, так как в структуре появляются крупные включения тройной фосфидной эвтектики. Фазы тройной фосфидной эвтектики окисляются различно, что приводит к нарушению сплошности оксидной пленки и ускорению распространения окислений в глубь металла, особенно при температурах свыше 700 °С.

Износостойкость материала связана с устойчивостью поверхности к контактному разрушению со стороны сопряженных трущихся тел. На границе раздела трущихся тел действует сила сопротивления их взаимному перемещению, являющаяся результирующей как адгезионной составляющей молекулярного взаимодействия в зонах фактического контакта, так и силы, обусловленной деформированием поверхностных слоев.

2. Химический состав и физико-механические свойства исследованных чугунов

Номер плавки	Содержание элементов, % мас.								$\sigma_в$, МПа	НВ	Модуль упругости E, 10^3 МПа
	C	Si	Mn	Cr	Al	P	Cu	Mg			
Т6	3,47	2,15	0,45	–	–	0,088	–	–	155	196	85,66
Т7	3,33	2,06	0,45	–	–	0,088	0,70	0,050	458	172	185,00
Т12	3,47	3,17	0,49	0,94	0,98	0,055	0,87	0,075	516	302	171,31
Т13	3,26	3,07	0,50	0,96	0,96	0,230	0,85	0,070	344	311	188,11
Т14	3,30	2,82	0,50	0,95	0,95	0,450	0,85	0,063	367	331	185,68

3. Окалиностойкость исследованных чугунов

Номер плавки	Изменение массы, г/м, при температуре окисления, °С											
	500				700				900			
	Время испытаний, ч											
	25	75	100	150	25	75	100	150	25	75	100	150
Т6	12,3	16,6	18,2	19,6	91,8	187,1	268,1	382,2	1221,6	2137,2	2523,9	3192
Т7	2,9	5,9	6,9	7,6	111,3	214,5	250,3	303,3	438,5	848,3	1024,4	1475
Т12	0,7	1,8	3,3	3,7	48,4	73,4	85,3	105,7	377,2	520,6	603,2	788
Т13	–4,8	–5,3	–6,7	–10,3	24,4	39,6	47,6	59,2	502,8	772,8	881,5	1088
Т14	6,2	10,0	11,1	12,1	58,9	86,2	97,6	113,1	536,3	875,5	1022,9	1297

4. Температура у поверхности раздела образца и индектора в условиях сухого трения

Скорость трения, м/с	Температура, °С, на расстоянии от поверхности трения, мм			
	1	3	1	3
	Давление, Па			
	$2\cdot10^5$		$6\cdot10^5$	
0,625	25	20	25	20
1,250	50	40	50	40
1,875	60	50	110	85
2,500	60	55	205	140
3,125	80	75	250	160

Сопротивление перемещению зависит от условий работы: нормальной нагрузки в зоне контакта, наличия смазки, окислительных свойств материала и среды, удаления продуктов окисления и износа, изменения механических свойств вследствие локального нагрева, диффузионных процессов, накопления дефектов в кристаллической решетке.

Испытания на износ проводили на кольцевых образцах диаметром 40 мм и шириной поверхности трения 10 мм. В качестве индектора (тела трения) использовали стальную пластину (сталь 20) сечением 5×15 мм. Образцы испытывали при нагрузках 200 и 600 кПа и скорости скольжения v = 1,25 и 2,5 м/с.

Чтобы исключить влияние шероховатости поверхности на износ, в начальный период образцы подвергали предварительной приработке с индектором. Приработку проводили при нагрузке 600 кПа до полного прилегания индектора к образцу по всей поверхности трения. Критерием оценки износа служило изменение массы образца в граммах на определенном пути трения, отнесенного к поверхности трения в м^2. За базу был выбран путь трения 75 360 м, ряд образцов испытывали при пути трения 150 720 м. Через каждые 25 120 м образцы взвешивали на аналитических весах. Образцы испытывали в литом состоянии и после высокотемпературного отжига (900 °С, 4 ч).

При эксплуатации отводящего рольганга чистовой клети широкополосового стана горячего проката происходит износ рабочей поверхности бочки ролика, способствующий ускоренному выходу их из строя, в силу этого исследование износа чугунов при сухом трении является необходимым для правильного выбора состава и структуры материала.

Рентгеноструктурное исследование порошка продуктов износа материала роликов (при сухом трении в контакте с малоуглеродистой сталью), проведенное на хромовом излучении, показало, что он состоит из частиц α-Fe и Fe_2O_3. Это свидетельствует не только о механическом разрушении образца, но и об окислении металла в зоне контакта. Об интенсивности окисления можно судить по величине локального нагрева в зоне. Результаты измерения температуры в условиях сухого трения при давлениях $2\cdot10^5$ и $6\cdot10^5$ Па приведены в табл. 4.

Для испытания на износ были выбраны чугуны с пластинчатым и шаровидным графитом и различным содержанием легирующих элементов: Ni, Al, Cr (табл. 5).

Твердость чугуна является не единственным фактором, определяющим его износостойкость при сухом трении. После отжига твердость всех чугунов снизилась в то время, как сопротивление износу во многих случаях возросло. Это можно объяснить образованием более гомогенной структуры с более устойчивой матрицей чугуна после термической обработки.

Результаты показали также, что легирование чугуна алюминием благоприятно сказывается на его износостойкости.

Износостойкость хромоалюминиевых чугунов с шаровидным графитом выше, чем хромоникелевого с

5. Влияние состава чугуна и формы графита в литом и термообработанном состоянии на механические свойства и износ при сухом трении о стальной индектор

Номер плавки	Форма графита	Содержание элементов*, % мас.				$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,02}$, МПа	$\sigma_{изг}$, МПа	НВ	Удельный износ при v = 2,5 м/с и давлении, Па	
		Si	Cr	Ni	Al					$2\cdot10^5$	$6\cdot10^5$
64	ПГ	1,10	0,32	0,88	–	280/250**	260/240	520/470	207/187	0,32/1,30	2,05/2,33
65	ВГ	1,60	0,67	–	1,30	340/340	320/310	590/530	229/187	0,38/–	0,62/1,67
70	ШГ	2,30	0,42	0,75	1,25	530/480	430/390	670/590	241/178	0,82/0,26	2,30/2,05
77	ШГ	2,90	0,41	–	1,30	470/470	410/430	560/780	255/207	0,49/0,60	1,80/1,82

* 3,15...3,40 % C; 0,25...0,45 % Mn; 0,10...0,18 % P; 0,01...0,004 % S.

** В числителе приведены значения для образцов в литом состоянии, а в знаменателе – для образцов после термической обработки.

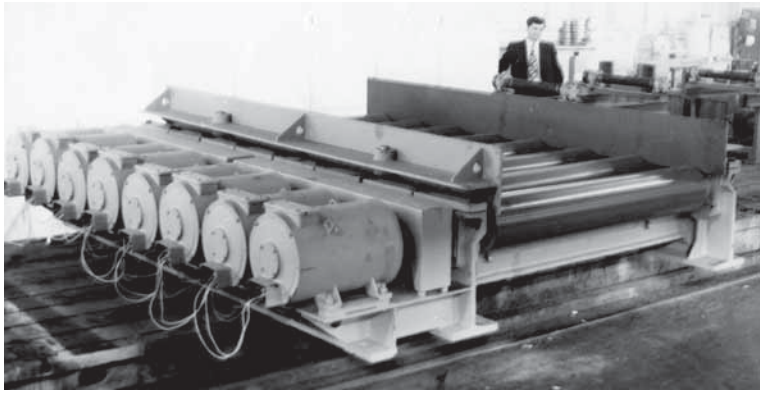


Рис. 4. Опытная партия роликов перед установкой на стан "2000"

пластинчатым графитом, применяемого для отливки роликов.

Чугун одинакового состава с пластинчатым графитом имеет больший износ, чем чугун с шаровидным. Ранее было отмечено, что износ чугунов при сухом трении имеет линейную зависимость от времени (пути трения), поэтому возможно оценить его тангенсом угла наклона, который характеризуется потерей массы образца, отнесенной к единице поверхности и пути трения.

Установлено, что износостойкость чугуна при сухом трении со сталью марки 20 определяется степенью легирования и в меньшей степени твердостью (см. Особенности эксплуатации роликов чистовых рольгангов широкополосных станов горячей прокатки / В.И. Куликова, Е.В. Ковалевич, В.С. Сульменев, Г.Н. Бурмистров // Сталь. 1980. № 5. С. 400–401). Для подтверждения лабораторных испытаний были проведены промышленные испытания натурных деталей при их эксплуатации.

Партия роликов из низколегированного чугуна с пластинчатым и шаровидным графитом была установлена для промышленной эксплуатации на стан "2000" на Новолипецком металлургическом заводе в конце рольганга у моталок и занимала места с № 414 по 423.

Часть роликов, изготовленных отливкой в кокиль из чугуна с пластинчатым графитом, испытывали для получения сравнительных данных. Внешний вид секции роликов перед установкой на стане показан на рис. 4.

Через месяц были проведены замеры всех роликов по диаметру в средней части и с концов. В связи с неравномерностью износа по окружности и длине для определения степени износа замеры выполняли в трех сечениях по длине бочки с помощью специального тензометрического устройства.

Установка роликов в виде желоба под наклоном приводит к неравномерному износу по длине бочки. Наибольший износ наблюдается к середине и по краям желоба. Корпуса роликов из низколегированного ЧШГ, отлитые центробежным способом, при эксплуатации в течение месяца практически не имеют износа.

Через 1–1,5 мес. в течение 2,5 лет проводили контрольные обмеры диаметров роликов для определения износа. Результаты измерений свидетельствуют о том, что износ на всех роликах неравномерный, что, видимо, связано с проскальзыванием по ним полосы проката. Износ роликов из ЧПГ выше, чем для ЧШГ, а для чугуна с одинаковой формой графита износ повышен у роликов с наружным поливом. Усредненные значения износа роликов с различным охлаждением из хромоалюминиевого ЧШГ, а также хромоникелевого ЧПГ приведены на рис. 5.

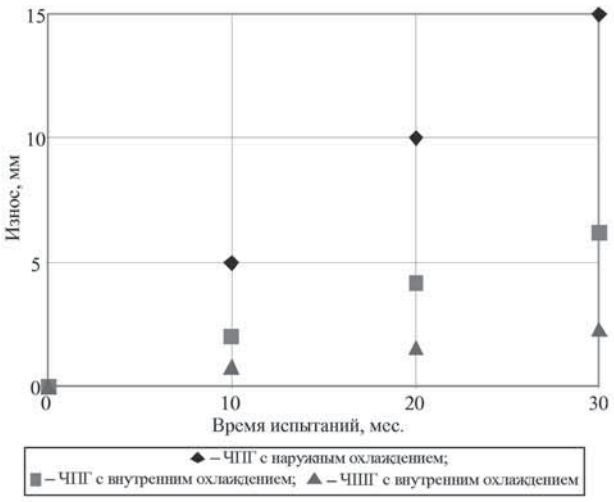


Рис. 5. Износ чугунных роликов чистового рольганга стана "2000"

В результате производственных испытаний в течение 30 мес. (см. рис. 5) установлено, что наиболее интенсивный износ (до 15 мм) имеют ролики с наружным охлаждением. Менее значительный износ (~6 мм) имеют ролики с внутренним охлаждением из чугуна с пластинчатым графитом. Минимальный износ (~3 мм) имеют ролики из чугуна с шаровидным графитом и с внутренним охлаждением.

Применение низколегированного чугуна марки ЧЮХШ на заводе тяжелого машиностроения (г. Астана, Казахстан) позволило уменьшить толщину стенки корпуса на 15...20 % и снизить объем механической обработки. Также изготовление роликов из чугуна ЧЮХШ чистовых рольгангов широкополосных станов горячего проката позволило повысить более чем в 2,5 раза их долговечность, кроме того, применение внутреннего охлаждения роликов снижает расход охлаждающей воды и улучшает условия работы в цехе.

Алексей Иванович Беляков, канд. техн. наук,
bai49@mail.ru;
Виталий Сергеевич Сульменев, канд. техн. наук;
Алексей Алексеевич Беляков

УДК 621.744

В.А. Коровин, И.О. Леушин, С.В. Беляев, В.К. Седунов, П.А. Слузов
(Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева)

Рециклинг металлургических шламов в литейно-металлургическом комплексе

Рассмотрены проблема образования техногенных отходов и перспективная технология рециклинга металлургических шламов – брикетирование для последующего использования в процессах плавки чугуна и стали. Предпринята попытка обосновать необходимость и возможность утилизации и переработки отходов производства не только с позиции охраны окружающей среды, но и с точки зрения экономической выгоды, когда отходы являются дешевым сырьем.

Ключевые слова: рециклинг; шлам; брикеты; пыль; стружка; плавление; чугун; сталь.

The problem of technogenic waste formation and recycling promising technology for briquetting of metallurgical sludges, for subsequent use in melting of cast iron and steel are considered. Attempt to justify the need and possibility of recycling and waste processing not only from the perspective of environmental protection, but also in terms of economic benefit, when the waste is cheap raw materials is made.

Keywords: recycling; sludge; briquettes; dust; shaving; melting; cast iron; steel.

Проблема утилизации и переработки промышленных отходов в металлургии, а главное утилизация и переработка металлической пыли и шламов носит глобальный характер, что и обусловливает ее важность. Практически любое промышленное изделие начинается с сырья, добываемого из недр планеты или вырастающего на ее поверхности. На пути к промышленным предприятиям сырье что-то теряет, а часть его превращается в отходы.

В современных условиях в расчете на каждого жителя планеты ежегодно добывается 50 т природного первичного сырья, которое с использованием 700 т воды и 3,0 кВт·ч энергомощности перерабатывается в изделия. При этом перемещается до 10 т горной породы и нарушается целостность 2 м^2 поверхности Земли. Конечные продукты составляют 2 % массы сырья, т.е. любой произведенный готовый продукт является не более чем отложенным отходом.

Поэтому необходимо сокращать суммарное потребление ресурсов за счет совершенствования производственных технологий, использования ресурсосберегающих решений, повышения качества продукции и переработки образующихся и накопленных производственных отходов.

Ужесточающие экологические требования и огромное количество ценных компонентов, сосредоточенное в техногенных отходах, ведут к тому, что переработка и рециклинг техногенных отходов – основная и необходимая на длительную перспективу возможность решить проблему источников сырья [1, 2].

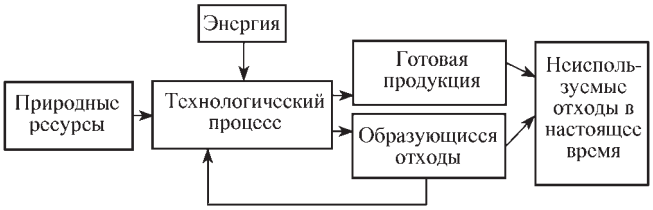


Рис. 1. Схема производственного рециклинга металлургических шламов

Рециклинг металлургических шламов понимается как возвращение в текущее производство собственных отходов, схема которого представлена на рис. 1.

В настоящее время разработаны различные технологии комплексной переработки шламов и часть из них реализована в промышленном масштабе за рубежом. В нашей стране такие технологии разрабатываются на уровне исследовательских работ и полупромышленных испытаний. Промышленного производства металлизированных окатышей из шламов (пыли) доменного и сталеплавильного производства не существует, а эти материалы применяют только как компоненты сырья для агломерационной машины. Разработана технология использования шламов и частично электросталеплавильного производства в ОАО "Челябинский металлургический комбинат".

Отделение подготовки к утилизации железосодержащих шламов работает по последующей схеме: шламы из радиальных отстойников после сгущения до 600 г/л поступают в вакуум-фильтры, а после них (с влажностью 36 %) – в сушильные барабаны; затем шламы с влажностью 10 % подаются на аглофабрику.

Известно, что применение шламов в качестве компонента аглошихты осложняется нестабильностью их химического и гранулометрического состава, что требует разработки технологии рекуперации этих материалов в каждом конкретном случае. Использование в аглошихте таких тонкодисперсных материалов, как шламы сталеплавильного производства приводит к ухудшению газопроницаемости спекаемого слоя и вследствие этого к снижению производительности агломашины. Кроме того, увеличивается вынос очень

мелких частиц (размером менее 1 мкм), которых в шламах содержится до 30...40 %, что значительно снижает эффективность работы газоочистных установок.

Применению шламов препятствует высокое содержание в них цинка (в доменных шламах его менее 10 %, в остальных 4...6 %), причем при кругообороте цинка в печи агломерат–доменная печь–шламы доменных газоочисток его количество в последних возрастает.

Некоторые металлургические агрегаты обладают уникальными возможностями для переработки практически любых видов отходов и, что не менее важно, достаточной производительностью. К таким агрегатам относятся шахтные печи, например ваграночные, используемые соответственно для извлечения железа из шихтовых материалов и выплавке чугуна. В вагранках можно применять как кусковые, так и мелкодисперсные, твердые, сухие и влажные техногенные материалы, прошедшие предварительную подготовку. При этом вагранки отличаются широкими возможностями по восстановлению железа из оксидов.

В литейно-металлургическом комплексе за длительное время эксплуатации плавильных печей накоплено большое количество шламов, которые представляют гидроскопическую пульпу и являются продуктами улавливания газоочисток.

Металлическая пыль газоочистки электродуговых сталеплавильных печей имеет следующий химический состав, % мас.: 30,5...32,7 Fe; 0,01...0,02 Ni; 9,5...10,0 Zn; 6,0...6,5 Ca; 1,0...1,1 Mg; 0,1...0,15 Cu; 0,08...0,11 Cr; 0,25...0,30 Al; 3,0...3,5 Si, т.е. богатое железосодержащее сырье.

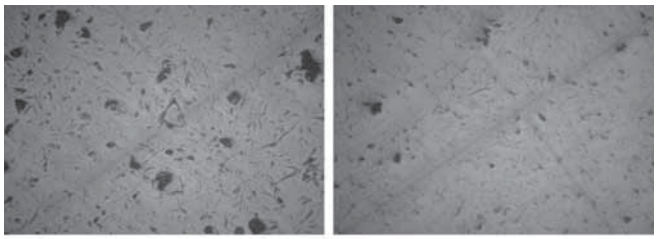
Для возврата вторичного железосодержащего сырья в производственный цикл в качестве шихтового материалов в ОАО "Литейно-механический завод" (г. Семенов Нижегородской обл.) была изготовлена опытно-промышленная партия брикетов. Состав брикетов: чугунная стружка и металлическая пыль системы газоочистки.

По прочностным характеристикам брикеты отвечают необходимым для промышленного использования требованиям, а именно выдерживали на раздавливание 5,0 МПа и при двухкратном сбрасывании с высоты 1...1,5 м на металлическую или бетонную плиту количество образующейся при разрушении мелочи не превышало 5 %.

В ОАО "Литейно-механический завод" на индукционной тигельной печи проведена экспериментальная плавка серого чугуна на твердой шихте с добавлением комбинированных брикетов.

Данные по экспериментальной плавке следующие:

1. Состав шихты: чугунный лом 3-й категории – 48,5 %; графитный бой –1,5 %; отходы производства – 30 %; брикет – 20 %; ферросилиций ФС45 – 0,47 %; ферромарганец FeMn60 – 0,29 %.



а) *б)*

Рис. 2. Микроструктура чугуна – графит (не травлено, ×100): *а* – образец № 1; *б* – образец № 2

2. Химический состав чугуна, % мас.:

Химический состав	C	Si	Mn	S	Cr
Расчетный	3,762	1,95	0,70	0,11	0,122
Фактический	3,560	2,55	0,61	0,11	0,060

3. Время плавки 1 ч 20 мин.

4. Шлакообразование – минимальное (снимали один раз).

5. Температура заливки 1370...1320 °С.

6. Предел прочности при разрыве образцов:
№ 1 – 130 МПа;
№ 2 – 140 МПа.

Микроструктура образцов соответствует структуре серого чугуна и представлена на рис. 2.

Полученные данные свидетельствуют о пригодности комбинированных брикетов в качестве шихтового материала при выплавке чугуна.

Таким образом, отработка технологии приготовления комбинированных брикетов и технологии плавки с их использованием определяет успех реализации рециклинга металлургических шламов в литейном производстве. В производственных условиях доказана возможность переработки мелкофракционных текущих и отвальных металлургических отходов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Черноусов П.И.** Рециклинг. Технология переработки и утилизации техногенных образований и отходов в черной металлургии. М.: МИСиС, 2011. 427с.

2. **Лабораторные** исследования возможных вариантов переработки металлургических шламов // В.А. Богачев, В.П. Богачев, А.В. Пантелеев, А.В. Иванов // Теория и технология металлургического производства: сб. науч. тр. Вып. 10. Магнитогорск, 2010. С. 44–47.

Валерий Александрович Коровин, канд. техн. наук;
Игорь Олегович Леушин, д-р техн. наук,
lmps@nntu.nnov.ru;
Сергей Владимирович Беляев, канд. техн. наук;
Валентин Константинович Седунов;
Павел Анатольевич Слузов

УДК 67.02

Р.А. Физулаков *(ОАО "Комсомольское-на-Амуре авиационное производственное объединение им. Ю.А. Гагарина")*

Особенности газолазерного раскроя полимерного покрытия

Статья посвящена перспективному направлению в области технологии раскроя полимерных материалов – лазерному скрайбированию полимерных покрытий. Исследована технология, позволяющая автоматизировать процесс раскроя защитного покрытия, как часть технологии размерного химического травления. Рассмотрены особенности лазерного скрайбирования покрытия с точки зрения параметров лазерного раскроя, предохранения металла основного изделия от повреждения энергией лазерного излучения.

Ключевые слова: лазерное скрайбирование; алюминиевые сплавы; лазерный раскрой полимерных материалов; авиационные технологии.

The article is devoted to perspective direction in the field of cutting technology of polymeric materials – laser scribing of polymeric coatings. The technology allowing to automate process cutting sheeting, as part of technology of dimensional chemical etching is studied. Features of laser scribing coat, from the point of view of laser cutting parameters, protection of metal of the basic product from damage by energy of laser emission are considered.

Keywords: laser scribing; aluminum alloys; laser cutting of polymeric materials; aircraft technologies.

Конструкция обшивок фюзеляжа гражданских самолетов представляет собой тонкую формообразованную листовую деталь с большим числом карманов, уменьшенных по толщине. Для изготовления таких карманов применяют метод *размерного химического травления* (РХТ), известный так же как "химическое фрезерование". Указанный метод состоит из следующих этапов:

1. Нанесение защитного химически стойкого покрытия на все поверхности заготовки. В качестве покрытия используют полимерное покрытие – эмаль КЧ-7101. Рекомендуемая толщина покрытия 300...350 мкм.
2. Разметка и раскрой контура травления.
3. Удаление части защитного покрытия в местах, где необходимо произвести РХТ части материала заготовки.
4. Травление в натриевой щелочи.
5. Контроль на соответствие геометрических параметров и наличие поверхностных дефектов.

Защитное покрытие должно обладать химической стойкостью, хорошей адгезией, легко сниматься с деталей после раскроя, должно быть достаточно вязким и эластичным, так как при жестком покрытии выделяющийся свободный водород скапливается под кромкой покрытия и препятствует процессу травления (рис. 1, *а*).

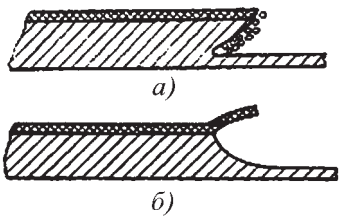


Рис. 1. Скос травления с жестким покрытием (*а*) и с покрытием, имеющим слабую адгезию (*б*)

Если покрытие имеет слабую адгезию, то выделяющийся водород отрывает пленку с листа и вызывает появление дефекта – размытые, нечеткие контуры травления (рис. 1, *б*).

Объектом данной работы является второй этап технологии РХТ – разметка и раскрой контура травления. Данный процесс традиционно осуществляют вручную острыми ножами или термоножами по заранее изготовленным шаблонам. Такой метод позволяет достаточно быстро раскроить обшивку за счет проведения раскроя несколькими работниками одновременно, при этом качество полученной обшивки вполне приемлемо для производства авиационной техники военного назначения.

Вместе с тем, ручной раскрой обладает рядом недостатков: наличие повреждений поверхностного слоя заготовки от острого разметочного инструмента, низкая производительность, высокое влияние человеческого фактора, необходимость использования шаблонов (их изготовление, хранение, ремонт).

После РХТ возможно появление двух наиболее опасных видов дефектов, являющихся концентраторами напряжений в обшивке: канавка по контуру и подтравливание металла (рис. 2). Канавки являются

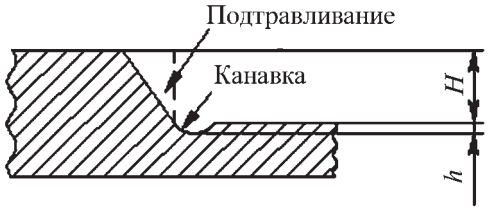


Рис. 2. Характер дефектов в металле после РХТ:
H – глубина травления; *h* – глубина канавки

следом от разметочного ножа или возникают в результате неравномерного обтекания кромки лакокрасочного покрытия. Кроме того, после ручного раскроя возникает локальное отклонение линии раскроя от теоретического контура в виде неровностей, что отрицательно влияет на качество изделия в целом.

Одним из перспективных методов резки является бесконтактный метод раскроя защитного покрытия – газолазерный раскрой (лазерное скрайбирование). Применение лазерного излучения позволяет решать сложные технические задачи, автоматизировать технологические процессы, значительно повысить производительность и качество изделий. Данный метод позволяет достичь основной цели – усовершенствовать процесс раскроя защитного покрытия перед размерным химическим травлением решением следующих задач:

• автоматизировать процесс разметки и раскроя защитного покрытия;

• исключить влияние человеческого фактора на качество обшивок;

• повысить геометрическую точность обработанных обшивок;

• снизить трудоемкость изготовления обшивок;

• уменьшить количество брака.

В основе лазерной резки лежит термическое воздействие на материал поглощенного лазерного излучения. Эффективность лазерного разрушения полимерных материалов зависит от количества поглощенной энергии при определенной плотности мощности. При действии лазерного излучения на полимеры происходит поверхностное поглощение энергии, глубина слоя составляет от долей до десятков микрометров и зависит от состава.

На процесс разрушения полимерных материалов большое влияние оказывают теплофизические свойства материала. Полимеры являются плохими проводниками тепла и все эффекты, связанные с разрушением, будут поверхностными. При воздействии лазерного излучения на данный вид полимерного покрытия происходит образование слоя угля на его поверхности.

Специфика данной технологической операции состоит в том, что требуется не просто раскроить полимерный материал, а провести раскрой, не оказав термического воздействия на материал детали (алюминиевый сплав 1163). Фактически газолазерный раскрой покрытия является лазерным скрайбированием.

Процесс скрайбирования происходит в результате теплового воздействия интенсивного лазерного луча на обрабатываемый материал. Мощный лазерный поток скрайбирует пластину путем выпаривания материала, образуя при перемещении лазерного пятна по поверхности пластины глубокую канавку без механических напряжений в прилегающих к ней областях.

Влияние газолазерного раскроя алюминиевых сплавов на их свойства изучены достаточно хорошо, однако требует проработки вопрос влияния газолазерного раскроя на травимость алюминиевых сплавов. Обобщение результатов таких исследований позволяет сделать следующие выводы:

– статическая прочность образцов после воздействия лазерного излучения практически не меняется;

– испытания образцов из алюминиевых сплавов после лазерной резки на малоцикловую усталость показали, что их долговечность снижается в сравнении с образцами, изготовленными фрезерованием, в 1,5–2 раза;

– исследования коррозионных свойств образцов, вырезанных лазером и изготовленных фрезерованием, показали, что уровень их коррозионной стойкости практически одинаковый.

Однако нет данных по изменению травимости алюминиевых сплавов после поверхностного воздействия лазерного излучения. Очевидно, что если свойства травимости изменяются, то в процессе РХТ в области линии раскроя может изменяться глубина травления материала детали, что недопустимо и является дефектным признаком.

Таким образом, для применения метода лазерного скрайбирования необходимо провести отработку технологии в целях оптимизации режимов работы лазерной установки – резки материала покрытия лазерным лучом на максимальную глубину и минимизации термического воздействия на материал детали.

Критерием оценки оптимальности режимов раскроя являются:

– изменение микроструктуры металла детали в местах термического влияния лазера;

– дефектность обшивки в зоне травления;

– глубина прорезания покрытия.

Применяемое оборудование. Для отработки технологии применяли лазерный технологический комплекс на основе импульсного иттербиевого волоконного лазера ИЛИ-1-100-20-20. Прибор представляет собой прочный, компактный, готовый к использованию интегрируемый блок, который был установлен в состав фрезерного центра с ЧПУ. Накачка лазера производится высоконадежными многомодовыми диодами, установленными на теплоотвод, принудительно охлаждаемый вентиляторами.

Лазер излучает периодические импульсы с длиной волны излучения 1060 нм и пиковой мощностью до 10 кВт. Максимальная средняя мощность излучения составляет 20 Вт. Частота следования импульсов регулируется от 20 до 80 кГц. Для автоматизации процесса раскроя защитного покрытия лазерный комплекс интегрирован в многокоординатный станок V-STAR 2357 "Forest Line" (рис. 3).

Методика проведения исследований. На первом этапе исследований использовали плоские образцы алюминиевого сплава 1163 размером 300×300 мм, толщиной 2 мм, с нанесенным защитным покрытием КЧ-7101.

Образцы подвергали лазерному скрайбированию на различных режимах работы лазера. В качестве

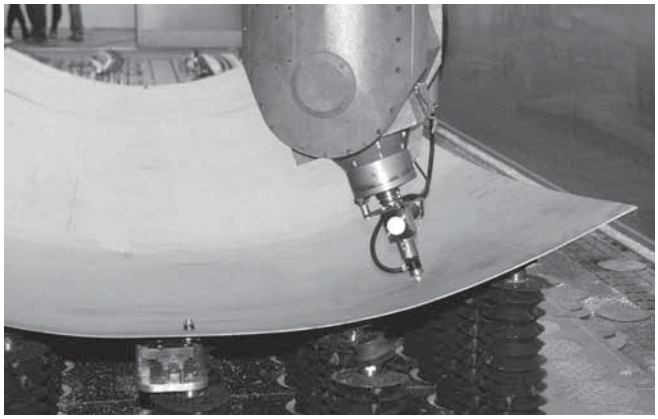


Рис. 3. Лазерный комплекс, интегрированный в многокоординатный фрезерный станок

вспомогательного газа применяли технически чистый азот, подаваемый в зону резания под давлением. После скрайбирования с образцов вручную снимали защитное покрытие для проведения размерного химического травления (рис. 4).

Цель эксперимента – определение оптимальных режимов работы лазерного комплекса (скорость резания, мощность излучения, давление газа), требований к защитному покрытию (допустимый разброс по толщине покрытия, "возраст" покрытия).

Управляемые параметры эксперимента:

- скорость перемещения лазерного луча относительно заготовки;
- мощность лазерного излучения;
- расход вспомогательного газа;
- толщина наносимого покрытия.

Критерии оценки результатов лазерного скрайбирования:

- глубина прорезания покрытия;
- изменение микроструктуры металла детали;
- качество травления по линии реза (глубина канавки, отклонение контура травления от линии раскроя, наличие и размер лунок по линии раскроя (рис. 5)).

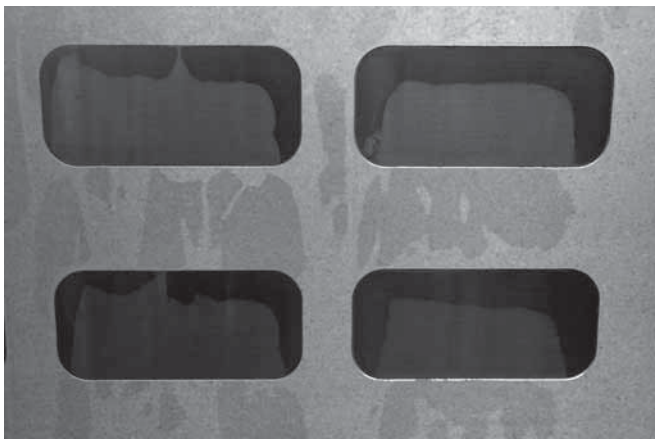


Рис. 4. Карман травленой обшивки после лазерного раскроя

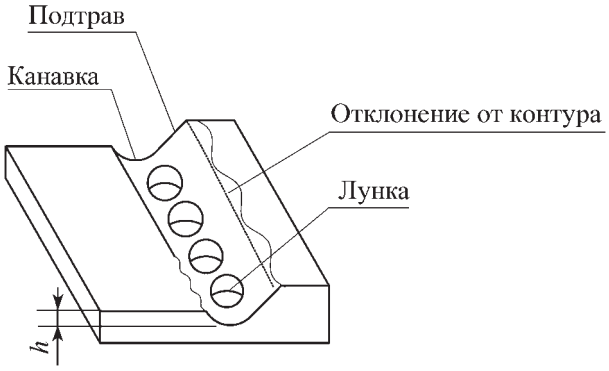


Рис. 5. Характер дефектов после РХТ

Дефекты типа канавки и лунки возникают после травления образцов и связаны с изменением химической активности материала в результате воздействия лазерного излучения.

Для исключения влияния лазерного излучения на металл образца защитное покрытие прорезается не полностью, а производится лазерное скрайбирование на глубину 0,3...0,8 от толщины покрытия.

На рис. 6 показана поверхность реза по толщине покрытия. В зависимости от глубины прорезания защитного покрытия меняется отрываемость покрытия по линии реза. Если отношение глубины скрайбирования к толщине покрытия недостаточно, то возможно возникновение подрыва покрытия от металла в части образца, не подвергаемой РХТ. В месте этого подрыва происходит травление металла за контуром реза. В этом случае возникают дефекты типа отклонения контура травления от линии реза (см. рис. 5).

Описание характерных дефектов. Макроскопическое изучение образцов после лазерной резки показало, что кромка реза на всех режимах ровная, зона реза заполнена продуктами термически разложившегося полимера эмали и основной металл не просматривается. Продукты разложения покрытия, заполняющие зону реза, имеют невысокую механическую прочность и не препятствуют разделению эмали при удалении ее

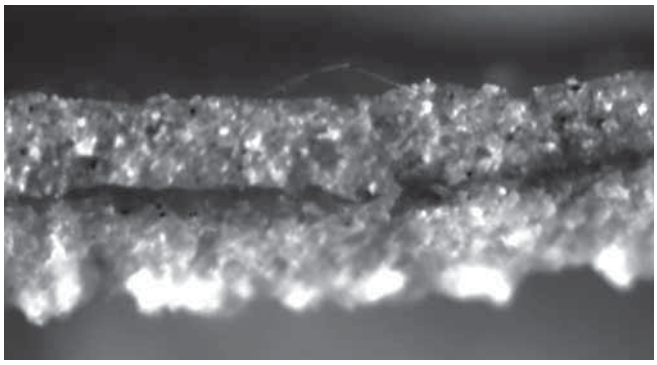


Рис. 6. Поверхность реза (темная поверхность прорезана лазером, светлая – механический надрыв)

частей без надрывов. С одной стороны зоны реза может быть небольшой валик из тех же продуктов разложения, образованный при переносе материала струей вспомогательного газа. Ширина лазерного реза с поверхности 0,5...0,7 мм, появления сажи в зоне реза не наблюдалось (рис. 7).

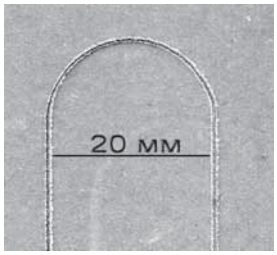


Рис. 7. Фотография лазерного реза

Визуальный осмотр образцов после РХТ показал: на режимах резки с небольшой скоростью раскроя (10...20 мм/с) по контуру реза могут располагаться круглые лунки (рис. 8) растравленного основного металла глубиной 0,1...0,05 мм и диаметром примерно 0,3...0,7 мм. Наиболее вероятная причина появления таких лунок – это термическое воздействие лазерного излучения, изменяющее структуру и свойства металла, в частности его травимость. При больших скоростях резания лунок по контуру реза после РХТ не наблюдается. Контур травления всех образцов ровный, ширина зоны подтравливания постоянная, и составляет 0,5 мм.

Глубину канавки и лунок измеряли с помощью индикатора часового типа (рис. 9).

В результате лазерного раскроя на металл оказывается термическое влияние. Результаты металлографических исследований показали, что структура металла в области образовавшихся дефектов не отличается от структуры металла образца (рис. 10).

Результаты исследований. На рис. 11 приведена зависимость относительной глубины прорезания защитного покрытия (отнесенной к толщине покрытия) от энергетического параметра лазерного раскроя. В качестве такого параметра выбрано отношение мощности излучения к скорости перемещения лазерного луча, что прямо пропорционально плотности мощности лазерного излучения. С учетом постоянного значения диаметра лазерного пятна выбор такого параметра не требует оперирования плотностью мощности лазерного излучения. При построении графиков (см. рис. 11 и 12) мощность варьировалась на двух уровнях: 14,4 и 16,2 Вт, а скорость раскроя на трех: 20; 35 и 50 мм/с.

Рис. 8. Образование лунок по контуру раскроя после РХТ

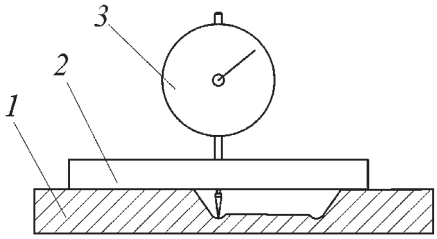


Рис. 9. Схема измерения дефектов травления:
1 – образец; *2* – подставка; *3* – индикатор часового типа

Анализ рис. 11 и 12 показал, что полного прорезания покрытия не происходит даже при большой плотности мощности лазерного излучения и малой толщине покрытия. При величине $P / v = 0{,}72...0{,}81$ Вт·с/мм относительная глубина прорезания покрытия остает-

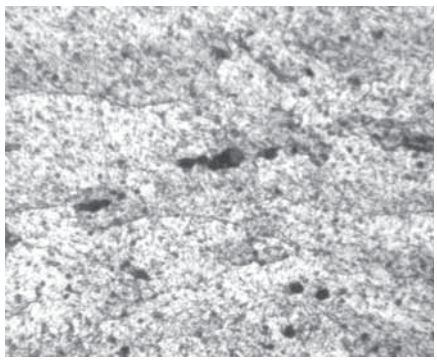


Рис. 10. Структура металла в области образовавшихся дефектов (×500)

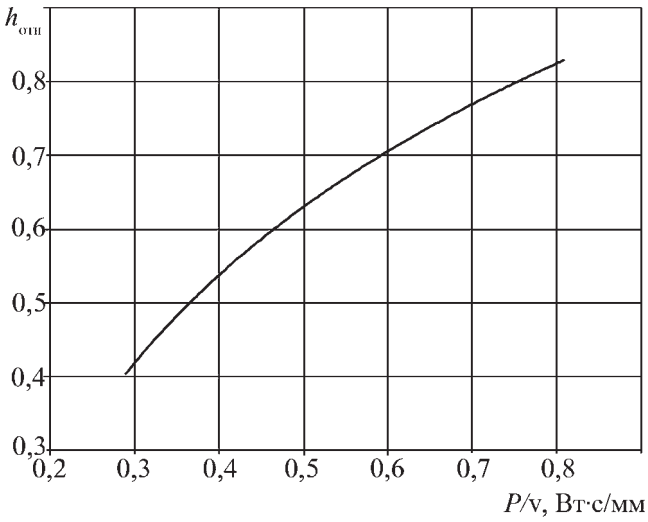


Рис. 11. Зависимость относительной глубины прорезания $h_{отн}$ покрытия при изменении мощности излучения P и скорости раскроя v

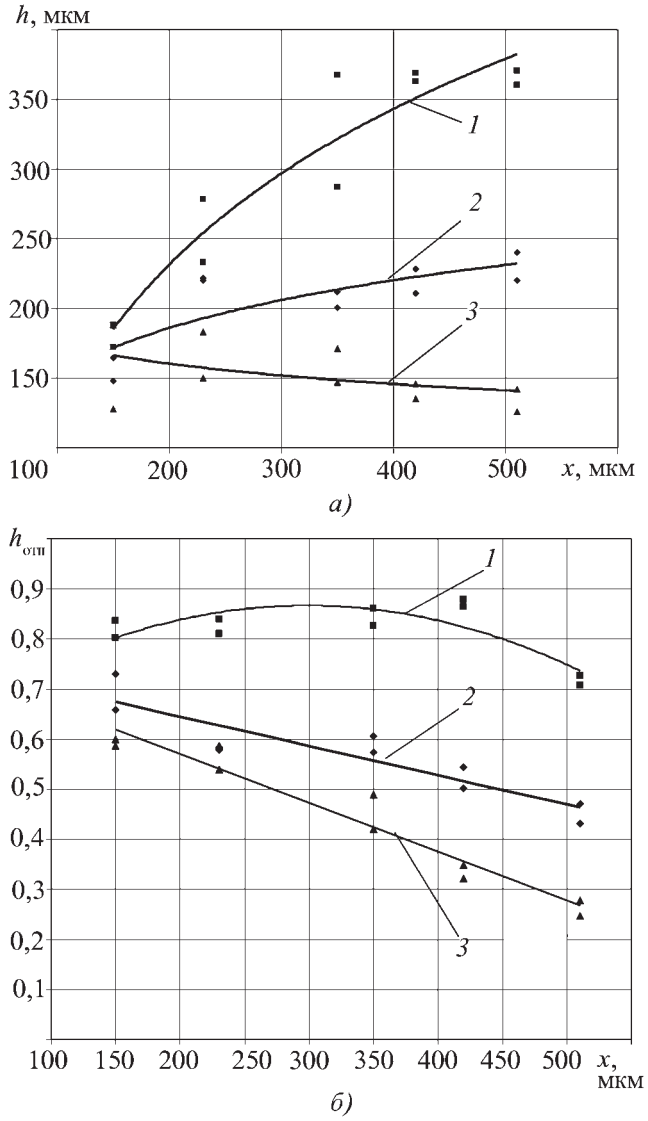


Рис. 12. Изменение глубины прорезания *h* покрытия (*а*) и относительной глубины прорезания $h_{отн}$ (*б*) покрытия при разной толщине *x* защитного покрытия:
1 – *P*/v = 0,72...0,81 Вт·с/мм; *2* – 0,41...0,46 Вт·с/мм; *3* – 0,29...0,32 Вт·с/мм

ся постоянной для разных толщин и составляет в среднем 0,82 от всей толщины покрытия. В абсолютных величинах глубина непрорезанного слоя составляет 40...60 мкм.

Данный эффект объясняется отводом энергии лазерного излучения в металл детали. Таким образом, при толщине непрорезанного слоя 40...60 мкм тепло интенсивно распространяется в глубь металла, что препятствует окончательному раскрою полимерного покрытия. Как следствие, температура металла детали (обшивки) кратковременно повышается, что может оказывать влияние на его свойства.

При относительной глубине прорезания 0,5...0,6 от всей толщины покрытия отрыв покрытия по линии раскроя происходит надежно, без образования подрывов с другой стороны. В абсолютных величинах толщина непрорезанного слоя должна составлять 100...200 мкм. Соблюдение этого требования предохраняет металл детали от перегрева и гарантирует качественный отрыв покрытия.

При занижении толщины непрорезанного покрытия после размерного химического травления на поверхности обшивки появляются характерные дефекты: лунки и канавки глубиной до 300 мкм (см. рис. 8). На рис. 13, *а* показана зависимость глубины таких дефектов от энергетических параметров раскроя для образца с толщиной покрытия 150 мкм.

На образцах с большей толщиной покрытия такие дефекты наблюдали только при низких скоростях раскроя и имеют случайный характер. На рис. 13, *б* показана зависимость глубины дефектов травления от толщины защитного покрытия при самой высокой плотности мощности раскроя (*P* / v = 0,81 Вт·с/мм). Из рис. 13, *б* видно (путем экстраполяции), что при увеличении толщины покрытия до 420...450 мкм, при заданных энергетических режимах раскроя дефекты травления типа лунки не появляются. Таким образом,

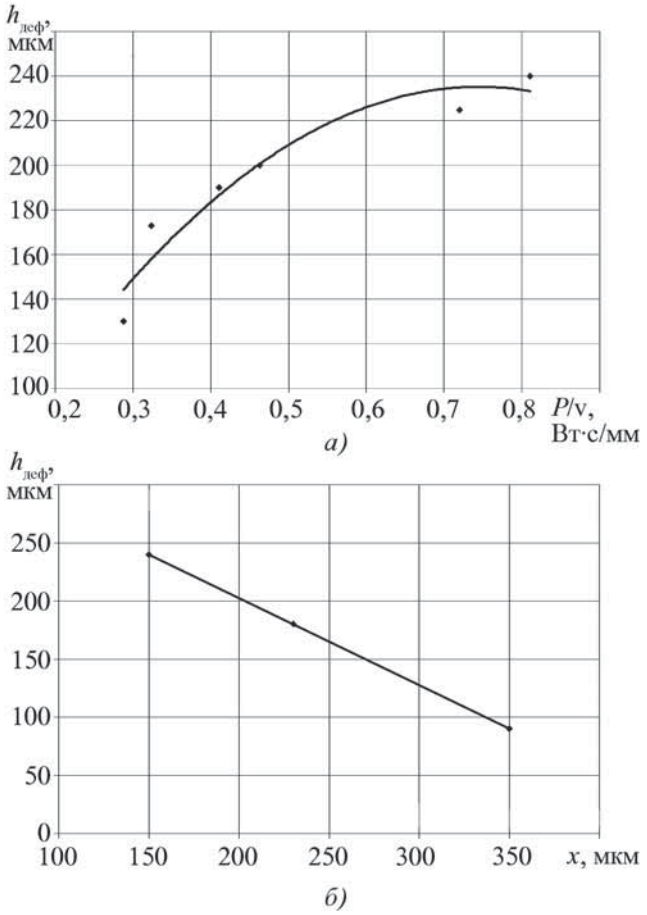


Рис. 13. Зависимость глубины $h_{деф}$ дефектов травления от мощности излучения *P* и скорости раскроя v (*а*) и от толщины *x* покрытия при *P*/v = 0,81 Вт·с/мм (*б*)

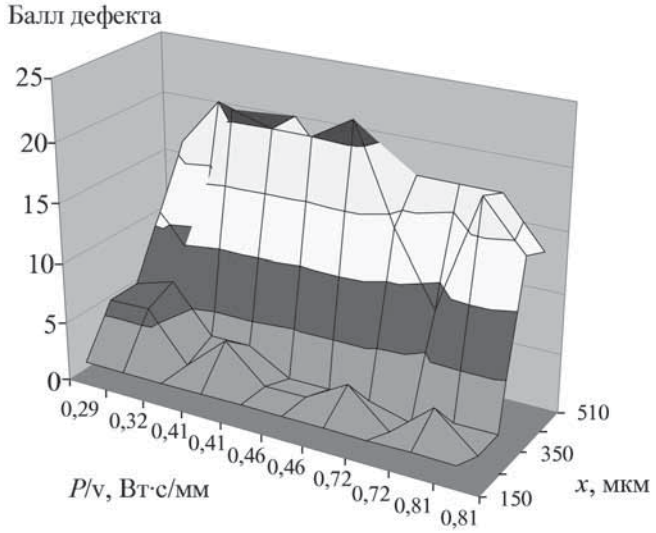


Рис. 14. Распределение дефекта типа отклонения контура травления от линии реза в координатах толщины *x* покрытия и энергетических параметров раскроя (в относительных единицах)

можно установить одну из границ области ограничений толщина покрытия–мощность–скорость раскроя.

Второе принципиальное ограничение по режимам лазерного скрайбирования связано с толщиной непрорезанного слоя покрытия. Чем больше эта величина, тем хуже отрывается покрытие по линии раскроя и высока вероятность появления дефекта типа отклонения контура травления от линии реза (см. рис. 5).

На рис. 14 приведены результаты количественной оценки дефекта типа отклонения контура травления от линии реза для разных толщин покрытия и режимов раскроя. Оценку в условных единицах (баллах) проводили путем обработки цифровых изображений границ реза.

При выборе режимов лазерного скрайбирования необходимо учитывать, что толщина наносимого покрытия на детали, подвергаемые размерному химическому травлению в реальных производственных условиях, имеет определенный разброс. Статистический анализ измерений толщин защитного покрытия по всей поверхности фюзеляжных обшивок показал, что распределение толщин имеет нормальный характер, а отклонение от средней толщины около 20 %. В некоторых случаях наблюдается асимметрия распределения в сторону больших толщин, но эта асимметрия не превышает 20 %.

Таким образом, можно выделить два ограничения по толщине непрорезанного слоя защитного покрытия. С одной стороны, при недостаточной толщине непрорезанного слоя происходит изменение свойств металла детали под термическим воздействием лазерного излучения, а с другой – завышенные толщины приводят к плохому отрыванию покрытия по линии раскроя.

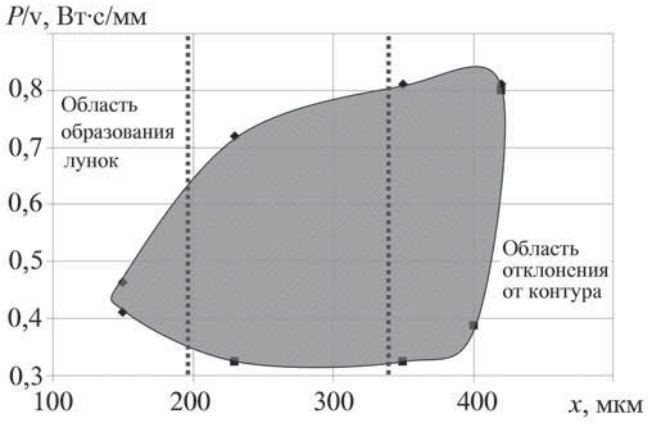


Рис. 15. Область допустимых режимов раскроя

Исходя из двух типов ограничений по толщине непрорезанного слоя защитного покрытия, можно выделить область допустимых режимов раскроя для разных толщин покрытия (рис. 15).

Учитывая отклонение 20 % от толщины покрытия, можно рекомендовать диапазон толщин нанесения защитного покрытия 190...330 мкм. При отклонении от данного диапазона на детали появляются области образования дефектов после размерного химического травления.

Выводы

1. Лазерное скрайбирование необходимо осуществлять не на всю толщину покрытия из-за возникновения термического влияния на металл детали. При этом на поверхности покрытия образуется концентратор напряжения, достаточный для надежного разрыва покрытия по линии раскроя. Толщина непрорезанного слоя должна составлять 100...200 мкм.

2. Лазерное скрайбирование накладывает ограничение на максимальную толщину нанесенного защитного покрытия: глубина прорезания ограничивает возможность выдувания деструктированного покрытия. По этой причине конструкция сопла для подачи вспомогательного газа в область резания должна быть оптимизирована.

3. Существует верхнее ограничение плотности мощности лазерного излучения, позволяющее проводить бездефектный раскрой покрытия, и завышение этого параметра не только не окажет положительного эффекта, но и приведет к возникновению дефектов травления.

4. Рекомендуемый диапазон толщин покрытия с учетом реального отклонения от заданного составляет 190...330 мкм. В этом случае можно получить гарантированный качественный результат РХТ.

5. Для исключения дефектов типа отклонения контура травления от линии реза после РХТ технология нанесения покрытия должна обеспечивать хорошую адгезию покрытия к металлу обшивки.

Роман Анатольевич Физулаков, канд. техн. наук,
fizulakov@rambler.ru

УДК 621.771

В.Ю. Лавриненко, А.Е. Феофанова*, Е.И. Семёнов, Т.В. Милевская**
(Московский государственный индустриальный университет,
** Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ),*
*** Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)*

Исследование процесса горячего деформирования заготовок при осадке на молотах

Представлены результаты экспериментально-теоретических исследований процесса горячего деформирования при осадке стальных заготовок на молотах, показывающие возможность увеличения времени контакта бабы с заготовкой и степени деформации заготовки и подтверждающие ранее полученные данные по осадке свинцовых заготовок.

Ключевые слова: осадка; ударное деформирование; баба молота; высокоскоростная видеосъемка.

Results of the experimental and theoretical researches of the features of hot upsetting of workpieces on hammers with increasing of contact time between the ram and workpieces and increasing of strain rate are shown. It confirms of experimental data which was obtained earlier.

Keywords: upsetting; impact deformation; ram of hammer; drop forging; high-speed video camera.

Ранее для моделирования процесса горячего деформирования углеродистых и низколегированных сталей на молотах были проведены экспериментальные исследования [1] процесса осадки свинцовых заготовок (высота $H_{заг}$ = 0,026 м, диаметр $D_{заг}$ = 0,05 м и масса $m_{заг}$ = 0,6 кг), которые показали возможность существенного увеличения продолжительности нагрузочной фазы удара T_1 (до 3 раз) и степени деформации заготовок ε (от 1,1 до 1,4 раза) при осадке бабой молота массой $m_б$ = 22,4 кг с наполнителем [2] в виде металлических шариков (диаметр $D_ш$ = 0,001; 0,002; 0,006 и 0,012 м) по сравнению со стандартной бабой той же массы. При этом значения T_1 и ε максимальны при использовании бабы с наполнителем при отношении массы засыпаемых шариков к общей массе бабы $K_M = \frac{m_ш}{m_б}$ = 0,15 и $D_ш$ = 0,012 м.

В данной работе исследован процесс горячего деформирования стальных заготовок при осадке на молотах для сравнения с полученными ранее экспериментальными данными.

Осадку стальных заготовок и определение параметров удара проводили на специальной экспериментальной ударной установке, состоящей из вертикального копра и системы скоростной видеосъемки (рис. 1).

При этом заготовку *6* устанавливали на основание *2*, поднимали бабу *3* на необходимую высоту с помощью устройства подъема *5*, после чего отпускали захват *4*, и баба *3* под действием силы тяжести падала на заготовку *6*. Движение бабы происходило в специальных направляющих, расположенных в стойках копра.

С помощью скоростной цифровой видеокамеры *7* FastVideo-250 осуществляли видеосъемку процесса осадки, при этом все данные в непрерывном режиме поступали через внешний переходник *8* в оперативную память компьютера *9* и сохраняли в AVI-видеофайлах.

Съемку проводили с частотой кадров 3000 кадр/с, продолжительность одного кадра t = 1/3000 = = $3{,}33 \cdot 10^{-4}$ с.

Для осадки заготовок на копре использовали стандартную бабу и бабу с наполнителем с одинаковыми массами $m_б$ = 22,4 кг. В качестве наполнителя бабы использовали металлические шарики диаметром $D_ш$ = 0,012 м. При этом отношение массы засыпаемых шариков к общей массе бабы K_M = 0,15.

Стандартную бабу копра и бабу копра с наполнителем сбрасывали с высоты 2 м, которой соответствовали теоретическая и фактическая скорости движения бабы в момент соударения с заготовкой v = 6,26 и 6 м/с, а также теоретическая и фактическая энергии удара A = 437,1 и 401,4 Дж.

Материал заготовок – сталь 20 (ГОСТ 1050–88). Размеры заготовок: высота $H_{заг}$ = 0,029 м и диаметр $D_{заг}$ = 0,059 м. Масса заготовки $m_{заг}$ = 0,6 кг. Для каждого эксперимента использовали по три заготовки.

Заготовки нагревали до температуры 1100 °С в электропечи сопротивления "Накал" в течение

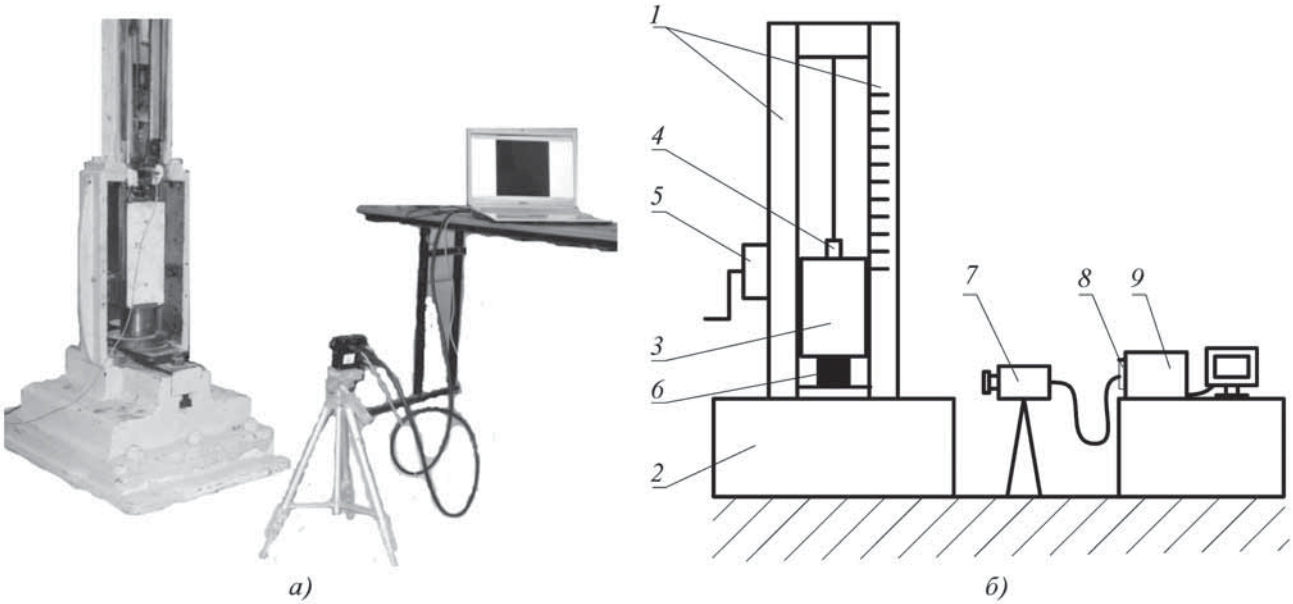


Рис. 1. Общий вид (*а*) и принципиальная схема (*б*) экспериментальной ударной установки:
1 – стойки копра; *2* – основание; *3* – баба; *4* – устройство захвата бабы; *5* – устройство подъема бабы; *6* – заготовка; *7* – скоростная цифровая видеокамера; *8* – переходник; *9* – персональный компьютер

45 мин. Также подогревали основание копра до температуры 200...250 °С. Температуру поверхности заготовки и основания копра контролировали с помощью пирометра "CEM" DT-8855.

В табл. 1 приведены размеры и степени деформации заготовок после горячей осадки стандартной бабой копра и бабой копра с наполнителем.

При осадке стандартной бабой степень деформации заготовок по высоте составила $\varepsilon = 3{,}2$ %, а при осадке заготовок бабой с наполнителем $\varepsilon = 4{,}2$ %, что в 1,3 раза больше степени деформации при осадке стандартной бабой.

Далее при обработке полученных видеоизображений процесса осадки определены продолжительности нагрузочной T_1 и разгрузочной T_2 фаз удара, полная продолжительность удара $T_у$, изменение пластической деформации $\Delta H_п$ и относительной деформации заготовок $\varepsilon_п$ на нагрузочной фазе удара.

При обработке отдельных кадров видеоизображения процесса осадки определяли число кадров N_1, соответствующее нагрузочной фазе удара – от момента начала деформирования заготовки до окончания осадки заготовки, а также число кадров N_2, соответствующее разгрузочной фазе удара – от момента максимальной деформации заготовки до отскока от нее бабы.

Продолжительность каждой фазы удара вычисляли по формуле

$$T_i = N_i \; T_{кадр} \; , \qquad (1)$$

где N_i – число кадров, $i = 1; 2$.

Полная продолжительность всего удара:

$$T_у = T_1 + T_2 \; . \qquad (2)$$

Полученные значения T_1, T_2 и $T_у$ представлены в табл. 2. При осадке заготовок стандартной бабой продолжительность нагрузочной фазы $T_1 = 0{,}00167$ с, а при осадке бабой с наполнителем – $T_1 = 0{,}00433$ с, что в 2,5 раза больше, чем при осадке стандартной бабой.

Таким образом, применение бабы с наполнителем позволяет существенно (до 2,5 раз) увеличивать про-

1. Размеры и степень деформации заготовок после горячей осадки стандартной бабой и бабой с наполнителем

Эксперимент	$H_{заг}$, м	$H_{пок}$, м	ε, %
Осадка стандартной бабой	0,0289	0,002797	3,2
Осадка бабой с наполнителем	0,0289	0,002760	4,2

2. Продолжительность удара при осадке заготовок стандартной бабой и бабой с наполнителем

Эксперимент	T_1	T_2	$T_у$
	10^{-3} с		
Осадка стандартной бабой	1,67	0,66	2,33
Осадка бабой с наполнителем	4,33	1,33	5,66

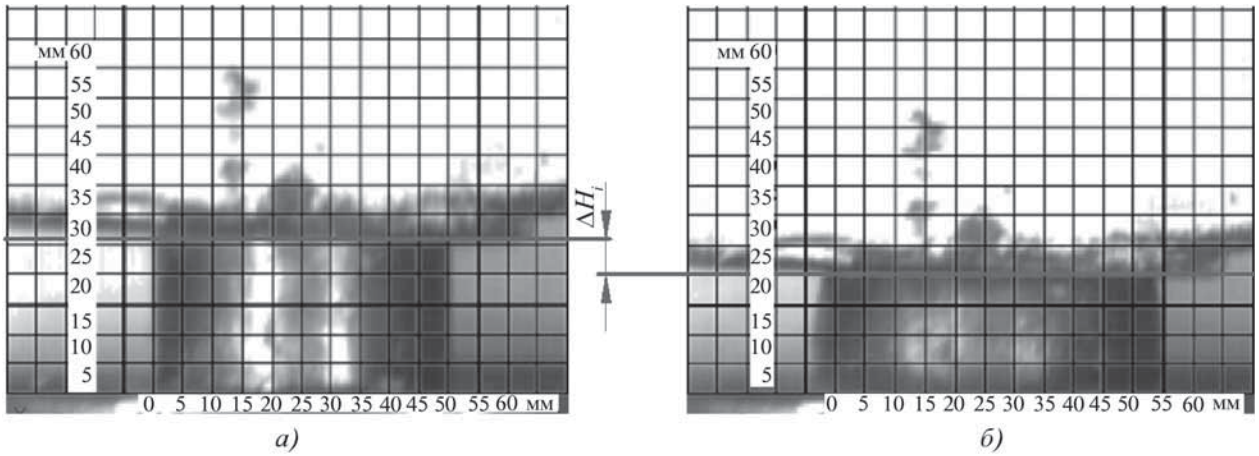


Рис. 2. Раскадровка видеоизображения процесса осадки:
а – первый кадр; *б* – *i*-й кадр; ΔH_i – перемещение бабы на *i*-м кадре

должительность нагрузочной фазы удара T_1 по сравнению с применением стандартной бабы, что можно использовать в технологических целях при ковке на молотах.

Далее на каждом кадре видеоизображений измеряли перемещение бабы ΔH с шагом по времени, равным $T_{кадр}$ (рис. 2).

Экспериментальные зависимости перемещения бабы ΔH от времени были аппроксимированы полиномиальными регрессионными зависимостями 5-го порядка вида

$$\Delta H^{а} = a_0 + a_1 T + a_2 T^2 + a_3 T^3 + a_4 T^4 + a_5 T^5 . \quad (3)$$

Затем определяли пластическую деформацию стальных заготовок $\Delta H_п$ на нагрузочной фазе удара T_1 по следующей формуле:

$$\Delta H_п = \Delta H^{а} - \Delta H_у , \quad (4)$$

где $\Delta H_у$ – упругая деформация основания копра, определяемая при обработке отдельных кадров процесса ударного деформирования и равная величине обратного хода бабы на разгрузочной фазе удара до момента отрыва от заготовки.

Упругими деформациями стальных заготовок при горячем деформировании пренебрегали.

Графики построенных зависимостей $\Delta H^{а}$, $\Delta H_п$ и $\Delta H_у$ от времени T приведены на рис. 3. Экспериментальные значения перемещения бабы ΔH показаны точками.

Зависимости пластической деформации заготовок $\Delta H_п$ от времени были использованы в дальнейшем для построения зависимостей относительной деформации заготовок $\varepsilon_п$ от времени в виде полиномиальных регрессионных уравнений 5-го порядка вида

$$\varepsilon_п = b_0 + b_1 T + b_2 T^2 + b_3 T^3 + b_4 T^4 + b_5 T^5 . \quad (5)$$

При этом относительную деформацию заготовок в каждый момент времени определяли по формуле

$$\varepsilon_п = \frac{\Delta H_п}{H_{заг}} 100\ \%. \quad (6)$$

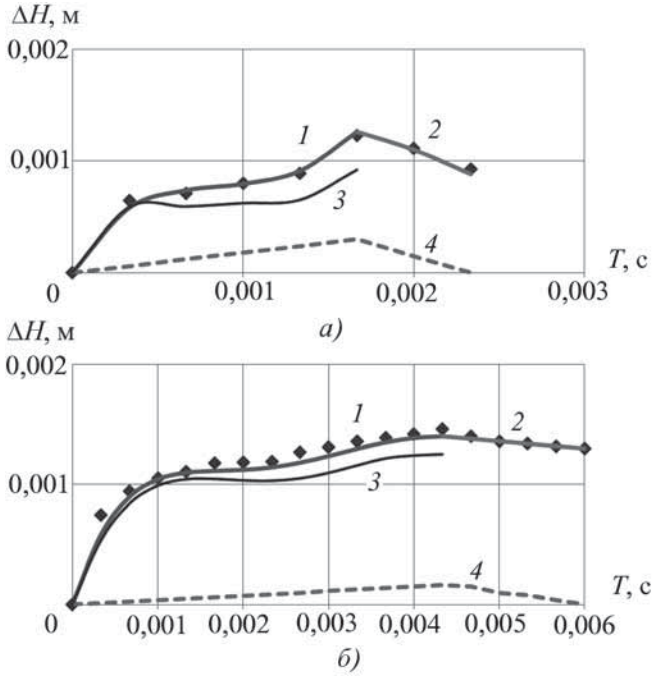


Рис. 3. Перемещение бабы и деформации при горячей осадке:
а – стандартной бабой; *б* – бабой с наполнителем с $K_M = 0{,}15$ и $D_ш = 0{,}012$ м; *1*, *2* – перемещение бабы $\Delta H^{а}$; *3* – пластическая деформация заготовок $\Delta H_п$; *4* – упругая деформация основания копра $\Delta H_у$

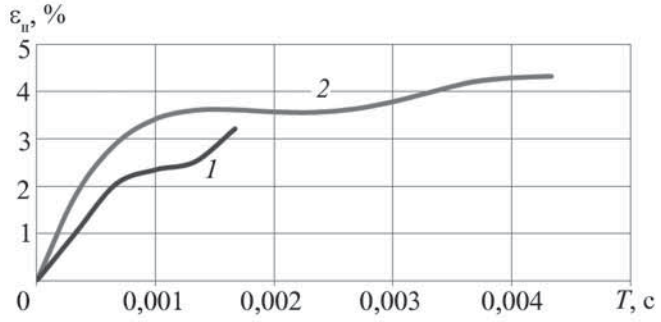


Рис. 4. Зависимость относительной деформации заготовок от времени при горячей осадке стальных заготовок стандартной бабой (*1*) и бабой с наполнителем (*2*)

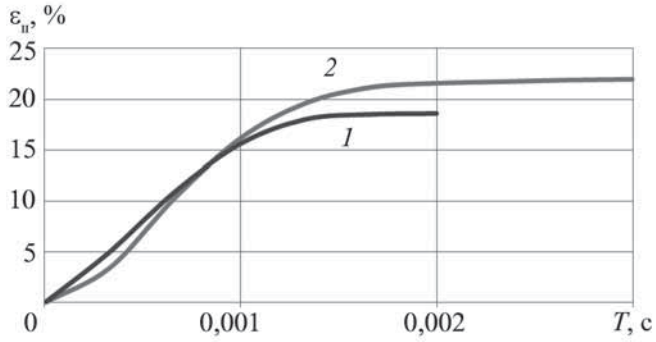


Рис. 5. Зависимость относительной деформации заготовок от времени при осадке свинцовых заготовок стандартной бабой (*1*) и бабой с наполнителем (*2*)

На рис. 4 и 5 представлены зависимости относительной деформации $\varepsilon_п$ от времени T при горячей осадке стальных и свинцовых заготовок стандартной бабой и бабой с наполнителем с одинаковыми массами $m_б$ = 22,4 кг.

Наполнитель бабы – стальные шарики диаметром $D_ш$ = 0,012 м, отношение массы засыпаемых шариков к общей массе бабы K_M = 0,15. Бабы копра сбрасывали также с высоты 2 м, которой соответствовали теоретическая и фактическая энергия удара A = 437,1 и 401,4 Дж [1].

Анализ зависимостей (см. рис. 4) показал, что применение бабы с наполнителем при осадке стальных заготовок приводит к значительному увеличению продолжительности нагрузочной фазы удара (до 2,5 раз) и повышению интенсивности формоизменения и степени деформации заготовок (до 1,3 раза) по сравнению с осадкой стандартной бабой, что подтверждает полученные ранее зависимости при осадке свинцовых заготовок стандартной бабой и бабой с наполнителем (см. рис. 5).

Выводы

В результате экспериментально-теоретических исследований процесса осадки заготовок из стали 20 при ковочной температуре 1100 °С на молотах стандартной бабой и бабой с наполнителем в виде стальных шариков с $D_ш$ = 0,012 м и отношением массы шариков к массе бабы K_M = 0,15 было установлено, что:

1) применение бабы с наполнителем приводит к существенному увеличению продолжительности нагрузочной фазы удара (в 2,5 раза) и повышению интенсивности формоизменения и степени деформации заготовок (в 1,3 раза) по сравнению с осадкой стандартной бабой;

2) полученные данные с достаточной точностью подтверждают экспериментальные данные по осадке свинцовых заготовок стандартной бабой и бабой с наполнителем;

3) полученные данные можно использовать в технологических целях при ковке на молотах заготовок из углеродистых и низколегированных сталей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Феофанова А.Е., Лавриненко В.Ю.** Экспериментальные исследования процесса удара при осадке цилиндрических заготовок // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 2. С. 12–15.

2. **Пат. на полезную модель 96804 РФ.** Устройство бабы молота / А.Е. Феофанова, В.Ю. Лавриненко Е.И. Семёнов. 2010.

Владислав Юрьевич Лавриненко, канд. техн. наук, lvq1@mail.msiu.ru;
Анна Евгеньевна Феофанова, д-р техн. наук;
Евгений Иванович Семёнов, д-р техн. наук;
Тамара Васильевна Милевская

УДК 621.01

И.П. Попов, Е.С. Нестеренко, А.О. Кузин *(Самарский государственный аэрокосмический университет имени академика С.П. Королёва (национальный исследовательский университет))*

Исследование упругих свойств штамповой оснастки при операции двухугловой гибки в штампе с упругой планкой

Предложена новая схема процесса двухугловой гибки в штампе с упругой планкой. Данная схема позволит снизить упругое пружинение за счет формы упругой планки и формы пуансона, повысить качество детали, исключить из технологического процесса операцию калибровки. Определены технологические параметры процесса (изгибающая сила гибки, угол пружинения) для разных толщин заготовки, геометрические параметры, напряженно-деформированное состояние упругой планки и заготовки. Смоделирован процесс деформации упругой планки и процесс двухугловой гибки с упругой планкой в программном комплексе DEFORM-2D. Проведен анализ результатов, полученных в программном комплексе DEFORM-2D. Разработанная модель штамповой оснастки с упругой планкой показала перспективность технологического процесса и рекомендована к внедрению в производство.

Ключевые слова: двухугловая гибка; упругие свойства; форма пуансона; упругая планка; упругое пружинение; ширина планки.

The new scheme of two-angle bending in die with elastic plate is proposed. Proposed scheme allowed to reduce elastic stringiness, due to shapes of elastic plate and male mould form, allowed to increase quality of items, and exclude calibration from the technological process. Technological parameters of process, such us bending elastic force, elastic stringiness angle, minimum bending radius for different thickness of blanks are determined. Geometrical parameters such as thickness of elastic plate are determined. Under tension strain state of the plate is determined. There is no plastic deformation of the plate. Under tension strain state of blank is determined. The deformation process of elastic plate and two-angle bending process with elastic plate are simulated in software DEFORM-2D. Results of simulation in software DEFORM-2D are analyzed. The developed model of stamping tool demonstrates perspectives of technological process and is recommended to manufacture use.

Keywords: two-angle bending; elastic properties; punch shape; elastic plate; elastic stringiness; width of plate.

Как известно, в процессе при двухугловой гибке возникает упругое пружинение. По окончании гибки упругая деформация устраняется, вследствие чего происходит изменение размеров изделия по сравнению с размерами, заданными инструментом. Упругое пружинение обычно выражается в угловом измерении и является той величиной, на которую следует уменьшить угол гибки, чтобы получить требуемый угол изогнутой детали.

Формула для приближенного определения упругого пружинения (П-образная гибка):

$$\operatorname{tg}\beta = 0,75\,\frac{l_1}{kS}\,\frac{\sigma_т}{E}, \qquad (1)$$

где β – угол пружинения; $k = 1 - x$ – коэффициент, определяющий положение нейтрального слоя в зависимости от r/S; r – радиус гиба, мм; S – толщина заготовки, мм; $l_1 = r_м + r_п + 1,25\,S$ – плечо гибки, мм; $r_м$, $r_п$ – радиус матрицы и пуансона соответственно, мм; $\sigma_т$ – предел текучести, МПа; E – модуль упругости, МПа.

Из (1) видно, что величина упругого пружинения зависит от упругих свойств материала, степени деформации, угла и способа гибки. Учесть все параметры достаточно точно не всегда возможно и поэтому для ответственных деталей требуется дополнительная операция калибровки.

На кафедре обработки металлов давлением Самарского государственного аэрокосмического университета ведется работа по исследованию упругих свойств штамповой оснастки, в частности, процесса гибки листового материала [1].

В результате работы была разработана модель штампа с упругой планкой, которая позволяет сделать процесс двухугловой гибки более технологически и экономически выгодным. Данный штамп предназначен для угла гиба 90° и 90°–β и не учитывает утонение штампуемой заготовки в зоне гиба. Схема процесса представлена на рис. 1.

В начале процесса заготовка *3* фиксируется на матрице *5* и выталкивателе *4*, который находится в верхнем положении. При движении пуансона *1* вниз выталкиватель *4* опускается, упругая планка *2* начинает прижимать вертикальные полки заготовки *3* к пуансону *1*, создавая дополнительную нагрузку на заготовку *3*. При обратном ходе выталкиватель *4* выводит заготовку из матрицы *5*, при этом упругая планка *2* на протяжении всего процесса прижимает заготовку *3* к пуансону *1*. После окончания процесса заготовку *3* снимают с пуансона *1* пинцетом.

Применение данного способа позволит: использовать упругие свойства штамповой оснастки, повысить качество детали, снизить упругое пружинение за счет

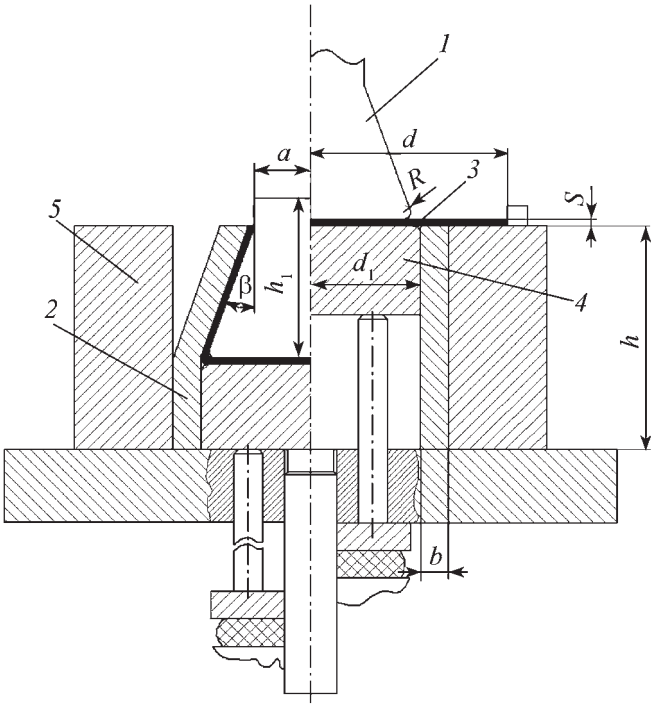


Рис. 1. Схема процесса двухугловой гибки с использованием упругой планки (слева – окончание процесса, справа – начало процесса):
1 – пуансон; *2* – упругая планка; *3* – заготовка; *4* – выталкиватель; *5* – матрица; *h* – высота планки; *b* – ширина планки; *R* – радиус гиба; *S* – толщина заготовки; *d* – длина заготовки; h_1 – высота пуансона; *a* – ширина пуансона; d_1 – ширина выталкивателя

формы упругой планки и формы пуансона, исключить из технологического процесса операции калибровки.

Для подтверждения приведенного выше были проведены расчеты по инженерному методу.

Изгибающие моменты и силы гибки рассчитаны по формулам:

$$2M = P_{изг}\, l\,; \qquad (2)$$

$$l = R + 1{,}2\,S\,, \qquad (3)$$

где $P_{изг}$ – сила двухугловой гибки, Н; l – плечо гиба, мм.

$$P_{изг} = 0{,}5\,B\,S^2\,\sigma_в\,\frac{\cos\beta\,(\cos\beta + \mu\,\sin\beta)}{(r_м + r_п + S)\,(1 - \sin\beta) + nS} = \qquad (4)$$

$$= 2BS\,\sigma_в\,k_2\,,$$

где B – длина линии изгиба, мм; $\sigma_в$ – предел прочности, МПа; μ – коэффициент трения; n – коэффициент, характеризующий влияние упрочнения; k_2 – коэффициент для двухугловой гибки.

Для определения размеров планки использована теория чистого изгиба. На рис. 2 приведена схема нагружения упругой планки в процессе гибки.

Геометрические размеры упругой планки зависят от максимального нормального напряжения, которое вычисляется по формуле

$$\sigma_{max} = \frac{M}{W_x}\,, \qquad (5)$$

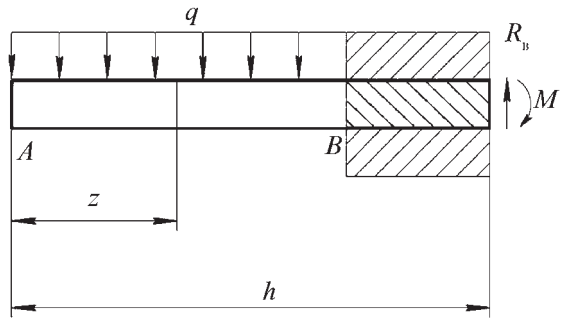


Рис. 2. Расчетная схема упругой планки:
q – распределенная нагрузка; *z* – половина длины распределенной нагрузки

где изгибающий момент рассчитывается по формуле

$$M = \frac{q\,z^2}{2}\,, \qquad (6)$$

момент сопротивления прямоугольного сечения при изгибе:

$$W_x = \frac{b\,h^2}{6}\,. \qquad (7)$$

С учетом формул (2)–(7) была выведена формула ширины упругой планки, которая зависит от геометрических размеров заготовки, силы гибки и угла пружинения:

$$b = \frac{6\,M}{h^2\,\sigma_{max}}\,. \qquad (8)$$

В таблице приведены результаты расчетов для заготовки из материала 08кп (d = 25 мм; R = 1 мм; H = 50 мм; d_1 = 20 мм; μ = 0,12) толщиной от 0,5 до 6 мм, технологических параметров и конструктивных размеров упругой планки из стали 45 ($\sigma_т$ = 460 МПа).

Из расчетов видно, что при возрастании толщины заготовки увеличивается ширина планки и возрастает максимальное нормальное напряжение. Однако $\sigma_{max} << \sigma_т$ = 460 МПа для стали 45.

Для подтверждения теоретических расчетов был смоделирован процесс деформации упругой планки и процесс двухугловой гибки с использованием упругой планки в программном комплексе DEFORM-2D.

Моделирование проводили для процесса деформации прямого и обратного хода, анализ результатов – в постпроцессоре программного комплекса. Для оценки условий процесса рассматривали поля распределений напряжений и деформаций по объему планки в момент начала деформации, в середине процесса деформации и по окончании деформации.

В результате для заготовки толщиной S = 1 мм было получено, что максимальные напряжения в начале деформации равны 0,375 МПа (для S = 6 мм, σ_{max} = 0,519 МПа), они возникают в месте контакта

Результаты расчета

S, мм	$P_{изг}$, кН	q, Н/м	M, Н·м	β, °	W_x, мм^3	σ_{max}, МПа	b_{min}, мм
0,5	10,8	0,154	94,5	1,84	520,83	0,521	1,25
1	21,6	0,309	189	1,75	1041,67	0,523	2,5
2	43,2	0,617	378	1,63	2083,33	0,527	5
4	86,4	1,234	756	1,51	4166,67	0,534	10
6	129,6	1,851	1134	1,40	6250	0,542	15

заготовки с пуансоном, упругой планки с выталкивателем и упругой планки с матрицей. Значительных пластических деформаций еще не возникает, однако в заготовке в месте контакта с пуансоном степень пластической деформации достигает 36 % для S = 1 мм и 22,4 % для S = 6 мм.

В середине процесса деформации напряжения в большем объеме заготовки и упругой планки: в местах контакта заготовки и упругой планки, а также в месте контакта упругой планки и матрицы составляют: для S = 1 мм σ_{max} = 0,375 МПа; для S = 6 мм σ_{max} = 0,519 МПа.

Максимальные значения пластических деформаций при этом наблюдаются в месте скругления заготовки (контактная поверхность "заготовка–пуансон"), их уровень достигает 36 % для S = 1 мм и 67,3 % для S = 6 мм, а также в месте контакта заготовки с упругой планкой и на внешнем радиусе скругления: 24 % для S = 1 мм; 44,9 % для S = 6 мм.

По окончании прямого хода пуансона максимальные напряжения в упругой планке наблюдаются по сечению упругой планки на уровне контакта матрицы и выталкивателя и равны: для S = 1 мм σ_{max} = = 0,748 МПа; для S = 6 мм σ_{max} = 1,12 МПа. В основном уровень напряжений в этой области составляет 0,249 МПа для S = 1 мм и 0,749 МПа для S = 6 мм. Таким образом, пластические деформации в планке не возникают, в заготовке на данном этапе максимальное значение пластической деформации достигает 36 % для S = 1 мм и 67,3 % для S = 6 мм (в области внутреннего радиуса скругления).

При начале обратного хода деформации в упругой планке не возникают. По окончании обратного хода пуансона, т.е. после снятия нагрузки напряжения, как и пластические деформации, в планке отсутствуют. В заготовке деформации составляют 39,7 % для S = 1 мм и 67,3 % для S = 6 мм.

Таким образом, напряжения, возникающие в планке и заготовке, имеют допустимый уровень для материалов, из которых они изготовлены. Пластическая деформация активно проходит в заготовке, в планке она отсутствует (что подтверждает ее упругую модель).

Результаты замера толщины заготовки в конце прямого хода показали, что толщина постоянна (S_1 = 1 мм и S_2 = 6 мм) и равна начальной, кроме места перегиба, где наблюдается небольшое утонение за счет пластической деформации (S_1^1 = 0,98 мм и S_2^1 = 5,89 мм).

Также был проведен анализ напряжения по ширине планки в месте максимального изгиба упругой планки и анализ напряжения на поверхности планки по длине образующей.

На рис. 3 приведена зависимость напряжения от толщины упругой планки по ширине в месте максимального изгиба упругой планки.

Из рис. 3 видно, что максимальные напряжения возникают в точках соприкосновения планки с заго-

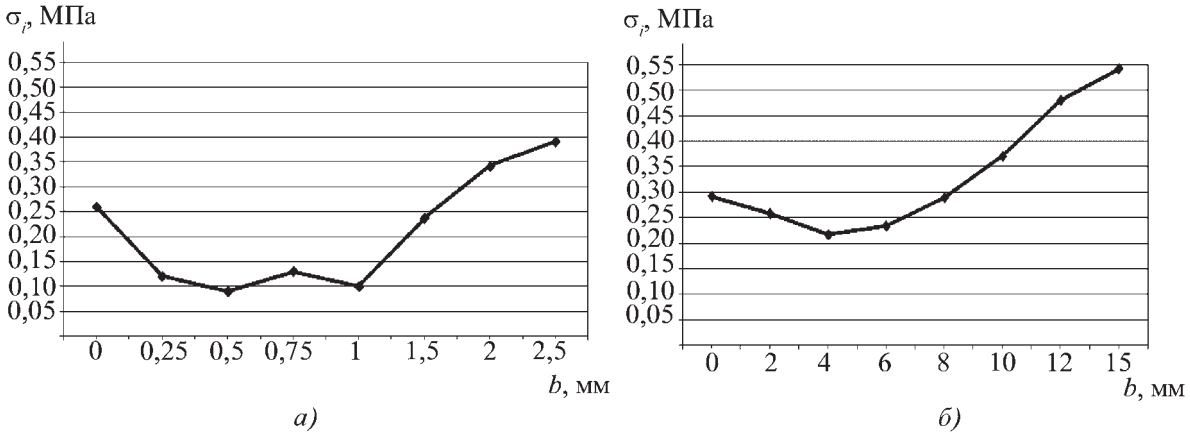


Рис. 3. Зависимость напряжения σ_i от толщины b упругой планки по ширине в месте максимального изгиба упругой планки: *а* – S = 1 мм, b = 2,5 мм; *б* – S = 6 мм, b = 15 мм

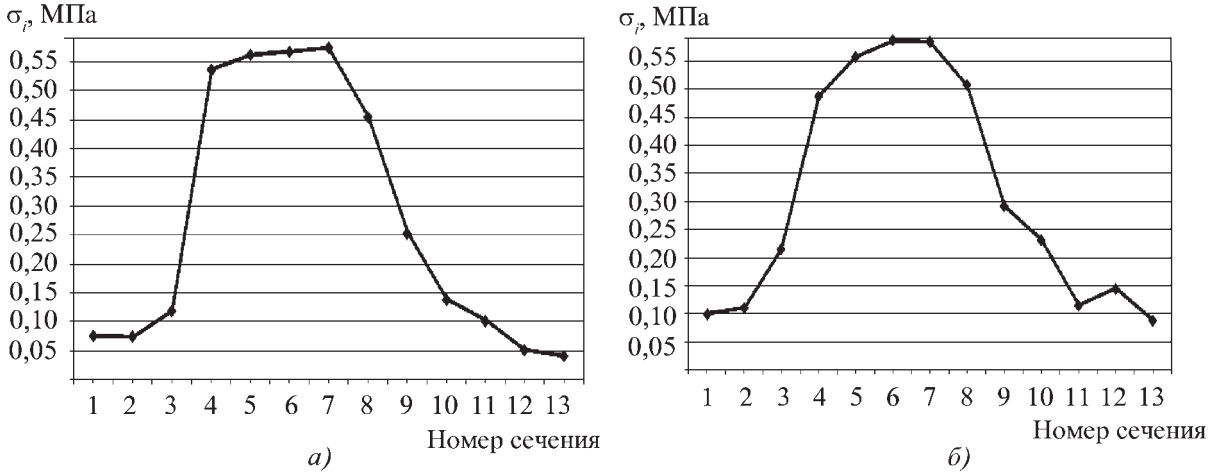


Рис. 4. Зависимость напряжения σ_i на поверхности планки по длине образующей от номера сечения упругой планки в месте контакта с заготовкой:
а – S = 1 мм, b = 2,5 мм; *б* – S = 6 мм, b = 15 мм

товкой и матрицы с планкой и не превышают предела текучести на рис. 3, *а* σ_i = 0,4 МПа << $\sigma_т$ = 460 МПа – для стали 45, на рис. 3, *б* σ_i = 0,56 МПа << $\sigma_т$ = = 460 МПа – для стали 45.

На рис. 4 показана зависимость напряжения на поверхности планки по длине образующей от номера сечения, из которой следует, что распределение имеет максимальное значение в месте изгиба планки и не превышает предел текучести на рис. 4, *а* σ_i = 0,56 МПа << $\sigma_т$ = 460 МПа – для стали 45, на рис. 4, *б* σ_i = 0,58 МПа << $\sigma_т$ = 460 МПа – для стали 45.

Результаты расчетов угла пружинения с использованием упругой планки и без нее в зависимости от толщины заготовки представлены на рис. 5. Из графика видно, что при использовании упругой планки значение угла пружинения меньше на 5 %.

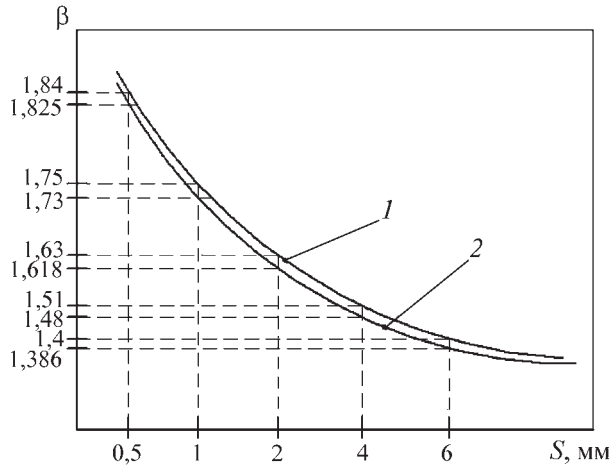


Рис. 5. Зависимость угла пружинения β от толщины *S* заготовки:
1 – без упругой планки; *2* – с упругой планкой

Штамповую оснастку целесообразно изготовлять из инструментальных сталей, предназначенных для штампов холодной штамповки. Рабочие элементы штампа (матрица, пуансон) изготовлены из материалов У8 или У10, их твердость после термической обработки 50...55 HRC.

Упругую планку (сталь 45) подвергали термической обработке: отжиг при температуре 840...860 °С, 1 ч, охлаждение в печи; полная закалка в воду при 840...860 °С, 20 мин; высокий отпуск при 550...600 °С, 20 мин, далее охлаждение на воздухе; азотирование при 550...600 °С, 55 ч для повышения стойкости.

Размеры пуансона и матрицы соответствуют размерам детали. Пуансон корректируется в зависимости от геометрических параметров детали, угла пружинения, минимального радиуса гибки и материала заготовки.

Заключение. Определены необходимые технологические и геометрические параметры (для заготовки толщиной от 0,5 до 6 мм), которые позволили подобрать оптимальные размеры упругой планки (*b*).

При моделировании процесса были рассчитаны напряжения и деформации, которые показали, что упругая планка пластически не деформируется.

Разработанная модель штамповой оснастки с упругой планкой показала перспективность технологического процесса и рекомендована к внедрению в производство.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Способ** штамповки эластичной средой: пат. 2055671 РФ, МПК B 21 D 22/10 / А.Л. Комаров, В.К. Моисеев, В.В. Синица, А.А. Шаров. 1994.

Игорь Петрович Попов, д-р техн. наук;
Елена Сергеевна Нестеренко, канд. техн. наук;
Александр Олегович Кузин,
mrfry@mail.ru

УДК 539.3

А.П. Поляков *(Институт машиноведения УрО РАН, г. Екатеринбург)*

О влиянии размера частиц на уплотняемость порошка*

На основе анализа экспериментальных данных рассмотрены соотношения, позволяющие учесть влияние размера частиц порошка на уплотняемость. Показано, что уплотняемость порошка не всегда коррелирует с его насыпной плотностью и в качестве обобщенной характеристики, определяющей плотность порошка при прессовании, следует принять угол внутреннего трения. Влияние дисперсности порошка на уплотняемость резко возрастает при размере частиц порошка 0,1...1,0 мкм и менее.

Ключевые слова: порошок; прессование; диаметр частиц; внутреннее трение; уплотняемость.

Based on the analysis of experimental data the relationships taking into account the influence of the particle size of powder on compactibility are considered. It is shown that compressibility of powder not always correlates with its bulk density and as the generalized characteristic defining density of powder at pressing, it is necessary to accept angle of repose. Influence of dispersion of powder on compactibility increases abrupt when the particle size of powder 0.1...1.0 micron and less.

Keywords: powder; pressing; diameter of particles; internal friction; compressibility.

Формование изделий из пористых материалов является одним из основных технологических процессов порошковой металлургии, определяющих форму, размеры и плотность изделий. Именно к этому этапу относятся наибольшие производственные расходы при производстве изделий из порошков. При этом уплотняемость порошков существенно зависит от формы и размера частиц. Как правило, уплотняемость тем больше, чем крупнее частицы порошка и чем более правильной формой они обладают. Следует также учитывать, что реальная форма частиц может быть достаточно сложной, они могут значительно отличаться по размеру. В этом случае можно говорить о среднем размере частиц и параметрах, характеризующих их форму [1].

Однако в настоящее время в литературе, посвященной процессам формования порошков, соотношения, позволяющие с приемлемой точностью связать плотность заготовки с размером и формой частиц, не рассмотрены.

Известно, что физически строгие модели должны отражать двойственный механизм деформирования порошкового материала: межчастичный сдвиг, связанный с переупаковкой частиц, и необратимое изменение их формы. Одновременный учет этих условий на основе формализованного математического подхода требует проведения многочисленных трудоемких экспериментов по идентификации параметров уравнений.

Кроме того, с учетом сложной формы и состояния поверхности частиц требуется введение феноменологических поправочных коэффициентов. Полученные соотношения могут быть достаточно громоздкими (особенно при описании деформации по механизму скольжения), но не всегда удобны для использования в инженерной практике. Поэтому возможность ввода достаточно простых, но в то же время эффективных феноменологических зависимостей, позволяющих оценивать влияние размера и формы частиц на уплотняемость, является актуальной.

Процесс уплотнения порошка под действием внешней нагрузки можно условно разбить на три стадии, причем на начальном этапе преимущественное значение имеет структурная деформация частиц, связанная с их взаимным сдвигом и поворотом и, как следствие, достижением более плотной упаковки [1, 2].

Так, в [1] отмечено, что механизм уплотнения при пористости $\theta > 0{,}3$ заключается в преимущественном межчастичном скольжении (перемещении и лучшей укладке частиц вследствие заполнения пор, ликвидации арок, пустот и т.п.) и поэтому слабо зависит от физико-механических свойств, а определяется параметрами межчастичного трения. В этом случае силы, действующие на частицу, достаточны для осуществления межчастичного сдвига, но не достигают величины, необходимой для пластического деформирования частицы (исключая смятие в зонах контакта).

Различие в плотности прессовок для порошков с частицами различного диаметра, формы, степенью шероховатости поверхности проявляется, как правило, уже на начальной стадии при относительно малых давлениях прессования и далее слабо меняется с увеличением давления. Например, согласно данным работы [3] уплотняемость распыленных железных порошков тем выше, чем больше вклад первой стадии в процесс прессования. Указанное обстоятельство подтверждается экспериментальными данными работ [4, 5] по одноосному прессованию железных порошков с размером частиц 40...260 мкм в [4] (порошки ПЖР3 и ПРЖФ); с размером частиц 23...120 нм, 1 и 4 мкм

* Работа частично выполнена в рамках междисциплинарного проекта УрО РАН № 12-М-13-2028.

в [5] (восстановленный порошок), порошков никеля и нитрида кремния [1].

В качестве обобщенных характеристик, определяющих уплотнение порошка на данной стадии прессования, можно принять насыпную плотность и параметры внутреннего (межчастичного) трения. Указанные факторы зависят от размера и формы частиц, состояния их поверхности.

На насыпную плотность, параметры внутреннего трения и, как следствие, на уплотняемость может существенно влиять гранулометрический состав порошка, но этот вопрос в работе не рассмотрен. Исследованы порошки, близкие к монодисперсным, отклонение от среднего диаметра по коэффициенту вариации не более 0,2...0,3. Данный факт позволяет не учитывать влияние степени полидисперсности порошка.

Рассмотрим влияние насыпной плотности на процесс уплотнения. Уплотняемость порошков на начальном этапе в основном определяется их насыпной плотностью, аналогичный результат получен при прессовании порошков меди различной дисперсности. Данные работы [1] по прессованию порошков никеля и нитрида кремния позволяют сделать вывод о том, что с увеличением размера частиц повышаются насыпная плотность и плотность прессовки (при одном и том же давлении прессования).

С другой стороны, в обзорной работе [6] показано, что для порошков, рассеянных на узкие фракции, с увеличением диаметра частиц насыпная плотность может как возрастать (порошки твердого сплава ВТ-9, бронзы БрОФ-10-1, восстановленный порошок стали 1Х18Н9Т), так и убывать (распыленный порошок стали ПРХ18Н10, восстановленный порошок стали ПХ18Н15, измельченный в вихревой мельнице порошок стали 1Х18Н9Т). В этом случае достаточно сложно получить зависимость насыпной плотности от параметров частиц. Для этого требуются многочисленные исследования по систематизации формы и состоянию поверхности частиц порошков.

Важно отметить, что уплотняемость не всегда коррелирует с насыпной плотностью. Это наглядно иллюстрируют данные работы [3] для распыленных П1–П4 и восстановленного П5 железных порошков, схожих по гранулометрическому составу. Результаты представлены на рис. 1 в виде значений относительной плотности $\rho_{отн} = \rho / \rho_к$ (ρ – текущая плотность; $\rho_к$ – плотность компакта) для каждого порошка.

Объяснить результаты, приведенные на рис. 1, можно следующим образом. Насыпная плотность порошка, как известно, зависит от размера и формы частиц, состояния их поверхности, однако, являясь характеристикой исходного состояния (перед началом прессования) не учитывает влияние указанных параметров на процесс структурной деформации. Более естественно с физической точки зрения оценивать контактное взаимодействие частиц в процессе деформирования через угол внутреннего трения.

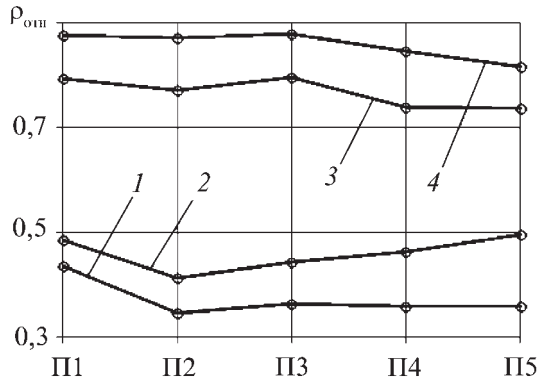


Рис. 1. Значения насыпной плотности, плотности утряски и плотности прессовок железных порошков [3]:
1 – насыпная плотность; *2* – плотность утряски; *3* – плотность при давлении 392 МПа; *4* – плотность при давлении 686 МПа

Внутреннее трение является одной из важнейших характеристик порошковых материалов [1]. Параметры внутреннего трения существенно влияют на технологические характеристики порошков, в частности на насыпную плотность, но определяются параметрами частиц [1]. На стадии структурной деформации уплотняемость существенно зависит от размеров площадок межчастичного контакта и состояния поверхности частиц. Уменьшение размера частиц увеличивает суммарную площадь контактов, что вызывает рост коэффициента внутреннего трения. Большие частицы могут иметь неправильную форму и бóльшую шероховатость поверхности (в том числе для различных фракций порошка одной партии [1]), что также ведет к увеличению коэффициента внутреннего трения.

Рассмотрим влияние межчастичного трения на уплотняемость порошка. В литературе немного экспериментальных данных, относящихся к металлическим порошкам [7]. Поэтому сложно получить достаточно полную систематизированную информацию о влиянии параметров частиц на плотность прессовки с учетом многообразия влияющих на процесс прессования факторов. Тем не менее, имеющиеся данные позволяют выявить общую закономерность, связывающую плотность заготовки с параметрами внутреннего трения.

Заметим, что угол внутреннего трения φ меняется в процессе деформирования, так как с ростом силы прессования происходит качественное и количественное изменение межчастичных границ. При этом согласно данным, полученным для восстановленного стального и железного порошков, а также медного электролитического порошка, изменение $\mathrm{tg}\,\varphi$ при $\rho_{отн}$ = 0,4...0,8 составляет не более 10 % в сторону уменьшения с увеличением плотности. Поэтому на

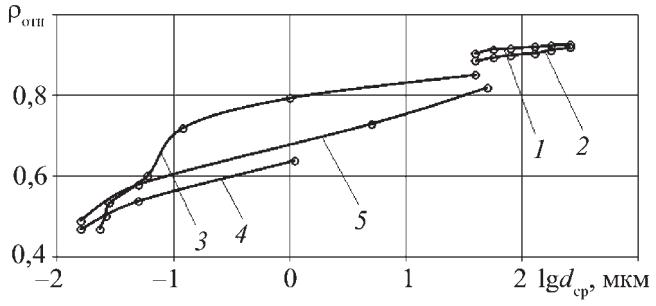


Рис. 2. Зависимость плотности от логарифма среднего диаметра частиц порошка и давления прессования [1, 4, 5]:
1 – порошок ПЖР3 [4]; *2* – порошок ПРЖФ [4]; *3* – восстановленные железные порошки [5]; *4* – нитрид кремния [1]; *5* – никель [1]; *1–3* – 700 МПа; *4*, *5* – 1 ГПа

этапе структурной деформации величину tg φ можно принять постоянной.

На рис. 2 представлены данные по прессованию порошков в цилиндрической пресс-форме при давлениях 700 МПа [4, 5] и 1 ГПа [1] в полулогарифмических координатах в виде зависимости плотности $\rho_{отн}$ от логарифма среднего диаметра частиц $d_{ср}$.

На рис. 3 приведены значения тангенса угла внутреннего трения tg φ для порошков различного гранулометрического состава: средне- и грубодисперсных распыленных порошков никеля, коррозионно-стойкой стали [1] и железа [8]; тонко- и ультрадисперсных порошков никеля, различных по способу получения [8] и ультрадисперсных порошков тугоплавких соединений оксидно-нитридного состава [1].

Анализ результатов, представленных на рис. 2, 3, показал следующее. С уменьшением диаметра частиц плотность заготовки монотонно уменьшается, причем наиболее заметно для тонко- и ультрадисперсных порошков (см. рис. 2). Для крупных порошков изменение плотности $\rho_{отн}$ не превышает 2...4 % в диапазоне изменения $d_{ср}$ = 40...260 мкм (см. рис. 2, кривые *1*, *2*), тогда как, например, при $d_{ср}$ = 1,0...0,1 мкм плотность снижается на 12...15 % (см. рис. 2, кривые *3–5*).

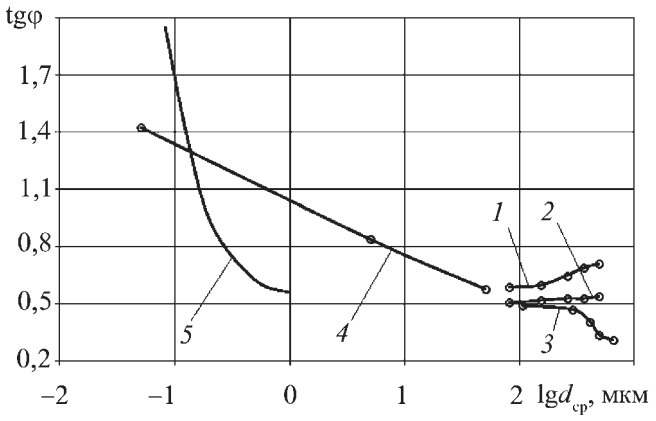


Рис. 3. Зависимость тангенса угла внутреннего трения от логарифма среднего диаметра частиц порошка:
1 – коррозионно-стойкая сталь [1]; *2* – распыленный порошок никеля [1]; *3* – железные порошки [8]; *4* – никель [1]; *5* – порошки тугоплавких соединений [1]

Для угла внутреннего трения картина обратная. С уменьшением диаметра частиц величина tg φ возрастает, причем наиболее существенно (аналогично плотности) для тонкодисперсных порошков (см. рис. 3, кривые *4*, *5*). Для крупных порошков видим некоторый рост угла внутреннего трения с увеличением диаметра (см. рис. 3, кривые *1*, *2*). Объясняется это, видимо, формой частиц. Так, частицы порошка коррозионно-стойкой стали минимального размера 30 мкм имели сферичность 75 %, тогда как сферичность частиц наиболее крупной фракции составила 40...50 % [1], что привело к росту поверхности контактного взаимодействия частиц и, соответственно, угла внутреннего трения. Влияние морфологии частиц в данном случае кажется преобладающим [1].

Следует отметить существенное ухудшение уплотняемости и увеличение угла внутреннего трения при размерах частиц от нескольких микрометров и менее при переходе к ультрадисперсным (наноразмерным) порошкам. Обусловлено это следующим. На процесс уплотнения (в частности на межчастичное взаимодействие) в данном случае влияет искажение кристаллической структуры, порошки содержат большое число адсорбированных примесей, которые при прессовании остаются в образце. Макроскопически это проявляется в высоком внутреннем трении, что затрудняет процесс компактирования. Кроме того, наночастицы не содержат дислокаций, что затрудняет их пластическую деформацию. Для пористых сред минимальные размеры частиц, сохраняющих свойства, характерные для массивного образца, составляют 0,1...1,0 мкм [9].

Результаты, представленные на рис. 2, 3, позволяют говорить о хорошей корреляции угла внутреннего трения с уплотняемостью. Можно считать, что соотношения, описывающие зависимость $\rho_{отн}$ и tg φ от $d_{ср}$ должны иметь схожий характер (с учетом характера влияния – с увеличением диаметра растет плотность и уменьшается внутреннее трение). Поскольку соотношения, непосредственно связывающие плотность заготовки с параметрами частиц, в литературе практически не изучены, можно рассмотреть зависимости угла внутреннего трения от формы и размера частиц и на их основе строить зависимости, связывающие размер частиц с плотностью порошка.

Анализ литературы показал, что обычно вводятся теоретические и феноменологические соотношения между углом внутреннего трения и текущей плотностью порошка (см. например, [10,11]). При этом известно мало работ, в которых рассмотрена связь угла внутреннего трения с формой и размером частиц порошка.

Так, в [12] приведена формула, часто используемая для пищевых и растительных порошков:

$$\mathrm{tg}\,\varphi = a_1 n^2 + a_2 M / d_{\text{ср}} + a_3 \rho_{\text{отн}} + a_4 , \qquad (1)$$

где n – фактор формы; M – влагосодержание; a_i – эмпирические константы.

В работе [13] на основе натурного и компьютерного моделирования на сферических моночастицах получена формула для угла внутреннего трения:

$$\varphi = a \prod (\mu_i)^{b_i} \, d_{\text{ср}}^{-0,2} , \qquad (2)$$

где μ_i – коэффициенты трения качения и трения скольжения в парах частица–частица и частица–контейнер; a, b_i – коэффициенты аппроксимации.

В работе [14] для диапазона $d_{\text{ср}}$ = 20...170 мкм получено выражение вида:

$$\varphi = a_1 + a_2 \exp(b_1 - d_{\text{ср}} / b_2) , \qquad (3)$$

где a_i, b_i – коэффициенты аппроксимации.

Таким образом, формулы (1)–(3) качественно соответствуют характеру кривых на рис. 3, т.е. росту угла внутреннего трения с уменьшением диаметра частиц.

Формула (1) носит достаточно общий характер, позволяя учесть многообразие факторов, определяющих угол внутреннего трения, и их влияние на уплотняемость порошка. Однако она содержит набор эмпирических коэффициентов, для определения которых требуется большое число экспериментов. Также при $M = 0$ не учитывается влияние размера частиц на внутреннее трение. Последнее обстоятельство связано с тем, что формула ориентирована на порошки из материалов растительного происхождения.

Формула (2) получена для сферических частиц песка большого диаметра (0,1...10 мм), что затрудняет возможность ее практического применения для металлических порошков. Кроме того, коэффициент a в формуле (2) существенно зависит от толщины стенки контейнера [13].

Аналогичные замечания можно сделать и относительно формулы (3).

Таким образом, формулы (1)–(3) сложно использовать в качестве аналога для описания зависимости плотности от диаметра частиц.

С учетом изложенного выше, для оценки степени влияния размера частиц на уплотняемость указанную зависимость предложено представить в виде:

$$\rho_{\text{отн}} = a_1 (d_{\text{ср}} / d_0)^{b_1} , \qquad (4)$$

где d_0 = 0,1 мкм – "базовый" диаметр частицы.

Аналогично для угла внутреннего трения можно записать:

$$\mathrm{tg}\,\varphi = a_2 (d_{\text{ср}} / d_0)^{b_2} . \qquad (5)$$

Наличие в уравнениях (4), (5) параметра d_0 позволяет привести их к безразмерному виду. Численное значение d_0 = 0,1 мкм приблизительно соответствует переходу от тонкодисперсных к ультрадисперсным порошкам, а также минимальному размеру частиц, сохраняющих свойства, характерные для массивного образца. Заметим также, что начиная с указанного значения d_0, скорость убывания плотности с уменьшением диаметра возрастает (см. рис. 2, кривые *3–5*).

Аппроксимация данных по плотности $\rho_{\text{отн}}$, представленных на рис. 2, по формуле (4) приводит к значениям параметров a_1 = 0,5827; b_1 = 0,0644 с коэффициентом детерминации 0,922. Расхождение расчетных и экспериментальных данных при этом составляет не более 5 %.

Точность аппроксимации данных по углу внутреннего трения (см. рис. 3) существенно ниже, значения a_2 = 1,177 и b_2 = –0,108 получены при коэффициенте детерминации 0,65. Причем наиболее существенно на погрешность влияют данные по порошку коррозионно-стойкой стали, для которых с ростом диаметра частиц увеличивается и угол внутреннего трения (см. рис. 3, кривая *1*) вследствие значительного ухудшения сферичности частиц при больших диаметрах. В данном случае в формуле (5) необходимо ввести поправочный коэффициент, учитывающий форму частиц. Решение этого вопроса не является целью данной статьи и должно быть предметом отдельного исследования.

Без учета данных по указанному порошку результаты аппроксимации следующие: a_2 = 1,2 и b_2 = –0,125 при коэффициенте детерминации 0,77. Расхождение расчетных и экспериментальных данных при этом не превышает 15...20 % (кроме максимальных и минимальных значений диаметров частиц рассмотренных порошков). С учетом различия свойств рассмотренных порошков (материал, способ получения, форма частиц) полученный результат можно считать удовлетворительным на данном этапе исследований.

Также учитывая, что зависимости плотности прессовок от диаметра частиц при различных фиксированных давлениях прессования в целом идентичны (см. например, [1, 4, 5]), в соответствии с формулами (4), (5) связь плотности с углом внутреннего трения можно представить в виде:

$$\rho_{\text{отн}} = c\,(\mathrm{tg}\,\varphi)^{b_3} , \qquad (6)$$

где c – константа для данного материала и условий деформирования.

В частности, в соответствии с данными, представленными на рис. 2, 3, параметр b_3 может меняться в диапазоне $b_3 \approx -1,5...2,0$.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что способность порошкового материала к уплотнению не всегда однозначно определяется его насыпной плотностью, в качестве обобщенной характеристики влияния размера частиц порошка на процесс уплотнения следует рассматривать угол внутреннего трения. Для оценки угла внутреннего трения на этапе подго-

товки порошка к прессованию могут быть использованы данные по величине угла естественного откоса или угла обрушения (для тонко- и ультрадисперсных порошков).

Заключение. Выполнен анализ экспериментальных данных и на его основе рассмотрены соотношения, позволяющие учесть влияние размера частиц порошка на уплотняемость. Показано, что указанная зависимость с удовлетворительной точностью для практических целей позволяет описать процесс уплотнения металлических порошков различной дисперсности. Отмечено, что влияние дисперсности порошка на уплотняемость резко возрастает при размере частиц порошка 0,1...1,0 мкм и менее.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Андриевский Р.А.** Порошковое материаловедение. М.: Металлургия, 1991. 205 с.

2. **Cocks A.C.F., Gethin D.T., Häggblad H.-Ä, Kraft T., Coube O.** Chapter 4. Compaction Models // Modelling of Powder Die Compaction. Brewin P.R., Coube O., Doremus P., Tweed J.H. (Eds.). 2008. XXII. P. 43–64.

3. **Жорняк А.Ф. Оликер В.Е.** Закономерности прессования распыленных железных порошков. I. Влияние пористой структуры частиц на их уплотняемость и взаимное сцепление // Порошковая металлургия. 1981. № 2. С. 23–29.

4. **Савинцев П.П., Рябова Р.Ф.** Влияние размера частиц распыленных железных порошков и давления формования на свойства порошковых материалов // Физика и химия обработки материалов. 2004. № 2. С. 78–83.

5. **Тихомиров С.А.** Закономерности консолидации металлических нанопорошков никеля и железа: автореф. дис. ... к-та техн. наук. М., 2007. 26 с.

6. **Нгуен К.К., Гогаєв К.О., Радченко О.К.** Сипкість (текучість) порошку та її вимірювання. I. Огляд попередніх робіт // Современные проблемы физического материаловедения. Вып. 18: тр. Института пробл. Материаловедения им. И.Н. Францевича НАН Украины. Серия "Физико-химические основы технологии порошковых материалов". Киев, 2010. С. 89–100.

7. **Косторнов А.Г.** Материаловедение дисперсных и пористых материалов и сплавов. Т. 1. Киев: Наук. думка, 2002. 573 с.

8. **Es-Saheb M.H.H., Cogun C.** A statistical investigation of selected loose cast iron powder properties // The Fourth Saudi Engineering Conference. 1995. V. IV. P. 217–225.

9. **Веснин Ю.И.** Вторичная структура и свойства кристаллов. Новосибирск: Институт неорганической химии СО РАН, 1997. 102 с.

10. **Coube O., Riedel H.** Numerical simulation of metal powder die compaction with special consideration of cracking // Powder Metallurgy. 2000. V. 43. № 2. P. 123–131.

11. **Богинский Л.С., Петюшик Е.Е., Реут О.П.** Теория и практика сухого изостатического (радиального) прессования порошковых и волокновых уплотняемых материалов / 50 лет порошковой металлургии Беларуси. История, достижения, перспективы. Минск, 2010. С. 171–219.

12. **Ganesan V., Rosentrater K.A., Muthukumarappan K.** Flowability and handling characteristics of bulk solids and powders – a review with implications for DDGS // Biosystem Engineering. 2008. V. 101. P. 425–435.

13. **Zhou Y.C., Xu B.H., Yu A.B., Zulli P.** An experimental and numerical study of the angle of repose of coarse spheres // Powder Technology. 2002. V. 125. P. 45–54.

14. **Chi-Ying Wong A.** Characterization of the flowability of glass beads by bulk density ratio // Chemical Engineering Science. 2000. V. 55. P. 3855–3859.

Андрей Петрович Поляков, д-р техн. наук,
pap@mach.uran.ru

Читайте в следующем номере:

- **Елисеев В.В., Струков А.Н., Гольцев А.А., Гольцев А.М., Шапиевская В.А.** Повышение точности моделирования обтяжки профильных деталей на гибочно-растяжных станках с ЧПУ
- **Алексеев Д.А.** Влияние давления жидкости на формообразование тройников, изготовляемых гидроштамповкой
- **Ковалёв В.Г., Ковалёв С.В.** Повышение точности при штамповке листовых материалов

УДК 621.771.064:621.771.014

С.Б. Арюлин, Ю.П. Шинкаревич *(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)*

Исследование лабораторного маятникового стана

Рассмотрены результаты исследования процесса периодической маятниковой прокатки. Для получения экспериментальных данных по энергосиловым параметрам деформирования и напряженно-деформированному состоянию прокатываемого материала использован лабораторный стан. Экспериментальные и расчетные данные сопоставлены с результатами, полученными конечно-элементным моделированием. Результаты работы могут быть использованы для решения различных задач при проектировании новых станов периодической прокатки.

Ключевые слова: маятниковая прокатка; лабораторный стан; сила прокатки; конечно-элементное моделирование; эквивалентное напряжение.

The results of research of periodic pendulum rolling process are considered. The laboratory rolling mill is used to obtain experimental data on the power characteristics and stress-strain state of rolling process. The experimental and calculated data are compared to the same ones obtained by finite-element modeling. The work results may be used to solve different design problems in the development of new periodic rolling mills.

Keywords: pendulum rolling; laboratory mill; rolling force; finite-element modeling; equivalent stress.

В рамках научного направления, сложившегося несколько десятилетий назад на кафедре "Оборудование и технологии прокатки" МГТУ им. Н.Э. Баумана, по созданию совмещенных литейно-прокатных агрегатов, активно разрабатывается тематика, связанная с созданием конструкций маятниковых прокатных станов. Работы ведутся при непосредственном участии студентов и находят свое отражение в курсовых и дипломных работах, КНИРС, докладах на конференциях СНТО, межвузовских и всероссийских конкурсах на лучшую студенческую работу, отмеченных грамотами.

В процессе работы над тематикой были созданы конструкции промышленных станов, на которые получены авторские свидетельства, сложилась методика расчета параметров маятниковой прокатки, отдельные положения которой изложены в научных публикациях [1–3]. Для проведения экспериментальных исследований в целях проверки работоспособности конструкции и методики расчетов энергосиловых параметров прокатки, а также использования в учебном процессе при освоении студентами теории периодической прокатки, была разработана конструкция лабораторного маятникового стана с опорной профилированной планкой для прокатки свинцовой полосы. Общий вид стана и его конструктивное изображение представлены на рис. 1, 2.

Стан состоит из задающей и маятниковой клетей, размещенных в одной сварной станине *1*. Задающая клеть, частично обжимая заготовку, обеспечивает ее подачу в маятниковую клеть с постоянной скоростью и стабилизирует процесс периодической прокатки. Конструктивно она представляет клеть дуо с приводными валками *2*, клиновым нажимным механизмом установки верхнего валка и пружинным механизмом уравновешивания.

В направляющих станины маятниковой клети установлены подушки с опорными профилированными валками *3*. На обеих хвостовых частях валков свободно закреплены составные маятники *4*, соединенные с корпусами рабочих валков *5*. Рабочие валки с корпу-

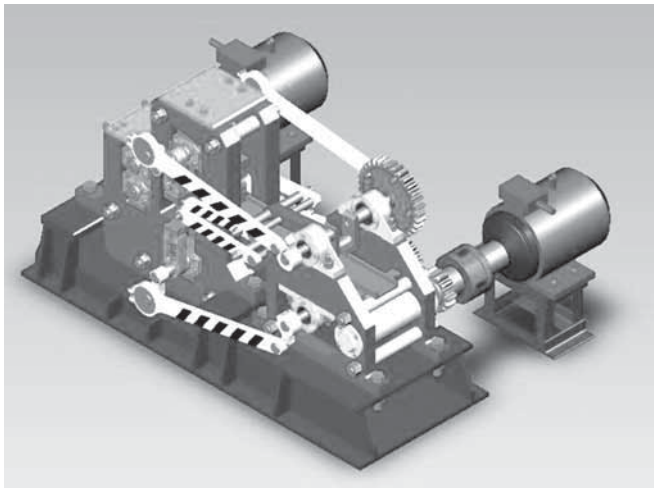


Рис. 1. Общий вид лабораторного маятникового стана

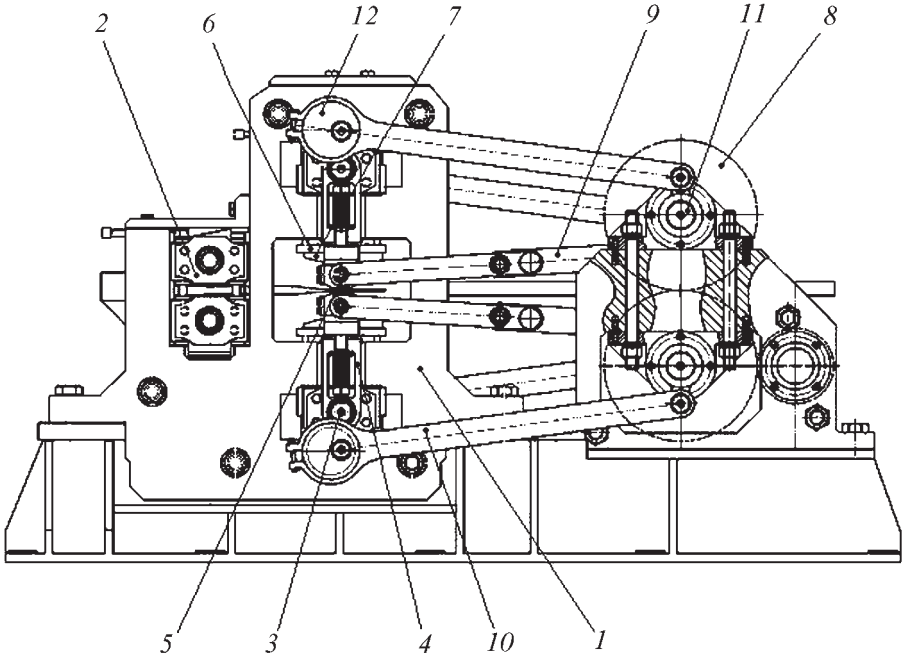


Рис. 2. Лабораторный маятниковый стан

сами имеют пружинные механизмы уравновешивания, размещенные в маятниках.

В проемах станины на направляющих расположены подвижные траверсы *6* с пружинными механизмами их уравновешивания. На траверсах смонтированы с одной стороны на осях нажимные втулки, с другой – сменные профилированные планки *7*. С помощью механизмов уравновешивания рабочие валки через опорные втулки, установленные на их шейках на подшипниках, постоянно поджаты к профилированным планкам, а нажимные втулки – к опорным профилированным валкам. Клеть имеет механизм установки валков клинового типа и пружинный механизм уравновешивания.

Для лабораторного стана была разработана специальная конструкция привода и синхронизации качания маятников и вращения опорных профилированных валков от одного электродвигателя с помощью двухкривошипного механизма *8*, в котором одни кривошипы обеспечивают через рычаги *9* привод качания маятников, а другие через тяги *10* – вращение опорных валков.

Синхронизация верхнего и нижнего узлов осуществляется с помощью зубчатого зацепления *11* на валах двухкривошипных механизмов привода, а изменение раствора валков без потери работоспособности двухкривошипного механизма – поворотом эксцентриковых втулок *12*, встроенных в тяги, вращающие опорные валки.

Обжатие металла происходит по закону, задаваемому формой профилированной планки, которая во время прямого рабочего хода маятников остается неподвижной, в то время как при обратном ходе планка с траверсой, а вместе с ними и рабочий валок удаляются от оси прокатки для пропуска металла непрерывно подающегося из задающей клети.

Таким образом, траектория движения рабочего валка маятниковой клети представляет замкнутую кривую, состоящую из криволинейной – обжимной участок и прямолинейной частей – калибрующий участок. Траектория была оптимизирована путем выбора необходимой амплитуды качания маятника и формы профилированной планки для обеспечения требуемого закона обжатия металла.

На основе разработанной методики расчета параметров очага деформации и энергосиловых показателей процесса маятниковой прокатки создана универсальная программа, позволяющая определять все параметры и показатели процесса в функции угла пробега рабочим валком зоны деформации от момента касания металла до отрыва от него в конце калибрующего участка.

Данная программа позволяет исследовать процесс прокатки в том числе и при изменении технологических (подача, размеры заготовки, величина обжатия, частота качания маятников) и конструктивных (радиус рабочего валка, амплитуда качания маятников) параметров для всех разработанных схем маятниковых станов.

На рис. 3 представлены результаты расчетов основных параметров прокатки в маятниковой клети лабораторного стана свинцовой заготовки начальной высотой 9,6 мм на высоту 1,6 мм; ширина заготовки 36 мм; частота качания маятников в минуту 60; подача полосы в маятниковую клеть 1,5 мм на один двойной ход. Анализ полученных зависимостей позволяет судить о нагруженности отдельных узлов и деталей клети (маятников, рычагов и т.п.) в ходе деформации металла для корректности прочностных расчетов.

Следующим этапом в исследовании лабораторного маятникового стана стало конечно-элементное (КЭ) моделирование процесса прокатки на этом стане свинцовой заготовки на основе эйлерова описания поведения сплошной среды*.

Цель моделирования – получение дополнительной информации об энергосиловых параметрах процесса прокатки свинцовой полосы на лабораторном маят-

---

* В работе принимал участие студент МГТУ им. Н.Э. Баумана А.В. Лебедев.

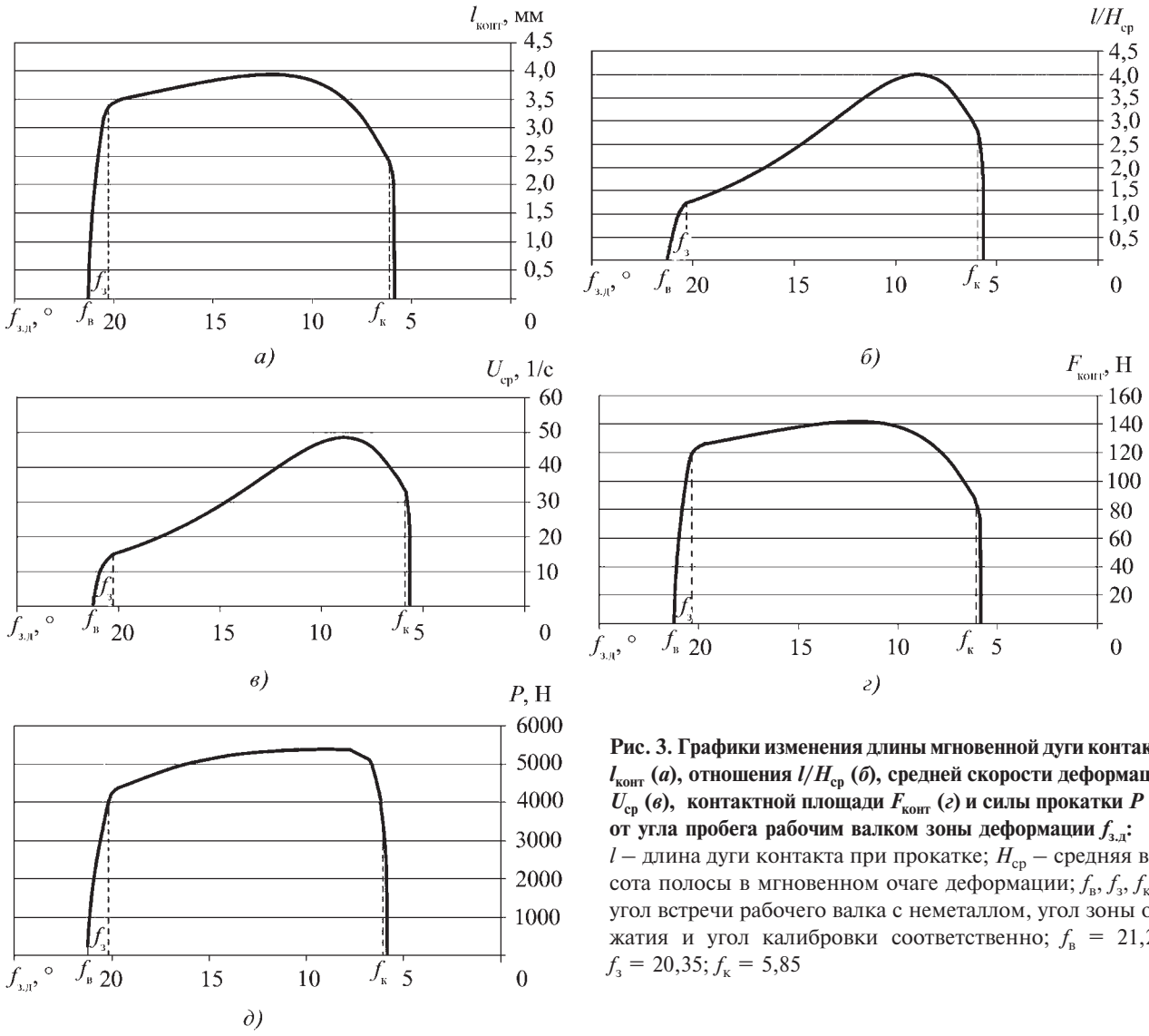


Рис. 3. Графики изменения длины мгновенной дуги контакта $l_{конт}$ (*а*), отношения $l/H_{ср}$ (*б*), средней скорости деформации $U_{ср}$ (*в*), контактной площади $F_{конт}$ (*г*) и силы прокатки P (*д*) от угла пробега рабочим валком зоны деформации $f_{з.д}$:
l – длина дуги контакта при прокатке; $H_{ср}$ – средняя высота полосы в мгновенном очаге деформации; $f_в$, $f_з$, $f_к$ – угол встречи рабочего валка с неметаллом, угол зоны обжатия и угол калибровки соответственно; $f_в$ = 21,25; $f_з$ = 20,35; $f_к$ = 5,85

никовом стане для сравнения с результатами расчета по аналитическим зависимостям, а также информации о напряженно-деформированном состоянии прокатываемой заготовки. Для обеспечения корректности сравнения моделирование проводили с исходными технологическими данными, аналогичными расчетному методу.

Анализ появившихся в последние годы публикаций показал, что моделирование технологических задач пластичности с большими конечными деформации возможно как на лагранжевых, так и на эйлеровых КЭ-сетках [4].

Определяющим фактором для получения корректных результатов КЭ-моделирования является правильный выбор модели материала, которая позволяет успешно описывать процессы горячей обработки металла давлением в широком диапазоне скоростей и деформаций.

По методике, изложенной в [5], были определены коэффициенты модели Ананда, реализованной в КЭ-пакете ANSYS. В частности, для определения фактического сопротивления деформации при различных степенях и скоростях деформирования проведены эксперименты по осадке цилиндрических свинцовых заготовок.

Для проверки правильности поведения модели выполнено моделирование процесса прокатки в задающей клети стана. Моделирование проведено для случая прокатки в задающей клети стана свинцовой заготовки высотой 12 мм с обжатием 2,4 мм при угловой скорости вращения валков 0,071 рад/с. Приняли, что для подачи заготовки в клеть используется задний подпор, действующий в течение 0,08 с, силу подпора прикладывали в виде распределенной нагрузки к узлам КЭ-сетки, расположенным на заднем торце заготовки.

Полученные в результате моделирования значения энергосиловых параметров прокатки были сопоставлены с экспериментальными данными по прокатке свинцовой полосы на лабораторном стане дуо про-

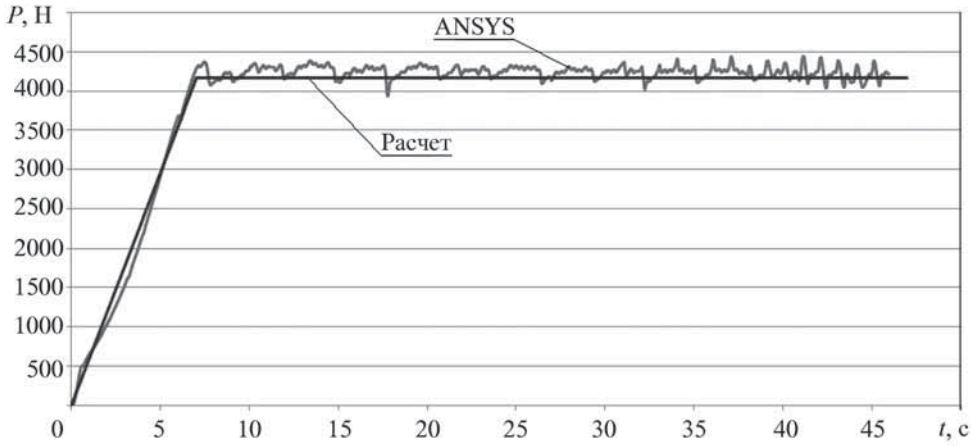


Рис. 4. Сравнение сил прокатки в задающей клети, полученных аналитическим методом и в КЭ-комплексе ANSYS

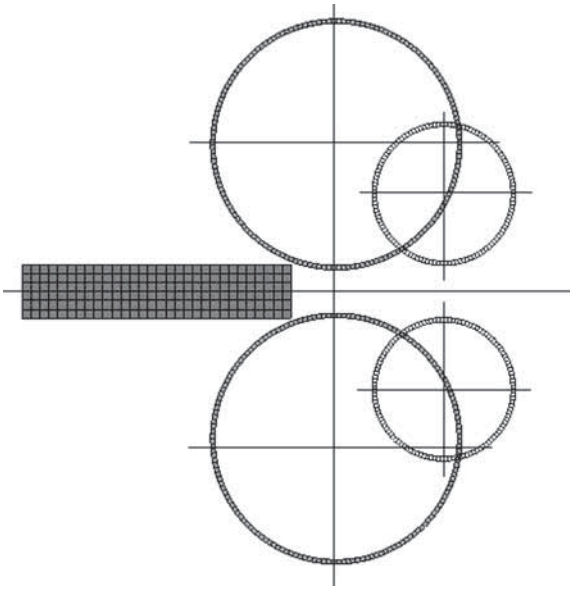


Рис. 5. Конечно-элементная модель процесса прокатки в маятниковой клети в постановке Эйлера

дольной прокатки, а также расчетными значениями. Моделирование показало практически полное соответствие энергосиловых показателей прокатки свинцовой полосы в задающей клети лабораторного маятникового стана, полученных этим методом и расчетным (рис. 4).

Моделирование процесса прокатки свинцовой полосы в задающей и маятниковой клети стана было проведено с учетом проверки корректности модели материала.

Валки задающей и маятниковой клети моделируются в лагранжевой постановке с помощью абсолютно жестких оболочечных элементов. Валки, описанные лагранжевой КЭ-сеткой, контактируют с КЭ-моделью заготовки в эйлеровом пространстве с постоянным по всей контактной поверхности коэффициентом трения, равным 0,11. Моделирование было выполнено для интервала времени 0...45 с. На рис. 5 приведена КЭ-модель процесса прокатки в маятниковой клети.

В силу симметрии процесса относительно горизонтальной плоскости, проходящей через ось прокатки, рассмотрим половину сечения заготовки задающей и маятниковой клети. Внешний вид свинцовой заготовки на различных стадиях процесса прокатки в валках задающей и маятниковой клети представлен на рис. 6.

На рис. 6 слева направо приведены стадии прокатки: установившийся процесс прокатки заготовки в задающей клети (10 с), который длится с 0 по 30 с; одновременная прокатка в задающей и маятниковой клети в момент формирования в последней наружного контура зоны обжатия заготовки, начальная (35 с) и завершающая (41 с) фаза, эта стадия длится с 30 по 43,4 с; начиная с 43,4 с, стадия одновременной прокатки в задающей и маятниковой клети при деформации заготовки в последней за счет ее подачи при сформированном наружном контуре (45 с).

Для указанных стадий на рис. 7 приведены поля деформаций и эквивалентных (по Мизесу) напряжений. На первой стадии (17,5 с) в очаге деформации степень пластической деформации заготовки в приконтактных к задающим валках достигает 0,34, а в центральной ее части 0,22. При этом эквивалентные напряжения в заготовке при ее обжатии в задающей клети не превышают 27 МПа. До начала деформации заготовки валками маятниковой клети картина распределения эквивалентных напряжений в очаге деформации задающей клети не меняется. Начиная с

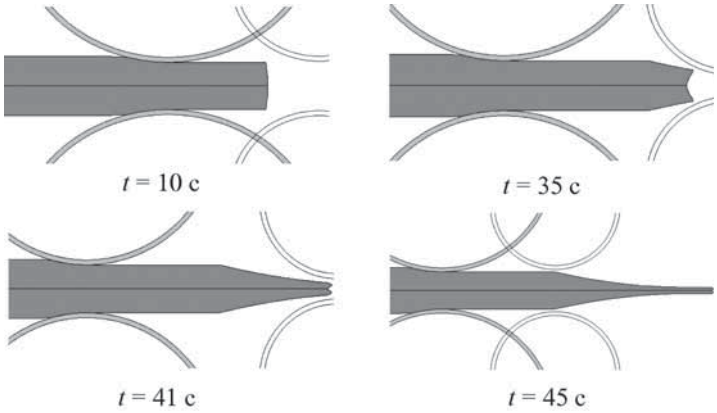


Рис. 6. Вид прокатанной заготовки в валках задающей и маятниковой клети в различные моменты времени

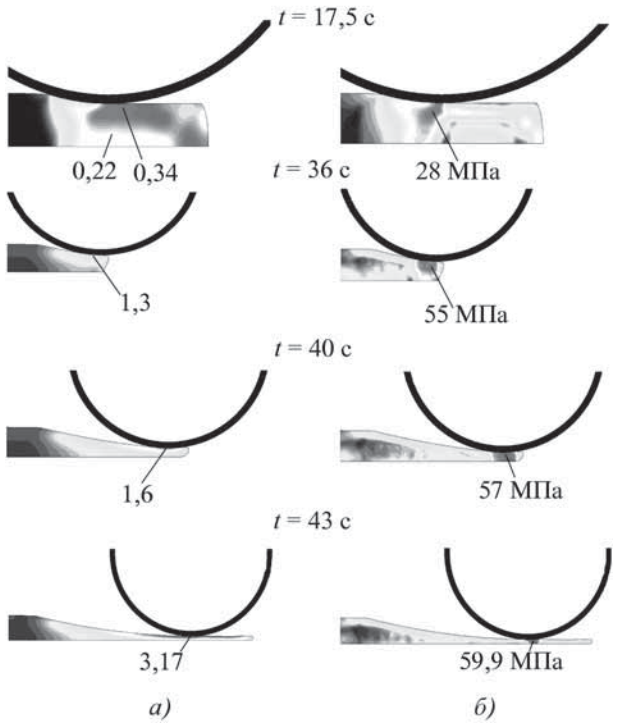


Рис. 7. Поля деформаций (*а*) и эквивалентных (по Мизесу) напряжений (*б*) в заготовке на различных стадиях ее прокатки в маятниковом стане

30 с заготовка подвергается деформации валками маятниковой клети, по мере раскатки металла с 9,6 до 1,6 мм при формировании наружного контура (36 с; 40 с) степень пластической деформации накапливается и к моменту времени 43,4 с достигает 3,17.

Поскольку в маятниковой клети конечная высота прокатываемой заготовки достигается после формирования ее наружного контура, наибольший интерес представляет третья стадия прокатки, когда деформация осуществляется за счет смещения объема металла, подаваемого из задающей клети (объема подачи). На рис. 8 приведены поля распределения деформаций и эквивалентных напряжений в заготовке для различных положений рабочего валка в зоне деформации от момента касания им металла (угла встречи) до отрыва валка от металла (угла калибровки).

В начальный момент деформации (43,1 с) из-за смещаемого валком малого объема металла, определяемого подачей (1,5 мм), деформация заготовки локализирована в приконтактных слоях и составляет не более 1,1. Эквивалентные напряжения не превышают 58 МПа. В последующий момент времени (43,25 с) глубина проникновения деформации увеличивается, а степень деформации возрастает до 1,7, напряжения при этом достигают 59 МПа.

По мере пробега рабочим валком зоны деформации (43,35 с; 43,475 с) степень деформации увеличивается от 2,1 до 3,18, а эквивалентные напряжения в момент отрыва рабочих валков от металла не превышают 60 МПа.

В результате моделирования были определены горизонтальная P_x и вертикальная P_y составляющие силы прокатки. Графики изменения этих сил для задающей клети и маятниковой клети приведены на рис. 9. Анализ графиков сил показал, что до 30 с прокатка ведется только в задающей клети, при этом сила прокатки (ее вертикальная составляющая) при установившемся процессе равна 4,2 кН. Как только начинается прокатка в маятниковой клети, меняется характер поведения вертикальной составляющей силы деформации и появляется до этого момента практически отсутствующая ее горизонтальная составляющая. Это связано с тем, что при периодической прокатке в маятниковой клети появляется циклически меняющаяся осевая (горизонтальная) сила P_x, которая через заготовку передается на валки задающей клети, вызывая в ней циклическое изменение сил.

Сила прокатки при установившемся процессе в маятниковой клети (при формировании за 12 рабочих ходов маятников наружного контура заготовки) достигает максимального значения 5,5 кН.

На рис. 10 представлен график изменения силы прокатки в маятниковой клети при установившемся режиме за время одного рабочего хода валка, полученный в результате моделирования. Для сравнения на

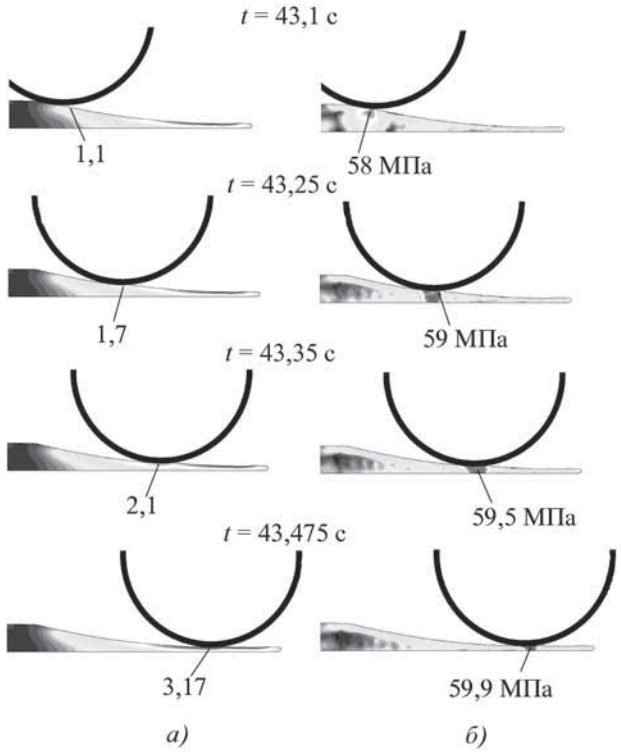


Рис. 8. Поля деформаций (*а*) и эквивалентных (по Мизесу) напряжений (*б*) в металле во время прокатки в маятниковой клети стана при сформированном наружном контуре заготовки

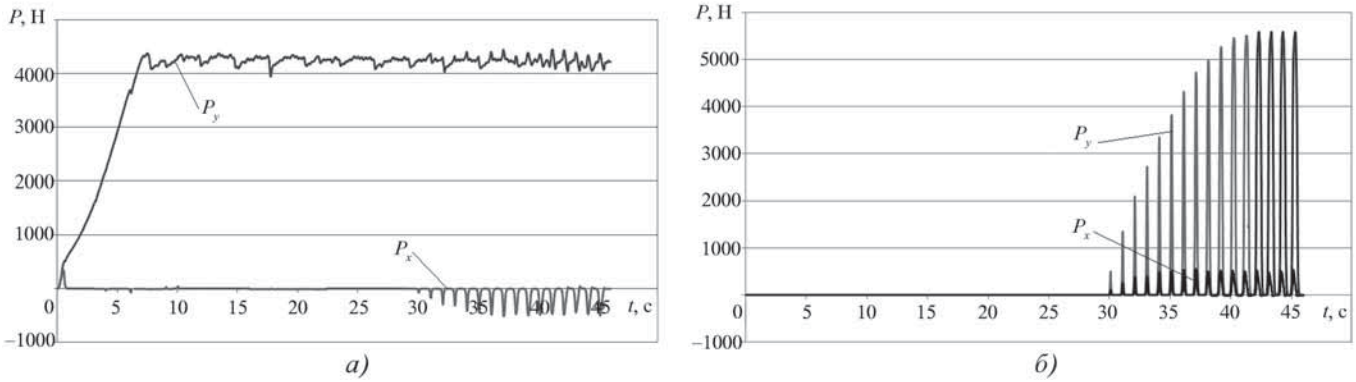


Рис. 9. Силы прокатки в задающей (*а*) и маятниковой (*б*) клети:
индексы "*x*", "*y*" относятся к осевой и вертикальной составляющей силы прокатки соответственно

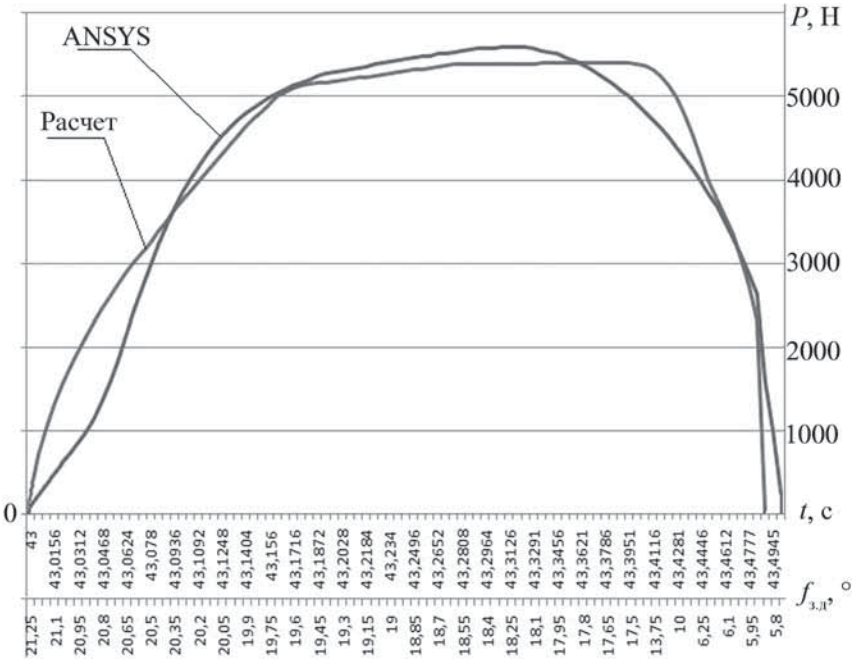


Рис. 10. Сравнение сил прокатки в маятниковой клети, полученных аналитическим методом и в КЭ-комплексе ANSYS

него наложен аналогичный график, полученный расчетным методом (угловое положение рабочего валка в зоне деформации и его положение в функции времени). Сравнение показало достаточно хорошую сходимость результатов обоих методов.

Результаты исследования процесса прокатки свинцовой заготовки на лабораторном маятниковом стане могут быть использованы для конструкторских и технологических разработок в области периодической прокатки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Арюлин С.Б., Евстропов Г.М.** Определение длины мгновенного очага деформации в момент обжатия при прокатке на станах периодического действия // Заготовительные производства в машиностроении. 2003. № 3. С. 53–54.

2. **Галкин М.П., Никитин Г.С., Арюлин С.Б.** Маятниковые прокатные станы // Заготовительные производства в машиностроении. 2003. № 6. С. 30–32.

3. **Арюлин С.Б.** Определение длины калибрующего участка на стане периодического действия // Машиностроительные технологии: сб. тез. докл. Всероссийской науч.-техн. конф. М.: МГТУ им Н.Э. Баумана, 2008. 296 с.

4. **Иванов А.В., Восканьянц А.А.** Моделирование технологических задач пластичности на основе эйлерового описания движения сплошной среды // Наука и образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2010. № 2. Режим доступа: http://technomag.edu.ru/doc/137527.html (дата обращения: 06.11.2012).

5. **Wang G.Z., Cheng Z.N., Becker K., Wilde J.** Applying Anand Model to Represent the Viscoplastic Deformation Behavior of Solder Alloys // Journal of Electronic Packaging. 2001. № 9. P. 247–253.

Сергей Борисович Арюлин, nukmt@bmstu.ru;
Юрий Павлович Шинкаревич, канд. техн. наук

УДК 621.77

В.Г. Панин *(Самарский государственный аэрокосмический университет имени академика С.П. Королёва (национальный исследовательский университет))*

Смазка для волочения сплошных и полых профилей из алюминия и его сплавов

Разработана и внедрена в ЗАО "Алкоа-СМЗ" высокоэффективная смазка марки "ПВАС" для волочения сплошных и полых профилей из алюминия и его сплавов. Технологическая смазка позволяет устранить налипание протягиваемого металла на поверхность волочильного канала, соответствует государственным санитарно-эпидемиологическим правилам, не имеет коррозионного воздействия на металлы.

Ключевые слова: сплав; трение; смазка; адгезия; вязкость.

High-efficiency greasing "PVAS" for drawing of continuous and hollow profiles made of aluminium and its alloys is developed and implemented in CJSC "Alkoa-SMZ". The technological greasing allows to remove sticking of the stretched out metal on the surface of wire-drawing channel, corresponds to the state sanitary and epidemologic rules, has no the corrosive effect on metals.

Keywords: alloy; friction; greasing; adhesion; viscosity.

Известно, что важнейшей функцией смазки является уменьшение сил внешнего трения, повышение стойкости до налипания – число изделий, протянутых через волочильный канал до появления на их поверхности недопустимых царапин, задиров, рисок из-за налипания протягиваемого металла на поверхность волочильного канала, уменьшение обрывности – число обрывов в единицу времени, т.е. – повышение выхода годного проволоченной продукции. Воронкообразная форма волочильного канала и высокие контактные напряжения способствуют интенсивному выдавливанию смазки в направлении, обратном волочению, поэтому смазки должны обладать повышенной адгезией и вязкостью.

При волочении сплошных и полых профилей длиной 7...12 м из алюминия и его сплавов, проволоченных на цепных волочильных станах со скоростями волочения 0,3...0,5 м/с, в качестве базовой смазки использовали цилиндровое масло марки Ц-52 (ТУ 0253-001-55248253-003). К недостаткам этой смазки следует отнести невысокую вязкость ($\sim 11 \cdot 10^{-4}$ м^2/с при 40 °С – данные заводской лаборатории) и низкую адгезию, так как она не полярна.

Смазку Ц-52 применяли для волочения всей номенклатуры алюминиевых изделий, несмотря на различные условия ведения процесса (марка материала, степень деформации, термическая обработка, скорость деформации и т.д.). При использовании смазки Ц-52 для волочения сплошных и полых профилей из алюминия и его сплавов из-за продавливания слоя смазки происходило налипание металла на инструмент, повышалась обрывность – снижался выход годного проволоченной продукции.

Техническим результатом внедрения новой смазки является повышение технологичности смазки, устранение налипания металла на инструмент в целях повышения производительности процесса и снижения механических дефектов на поверхности профилей.

Для достижения технического результата предложена смазка для волочения сплошных и полых профилей из алюминия и его сплавов, обладающая кинематической вязкостью при 40 °С от $24 \cdot 10^{-4}$ до $65 \cdot 10^{-4}$ м^2/с и содержащая индустриальное масло ИГП-30, полиизобутилен П-20 и олеиновую кислоту [1].

Введение в технологическое масло олеиновой кислоты делает смазку полярной, поэтому с повышенной адгезией к деформируемому металлу. Масло индустриальное ИГП-30 изготовляют для нужд народного хозяйства и экспорта, оно представляет собой нефтяное масло селективной очистки с антиокислительной, противоизносной, антиржавейной, антипенной и депрессорной присадками, его получают смешением нефтяного масла с присадками, относящимися к малоопасным, нелетучим веществам (IV класс опасности, ГОСТ 12.1.007). В масло дополнительно введен цинк для более полного экранирования поверхностей инструмента и деформируемого материала.

Получение стабильного процесса волочения с низким коэффициентом трения достигается в результате использования гидродинамического эффекта "масляного клина", т.е. состояния, когда масляная пленка на входе толще, чем на выходе.

Известно, что возможность получения жидкостного или смешанного режима трения для известных условий ведения процесса зависит от вязкости смазки и ее адгезии. Этот тезис подтверждается многолетней практикой обработки производственных партий сплошных и полых профилей.

С точки зрения химического состава особенно важно присутствие в смазке поверхностно-активных веществ (ПАВ), в частности жирных кислот и их производных. Эти вещества способствуют образованию

на металлической поверхности смазочных слоев упорядоченной слоистой структуры с высоким сопротивлением продавливанию и малым сопротивлением сдвигу.

Толщина смазочного слоя на контактных поверхностях зависит от физических свойств смазки (вязкости и пьезокоэффициента вязкости). С увеличением вязкости толщина разделительного смазочного слоя растет. Естественно, при этом уменьшается коэффициент трения.

Экспериментальным методом получили оптимальную смазочную композицию путем смешения полиизобутилена марки П-20 (ТУ 38.303-02-99–99), индустриального масла марки ИГП-30 (ТУ 38.101413–90) и олеиновой кислоты (ГОСТ 7580–91).

Качественный состав предлагаемой смазки подбирали опытным путем. Известно, что все жирные кислоты (олеиновая кислота относится к непредельным жирным кислотам) являются поверхностно-активными веществами. Благодаря наличию карбоксильной группы СООН, молекулы жирных кислот полярны. Попадая на металлическую поверхность, молекулы примыкают к ней активными группами СООН, образуя упорядоченные прочные граничные слои.

Введение в технологическое масло олеиновой кислоты делает смазку полярной – с повышенной адгезией к деформируемому металлу, улучшает смачиваемость изделий смазкой, так как введение ПАВ всегда понижает поверхностное натяжение. Олеиновая кислота повышает адгезию смазки, улучшает смачиваемость, но при этом снижает ее вязкость, поэтому оптимальное ее количество в смазке устанавливали опытным путем, начиная с 1,5 %, т.е. такое ее количество, которое почти не изменяет вязкости исходной смазки, но уже действует как ПАВ.

Эксперименты показали, что на отдельных позициях на наружной поверхности изделий появляются вертикальные риски. Введение в состав 1,5...2,0 % олеиновой кислоты позволило исключить этот дефект, дальнейшее увеличение олеиновой кислоты в смазке нецелесообразно, так как известно, что олеиновая кислота не улучшает антифрикционные свойства смазки и будет способствовать понижению ее вязкости и повышению стоимости.

Далее приготовляли 10 составов смазки (по 3,5 кг каждого), определяли вязкость полученных составов в соответствии с ГОСТ 33–2000 (погрешность измерений 5 %). Данные приведены в табл. 1.

Отобрали типовые представители изделий из алюминиевых сплавов, которые представляют наибольшие затруднения при их деформировании с точки зрения получения качества наружной поверхности. Эффективность приготовленных составов оценивали визуально с помощью косвенных показателей – степени неравномерности и средней толщины остаточного слоя, числа изделий, проволоченных до первого налипания металла на волоку и частотой заполировки волочильного канала от налипшего металла, что является вполне корректным.

1. Опытные составы и вязкость исследуемой смазки

Номер состава смазки	Полиизобутилен П-20, %	Олеиновая кислота, %	Масло ИГП-30, %	Вязкость μ при 40 °С, 10^{-4} м^2/с
1	4,5	2	93,5	2,0
2	10,0	2	88,0	9,7
3	10,5	2	87,5	14,9
4	11,5	2	86,5	24,0
5	12,5	2	85,5	33,1
6	13,5	2	84,5	39,0
7	14,5	2	83,5	45,8
8	15,5	2	82,5	52,0
9	16,5	2	81,5	57,8
10	17,5	2	80,5	65,0

Приведенные в табл. 1 составы смазок опробовали на экспортных прутках круглого, квадратного и шестигранного сечений сплавов марок 2007, 2011, 2017, 2030, 6061, 7075, экспортных трубах сплава марки 6063, а также на трубах сплавов Д1, АВ, В95, Д16, АМг2, АМг6.

Эффективность составов определяли при волочении отожженных труб: материал Д16, степень деформации 20; 30 и 40 %, размеры труб 18×3,6; 16×3,64 и 14×3,7 мм. Испытания проводили на цепных волочильных станах силой 20; 50 и 125 кН.

Установлено, что в качестве смазки при волочении сплошных и полых профилей следует применять разделительную технологическую смазку следующих составов:

- состав № 4 (П-20 –11,5 %; олеиновая кислота – 2 %; ИГП-30 – 86,5 %; $\mu = 24 \cdot 10^{-4}$ м^2/с);
- состав № 7 (П-20 –14,5 %; олеиновая кислота – 2 %; ИГП-30 – 83,5 %; $\mu = 45{,}8 \cdot 10^{-4}$ м^2/с);
- состав № 10 (П-20 –17,5 %; олеиновая кислота – 2 %; ИГП-30 – 80,5 %; $\mu = 65 \cdot 10^{-4}$ м^2/с).

При волочении труб с толщиной стенки 0,5...0,8 мм для всех сплавов необходимо применять состав смазки № 4; при волочении труб с толщиной стенки 1...5 мм из сплавов АД1, АВ, АД31 группы сплавов 6000; прутков, квадратов, шестигранников диаметром 8...63 мм из группы сплавов 5000 и 6000 – состав смазки № 7; при волочении труб, поступающих после предварительного отжига из сплавов АМг3 АМг5, АМг6, Д1, Д16, В95, 1915, 2007, 2024, 5086, 7075, а также прутков группы твердых сплавов 2000 и 7000 – состав смазки № 10.

Номера контрольных производственных партий, сортамент изделий, фактическая сдача продукции (доказательная база) приведены в табл. 2, 3 и 4.

2. Экспериментальные данные для изделий, полученных при волочении с использованием состава № 4

№ п/п	Номер партии	Марка сплава	Геометрические размеры, мм	Фактическая сдача/брак, кг	№ п/п	Номер партии	Марка сплава	Геометрические размеры, мм	Фактическая сдача/брак, кг
1	26 087	Д16	16×1,5	134/0	32	28 174	Д16	45,5×6,5	273/0
2	97 351		70×5	76/0	33	34 112	АМг5	40×40×4	395/0
3	34 113	АМг5	40×40×4	455/0	34	24 244	Д16	20×1,5	361/0
4	42 665	АМг6	26×2	127/0	35	37 241		14×1	98/0
5	10 584	Д1	14×3,7	457/0	36	34 113	АМг5	40×40×4	455/0
6	24 243	Д16	20×1,5	283/0	37	24 245	Д16	20×1,5	451/0
7	31 581	АД1	26×4	270/0	38	27 549		12×1	143/0
8	10 585	Д16	14×3,7	445/0	39	27 636	АМг6	30×2	310/0
9	38 737		30×2	380/0	40	10 573	Д16	10×1	127/0
10	43 046		40×1,5	201/0	41	30 319		75×2	201/0
11	34 111	АМг5	40×40×4	479/0	42	12 476		32×2	326/0
12	26 165	Д16	20×1,5	175/0	43	27 750		12×1,5	75/0
13	29 859	АМц	20×3,5	509/0	44	6237		16×1,5	160/0
14	38 736	Д16	30×2	355/0	45	5429		22×1,5	83/0
15	5428		22×3,5	142/0	46	28 168		18,2×1,9	545/0
16	24 288		36×3,5	158/0	47	28 171		30,2×2,2	500/0
17	43 264	АМг2	42×1,5	450/0	48	27 204	АМг3	80×1	274/0
18	82 723	Д16	32×2	128/0	49	27 203			175/0
19	2923		30×2	119/0	50	43 776	Д16	30×2	198/0
20	25 437		51,5×1,5	111/0	51	26 094		40×1,5	73/0
21	44 547		40×1,5	109/0	52	24 034		6×1	111/0
22	42 686		28×1,5	102/0	53	23 496		45×30×5	424/0
23	42 691		51,5×1,5	255/0	54	6239		36×2	161/0
24	23 497		60×40×4	550/0	55	40 447		12×2,5	154/0
25	26 091		28×1,5	137/0	56	6240		40×1,5	306/0
26	6241		40×2	103/0	57	42 680		70×1,5	157/0
27	27 202	АМг3	80×1	118/0	58	28 636	АМг2	42×1,5	239/0
28	33 692	Д16	14×3,7	346/0	59	22 786	Д16	60×1	68/10
29	43 263		50×3	139/0	60	28 637	АМг2	42×1,5	484/0
30	44 282		22×1,5	46/0	61	33 691	Д16	14×3,7	320/0
31	40 913	АМг5	40×40×4	445/0					

3. Экспериментальные данные для изделий, полученных при волочении с использованием смазки состава № 7

№ п/п	Номер партии	Марка сплава	Геометрические размеры, мм	Фактическая сдача/брак, кг	№ п/п	Номер партии	Марка сплава	Геометрические размеры, мм	Фактическая сдача/брак, кг
1	21 986	2011	Кр. 8	357/0	5	21 992	2007	Кр. 16	506/0
2	27 481	6061	Кр. 7,94	458/0	6	33 076	2011	Кр. 60	580/0
3	25 808	2007	Кр. 35	836/0	7	31 935	6012	Кр. 50	372/0
4	27 499	2011	Кр. 9,53	492/0	8	21 067	6061	Ш 20,63	278/0

Окончание табл. 3

№ п/п	Номер партии	Марка сплава	Геометрические размеры, мм	Фактическая сдача/брак, кг	№ п/п	Номер партии	Марка сплава	Геометрические размеры, мм	Фактическая сдача/брак, кг
9	21 061	6061	Ш 15,87	518/0	28	27 498	2011	Кр. 9,53	425/0
10	22 692	АД1	Кр. 8	121/0	29	21 993	2007	Кр. 16	507/0
11	21 071	6061	Ш 23,81	524/0	30	32 728		Кр. 22	515/0
12	30 124	2007	Кв. 30×30	513/0	31	30 223		Кв. 35×35	572/0
13	31 727		Кр. 16	504/0	32	21 064	6061	Ш 17,46	294/0
14	26 023	6082	Кр. 14	535/0	33	28 321	2007	Кр. 35	731/0
15	26 020			512/0	34	21 070	6061	Ш. 23,81	509/0
16	26 022			586/0	35	35 256	2007	Кр. 32	548/0
17	19 900	2011	Кр. 27	525/0	36	36 212		Кр. 18	793/0
18	24 587	2007	Кв. 10×10	194/0	37	26 019	6082	Кр. 14	534/0
19	27 503	2011	Кр. 14,29	478/0	38	26 024			444/0
20	21 072	6061	Ш 25,40	508/0	39	26 021			515/0
21	45 654	2017	Кр. 50	422/0	40	19 901	2011	Кр. 27	529/0
22	39 056	2011	Кр. 25	553/0	41	19 902			528/0
23	30 123	2007	Кв. 20×20	513/0	42	27 502		Кр. 14,29	478/0
24	35 627		Кв. 45×45	515/0	43	21 080	6061	Ш 38,10	529/0
25	42 694	2011	Кв. 15×15	138/0	44	15 932	2017	Кр. 50	1037/0
26	35 255	2007	Кр. 30	571/0	45	24 586	2007	Кв. 10×10	362/0
27	25 809		Кр. 35	863/0	46	27 863	2011	Кр. 52,39	785/0
					47	45 658	2024	Кр. 40	497/0
					48	15 942	2017	Кв. 35×35	504/0

4. Экспериментальные данные для изделий, полученных при волочении с использованием смазки состава № 10

№ п/п	Номер партии	Диаметр прутка, мм	Фактическая сдача/брак, кг	№ п/п	Номер партии	Диаметр прутка, мм	Фактическая сдача/брак, кг
1	22 006	25	543/0	17	44 032	47,63	739/0
2	22 007		550/0	18	21 994	16	507/0
3	30 420	50	1048/0	19	44 037	47,63	719/0
4	26 842	47,63	700/0	20	44 273		722/0
5	26 845		738/0	21	26 711		742/0
6	26 837		665/0	22	26 706		776/0
7	26 698		701/0	23	26 705		740/0
8	26 847		683/0	24	44 269		570/0
9	26 701		719/0	25	44 271		737/0
10	26 696		590/0	26	44 277		666/0
11	26 694		736/0	27	44 930	38,10	425/0
12	26 708		669/0	28	26 841	47,63	737/0
13	26 709		681/0	29	26 839		733/0
14	30 970	30	527/0	30	26 843		700/0
15	26 834	47,63	738/0	31	26 844		736/0
16	43 765	35	405/0	32	26 848		721/0

Окончание табл. 4

№ п/п	Номер партии	Диаметр прутка, мм	Фактическая сдача/брак, кг	№ п/п	Номер партии	Диаметр прутка, мм	Фактическая сдача/брак, кг
33	26 836	47,63	737/0	44	28 719	44,45	1073/0
34	26 846		664/0	45	44038	47,63	627/0
35	26 702		738/0	46	44 039		717/0
36	26 697		757/0	47	44 268		663/0
37	26 695		643/0	48	30 421	50	467/0
38	26 707		681/0	49	29 255	60	1056/0
39	26 704		810/0	50	44 275	47,63	736/0
40	26 703		735/0	51	44 041		552/0
41	26 833		646/0	52	26 710		739/0
42	44 035		628/0	53	44 040		629/0
43	26 835		627/0	54	44 932	38,10	565/0

От внедрения технологической смазки марки "ПВАС" был получен значительный экономический эффект.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Пат. 2368650 РФ, МПК С 10 М 169/04, 143/06, 129/40, С 10 N 40/24.** 2009.

Валерий Георгиевич Панин, канд. техн. наук,
val-panin@mail.ru.

ИЗДАТЕЛЬСТВО МАШИНОСТРОЕНИЕ

НАУКОЁМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

А.Г. Суслов, Б.М. Базров, В.Ф. Безъязычный и др.

2012. Объем 528 с. Формат 70x100 1/16 Переплет ISBN 978-5-94275-619-2 Цена 1500 р.

Изложены наукоемкие (высокие) технологии в машиностроении по всем технологическим переделам: производство материалов, отливок; получение заготовок обработкой давлением; сварочное производство; обработка заготовок; модификация поверхностных слоев деталей; сборочное производство.

Особое внимание уделено наукоемким технологиям при обработке заготовок (обработке на станках с ЧПУ и самообучающихся станках с адаптивным управлением), функционально-ориентированным и модульным технологиям, лазерным, электро-физико-химическим и нанотехнологиям.

Для инженерно-технических работников промышленных предприятий. Может быть полезна для студентов, магистрантов, аспирантов и преподавателей технических вузов.

Приобрести книгу в издательстве можно, прислав заявку:

по почте: 107076, г. Москва, Стромынский пер., 4; по факсу: (499) 269-48-97; по e-mail: realiz@mashin.ru
Дополнительная информация по телефонам: (499) 269-52-98, 269-66-00 и на сайте WWW.MASHIN.RU

УДК 661.665

И.В. Ноздрин, Г.В. Галевский, Л.С. Ширяева, В.В. Руднева
(Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

Электроосаждение композиционных покрытий на основе никеля с нано- и микропорошками карбонитрида и карбида хрома

Исследованы условия электроосаждения и основные характеристики композиционных покрытий никель–карбонитрид хрома и никель–карбид хрома. Установлена технологическая целесообразность применения упрочняющей фазы в виде нанопорошка, что способствует снижению концентрации электролита – суспензии, повышению катодной плотности тока и микротвердости покрытий.

Ключевые слова: условия электроосаждения; композиционные покрытия; никель; карбонитрид хрома; карбид хрома; нанопорошок; особо тонкий микропорошок; микропорошок; характеристики покрытий.

The conditions of electrodeposition and the main characteristics of composite coatings of nickel–chromium carbonitride and nickel–chromium carbide are studied. The technological feasibility of strengthening phase in the form of nanopowder is established, thereby reducing the concentration of the electrolyte – suspension, increasing of cathode current density and microhardness of coatings.

Keywords: conditions of electrodeposition; composite coatings; nickel; chromium carbonitride; chromium carbide; nanopowder; particularly thin micropowder; micropowder; characteristics of coatings.

Введение. К *композиционным электрохимическим покрытиям* (КЭП) относятся металл-матричные твердые покрытия, осаждаемые в виде тонкого слоя на изделия с электропроводящей поверхностью из электролитов – суспензий, содержащих дисперсную фазу. Технология композиционного электроосаждения получила развитие благодаря научным школам профессоров Р.С. Сайфуллина, Г.В. Халдеева, Т.Е. Цупак, В.Ю. Долматова, основные достижения которых обобщены в работах [1–3 и др.].

В настоящее время достаточно широко применяют КЭП с матрицами из никеля, меди, серебра, золота и других электроосаждаемых металлов. В качестве дисперсной фазы используют микропорошки (1...5 мкм) и нанопорошки (5...100 нм) веществ разной химической природы: углерода в разных полиморфных модификациях, бора, кремния, оксидов, карбидов, нитридов, боридов. Микротолщины КЭП и высокая дисперсность упрочняющей фазы, распределенной в них, открывают новые возможности в модифицировании поверхности изделий машиностроения, электронной промышленности, приборостроения и других отраслей.

В последние 15 лет получила общее признание технологическая целесообразность применения для создания эффективных КЭП дисперсной фазы наноразмерного уровня. Применение в технологии КЭП нанопорошков различных веществ способствует формированию покрытий с однородной мелкозернистой структурой, высоким уровнем физико-механических свойств и позволяет создавать композиционные материалы нового назначения [1]. В связи с этим это направление становится приоритетным в исследовании и технологии КЭП.

Целью работы является изучение особенностей электроосаждения композиционных покрытий на основе никеля, содержащих в качестве упрочняющей фазы нанопорошок карбонитрида хрома $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$, нано- и микропорошки карбида хрома Cr_3C_2.

Исследования условий формирования, структуры и свойств КЭП $Ni–Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ ранее не проводили. Только в работе М.И. Быковой (Износостойкость металлокерамических покрытий на основе никеля // Вестник политехнического института. Сер. Химическое машиностроение и технология. 1971. № 8. С. 168–170) исследованы условия получения и некоторые свойства КЭП никель–микропорошок карбида хрома Cr_3C_2. В работе М.И. Быковой отмечено, что по износостойкости КЭП $Ni–Cr_3C_2$ превосходит сталь марки 40, электролитический никель и покрытия на основе никеля с микропорошками карбидов ниобия, кремния, титана, ванадия, вольфрама.

Характеристика нано- и микропорошков карбонитрида и карбида хрома и методика исследований. Для модифицирования никелевой матрицы использовали нанопорошок карбонитрида хрома, полученный карбидизацией порошка металлического хрома марки

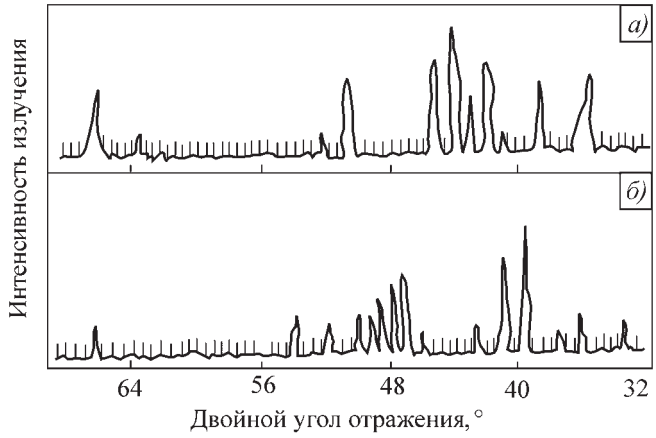


Рис. 1. Фрагменты рентгеновских дифрактограмм нанопорошка карбонитрида хрома $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ (*а*) и микропорошка карбида хрома Cr_3C_2 (*б*)

ПХ-1М природным газом с содержанием метана до 94 % об. в потоке азотной плазмы с начальной температурой 5400 К и закалкой при температуре 2800 К, обозначаемый далее как НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$, а также порошки близкого к нему по химическому составу карбида хрома Cr_3C_2 трех видов:

– нанопорошок карбида хрома, полученный отжигом в аргоне карбонитрида хрома при температуре 1273 К (НП Cr_3C_2);

– особо тонкий микропорошок карбида хрома, полученный отжигом в аргоне карбонитрида хрома при температуре 1373 К (МП Cr_3C_2 (1));

– микропорошок карбида хрома Cr_3C_2, полученный измельчением в мельнице с твердосплавными шарами и футеровкой порошка карбида хрома стандартной гранулометрии (63 мкм) в течение 80 ч (МП Cr_3C_2 (2)).

Фрагменты рентгеновских дифрактограмм исследуемых порошков приведены на рис. 1, характеристики их фазового и гранулометрического составов – в табл. 1, микрофотографии, полученные в лаборатории ЭТМ НИЦКП "Материаловедение и металлургия" НИТУ "МИСИС" методами *просвечивающей* (ПЭМ) и *растровой* (РЭМ) *электронной микроскопии* – на рис. 2 и 3. Можно видеть, что все порошки однофазны и содержат примеси, обусловленные способами получения.

Нанопорошок карбонитрида хрома представлен агрегатами шарообразной или близкой к ней формы размером от 150 до 600 нм, образованными сообществом глобулярных частиц достаточно широкого размерного диапазона от 20 до 80 нм, число которых в агрегате зависит от его крупности.

Нанопорошок карбида хрома имеет удельную поверхность, в 3 раза меньшую по сравнению с нанопорошком карбонитрида, и представлен частицами размером 30...100 нм дендритной формы.

Для особо тонкого микропорошка и микропорошка характерны размерные диапазоны 0,2...0,8 и 3...6 мкм соответственно, с преобладанием дендритной и неправильной осколочной форм частиц.

Параметры осаждения КЭП исследовали в стандартном электролите никелирования, содержащем, кг/м^3: 245 $NiSO_4 \cdot 7H_2O$; 30 H_3BO_3; 20 NaCl; 6 NaF при pH 5,0...5,5, температуре 323 К, катодной плотности тока 0,1...1,2 кА/м^2, концентрации порошка 1...100 кг/м^3 и непрерывном перемешивании электролита.

Для приготовления электролита – суспензии к навеске порошка добавляли небольшое количество чис-

1. Основные характеристики порошков карбонитрида и карбида хрома

Характеристика	НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$	НП Cr_3C_2	МП Cr_3C_2 (1)	МП Cr_3C_2 (2)
Химический состав основной фазы	$Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$	Cr_3C_2	Cr_3C_2	Cr_3C_2
Содержание основной фазы, % мас.	93,45	94,90	95,73	95,54
Содержание примесей, % мас.:				
свободный хром	1,80	1,54	1,32	0,31
свободный углерод	1,10	0,21	0,18	0,80
оксид хрома (III)*	3,00	2,88	2,61	3,20
летучие	0,60	0,47	0,16	0,15
Удельная поверхность, м^2/кг	32 000...37 000	10 000...12 000	1400...1700	400
Размер частиц, мкм	0,02...0,08	0,03...0,10	0,20...0,80	3...5
Форма частиц	Шаровидная	Дендритная	Дендритная	Осколочная неправильная
Коррозионная стойкость в растворах электролитов	Устойчивы в щелочных и слабокислых электролитах			

* Определяли по содержанию кислорода.

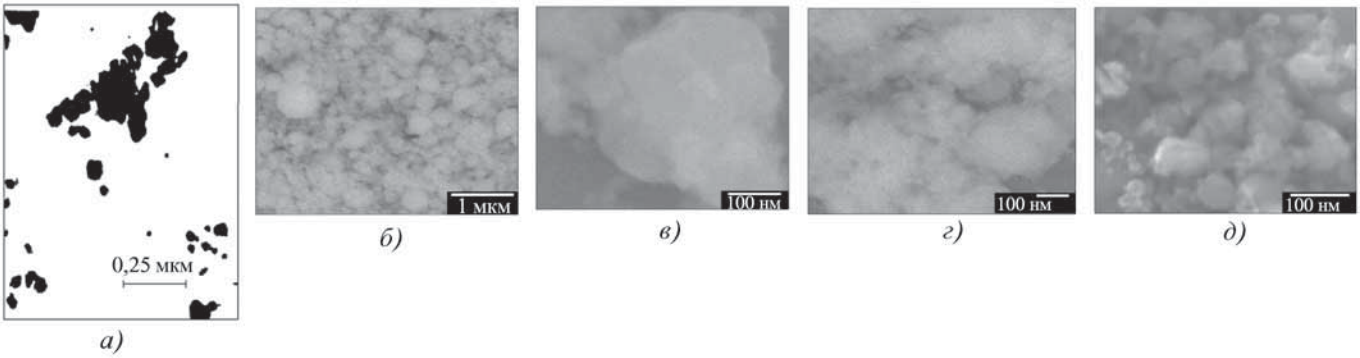


Рис. 2. Микрофотографии нанопорошка карбонитрида хрома:
а – ансамбль частиц НП, ПЭМ; *б* – внешний вид НП, РЭМ; *в* – морфологическая картина агрегата НП, РЭМ; *г* – ансамбль частиц и агрегатов НП, РЭМ; *д* – отдельные частицы НП, РЭМ

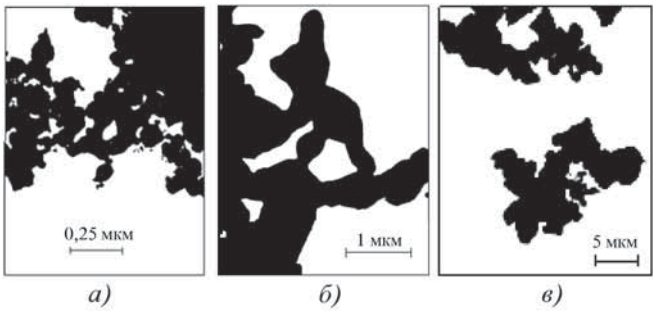


Рис. 3. Микрофотографии (ПЭМ) порошков карбида хрома:
а – НП Cr_3C_2; *б* – МП Cr_3C_2 (1); *в* – МП Cr_3C_2 (2)

того электролита, перемешивали до полного смачивания порошка, количественно переносили в электролизер и разбавляли до требуемой концентрации. Корректировку pH осуществляли с помощью растворов NaOH или H_2SO_4. Свежеприготовленный электролит прорабатывался в течение 2 ч при катодной плотности тока 0,01...0,02 кА/м^2.

В условиях лабораторных исследований осаждение покрытий проводили в стеклянных термостатированных электролизерах емкостью 0,001 м^3 при перемешивании суспензии магнитной мешалкой. Скорость движения электролита составляла 0,25...0,75 м/с.

В качестве катодов использовали стальные (Ст3) образцы с площадью поверхности $2{,}0 \cdot 10^{-3}$ м^2, обезжиренные перед нанесением покрытий мелом и декапированные в 10%-ном растворе HCl. Анодами служили никелевые пластины размером 0,08×0,1 м, заключенные в чехлы из ткани типа "хлорин". Выход по току определяли массовым методом с помощью последовательно подключенного к электролизеру медного кулонометра.

Содержание карбонитрида и карбида хрома в композиционных покрытиях определяли массовым методом после растворения покрытия в 10%-ном растворе HNO_3 (ГОСТ 5744–94). Процент включения карбонитрида и карбида в матрицу рассчитывали как отношение массы нерастворимого остатка к массе покрытия.

Микротвердость покрытий измеряли на микротвердомере ПМТ-3 методом статического вдавливания перпендикулярно слою покрытия индентора при нагрузке 0,49 Н. Микротвердость покрытий определяли на образцах толщиной 40 мкм по пяти–шести измерениям диагонали отпечатка.

Особенности электроосаждения КЭП. Исследовали влияние катодной плотности тока и концентрации порошков в электролите на содержание упрочняющей фазы в покрытиях и их микротвердость. Результаты исследования приведены в табл. 2 и 3.

2. Зависимость содержания упрочняющей фазы в КЭП от катодной плотности тока

Катодная плотность тока, кА/м^2	Содержание упрочняющей фазы в КЭП, % мас.			
	НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$	НП Cr_3C_2	МП Cr_3C_2 (1)	МП Cr_3C_2 (2)
0,1	0,42	0,46	0,51	0,57
0,3	0,50	0,59	0,63	0,66
0,5	0,56	0,63	0,79	0,87
0,7	0,67	0,71	0,93	1,03
1,0	0,81	0,87		
1,2	Некачественные покрытия			

3. Зависимость содержания упрочняющей фазы в КЭП и их микротвердости от концентрации порошков в электролите

Концентрация НП, МП в электролите, кг/м^3	Содержание упрочняющей фазы в КЭП, % мас./микротвердость, ±0,3 ГПа			
	НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$	НП Cr_3C_2	МП Cr_3C_2 (1)	МП Cr_3C_2 (2)
2,0	0,42/3,3	0,37/3,0	0,36/2,8	0,32/2,6
5,0	0,79/4,4	0,71/3,6	0,67/3,1	0,64/3,0
10,0	0,81/4,5	0,92/3,7	0,93/3,3	1,03/3,2
15,0	0,80/4,4	0,94/3,9	1,12/3,4	1,27/3,3
30,0	0,81/4,5	0,92/4,0	1,29/3,6	1,61/3,4
45,0	0,78/4,5	0,90/4,1	1,41/3,7	1,92/3,4
60,0	0,76/4,4	0,88/4,0	1,42/3,6	2,13/3,5
80,0	0,78/4,5	0,86/4,0	1,39/3,6	2,99/3,7
100,0	–		1,41/3,6	2,97/3,6

Исследование влияния катодной плотности проводили при pH электролита 5,0, температуре 323 К и концентрации упрочняющей фазы 10 кг/м^3. Из данных табл. 2 следует, что повышение катодной плотности тока от 0,1 до 1,0 кА/м^2 для нанопорошков и 0,7 кА/м^2 для микропорошков приводит к увеличению содержания упрочняющей фазы в покрытии: для НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ от 0,42 до 0,81 % мас.; НП Cr_3C_2 от 0,46 до 0,87 % мас.; МП Cr_3C_2 (1) от 0,51 до 0,93 % мас.; МП Cr_3C_2 (2) от 0,57 до 1,03 % мас.

В то же время четко прослеживается тенденция к повышению содержания упрочняющей фазы от ее крупности: при катодной плотности тока 1,0 кА/м^2 содержание упрочняющей фазы в покрытии составляет для НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ 0,81 % мас.; НП Cr_3C_2 0,87 % мас.; МП Cr_3C_2 (1) 0,93 % мас. и МП Cr_3C_2 (2) 1,03 % мас.

В присутствии упрочняющей нанодисперсной фазы верхний предел рабочей плотности тока электролита равен 1,0 кА/м^2, что выше, чем для получения никелевых покрытий в данном электролите (0,5 кА/м^2). При катодной плотности тока 1,2 кА/м^2 покрытия образуются темного цвета, хрупкие и шероховатые, легко отслаивающиеся от основы. Это объясняется увеличением pH в прикатодном слое, обусловленным выделением на катоде водорода и, как следствие этого, образованием и осаждением с никелем его гидроксидов.

Влияние концентрации порошков в электролите исследовали при pH электролита 5,0, температуре 323 К и катодной плотности тока 1,0 кА/м^2 для нанопорошков и 0,7 кА/м^2 для микропорошков. Из данных табл. 3 следует, что с повышением концентрации нанопорошков в электролите – суспензии до 5...10 кг/м^3 содержание упрочняющей фазы в КЭП также растет, в дальнейшем при концентрации нанопорошков 15...30 кг/м^3 практически не меняется, а в области концентраций 45...80 кг/м^3 несколько снижается. При использовании микропорошков содержание упрочняющей фазы в покрытии возрастает практически во всем исследуемом интервале концентраций – от 2 до 100 кг/м^3.

Для всех порошков установлены следующие пределы насыщения матрицы упрочняющей фазой, достигаемые при разных концентрациях порошков в электролите: для НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ 0,79...0,81 % мас. при концентрации 5...10 кг/м^3; НП Cr_3C_2 0,92...0,94 % мас. при 10...15 кг/м^3; МП Cr_3C_2 (1) 1,41...1,42 % мас. при 45...60 кг/м^3; МП Cr_3C_2 (2) 2,97...2,99 % мас. при 80...100 кг/м^3.

Следовательно, с повышением крупности порошков насыщение никелевой матрицы достигается при более высоких содержаниях в ней упрочняющей фазы, соотносящихся для используемых порошков следующим образом:

$$1\ \text{НП}\ Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2 \rightarrow 1{,}16\ \text{НП}\ Cr_3C_2 \rightarrow$$
$$\rightarrow 1{,}75\ \text{МП}\ Cr_3C_2\ (1) \rightarrow 3{,}69\ \text{МП}\ Cr_3C_2\ (2).$$

При этом зависимость содержания упрочняющей фазы в покрытии от размера частиц порошков, рассчитанного по величине удельной поверхности, описывается уравнением вида

$$a = 0{,}759\, d_{ч} + 0{,}87 \qquad (1)$$

(при значениях критерия Фишера $F/F_{0,95}(3,10) = 0{,}161/3{,}7$), где a – содержание упрочняющей фазы в покрытии, % мас.; $d_{ч}$ – размер частиц порошков, мкм.

Микротвердость КЭП определяется содержанием в них упрочняющей фазы и размерами ее частиц (см. табл. 3). В исследуемом интервале концентраций электролитов – суспензий микротвердость КЭП Ni–НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ возрастает от 3,3 до 4,5 ГПа, Ni–НП Cr_3C_2 от 3,0 до 4,0 ГПа; Ni–МП Cr_3C_2 (1) от 2,8 до 3,6 ГПа; Ni–МП Cr_3C_2 (2) от 2,6 до 3,7 ГПа.

Микротвердость КЭП Ni–НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ составляет 4,4...4,5 ГПа, что в 2,2 раза выше, чем у никелевой матрицы, в 1,23 раза выше, чем КЭП Ni–НП Cr_3C_2, в 1,41 раза выше, чем КЭП Ni–МП Cr_3C_2 (1), в 1,45 раза выше, чем КЭП Ni–МП Cr_3C_2 (2).

По-видимому, такое увеличение твердости можно объяснить эффектом дисперсионного упрочнения матрицы наноразмерными частицами, что косвенно

подтверждается более низкими значениями микротвердости КЭП Ni–МП Cr_3C_2, несмотря на более высокое содержание в них карбида (см. табл. 3).

Для КЭП Ni–НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ зависимость микротвердости от содержания в покрытии карбонитрида описывается уравнением вида

$$H = 2{,}973\,a + 2{,}051 \qquad (2)$$

(при значениях критерия Фишера $F/F_{0,95}$ (3,10) = = 0,183/3,7), где H – микротвердость КЭП, ГПа.

Таким образом, применение нанопорошка карбонитрида хрома для получения композиционных покрытий более целесообразно, чем нано- и микропорошков карбида хрома. Анализ полученных данных показал, что введение НП карбонитрида хрома в электролит приводит к изменению таких технологических параметров электроосаждения, как допустимая катодная плотность тока и концентрация упрочняющей фазы в электролите.

Возрастание допустимой катодной плотности тока при введении в электролит второй фазы обусловлено, по-видимому, ускорением катодного процесса, связанным со стабилизацией значений pH в прикатодном слое, сдвигом потенциала выделения никеля в положительную сторону.

Так, для исследуемого электролита никелирования установлен следующий характер изменения катодной плотности тока в зависимости от дисперсности наполнителя:

$$(\text{Ni})\ 0{,}5\ \text{кА/м}^2 \rightarrow (\text{Ni + МП})\ 0{,}7\ \text{кА/м}^2 \rightarrow \rightarrow (\text{Ni + НП})\ 1{,}0\ \text{кА/м}^2.$$

Благодаря этому электролит с нанопорошком более производителен, что делает его перспективным для получения композиционных покрытий, эксплуатируемых в условиях повышенного износа, и восстановления изношенных поверхностей.

В присутствии нанопорошка насыщение покрытия частицами происходит при меньшем их массовом содержании в покрытии и концентрации в электролите и не сопровождается снижением микротвердости. Подобное явление обусловлено значительным возрастанием числа наночастиц в единице объема и достижением в связи с этим дисперсионного упрочнения металлической матрицы. Наблюдаемое некоторое снижение содержания упрочняющей фазы в покрытии с ростом концентрации нанопорошков в электролите обусловлено развитием при высоких концентрациях процессов коагуляции наночастиц.

Высокая микротвердость покрытий Ni–НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ при относительно низком содержании упрочняющей фазы в покрытии обеспечивает значительно меньший ее расход на 1 м^2 обрабатываемой поверхности и позволяет сохранить ценные свойства матрицы.

Низкая концентрация нанопорошка в электролите упрощает эксплуатацию гальванических ванн и снижает потери карбонитрида хрома за счет выноса электролита с деталями. Присутствие карбонитрида хрома повышает производительность электролита в результате увеличения верхнего предела катодной плотности тока.

Оптимальными условиями осаждения КЭП никель–НП карбонитрида хрома являются: концентрация $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ 5...10 кг/м^3, катодная плотность тока 0,9...1,0 кА/м^2 при температуре 323 К, pH 5,0...5,5 и непрерывном перемешивании электролита. Выход никеля по току при этих условиях составляет 92...94 %.

Выводы

1. Установлены следующие пределы насыщения никелевой матрицы КЭП упрочняющей фазой, достигаемые при разных концентрациях порошков в электролите: для НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ 0,79...0,81 % мас. при концентрации 5...10 кг/м^3; НП Cr_3C_2 0,92...0,94 % мас. при 10...15 кг/м^3; МП Cr_3C_2 (1) 1,41...1,42 % мас. при 45...60 кг/м^3; МП Cr_3C_2 (2) 2,97...2,99 % мас. при 80...100 кг/м^3. При этом зависимость содержания упрочняющей фазы в покрытии a от размера частиц порошков $d_ч$ описывается уравнением вида $a = 0{,}759d_ч + 0{,}87$.

2. Микротвердость КЭП определяется содержанием в них упрочняющей фазы и размерами ее частиц. Микротвердость КЭП Ni–НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ составляет 4,4...4,5 ГПа, что в 2,2 раза выше, чем у никелевой матрицы, в 1,23 раза выше, чем у КЭП Ni–НП Cr_3C_2, в 1,41 раза выше, чем у КЭП Ni–МП Cr_3C_2 (1), в 1,45 раза выше, чем у КЭП Ni–МП Cr_3C_2 (2). Для КЭП Ni–НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ зависимость микротвердости H от содержания в покрытии карбонитрида описывается уравнением вида $H = 2{,}973a + 2{,}051$.

3. Оптимальными режимами осаждения КЭП Ni – НП $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ являются: катодная плотность тока 1,0 кА/м^2; концентрация нанопорошка карбонитрида хрома в электролите 5...10 кг/м^3; pH 5,0...5,5 и температура 323 К.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Исследования** в области создания композиционных электрохимических покрытий (КЭП) с дисперсной фазой микро- и наночастиц / Р.С. Сайфуллин, А.И. Хацринов, С.В. Водопьянова, Г.Г. Мингазова, Р.Е. Фомина // Вестник Казанского технологического университета. 2009. № 6. С. 80–90.

2. **Цупак Т.Е.** Высокопроизводительные процессы электроосаждения никеля и сплава никель–фосфор из электролитов, содержащих карбоновые кислоты: автореф. дис. ... д-ра хим. наук. М., 2008. 30 с.

3. **Долматов В.Ю., Буркат Г.К.** Ультрадисперсные алмазы детонационного синтеза как основа нового класса композиционных металл-алмазных гальванических покрытий // Сверхтвердые материалы. 2000. № 1. С. 84–95.

Игорь Викторович Ноздрин, канд. техн. наук,
kafcmet@sibsiu.ru;
Геннадий Владиславович Галевский, д-р техн. наук;
Людмила Сергеевна Ширяева;
Виктория Владимировна Руднева, д-р техн. наук

УДК 669.35.018.50-42:621.77.04

П.А. Василевский *(ООО "Камкор", г. Каменск-Уральский),*
Л.М. Железняк, М.Ю. Бородин, Д.Е. Булатов
(Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина)

Повышение эксплуатационных характеристик полос из медных сплавов для электромашиностроения

Рассмотрены вопросы повышения эксплуатационных характеристик промышленных партий полосовых электротехнических профилей, используемых при высоких электрических и механических нагрузках, а также при изготовлении электрических машин ответственного назначения – медных шин прямоугольного сечения (упрощено определение уровня прочности и повышена точность оценки качества поверхности), коллекторных медно-кадмиевых полос трапециевидного сечения (увеличена твердость, снижена серповидность, отсутствуют выступы и риски на основаниях профиля) и коллекторных медно-серебряных полос (уменьшено электросопротивление и повышена стабильность механических свойств).

Ключевые слова: медные шины; коллекторные медно-кадмиевые и медно-серебряные полосы; повышение служебных свойств изделий; снижение трудоемкости производства медных шин.

Questions of increase of operational characteristics of commercial batches of electrical bandpass profiles used in high electrical and mechanical loads, as well as in the manufacture of electrical machinery responsible use – copper bars of rectangular cross section (simplified determination of the level of durability and increased accuracy of assessing the quality of the surface), the collector copper-cadmium trapezoidal strips (raised hardness, reduced crescent, no projections, and risks on the grounds of the profile) and the collector copper-silver bands (reduced electrical resistance and increased stability of the mechanical properties) are considered.

Keywords: copper bars; collector copper-cadmium and copper-silver bands; increasing of products service properties; reducing of complexity of copper bars production.

В производственных условиях одного из заводов по обработке цветных металлов реализовано существенное повышение качества электротехнических профилей – прямоугольных медных шин (упрощено определение уровня прочности и повышена точность оценки качества поверхности), коллекторных трапециевидных полос из кадмиевой бронзы (увеличена твердость, снижена серповидность, отсутствуют выступы и риски на основаниях профиля) и коллекторных полос из медно-серебряного сплава (повышены электропроводность и стабильность механических свойств).

В статье кратко представлены основные этапы работы.

Мягкие медные шины используют при высоких токовых нагрузках и низких рабочих напряжениях: электропитание электролизных ванн, распределительные щиты, шкафы управления и др. При кратковременных, но повышенных механических нагрузках альтернативой являются полутвердые медные шины с увеличенным уровнем прочности при удовлетворительной пластичности.

Нормативного российского документа на полутвердые шины нет, поэтому они должны отвечать следующим требованиям британского стандарта BS 1432:1977: $\sigma_в \geq 250$ МПа; $\delta = 10...15$ %; отсутствие трещин при изгибе под углом 180° вокруг оправки с радиусом, равным толщине шины. Выполнение этих требований связано со следующими проблемами:

– для определения $\sigma_в$ и δ необходимы отбор отрезков шин, их резка на заготовки и изготовление стандартных образцов и, следовательно, металлорежущее оборудование;

– сложность объективной оценки состояния поверхности при испытании на изгиб шины под углом 180°, так как визуальный контроль растрескивания не гарантирует требуемого качества шины из-за наличия в месте изгиба грубой, бугристой фактуры; субъективная оценка результата изгиба вызывает неопределенность при аттестации изделий.

В целях значительного упрощения определения уровня прочности полутвердых медных шин, а также удовлетворения требований потребителей к их пластическим свойствам путем ограничения размеров зерна авторами статьи предложено регламентировать:

- твердость шины по Бринеллю HB = 625...770 МПа;
- параметр шероховатости по наружной дуге изгиба $Ra \leq$ $\leq 2,5$ мкм.

Рассмотрим упрощенный способ определения $\sigma_в$ медных шин. Известно, что для меди $\sigma_в = 0,48$ HB [2]. Результаты анализа представительной производственной выборки соотношения $\sigma_в$ и HB для меди свидетельствуют: отклонение от переводного коэффициента 0,48 составляет ±(0,4...0,5) %; это позволяет значительно ускорить определение $\sigma_в$ путем измерения HB, так как при этом способе вместо стандартных образцов используют необработанные отрезки шин.

Таким образом, для полутвердых шин значение нижнего предела HB = 250/0,48 = 521 МПа. Для гарантии стабильности прочности и пластичности механические свойства

должны находиться в интервалах $\sigma_в$ = 300...370 МПа; НВ = = 625...770 МПа; δ = 10...15 %, отвечающих требованиям стандарта. Приведенная корреляция между $\sigma_в$ и δ, с одной стороны, и НВ – с другой, подтверждается зависимостями этих свойств от относительного обжатия ε, приведенными, например, в работе А.П. Смирягина, Н.А. Смирягиной, В.А. Беловой "Промышленные цветные металлы и сплавы (М.: Металлургия, 1974. 488 с.).

Твердость НВ = 625...770 МПа и отсутствие грубой, бугристой поверхности шин достигаются двухпроходным волочением горячепрессованных заготовок с полным светлым отжигом между проходами в конвейерной печи с водяными затворами при температуре (650±30) °С.

В первом проходе приняли ε = 20...28 %, обусловленное значительным допуском на толщину прессованной заготовки (±0,5 мм) вследствие придания поперечному сечению канала прессовых матриц формы двояковыпуклого по большим сторонам четырехугольника, в целях компенсации негативного эффекта "заплывания" канала, вызванного действием высоких контактных напряжений при температуре прессования.

В чистовом проходе ε = 7...10 % для получения нижнего уровня пластичности (δ = 10 %) и достижения требуемых значений $\sigma_в$ либо эквивалентной ему величины НВ.

Известно, что пластические свойства металлопродукции связаны с размером зерна: чем мельче зерно, тем выше пластичность металла [1 и др.]. Положительный результат качественной оценки пластичности медных шин при испытании на изгиб – отсутствие растрескивания. Однако сохранение прежнего уровня состояния поверхности шин при этом исключено, так как вследствие холодной пластической деформации место изгиба, как отмечено выше, приобретает вид неровной, бугристой поверхности, получившей название "апельсиновой корки" [3]. В [3] указано, что "... этот эффект состоит в образовании на поверхности волнистости, видимой невооруженным глазом и вызванной возникновением крупной зернистости металла"; иногда такую поверхность называют "рожистой" (ТУ 16-501.011–73).

В целях отказа от визуальной оценки состояния поверхности как критерия пластичности и перехода к более надежной методике предложено и опробовано на практике ограничение параметра шероховатости поверхности по наружной дуге места изгиба шины $Ra \leq 2{,}5$ мкм.

В ГОСТ 434–78 шероховатость шин не регламентируется, но должна не превышать двойной допуск на размеры сечения: например, для шины толщиной 5 мм он составляет 0,05 мм = 50 мкм. Следовательно, ограничение параметра шероховатости верхним пределом Ra = 2,5 мкм обосновано и удовлетворяет требованиям потребителей, причем эту оценку проводят по ГОСТ 2789–73 с помощью прибора, простого в эксплуатации и требующего минимальных затрат времени.

При соблюдении приведенных технологических режимов фактические значения параметра шероховатости, измеренные по наружной дуге места изгиба шин на угол 180°, составили 1,8...2,1 мкм, т.е. они гарантировано не превышают требуемого уровня Ra = 2,5 мкм.

Таким образом, достигнуты снижение трудоемкости и упрощение определения уровня качественных и количественных характеристик полутвердых медных шин, как у производителя, так и у потребителей.

Коллекторные полосы трапециевидного поперечного сечения из кадмиевой бронзы БрКд1 на электромашиностроительных заводах подвергают вырубке с получением ламелей – базовых деталей коллектора, являющегося важнейшим узлом электрической машины постоянного тока, от стабильной работы которого зависит ее надежность в эксплуатации.

Размеры и угол коллекторных профилей не стандартизованы; их выбор, обеспечивающий требуемые электрические параметры, основан на соответствующем расчете, что приводит к непрерывному расширению сортамента коллекторных профилей, насчитывающему тысячи позиций. Коллектор состоит из нескольких десятков ламелей, изолированных друг от друга миканитовыми (на основе слюды) прокладками, и если допуски на размеры и угол профиля нарушены, то собрать плотный, высококачественный коллектор просто невозможно.

С учетом воздействия на коллектор ряда факторов механической и электрической природы материал пластин должен обладать: достаточной твердостью, чтобы противостоять истиранию; повышенными температурой разупрочнения и порогом рекристаллизации; длительной прочностью; высокой крипоустойчивостью, необходимой при горячей формовке коллектора и для машин, работающих при 180...200 °С.

Реализация всего комплекса перечисленных свойств затруднительна, поэтому находят, как правило, компромисс, и тогда ресурс работы коллектора будет зависеть от соответствия сплава условиям эксплуатации.

Согласно ГОСТ 4134–75 коллекторные полосы из кадмиевой бронзы должны иметь: НВ ≥ 950 МПа; серповидность ≤ 4 мм на 1 м длины; продольные выступы и риски на основаниях профиля ≤ 0,4 мм; тонкое основание ≥ 3 мм при высоте профиля ≥ 105 мм; классы точности – нормальный, повышенный, высокий, что свидетельствует о высоком уровне требований ГОСТ 4134–75 к геометрическим параметрам, точности и твердости профилей.

Однако к профилям для машин с тяжелыми условиями эксплуатации, в частности для тяговых машин магистральных электровозов и тепловозов, предъявляют более жесткие требования (ТУ 48-21-491–75): НВ ≥ 1000 МПа; серповидность ≤ 1,5 мм на 1 м длины; продольные выступы и риски на основаниях профиля ≤ 0,2 мм; тонкое основание ≥ 2 мм; класс точности – высокий.

Получение согласно ТУ 48-21-491–75 таких значений параметров коллекторных полос достигнуто на основе опытно-промышленного исследования и с использованием следующего технологического регламента [4]:

1. Значения НВ = 1000...1120 МПа получены увеличением коэффициента обжатия μ по толщине в чистовом проходе волочения от 1,25 до 1,27...1,30 с условием, что при μ < 1,27 не достигается минимальная величина НВ = 1000 МПа; при μ > 1,30 снижается пластичность, это усложняет обработку излишне твердых полос на заводе-потребителе.

2. Серповидность (ребровый изгиб) полосы трапециевидного сечения не образуется при соблюдении в чистовом проходе волочения равенства $\mu_a = \mu_b$ (где μ_a и μ_b – коэффициенты обжатия по малой и большой граням), на производстве его очень сложно обеспечить по причинам:

– широкого поля допуска (±0,7 мм) на толщину прессованной заготовки, так как его влияние прослеживается вплоть до чистового прохода;

– неравномерного износа рабочих каналов волок, используемых для трех (как минимум) проходов волочения;

– трудностей доводки волочильного канала при применении в качестве материала волок металлокерамических твердых сплавов.

Также причиной серповидности полос является двояковыпуклая форма канала прессовых матриц. Указанные факторы и послужили, вероятно, основанием для установления высокой нормы ГОСТ 4134–75 по серповидности – 4 мм на 1 м длины. Достигнутая фактическая серповидность полос 1,0...1,5 мм на 1 м длины получена следующими приемами:

1) от прежнего способа получения каналов матриц электроискровой обработкой перешли на прогрессивный метод электроэрозионного вырезания на прецизионном станке AGIECUT CLASSIC 2S (Швейцария) с использованием в качестве расходуемого электрода высокоточной латунной проволоки, что резко повысило точность размеров матриц;

2) в качестве материала матриц вместо стали 3Х2В8 использовали высокоэффективный сплав – нимоник 80, более термостойкий по сравнению со сталями и не склонный к "заплыванию";

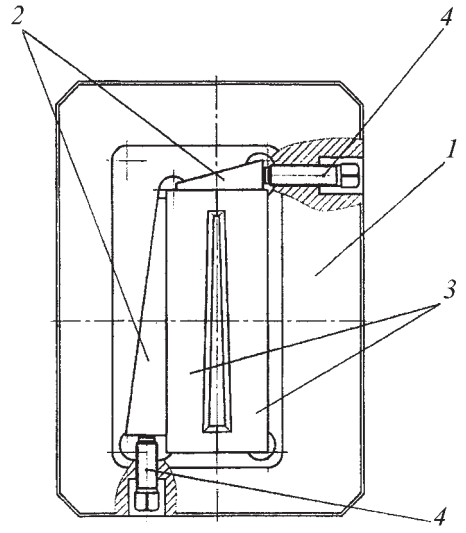
3) волочение проводили в составные волоки с твердосплавными вкладышами (см. рисунок), их доводку и корректировку размеров осуществляли на плоскошлифовальном станке; за счет этого повысились стойкость инструмента и стабильность его настройки.

3. Рабочие С-образные вкладыши составной волоки (см. рисунок) плотно, по шлифованным поверхностям зафиксированы в жесткой обойме клиньями и винтами, это обеспечивает получение профиля без выступов и рисок на его основаниях.

Однако при эксплуатации влияет ряд негативных факторов: износ вкладышей вследствие высокого нормального к поверхности канала контактного давления; возможные в условиях цеха вредные явления – недостаточная подача смазки в канал или снижение ее качества, попадание в канал окалины и загрязнений; динамические нагрузки на инструмент в момент пуска волочильного стана и др. Это может вызвать в плоскостях стыковки вкладышей минимальный зазор, поэтому для полного исключения на основаниях профиля выступов и рисок предусмотрен угол наклона между контактирующими плоскостями вкладышей и осью волочения.

4. Ограничение по ГОСТ 4134–75 тонкого основания минимальным значением 3 мм продиктовано очевидными технологическими трудностями изготовления профиля с более тонким основанием. Для получения очень тонкого (до 1,0 мм) основания необходимы до 7–8 проходов волочения с полным комплексом вспомогательных операций, что удлинит производственный цикл и повысит себестоимость продукции и серийное изготовление такого профиля станет экономически нецелесообразным.

Однако согласно тенденции современного электромашиностроения высокие служебные характеристики машин ответственного назначения возможны только при снижении стандартной минимальной толщины тонкого основания. Согласно реализованным на практике режимам минимальное значение этого основания снижено с 3 до 2 мм, т.е. в 1,5 раза.



Составная волока для получения коллекторных полос:
1 – обойма; *2* – клинья; *3* – рабочие вкладыши; *4* – винты

Таким образом, технический уровень коллекторных полос из кадмиевой бронзы соответствует высшей категории качества, задача значительного повышения эксплуатационных характеристик продукции успешно решена.

Известно, что легирование меди серебром даже в небольших количествах значительно повышает (по сравнению с электротехнической медью) служебные свойства изделий: электропроводность, порог рекристаллизации, длительную прочность, крипоустойчивость. Преимущество медно-серебряного сплава перед широко применяемой в РФ кадмиевой бронзой – экологичность.

Высокий уровень твердости коллекторных полос из медно-серебряного сплава МС0,1 обусловлен сложными условиями эксплуатации электрических машин. При работе и сборке (формовке) коллектор подвергается значительным механическим нагрузкам и многократным циклам нагрева–охлаждения, а именно:

– при запрессовке в сборочном приспособлении ламелей и миканитовой изоляции его дважды нагревают до температуры 180...220 °С;

– после обточки коллектора в сборе его снова дважды нагревают до 150...160 °С и вновь подпрессовывают;

– далее его дважды подвергают разгону при скорости в 1,25 раза большей максимальной скорости коллектора одновременным нагревом до 130...150 °С; при использовании якорей с кремнийорганической изоляцией температура 180...200 °С;

– при пайке в ванне с расплавом припоя выступающие части коллектора (петушки) сильно разогреваются.

Удельное электрическое сопротивление полос из сплава МС0,1 составляет $\rho \leq 0{,}01850$ мкОм·м (ТУ 16-501,033–87), однако для тяжелых условий эксплуатации машин потребители (например, ОАО "Силовые машины", г. Санкт-Петербург) требуют существенного снижения электросопротивления. Таким образом, полосы из сплава МС0,1 должны удовлетворять двум противоречивым требованиям: с одной стороны, обладать достаточно высокими $\sigma_в$ и НВ, в том числе

Химический состав сплава МС0,1 и меди М0к, % мас., не более

Элементы	Сплав МС0,1		Медь М0к
	ТУ 48-21-137–88	DIN 17666	ГОСТ 859–2001
Ag	0,08...0,12	–	0,002
Bi	0,001	–	0,0005
Sb	0,002	–	0,001
As	0,002	–	0,001
Fe	0,004	–	0,001
Ni	0,002	–	0,001
Pb	0,004	–	0,002
Sn	0,002	–	0,001
S	0,004	–	0,002
O_2	0,0035	–	0,015
Zn	0,004	–	0,001
P	0,002	–	0,001
Cu	Остальное		99,97
Сумма примесей	0,05	0,05	0,03

при температурах до 300 °С, обеспечиваемыми, наряду с другими факторами, определенным количеством примесей, а с другой – высокой электропроводностью, достигаемой снижением их содержания.

В частности, полосы при комнатной температуре должны иметь: $\sigma_в \geq 294$ МПа, НВ ≥ 950 МПа, $\delta \geq 5$ %; после нагревания до 300 °С, выдержки 1 ч и охлаждения величины $\sigma_в$, НВ и δ должны быть не менее 274 МПа, 900 МПа и 7 % соответственно; электропроводность должна остаться на указанном выше уровне (ТУ 16-501.033–87).

Из анализа таблицы следует вывод о строгих требованиях к химическому составу катодной меди М0к (ГОСТ 859–2001) (как к основе сплава) и сплаву МС0,1, предъявляемых российскими ТУ 16-501.033–87 и ТУ 48-21-137–88 и германским стандартом DIN 17666.

В целях повышения электропроводности и стабилизации механических свойств проведено исследование по варьированию содержания примесных элементов (при их общей сумме не более 0,05 % и использовании некоторых из них в качестве микролегирующих); в результате достигнуты: толерантная компенсация их влияния на свойства сплава и приближение его состава к оптимальному – с позиции удачного сочетания механических и электрических характеристик.

Предварительный анализ влияния примесей на свойства и технологичность сплава, проведенный на базе лабораторного исследования показал, что на прочностные и пластические свойства сплава, в том числе при температурах до 300 °С, положительно влияют никель, алюминий и марганец. Al и Mn в практически значимых количествах в меди М0к не присутствуют, а Ni (на уровне микролегирования) значительно улучшает эксплуатационные характеристики изделий, поэтому его содержание в сплаве по сравнению с медью М0к увеличили в 2 раза (см. таблицу).

Повышение содержания железа электропроводность не снижает, но в комплексе с другими примесями увеличивает прочность полуфабрикатов.

Снижение концентрации кислорода и ограничение фосфора достигнуто следующим приемом: вместо принятого раскисления расплава фосфористой медью его провели при активном перемешивании расплава в печи малой емкости и под слоем прокаленного древесного угля; таким образом, получили сбалансированное соотношение примесных элементов. Ограничение содержания вредных (с позиции ухудшения пластичности) элементов – висмута, свинца и серы продиктовано стремлением к оптимизации состава сплава, направленным на решение поставленной задачи.

Свойства коллекторных полос из медно-серебряного сплава МС0,1, в частности двух наиболее тоннажных позиций 2,05×3,70×92 и 2,11×4,34×102 мм, изготовленных согласно разработанному регламенту, полностью соответствуют нормативам ТУ 16-501.033–87, а именно: $\sigma_в$ = 327...334 МПа; δ_5 = = 8,3 %; δ_{10} = 4,5 %; НВ = 955...980 МПа; ρ значительно ниже нормативного и составляет 0,01742 мкОм·м.

Скорректированный химический состав сплава приближен к оптимальному, полосы отвечают требованиям нормативных документов по эксплуатационным характеристикам, что позволяет их применять для коллекторов машин, работающих в тяжелых условиях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Золотаревский В.С.** Механические свойства металлов. М.: МИСИС, 1998. 400 с.

2. **Костин П.П.** Физико-механические испытания металлов, сплавов и неметаллических материалов. М.: Машиностроение, 1990. 256 с.

3. **Эффект** "апельсиновой корки". URL: http://www.juve-linetec/process/process.htm?id-mec obr 2.

4. **Пат. на полезную модель 65892 РФ.** Коллекторная полоса из кадмиевой бронзы. Опубл. 27.08.2007, Бюл. № 24.

Павел Алексеевич Василевский;
Лев Моисеевич Железняк, канд. техн. наук,
bsp@mtf.ustu.ru*;*
Михаил Юрьевич Бородин, канд. техн. наук;
Даниил Евгеньевич Булатов

ООО "Издательство **Машиностроение**", 107076, Москва, Стромынский пер., 4
Учредитель ООО "Издательство Машиностроение". **E-mail: zpm@mashin.ru**
Телефоны редакции журнала: (499) 268-47-19, 268-36-54, 268-69-19. **http://www.mashin.ru**
Дизайнер *Подживотов К.Ю.* Технический редактор *Жиркина С.А.* Корректоры *Сажина Л.И., Сонюшкина Л.Е.*
Сдано в набор 08.02.2013 г. Подписано в печать 22.03.2013 г. Формат 60×88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Издательство Машиностроение".
Отпечатано в ООО "Белый ветер". 115407, Москва, Нагатинская наб., д. 54, пом. 4.