ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

№ 1 январь 2016

Председатель редакционного совета и главный редактор
СЕМЁНОВ Е.И., д.т.н., проф.

Зам. председателя редакционного совета:
ДЁМИН В.А., д.т.н., проф.
КОЛЕСНИКОВ А.Г., д.т.н., проф.

Зам. главного редактора
СЕРИКОВА Е.А.

Редакционный совет:
БЕЛЯКОВ А.И., к.т.н.
БЛАНТЕР М.С., д.ф.-м.н., проф.
БОГАТОВ А.А., д.т.н., проф.
ГАРИБОВ Г.С., д.т.н., проф.
ГРОМОВ В.Е., д.ф.-м.н., проф.
ГУН И.Г., д.т.н., проф.
ЕВСЮКОВ С.А., д.т.н., проф.
ЕРШОВ М.Ю., д.т.н., проф.
КАСАТКИН Н.И., к.т.н., проф.
КИДАЛОВ Н.А., д.т.н., проф.
КОРОТЧЕНКО А.Ю., к.т.н., доц.
КОТЕНОК В.И., д.т.н.
КОШЕЛЕВ О.С., д.т.н., проф.
КРУК А.Т., д.т.н., проф.
ЛАВРИНЕНКО В.Ю., д.т.н., доц.
МОРОЗ Б.С., д.т.н., проф.
МУРАТОВ В.С., д.т.н., проф.
НАЗАРЯН Э.А., д.т.н., проф.
ОВЧИННИКОВ В.В., д.т.н., проф.
ПОВАРОВА К.Б., д.т.н., проф.
ПОЛЕТАЕВ В.А., д.т.н., проф.
СЕМЁНОВ Б.И., д.т.н., проф.
СУБИЧ В.Н., д.т.н., проф.
ТРЕГУБОВ В.И., д.т.н., проф.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А., д.т.н., проф.
ШЕРКУНОВ В.Г., д.т.н., проф.
ШЕСТАКОВ Н.А., д.т.н., проф.
ШПУНЬКИН Н.Ф., к.т.н., проф.
ЯКОВЛЕВ С.С., д.т.н., проф.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М., д.т.н., проф.
БАСТ Ю., Dr.-Ing. habil., prof.
ТУТМАН Т., Dr.Yur.
ЭРКСЛЕБЕН С., Dr.-Ing.

Ответственный за подготовку и выпуск номера
СЕРИКОВА Е.А.

Журнал зарегистрирован в Министерстве связи и массовых коммуникаций РФ. Свидетельство о регистрации ПИ № ФС 77-63952 от 09.12.2015

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, 269-54-96
Факс: (499) 269 48 97
Http: //www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Вальтер А.И., Протопопов А.А., Зенкин Р.Н. Изменения микроструктуры чугуна с шаровидным графитом после различных методов термической обработки 3
Гавариев Р.В., Леушин И.О., Савин И.А. Анализ влияния теплового баланса на показатель эксплуатационной стойкости пресс-форм для литья под давлением 7
Овчинников В.В., Дриц А.М., Гуреева М.А., Растопчин Р.Н. Технологические особенности аргонодуговой сварки алюминиевых сплавов с вращающимся электродом 10

Кузнечно-штамповочное производство

Томилов М.Ф., Сидоренко А.А., Томилов Ф.Х. Совершенствование процесса формовки коробчатых деталей из листа эластичной средой в жесткой матрице 17
Морозов Ю.А., Верхов Е.Ю., Крутина Е.В. Анализ влияния профилей тормозных участков вытяжных штампов на возможность получения качественных изделий сложной формы из листовых металлов 19
Филиппов Ю.К., Типалин С.А., Анфимов Ю.Н. Холодное комбинированное выдавливание поршня тормозного цилиндра 24

Прокатно-волочильное производство

Гурьянов Г.Н. Выбор оптимальных параметров деформации при разных формах рабочего канала волоки и моделях упрочнения материала проволоки 28

Материаловедение и новые материалы

Лавриненко В.Ю., Ткаченко Е.А., Милевская Т.В. Зависимость временного сопротивления от режима старения штамповок из сплава В-1469 при изотермической деформации 39

Информация

Мартьянов А.А. Осадка образцов в поле сверхвысокого давления. Обзор 44

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 "Инновационное машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2016

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Press forging, foundry and other productions)

№ 1 January 2016

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.
GARIBOV G.S.
GROMOV V.E.
GUN I.G.
EVSYUKOV S.A.
ERSHOV M.Yu.
KASATKIN N.I.
KIDALOV N.A.
KOROTCHENKO A.Yu.
KOTENOK V.I.
KOSHELEV O.S.
KRUK A.T.
LAVRINENKO V.Yu.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
OVCHINNIKOV V.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
SUBICH V.N.
TREGUBOV V.I.
SHATUL'SKY A.A.
SHERKUNOV V.G.
SHESTAKOV N.A.
SHPUN'KIN N.F.
YAKOVLEV S.S.
YAMPOL'SKY V.M.
BAST Yu.
TUTMANN T.
ERXLEBEN S.

This issue prepared with assistance of specialist
SERIKOVA E.A.

Journal is registered by Ministry of Telecom and Mass Communications of the Russian Federation. The certificate of registration ПИ № ФС 77-63952, December 9, 2015.

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 Rossi" **39205**, catalogue "Pochta Rossii" **60261**) or immediately in the edition of the journal.

Ph.: (499) 268-47-19, 269-54-96
Fax: (499) 269-48-97
Http: //www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

Val'ter A.I., Protopopov A.A., Zenkin R.N. Changes in microstructure of nodular cast iron by different methods of heat treatment 3
Gavariev R.V., Leushin I.O., Savin I.A. Analysis of influence of thermal balance on indicator of operational firmness of compression moulds for die casting 7
Ovchinnikov V.V., Drits A.M., Gureeva M.A., Rastopchin R.N. Technological special features of argon-arc welding of aluminum alloys with rotating electrode 10

Forging and Stamping Production

Tomilov M.F., Sidorenko A.A., Tomilov F.Kh. Improvement of box-like sheet parts by elastic medium in rigid matrix 17
Morozov Yu.A., Verkhov E.Yu., Krutina E.V. Analysis of effect of brake lines profiles of drawing die on possibility of receiving of qualitative complex shape products from sheet metals 19
Filippov Yu.K., Tipalin S.A., Anfimov Yu.N. Cold combined expression of piston of brake cylinder 24

Rolling and Drawing Production

Gur'yanov G.N. Selection of optimal parameters of deformation at different forms of die working channel and hardening models of wire material 28

Physical Metallurgy and New Materials

Lavrinenko V.Yu., Tkachenko E.A., Milevskaya T.V. Definition of tensile strength depending on ageing mode of alloy V-1469 forgings manufactured by isothermal deformation 39

Information

Mart'yanov A.A. Upsetting of blanks in ultra-high pressure field. Review 44

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"

© "Innovative Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2016

УДК 621.74.670

А.И. Вальтер, А.А. Протопопов, Р.Н. Зенкин
(Тульский государственный университет)

Изменения микроструктуры чугуна с шаровидным графитом после различных методов термической обработки

Приведены результаты экспериментального исследования твердости высокопрочного чугуна на основе изучения микроструктуры, полученной при низко- и высокотемпературном отжиге, закалке, закалке и последующем отпуске.

Ключевые слова: высокопрочный чугун; шаровидный графит; микроструктура; механические свойства; термическая обработка; твердость.

The results of experimental studies of the hardness of ductile iron based on the study of microstructure in low — and hightemperature annealing, quenching, quenching and subsequent tempering are presented.

Keywords: high-strength cast iron; spheroidal graphite; microstructure; mechanical properties; heat treatment; hardness.

Прочностные свойства чугуна определяются структурой металлической основы, а также формой и размерами графита. Влияние структурных и фазовых составляющих матрицы на механические свойства чугуна аналогично стали. Влияние графита в наибольшей степени определяется его формой.

В качестве исследуемого материала выбран высокопрочный чугун марки ВЧ60, механические характеристики и химический состав которого приведены в табл. 1 и 2.

1. Механические свойства высокопрочного чугуна ВЧ60 (ГОСТ 7293—85)

$\sigma_в$, МПа (кгс/мм^2)	$\sigma_{0,2}$, МПа (кгс/мм^2)	δ, %, не менее	НВ
600 (60)	370 (37)	3	192...277

Шаровидная форма включений графита является наиболее компактной, она имеет наименьшее отношение поверхности включений к их объему, в результате чего рабочее сечение отливки ослабляется в меньшей степени, а концентрация напряжений на включениях графита практически отсутствует. При такой форме включений графита резко возрастают не только прочностные, но и пластические свойства чугуна. Поэтому чугун с шаровидным графитом как конструкционный материал ценен не столько прочностью, сколько пластичностью и вязкостью.

Цель исследования — разработка технологии термической обработки чугуна с шаровидным графитом марки ВЧ60, изменение полученной

2. Рекомендуемый химический состав (% мас.) высокопрочного чугуна ВЧ60 (ГОСТ 7293—85)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Другие элементы
			Не более			
3,2...3,6	2,4...2,6	0,4...0,7	0,1	0,02	0,15	0,3 Cu; 0,4 Ni

3. Составы шихты (мас. ч., %) для чугуна ВЧ60 при выплавке с кислой футеровкой

Тип шихты	Литейный чугун	Лом чугунный	Возврат	Лом стальной	Ферросилиций ФС25	Ферромарганец	Чугун передельный	Лигатура ФСМг7
1	21,5	24,5	21,5	27,0	2,9	0,6	—	2,7
2	—	22,0	20,0	26,0	3,3	0,4	27,1	2,7

микроструктуры чугуна для улучшения механических свойств на примере твердости.

Так как при получении первично литой структуры невозможно добиться требуемых прочностных характеристик, были разработаны, а затем исследованы процессы термической обработки для изменения микроструктуры чугуна. Для этого выбраны пять видов термической обработки:

- *низкотемпературный отжиг* для снятия внутренних напряжений. Выдержка в 1 ч при температуре 400...600 °С с последующим остыванием на воздухе;
- *высокотемпературный графитизирующий отжиг с последующей закалкой в воде* для частичного снятия цементитных включений. Нагрев до температуры 950 °С в течение 1,25 ч, затем охлаждение с печью до температуры 770 °С с последующей выдержкой 1 ч. Далее охлаждение с печью до температуры 680 °С, 1 ч, с последующей закалкой в воде;
- *высокотемпературный графитизирующий отжиг с последующим охлаждением на воздухе* для частичного снятия цементитных включений. Нагрев до температуры 950 °С в течение 1,25 ч, затем охлаждение с печью до температуры 770 °С с последующей выдержкой 1 ч. Далее охлаждение с печью до температуры 680 °С, 1 ч, с последующим остыванием на воздухе;
- *закалка.* Нагрев до температуры 900...1100 °С с последующей выдержкой в течение 2 ч, далее закалка в воде;
- *закалка и отпуск.* Нагрев до температуры 900...1100 °С с последующей выдержкой в течение 2 ч, затем закалка в воде. Далее нагрев до температуры 600 °С и выдержкой 2,5 ч с последующим остыванием на воздухе.

Для получения высокопрочного чугуна ВЧ60 выбрана индукционная тигельная печь ИТЧ-6.

Для проведения опытов по изменению микроструктуры и изучению твердости чугуна были отлиты опытные образцы размерами 20×20×15 мм.

В табл. 3 приведены оптимальные составы шихты для выплавки чугуна с шаровидным графитом на различных шихтовых материалах. Первый вариант шихты (1) — на основе отходов производства с литейным чугуном, второй (2) — на основе отходов производства (чугунный и стальной лом) с передельным чугуном.

Для микроскопического анализа выбран горизонтальный металлографический микроскоп МИМ-8М, оснащенный цифровой фотокамерой DCM500.

Твердость измеряли методом Бринелля (ГОСТ 9012—59) и методом Роквелла (ГОСТ 9013—59).

На рис. 1 и 2 приведены микроструктуры чугуна ВЧ60 до термической обработки, т.е. в исходном состоянии, и после травления.

Низкотемпературный отжиг. Образец № 1 после низкотемпературного отжига соответствует следующей структуре (ГОСТ 3443—87): ШГф4 (форма включений графита — шаровидная неправильная); ШГд45 (диаметр включений графита); ШГр2 (распределение включений графита — неравномерное); ШГ6 (количество включений графита, %); П45 (Ф55) (металлическая основа) (рис. 3).

Рис. 1. Структура чугуна ВЧ60 до термической обработки. ×500

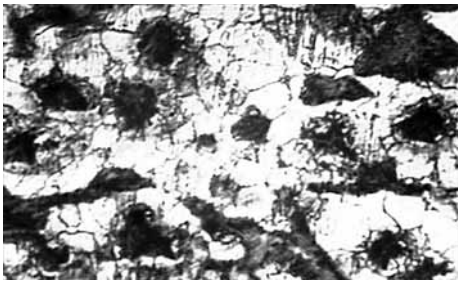


Рис. 2. Структура чугуна ВЧ60 после травления. ×500

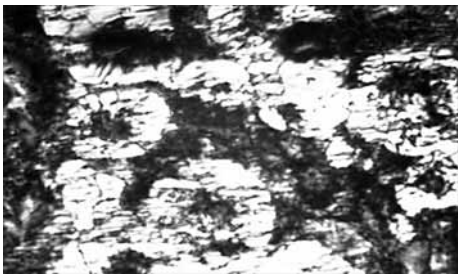


Рис. 3. Структура чугуна ВЧ60 после низкотемпературного отжига. ×500

После низкотемпературного отжига в микроструктуре чугуна особых изменений не обнаружено. Твердость НВ снизилась на 8...12 % (табл. 4).

Высокотемпературный графитизирующий отжиг с последующей закалкой в воде. Чугуны, обработанные магнийсодержащими модификаторами, характеризуются сферолитной кристаллизацией графита, сильным переохлаждением при кристаллизации сплава и повышенной склонностью к отбеливанию. Вследствие высокой чувствительности чугунов с шаровидным графитом к охлаждению в его структуре часто присутствует цементит, поэтому необходимо применять высокотемпературную обработку отливок из этого чугуна по режимам, включающим в себя первую и вторую стадии графитизации.

Отжиг при температуре 950...980 °С с выдержкой 0,5...2,0 ч — первая стадия графитизации. Далее охлаждение с печью до 760...780 °С в течение 1...2 ч, а затем — вторая стадия графитизации — выдержка при 760 °С в течение 0,5...2 ч с последующей закалкой в воде.

В зоне критических температур 760...680 °С происходила графитизация (распад) цементита (Ц → Ф + Г), а после эвтектоидного распада А → П + Ф. Выделившийся вторичный графит наслаивается на имеющихся графитных включениях, образовавшихся при затвердевании чугуна.

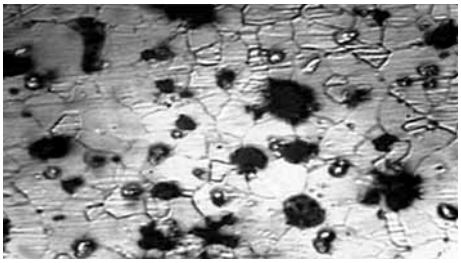


Рис. 4. Структура чугуна ВЧ60 после графитизирующего отжига с последующей закалкой в воде. ×500

Образец № 2 соответствует следующей структуре (ГОСТ 3443—87): ШГф4 (форма включений графита — шаровидная неправильная); ШГд45 (диаметр включений графита); ШГр1 (распределение включений графита — равномерное); ШГ6 (количество включений графита, %); П20 (Ф80) (металлическая основа) (рис. 4).

После высокотемпературного отжига произошло заметное изменение микроструктуры. Хорошо заметен остаточный цементит и преобладающий феррит, твердость НВ снизилась на 50...55 % (см. табл. 4).

Высокотемпературный графитизирующий отжиг с последующим охлаждением на воздухе. Образец № 3 соответствует следующей структуре (ГОСТ 3443—87): ШГф4 (форма включений графита — шаровидная неправильная); ШГд45 (диаметр включений графита); ШГр1 (распределение включений графита — равномерное); ШГ4 (количество включений графита, %); П70 (Ф30) (металлическая основа) (рис. 5).

В результате высокотемпературного отжига произошло заметное изменение микроструктуры. Заметно небольшое количество остаточного цементита. Твердость НВ уменьшилась на 20...25 % (см. табл. 4).

Закалка. Закалка заключалась в нагреве чугуна выше критических температур фор-

4. Твердость чугуна ВЧ60 после различных видов термической обработки

Вид термической обработки	Твердость, НВ	Твердость, HRC
До термической обработки	252	21,5
Низкотемпературный отжиг	229	21
Высокотемпературный графитизирующий отжиг с последующей закалкой в воде	120	9
Высокотемпературный графитизирующий отжиг с последующим охлаждением на воздухе	200	12
Закалка	495	40
Закалка и отпуск	272	18

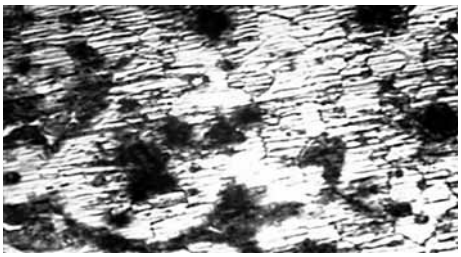


Рис. 5. Структура чугуна ВЧ60 после графитизирующего отжига с последующим охлаждением на воздухе. ×500

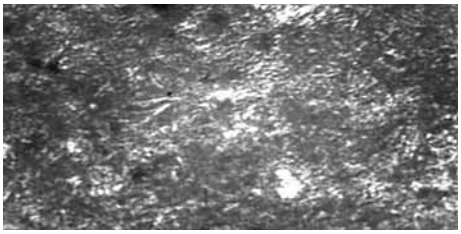


Рис. 6. Структура чугуна ВЧ60 после закалки. ×500

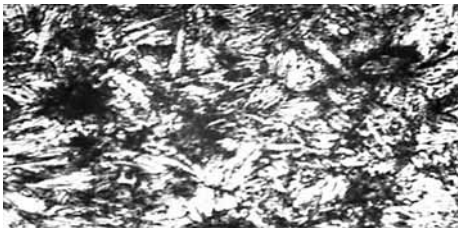


Рис. 7. Структура чугуна ВЧ60 после закалки и отпуска. ×500

мирования аустенитной структуры, насыщении ее углеродом и последующем охлаждении с повышенной скоростью, которое предотвращает выделение феррита или перлитное превращение. Переохлажденный аустенит в этом случае полностью или частично превращается в бейнит или мартенсит. Нагрев проводился до температуры 900...1100 °С с последующей выдержкой в течение 2 ч, далее закалка в воде.

Образец № 4 соответствует следующей структуре (ГОСТ 3443—87): ШГф3 (форма включений графита — компактная); ШГд45 (диаметр включений графита); ШГр2 (распределение включений графита — неравномерное); ШГ4 (количество включений графита, %); П45 (Ф55) (металлическая основа) (рис. 6).

После закалки произошло изменение микроструктуры: перлит перешел в бейнит. Заметны мелкие вкрапления цементита. Твердость НВ увеличилась почти в 2 раза (см. табл. 4).

Закалка и отпуск. Закалка высокопрочных чугунов совместно с отпуском обеспечивает повышение прочности, вязкости и износостойкости.

Режим отпуска: нагрев деталей (отливок) до температур 200...600 °С, выдержка в течение 0,5...4 ч и последующее охлаждение на воздухе.

Образец № 5 соответствует следующей структуре (ГОСТ 3443—87): ШГф4 (форма включений графита — шаровидная неправильная); ШГд45 (диаметр включений графита); ШГр1 (распределение включений графита — равномерное); ШГ10 (количество включений графита, %); П45 (Ф55) (металлическая основа) (рис. 7).

После закалки и отпуска произошло заметное изменение микроструктуры: перлит превратился в мелкодисперсный сорбит.

Для отливок, материал которых должен обладать высокой твердостью, например, инструмент для горно-рудного оборудования, подходит режим закалки. Требуемый уровень твердости достигается нагревом чугуна выше критических температур формирования аустенитной структуры, насыщением ее углеродом и последующим охлаждением с повышенной скоростью, которое предотвращает выделение феррита и перлитное превращение. Переохлажденный аустенит в этом случае полностью или частично превращается в бейнит.

Заключение. Проведено комплексное изучение процесса изменения микроструктуры и твердости чугуна с шаровидным графитом после различных способов термической обработки: низкотемпературного отжига, высокотемпературного графитизирующего отжига с последующей закалкой в воде, высокотемпературного графитизирующего отжига с последующим охлаждением на воздухе, закалки и закалки с последующим отпуском.

Установлен тип микроструктуры чугуна и исследован процесс изменения твердости после каждого вида термической обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Сидоренко Р.А.** Некоторые аспекты производства чугунов с шаровидным графитом // Литейное производство. 2002. № 6. С. 8—9.

2. **Дубровин А.С.** Металлотермия специальных сплавов. Челябинск: Челябинское изд-во ЮУрГУ, 2002. 254 с.

3. **Евдокимов Е.Г., Баранов А.А., Вальтер А.И.** Генезис электронной конфигурации в железоуглеродистых сплавах. Тула: Изд-во ТулГУ, 2004. 192 с.

Александр Игоревич Вальтер, д-р техн. наук,
valter.alek@rambler.ru;
Александр Анатольевич Протопопов, д-р техн. наук;
Руслан Николаевич Зенкин

УДК 621.74

Р.В. Гавариев, И.О. Леушин*, И.А. Савин
(Казанский национальный исследовательский технический университет им. А.Н. Туполева — КАИ),
**Нижегородский государственный технический университет имени Р.Е. Алексеева)*

Анализ влияния теплового баланса на показатель эксплуатационной стойкости пресс-форм для литья под давлением

Рассмотрена возможность увеличения эксплуатационного периода пресс-форм для литья под давлением за счет изменения составляющих теплового баланса между пресс-формой и отливкой. Предложен способ, основанный на использовании покрытий, нанесенных методом катодно-ионной бомбардировки, позволяющий увеличить термостойкость формообразующей поверхности. Показана возможность использования покрытий различных составов, также указано наиболее оптимальное из них для случая литья под давлением цинковых сплавов. Приведены экспериментальные данные, подтверждающие правильность предлагаемого способа.

Ключевые слова: литье под давлением; покрытия; цинковые сплавы; тепловой баланс; эксплуатационная стойкость.

Possibility of increase in operation life of injection moulds for die casting due to change of components of heat balance between injection mould and casting is considered. The specific method based on use of the coatings put by method of cathode and ion bombing allowing to increase the thermal stability of form-building surface is offered. Possibility of use of coatings of different compositions is considered, the most optimum of them for die casting of zinc alloys is also specified. The experimental data validating the offered method are given.

Keywords: die casting; coatings; zinc alloys; heat balance; operational firmness.

Разрабатывая конструкторско-технологическую документацию для пресс-форм литья под давлением, необходимо учесть вопрос обеспечения предварительного теплового воздействия на пресс-форму. Указанное мероприятие обеспечивает оптимальные параметры для получения отливок необходимого качества при увеличении эксплуатационного периода пресс-форм. Определение необходимой величины нагрева или охлаждения пресс-формы возможно при составлении уравнения теплового баланса между пресс-формой и отливкой.

При литье под давлением в общем случае образуются две составляющие теплового баланса $Q_п$ — подводимое тепло и $Q_о$ — отводимое тепло. Наиболее оптимальным случаем является равенство указанных величин, таким образом, решив уравнение теплового баланса, возможно определить предварительное тепловое воздействие на пресс-форму.

Используя известную методику (см. кн.: Горюнов И.И. Пресс-формы для литья под давлением. Л.: Машиностроение, 1974. 255 с.), подводимое тепло можно рассчитать по формуле:

$$Q_п = Q_{пер} + Q_{кр} + Q_{от} + Q_{тр}, \quad (1)$$

где $Q_{пер}$ — теплота перегрева металла; $Q_{кр}$ — теплота кристаллизации; $Q_{от}$ — теплота твердой отливки; $Q_{тр}$ — теплота трения.

При этом сумма теплоты трения и теплоты перегрева немного превышает 10 % от значения подводимого тепла.

Определение тепла, отводимого пресс-формой в окружающую среду, является сложной задачей по причине наличия большого числа зазоров. Из теории известно, что отводимое тепло состоит из тепла, отводимого через боковые поверхности от пресс-формы в закрытом $Q_Т$ и раскрытом $Q_Р$ состояниях. Таким образом,

$$Q_о = Q_Т + Q_Р. \quad (2)$$

Однако экспериментальные исследования показали, что значение, рассчитанное по формуле (2), составляет 3 % от величины отводимого тепла.

Важным фактором, влияющим на подводимое и отводимое тепло, является материал пресс-формы, при этом изменить его влияние практически невозможно. Существуют реше-

ния, позволяющие каким-либо образом изменить составляющие теплового баланса. Наиболее распространенным и простым из них является использование различных смазок, уменьшающих температуру рабочих формообразующих поверхностей. Смазки могут быть жидкими и порошкообразными или их смесью. Однако смазка практически не задерживается на острых углах и кромках, ускоряя разрушение указанных конструктивных элементов, подверженных повышенным нагрузкам. Кроме этого, даже на плоских участках распределение тепла будет зависеть от равномерности слоя смазки на данном участке, а также от расстояния до литниковой системы. Не менее важным условием применения смазок является необходимость частого нанесения смазок на рабочие формообразующие поверхности, желательно после каждой запрессовки [1].

Так как литье под давлением в большинстве случаев подразумевает изготовление деталей со сложной наружной поверхностью, то требуется более совершенное решение вопроса оптимизации теплового баланса между пресс-формой и отливкой, чем использование различных смазок. Таким решением могут быть покрытия, нанесенные методом *катодно-ионной бомбардировки* (метод КИБ).

Особенностью указанных покрытий является возможность использования различных металлов в качестве основы. Это обеспечивает улучшение характеристик формообразующей поверхности, что означает увеличение эксплуатационных характеристик пресс-формы. Покрытия, нанесенные методом КИБ, имеют мелкозернистую плотноупакованную структуру, которая обеспечивает повышение сопротивления разрушению в условиях термических и силовых воздействий [2].

Тепловой баланс между пресс-формой и расплавленным металлом при использовании покрытия, нанесенного методом КИБ, изменяется по двум основным причинам. Первая из них заключается в изменении физических свойств формообразующей поверхности пресс-формы, другая — в уменьшении коэффициента трения между расплавленным металлом и пресс-формой.

Можно предположить, что применение тугоплавких металлов в качестве основы покрытия должно значительно влиять на составляющие теплового баланса, однако практические исследования показали, что выбор основы покрытия дает около 0,3 % от подводимого тепла [3].

Другим фактором, влияющим на тепловой баланс, является остывание пресс-формы между циклами в зависимости от свойств покрытия. Подтверждение гипотезы, что покрытие обеспечивает меньшее взаимодействие пресс-формы в раскрытом положении с окружающей средой будет означать уменьшение амплитуды колебаний на формообразующей поверхности, что увеличит эксплуатационную стойкость пресс-форм. Однако практические исследования не подтвердили данную гипотезу. Отличие температур формообразующих поверхностей с покрытиями и без них составило не более 0,2 %.

Толщина покрытия, составляющая 8...9 мкм, не дает значительного изменения составляющих теплового баланса в зависимости от состава и теплопроводности покрытия.

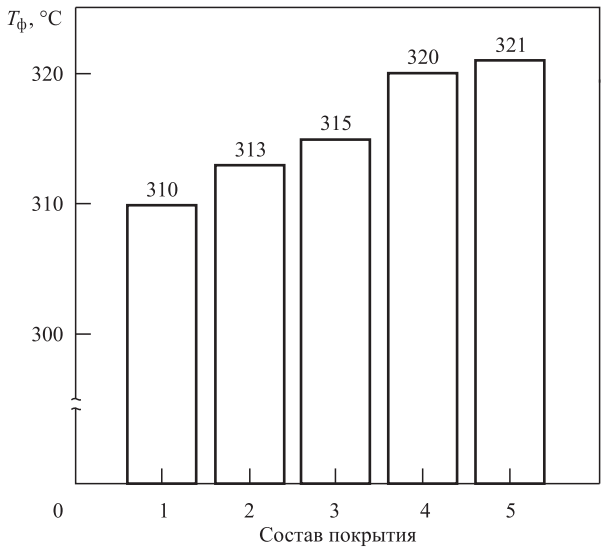
Таким образом, изменение выделяемой теплоты, образующейся от трения между формообразующей поверхностью пресс-формы и потоком расплавленного металла отливки, является последним фактором, который в значительной степени влияет на составляющие теплового баланса в зависимости от используемых покрытий. Изменение температуры формообразующей поверхности в значительной степени зависит от состава покрытия.

Для определения оптимального состава покрытия в случае использования в качестве материала отливки цинкового сплава ЦАМ 4-1 (ГОСТ 19424—97) было проведено экспериментальное исследование с использованием вкладышей с покрытиями, нанесенными методом катодно-ионной бомбардировки, следующих составов: TiN, MoN, ZrN, (Ti, Mo)N. В качестве базовых приняты значения температуры азотированной формообразующей поверхности.

Замер температуры в зоне заливки металла осуществляли с помощью термопар, расположенных в глухих отверстиях возле формообразующей поверхности. Максимальная температура соответствует прилегающему слою толщиной 8...10 мм от формообразующей поверхности, что подтверждает существующие теоретические положения [3].

На рисунке приведена зависимость температуры пресс-формы от состава покрытия.

Все покрытия, нанесенные методом КИБ, обеспечили более оптимальные результаты, чем азотированная поверхность. При этом минимальную температуру пресс-формы показало покрытие MoN, что объясняется повышен-



Зависимость температуры пресс-формы от состава покрытия: 1 — MoN; 2 — TiN; 3 — ZrN; 4 — (Ti, Mo)N; 5 — азотированная поверхность

ными антифрикционными свойствами самого материала, а именно его соединения с серой — дисульфид молибдена MoS_2. Указанное соединение представляет собой атом молибдена, окруженный атомами серы, образующих тригональную призму. Покрытие MoN обеспечило уменьшение температуры формообразующей поверхности на 11 °С в сравнении с азотированием. Это позволяет уменьшить температурные напряжения, определяемые по формуле

$$\sigma_{т.н} = \frac{\alpha E \Delta T}{1 - \mu}, \qquad (3)$$

где α — коэффициент линейного расширения; E — модуль нормальной упругости; ΔT — разница между максимальной температурой рабочей поверхности пресс-формы и температурой подогрева; μ — коэффициент Пуассона.

Температурные напряжения, возникающие в момент заливки металла, в большинстве случаев являются растягивающими. Таким образом, сжимающие напряжения, возникающие в результате нанесения покрытий методом катодно-ионной бомбардировки, будут в определенной мере компенсировать температурные напряжения.

Нитрид молибдена обеспечивает понижение разницы температуры подогрева пресс-формы перед заливкой и температурой формообразующей поверхности в момент заливки металла, улучшая ряд показателей, таких как: формостойкость, термостойкость, влияющих на эксплуатационную стойкость пресс-формы и качество получаемых отливок.

Не принимая в расчет большую вариативность изготовления пресс-формы, а также использования материалов отливки различных составов, уменьшение температурного перепада в формообразующих деталях пресс-формы позволяет увеличить показатель числа циклов до момента выхода из строя рабочих поверхностей. Учитывая специфику литья под давлением цинковых сплавов, а именно относительно низкую температуру плавления, составляющую около 380 °С, уменьшение максимальной рабочей температуры формообразующей поверхности на 11 °С дает значительный прирост к показателю стойкости пресс-формы, при этом указанный прирост будет больше чем, у пресс-форм, в которые заливаются алюминиевые сплавы или латуни.

Заключение. Нанесение покрытий на формообразующие поверхности пресс-форм для литья под давлением цинковых сплавов методом катодно-ионной бомбардировки позволяет уменьшить тепловые потоки, воспринимаемые пресс-формой со стороны расплавленного металла. Наиболее положительный эффект соответствует нитридным покрытиям. Его достижение обеспечивается получением аномально низкого коэффициента трения между формообразующей поверхностью пресс-формы и потоком расплавленного металла. Это позволяет увеличить термостойкость и формостойкость пресс-формы, тем самым повышая эксплуатационный ресурс пресс-формы, а также качество получаемых отливок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Гавариев Р.В., Леушин И.О., Савин И.А.** Проблема прогнозирования эксплуатационного ресурса пресс-форм литья под давлением цинковых сплавов и некоторые пути ее разрешения // Справочник. Инженерный журнал (с приложением). 2013. № 6.

2. **Савин И.А.** Исследование характеристик износостойких покрытий, наносимых на режущие инструменты сложной формы методом катодно-ионной бомбардировки // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 9. С. 41—44.

3. **Табаков В.П., Смирнов М.Ю., Циркин А.В.** Работоспособность торцовых фрез с многослойными износостойкими покрытиями. Ульяновск: УлГТУ, 2005. 152 с.

Ренат Вильсорович Гавариев,
gavarievr@mail.ru;
Игорь Олегович Леушин, д-р техн. наук;
Игорь Алексеевич Савин, канд. техн. наук

УДК 621.791.75

В.В. Овчинников, А.М. Дриц*, М.А. Гуреева, Р.Н. Растопчин
(Московский государственный машиностроительный университет "МАМИ",
**ЗАО "Алкоа Самарский металлургический завод")*

Технологические особенности аргонодуговой сварки алюминиевых сплавов с вращающимся электродом

Представлены результаты исследования влияния на формирование шва при сварке листов алюминиевых сплавов 1565чМ и АВ регулируемого перемещения активного пятна дуги по поверхности сварочной ванны при вращении вольфрамового электрода. Установлено, что вращение электрода вызывает регулируемые низкочастотные возмущения в расплавленном металле сварочной ванны, зависящие от частоты вращения электрода. Периодическое изменение величины и направления температурного градиента способствует дезориентации и измельчению структуры шва. Вращение дуги в процессе сварки интенсифицирует выделение из нее газовых пузырьков и оксидных включений.

Ключевые слова: алюминиевые сплавы; аргонодуговая сварка; вращение дуги; частота вращения дуги; измельчение структуры; поры; оксидные включения.

The results of investigating the influence on the formation of seam with welding of the sheets of the aluminum alloys of 1565chM and AV of the adjustable displacement of the active spot of arc over the surface of weld pool during the rotation of tungsten electrode are presented. It is established that the rotation of electrode causes the adjustable low-frequency disturbances in molten metal of the weld pool, which depend on the frequency of the rotation of electrode. Alternation in value and direction of temperature gradient contributes to disorientation and refinement of the structure of seam. The rotation of arc in the welding process intensifies the isolation from it of gas bubbles and oxide inclusions.

Keywords: aluminum alloys; argon-arc welding; rotation of arc; rotation frequency of arc; refinement of structure; pores; oxide inclusions.

Введение. В последнее десятилетие наметилась устойчивая тенденция к расширению применения алюминиевых сплавов в качестве материала для изготовления конструкций помимо традиционных областей, например, самолетостроения и ракетостроения, в таких областях, как коммерческий автомобильный транспорт, железнодорожный транспорт и судостроение.

При этом большая роль при изготовлении указанных конструкций принадлежит процессам сварки плавлением и в первую очередь аргонодуговой сварке плавящимся и неплавящимся электродами.

Анализ конструктивных особенностей изделий коммерческого автомобильного транспорта и железнодорожных вагонов показал, что наряду с прямолинейными и кольцевыми стыками в них достаточно широко представлены стыки сложной пространственной конфигурации. При выполнении таких стыков требуется перемещение сварочной дуги по траектории, задаваемой устройством с числовым программным управлением.

При сварке швов сложной пространственной конфигурации помимо необходимости точного перемещения сварочной дуги по свариваемому стыку достаточно остро стоит проблема обеспечения высокого качества швов при относительно низкой точности сборки деталей под сварку и зачастую невозможности проведения операций химического травления деталей перед сваркой. Это требует создания условий для интенсификации процесса пузырьковой дегазации металла сварочной ванны в процессе сварки.

Разработаны эффективные методы снижения пористости шва, основанные на изменении гидродинамической обстановки в кристаллизующемся металле ванны путем введения в нее низкочастотных возмущений [1]. Из известных способов сварки с введением таких возмущений перспективными можно считать способы с бесконтактной передачей колебаний в ванну, например, электромагнитным полем или посредством модуляции сварочного тока.

Интенсификация пузырьковой дегазации ванны при экзогенном механизме образова-

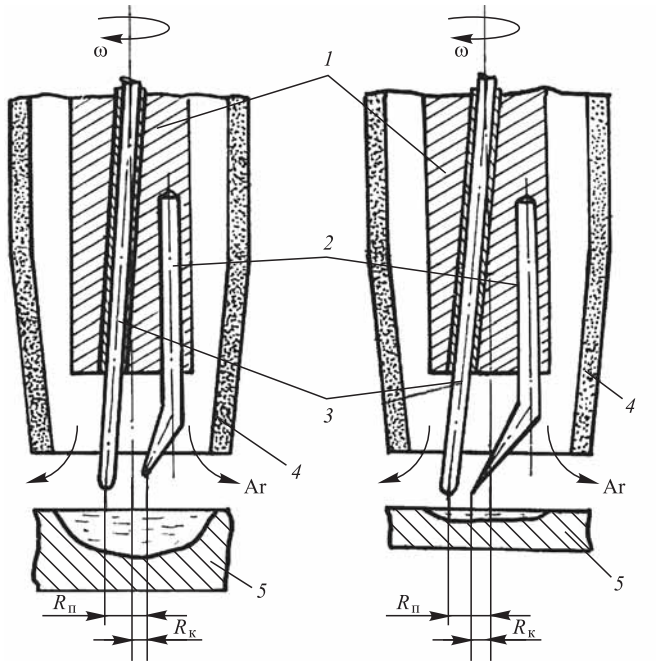


Рис. 1. Схема процесса сварки вращающимся электродом: *1* — электрододержатель; *2* — присадочная проволока; *3* — электрод; *4* — сопло; *5* — свариваемый металл; $R_к$ — радиус вращения электрода; $R_п$ — радиус вращения проволоки; ω — частота вращения электрода и проволоки

ния зародышей газовых пузырьков в периферийных участках ванны можно обеспечить путем периодического повышения температуры расплава у зоны сплавления. Для этого применяют различные виды колебаний дуги в процессе сварки.

Для уменьшения пористости металла шва может быть использован с высокой эффективностью процесс автоматической дуговой сварки в среде защитных газов с введением низкочастотных возмущений в сварочную ванну посредством вращения сварочной дуги (вращения вольфрамового электрода). Вращение дуги с одновременным ее рабочим перемещением по линии стыка оказывает комплексное воздействие на процесс сварки и формирование структуры металла шва [1—3].

Схема процесса аргонодуговой сварки вращающейся дугой представлена на рис. 1. В электрододержателе *1* выполнен осевой изолированный канал, по которому подается присадочная проволока *2*, поступающая в зону сварки с эксцентриситетом $R_п$ относительно оси электрододержателя. В электрододержателе *1* закреплен неплавящийся вольфрамовый электрод *3*, рабочий конец которого смещен относительно оси электрододержателя на расстояние $R_к$. В процессе сварки неплавящийся электрод *3* и присадочная проволока *2* вращаются с частотой ω в пределах зоны горения дуги, которая защищается потоком аргона, подаваемого в сопло *4*.

При сварке вращающейся дугой на размеры сварного шва кроме тока дуги, скорости сварки, напряжения на дуге — параметров, определяющих погонную энергию режима, существенное влияние оказывают радиус и частота вращения рабочего конца электрода ($R_к$ и ω).

При вращении электрода дуга, перемещающаяся вдоль стыка, описывает траекторию, вид которой зависит от соотношения скорости сварки $v_{св}$ и линейной скорости вращения электрода $v_л$. Скорость источника теплоты, перемещающегося по циклоиде, на одной из свариваемых кромок возрастает, так как $v_{св}$ и $v_л$ складываются. Скорость движения на другой кромке, соответственно, снижается ($v_{св} - v_л$), а при $v_{св} = v_л$ дуга практически останавливается. С увеличением соотношения $v_{св}/v_л$ различия в тепловложении в свариваемые кромки снижаются.

Целью работы является исследование влияния вращения сварочной дуги на пористость, механические свойства и структуру сварных соединений листов сплавов 1565чМ и АВ.

Материалы и методика проведения экспериментов. Для исследований использовали листы сплавов 1565чМ и АВ толщиной 3 мм. Химический состав листов исследуемых сплавов приведен в табл. 1.

Для исследования влияния вращения дуги на пористость металла шва поверхность образцов подвергали зачистке металлической щеткой. Для подготовки пластин к сварке, из которых изготовляли образцы для механических испытаний, применяли химическое травление в растворе щелочи (NaOH) с последующим осветлением в растворе азотной кислоты.

1. Химический состав листов сплавов 1565чМ и АВ, % мас.

Сплав	Al	Mg	Si	Mn	Zn	Cu	Cr	Ca	Zr	Fe
АВ	Основа	0,67	0,96	0,22	0,12	0,33	0,17	0,18	0,05	0,38
1565чМ		5,8	0,20	0,85	0,98	0,08	0,25	0,01	0,18	0,26

Образцы для механических испытаний изготовляли в соответствии с ГОСТ 14806—80.

Непосредственно перед сваркой стыкуемые кромки у части образцов подвергали шабрению по торцевой поверхности и по обратной поверхности (полоской шириной 10 мм от стыка). У образцов, предназначенных для исследования влияния вращения дуги в процессе сварки на пористость в швах, зачистку торцевой поверхности свариваемых кромок не проводили.

После сварки все образцы сварных соединений проходили рентгеновский контроль.

Сварку образцов из листов исследуемых сплавов осуществляли с помощью автоматической аргонодуговой сварки неплавящимся вольфрамовым электродом (TIG) вращающейся дугой на переменном токе в один проход с присадочным металлом и формированием выпуклости шва с лицевой стороны. Скорость сварки составляла 15...16 м/ч. В качестве присадочного металла использовали проволоку марки СвАМг61 диаметром 2 мм.

Для механических испытаний для определения критериев прочности и пластичности при растяжении, угла изгиба, ударной вязкости (по шву и зоне сплавления) изготовляли образцы в соответствии с ГОСТ 6996—66 типа XIII. Испытания проводили на машине "Шенк гидроимпульс-100". Свойства сварных соединений определяли по методикам, предусмотренным государственными стандартами на методы испытаний металлов (ГОСТ 1497—84, ГОСТ 9454—78, ГОСТ 25.502—79).

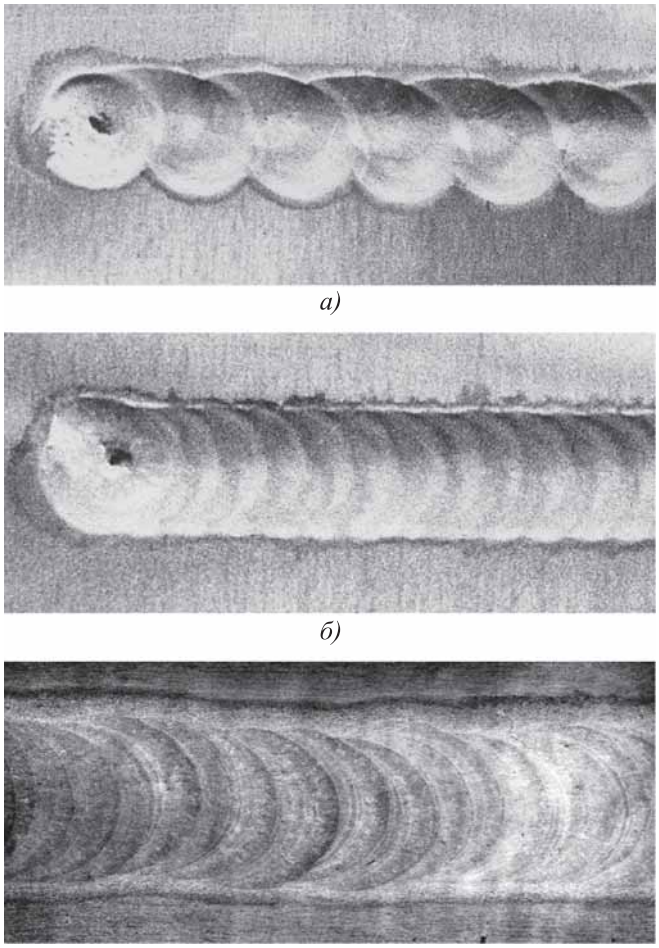
Макроструктуру металла сварных соединений, распределение пористости в сварном шве, а также характер их разрушения исследовали с помощью цифрового стереоскопического микроскопа Motic DM-39C-N9GO-A.

Результаты экспериментов и их обсуждение. Термический цикл при аргонодуговой сварке вращающейся дугой обеспечивает возможность реализации повторного нагрева и плавления металла шва (и в большей мере верхней его части) благодаря движению источника теплоты (сварочной дуги) по циклоиде. При этом имеется возможность управляемого распределения теплового потока дуги в зоне свариваемого стыка путем изменения энергетических параметров сварки (сварочный ток $I_{св}$; напряжение на дуге $U_д$; скорость вращения дуги $v_{окр}$; радиус вращения $R_к$; скорость сварки $v_{св}$; диаметр присадочной проволоки и др.).

Эксперименты показали, что вращение электрода приводит к росту ширины шва с лицевой стороны от 6,5 до 14 мм. Ширина проплава возрастает при увеличении радиуса вращения электрода от 1,5 до 3,3 мм. Площадь поперечного сечения шва растет с увеличением $R_к$, а при $R_к$ более 2,3 мм наступает стабилизация величины $F_{шв}$. На основе полученных результатов можно утверждать, что величину $R_к$ следует задавать в пределах 1...2 мм.

Большие технологические возможности регулирования тепловложения в сварочную ванну заложены в изменении соотношения скоростей сварки и вращения дуги (параметр $i = v_{окр}/v_{св}$). В зависимости от параметра i существенно изменяется характер формирования шва (рис. 2).

Вращение дуги и перемещение активного ее пятна по поверхности сварочной ванны обу-



а)

б)

в)

Рис. 2. Внешний вид шва на сплаве 1565чМ, выполненного вращающейся дугой при различном соотношении *i* (сварка без присадочной проволоки):
а — i = 3,5; *б* — i = 4,5; *в* — i = 6,2

словливают неодинаковый нагрев каждой из кромок из-за различия траекторий и абсолютной скорости перемещения по ним дуги, которые зависят от соотношения окружной скорости вращения электрода (дуги) и скорости сварки. При i = 3...3,5 шов становится прерывистым с той стороны от оси шва, где векторы скоростей сварки и вращения дуги направлены навстречу друг другу (см. рис. 2, *а*). Поэтому важно определять оптимальные технологические параметры процесса сварки, обеспечивающие получение непрерывного (герметичного) шва.

Увеличение частоты вращения электрода от 1,0 до 2,5 Гц приводит к уменьшению размеров шва до величины, характерной для сварки без вращения электрода на аналогичных режимах по току дуги и скорости сварки.

Экспериментально установлено, что оптимальный радиус вращения рабочего конца электрода для сплавов АВ и 1565чМ составляет (0,75...0,90)δ, где δ — толщина листов свариваемого сплава.

Можно считать, что формирование непрерывного шва обеспечивается при взаимном перекрытии изотерм плавления от действия импульсов теплоты. В этом случае температура в точке с координатами $x = \delta/2$, $y = R_к$, находящейся на линии перемещения импульсного источника, будет превышать температуру плавления (рис. 3). Судя по полученным кривым, при сварке с вращением дуги периодически осуществляется повторный нагрев и даже частичное плавление кристаллизующегося металла шва.

Расчеты тепловых процессов при сварке стыковых соединений листов из стали ВНС2 вращающимся электродом, выполненные в работе [5], показывают более высокую эффективность использования тепловой мощности дуги при малых радиусах вращения.

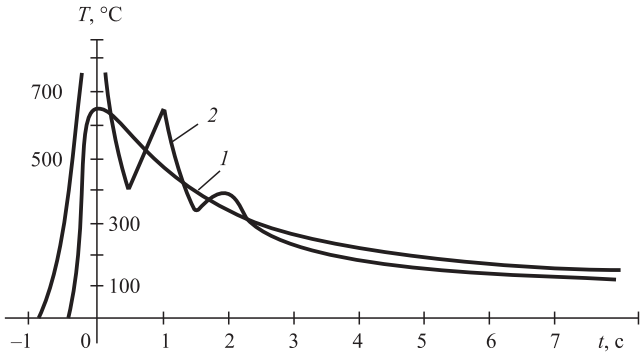


Рис. 3. Термические циклы для точек с координатами $y = \pm 0{,}1$ см:

1 — сварка неподвижным электродом; *2* — сварка вращающимся электродом

2. Эффективный и термический КПД процесса сварки вращающимся электродом

Показатель	Частота вращения электрода, Гц	Сплав	
		АВ	1565чМ
Эффективный КПД $\eta_э$	0	0,59	0,63
	0,75	0,69	0,78
	1,0	0,77	0,83
	1,5	0,64	0,70
	2,0	0,60	0,68
Термический КПД $\eta_т$	0	0,039	0,043
	0,75	0,056	0,059
	1,0	0,058	0,061
	1,5	0,044	0,052
	2,0	0,039	0,048

Поэтому представляет интерес исследование проплавляющей способности дуги при сварке с вращением электрода алюминиевых сплавов. Проплавляющая способность дуги определяется отношением тепловой мощности, затраченной на проплавление, к полной тепловой мощности дуги. Это отношение называется полным тепловым КПД дуги η. Полный тепловой КПД дуги равен произведению эффективного $\eta_э$ и термического $\eta_т$ КПД дуги.

Эффективный КПД $\eta_э$ определяли калориметрированием. Эксперименты по определению $\eta_э$ проводили на образцах из исследуемых сплавов размером 60×200 мм, которые проплавляли по целой пластине на асбестовой подкладке. Результаты расчетов $\eta_э$ и $\eta_т$ дуги приведены в табл. 2. Из представленных данных видно, что при сварке вращающимся электродом $\eta_т$ и $\eta_э$ превосходят свои значения для традиционной автоматической аргонодуговой сварки при одинаковой погонной энергии. Увеличение частоты вращения электрода от 1,0 до 2,5 Гц приводит к снижению $\eta_э$ и $\eta_т$ до 0,68 и 0,085 соответственно.

Влияние вращения электрода на размеры шва, эффективный и термический КПД процесса может быть объяснено на основе исследования характера перемещения активного пятна дуги по поверхности сварочной ванны. Исследования проводили с использованием специальной видеокамеры, позволяющей

одновременно с наблюдением процесса осуществлять измерения перемещения активного пятна дуги на изображении. Экран имел градуировочную шкалу в виде сетки с ценой деления 0,2 мм.

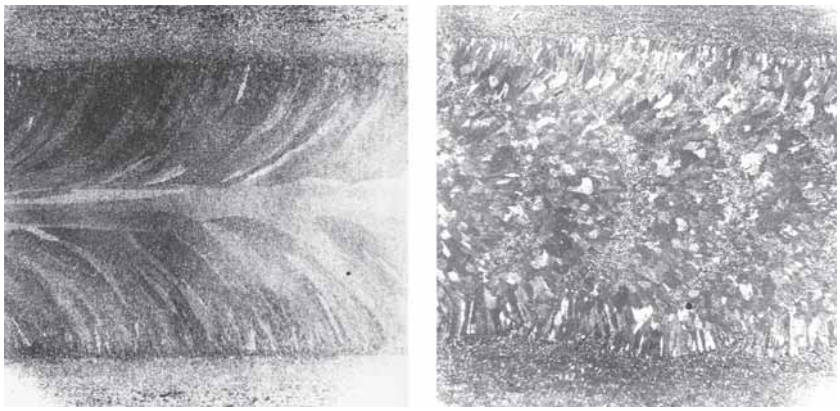
Установлено, что при частоте вращения электрода 0,8...1,0 Гц активное пятно дуги перемещается по окружности радиусом $R_к$, равным радиусу отгибки рабочего конца электрода.

С увеличением частоты вращения электрода до 1,2...1,8 Гц наблюдается некоторое отставание активного пятна от электрода. При этом происходит также смещение центра активного пятна к центру сварочной ванны. Радиус окружности, по которой перемещается центр активного пятна дуги по поверхности сварочной ванны, становится меньше $R_к$.

Дальнейшее увеличение частоты вращения электрода более 2,5 Гц приводит к стабилизации активного пятна в центре сварочной ванны. В этом случае при вращении электрода активное пятно дуги не перемещается за ним, т.е. радиус перемещения центра активного пятна дуги становится нулевым. Процесс сварки вращающимся электродом перерождается в процесс автоматической аргонодуговой сварки дугой, стационарной относительно поверхности ванны дугой.

При низкочастотных возмущениях, возникающих в сварочной ванне при периодическом расплавлении межфазной границы в процессе вращения источника теплоты, происходят гетерогенное зарождение центров кристаллизации в жидкой фазе и одновременно периодическое уничтожение устойчивых центров кристаллизации на межфазной границе. При этом период дендритной кристаллизации согласуется с частотой периодического нарушения теплового баланса на межфазной границе; соответственно, измельчается структура металла шва. Такой подход согласуется с картиной кристаллизации шва при импульсно-дуговой сварке. Периодическое изменение направления вектора термического градиента способствует дезориентации структуры (рис. 4).

Измельченная и дезориентированная структура в сочетании с механическим воздействием на нее препятствует росту газовых пор и повышает плотность металла.



а) *б)*

Рис. 4. Структура швов сплава 1565чМ в плане, выполненных без присадочной проволоки, аргонодуговой сваркой (*а*) и сваркой вращающейся дугой (*б*). ×20

Были проведены исследования влияния частоты вращения электрода на суммарную площадь пор $\Sigma S_п$ на 100 мм длины шва на сплавах 1565чМ и АВ. Суммарную площадь пор определяли в поперечных сечениях шва на участках, пораженных порами, по рентгенограммам. Полученные результаты представлены на рис. 5.

Из представленных результатов видно, что наименьшая суммарная площадь пор $\Sigma S_п$ наблюдается при частоте вращения электрода в диапазоне 1...1,5 Гц (60...90 об/мин). По мере увеличения частоты вращения более 1,75 Гц наблюдается заметное повышение суммарной площади пор, а при частоте вращения электрода более 2...2,25 Гц пористость швов выходит на уровень пористости, получаемой при аргонодуговой сварке без вращения электрода.

Такое изменение суммарной площади пор в швах $\Sigma S_п$ сплавов 1565чМ и АВ объясняется разным характером перемещения активного пятна дуги по поверхности сварочной ванны

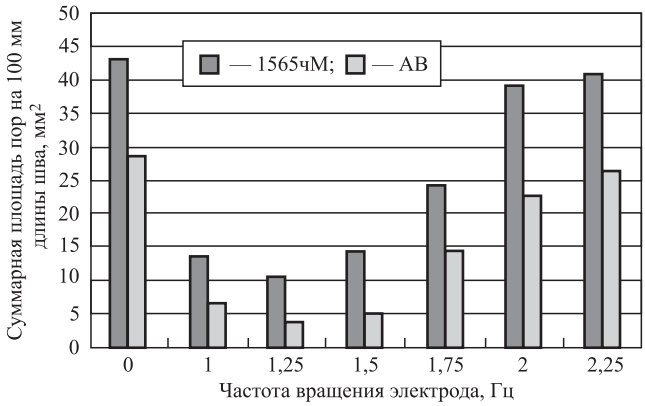


Рис. 5. Влияние частоты вращения электрода на суммарную площадь пор на 100 мм длины шва при сварке листов сплавов 1565чМ и АВ

с ростом частоты вращения электрода. В диапазоне частот вращения электрода 1...1,5 Гц по данным видеосъемки процесса наблюдается интенсивное перемещение активного пятна дуги по поверхности сварочной ванны, вызывающее механические колебания ее расплава и колебания температуры. Указанные процессы способствуют интенсификации процесса дегазации сварочной ванны и снижения суммарной площади пор в швах $\Sigma S_п$.

При частоте вращения электрода более 2...2,25 Гц наблюдаются стабилизация активного пятна дуги в центральной части сварочной ванны и трансформация процесса в процесс аргонодуговой сварки без вращения электрода. Суммарная площадь пор при этом практически достигает своего значения, характерного для случая обычной аргонодуговой сварки.

Механические свойства сварных соединений сплавов 1565чМ и АВ определяли при одноосном растяжении на образцах по ГОСТ 6996—86. Результаты испытаний образцов приведены в табл. 3.

Результаты испытаний свидетельствуют, что вращение дуги в процессе сварки способствует повышению прочности металла шва, угла изгиба и ударной вязкости сварных соединений (по металлу шва) листов сплавов 1565чМ и АВ. Основным фактором, способствующим повышению значений механических характеристик сварных соединений, является формирование мелкокристаллической дезориентированной структуры металла, а также выделение из расплава газовых и других включений.

Технологический процесс аргонодуговой сварки с вращением вольфрамового электрода и с осевой подачей присадочной проволоки позволяет повысить плотность металла шва, получить его мелкодендритную структуру и хорошее формирование шва при сниженных требованиях к точности сборки кромок под сварку или при отклонении дуги от линии стыка. Процесс внедрен в серийное производство, и разработаны специализированные сварочные головки (рис. 6) для его реализации.

Автоматическую аргонодуговую сварку можно применять для прямолинейных швов и швов сложной пространственной конфигурации. В последнем случае для перемещения сварочной головки используют фрезерные станки с ЧПУ, специализированные сварочные установки или сварочные роботы [3]. При

3. Механические свойства сварных соединений листов сплавов 1565чМ и АВ толщиной 3 мм

Способ сварки	Марка присадочной проволоки	Механические свойства			
		Предел прочности сварного соединения $\sigma_в$, МПа	Предел прочности металла шва $\sigma_ш$, МПа	Угол изгиба α, °	Ударная вязкость металла шва *KC*U, кДж/м^2
Сплав 1565чМ					
Основной металл	—	353...357*/355	—	180	198...225/208
Аргонодуговая сварка	СвАМг61	325...340/332	255...268/262	145...158/150	165...174/170
Сварка с вращением дуги	СвАМг61	342...354/350	275...298/284	165...180/176	175...214/197
Сплав АВ					
Основной металл	—	384...390/387	—	180	208...230/215
Аргонодуговая сварка	СвАК5	218...235/226	173...185/179	29...40/33	145...164/156
Сварка с вращением дуги	СвАК5	238...259/246	183...215/199	39...70/63	165...196/182

* В числителе приведены минимальное и максимальное значения, в знаменателе — среднее значение.

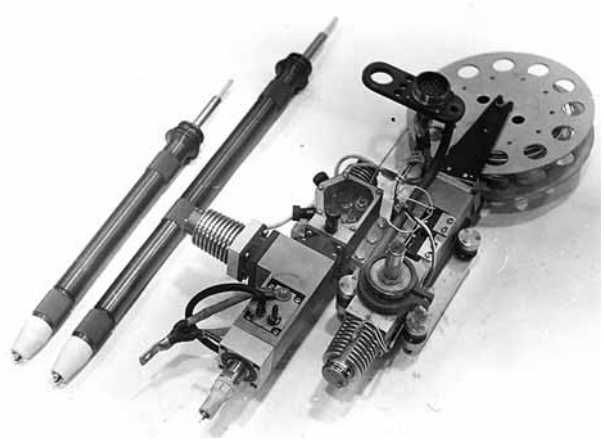


Рис. 6. Специализированная сварочная головка с комплектом насадок для сварки вращающейся дугой с осевой подачей присадочной проволоки

сварке кольцевых швов типовые сварочные автоматы могут дополнительно компоноваться головками для сварки с вращением электрода.

Дополнительное развитие процесса сварки вращающимся электродом возможно в направлении снижения пористости швов при сварке алюминиевых сплавов, что может быть обеспечено в результате совмещения низкочастотных колебаний дуги при вращении электрода с наложением на нее кратковременных импульсов тока при нахождении электрода в процессе вращения в области кристаллизации металла шва, а также за счет программируемой импульсной подачи двух защитных газов — аргона и гелия [6].

Заключение. Технологический способ воздействия на характер формирования шва за счет вращения дуги при сварке позволяет вводить в сварочную ванну регулируемые низкочастотные механические и температурные возмущения.

Периодическое изменение величины и направления температурного градиента способствует дезориентации и измельчению зеренной структуры шва.

Механическое и тепловое воздействия вращающейся дуги на сварочную ванну интенсифицируют выделение из нее газовых и других включений, а также способствуют измельчению структуры металла шва.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Овчинников В.В.** Современные наукоемкие технологии в сварочном производстве // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2011. № 5. С. 35—45.
2. **Овчинников В.В., Грушко О.Е.** Высокотехнологичный свариваемый алюминиевый сплав В1341 системы Al—Mg—Si // Машиностроение и инженерное образование. 2005. № 3. С. 2—11.
3. **Сборка-сварка** авиационных конструкций на станочных комплексах с ЧПУ / В.В. Овчинников, В.И. Рязанцев, В.Н. Мацнев, В.В. Гринин // Заготовительные производства в машиностроении. 2006. № 4. С. 11—17.
4. **Овчинников В.В.** Пористость при сварке алюминиевых сплавов // Заготовительные производства в машиностроении. 2008. № 1. С. 12—16.
5. **Влияние** вращения дуги на качество шва при аргонодуговой сварке алюминиевых сплавов / В.Н. Егоров, В.Ф. Митин, А.Н. Сабанцев, М.М. Штрикман // Авиационная промышленность. 1997. № 5—6. С. 48—51.
6. **Дуговая** сварка алюминиевых сплавов с периодически изменяющейся газовой средой / О.М. Новиков, В.В. Овчинников, А.С. Персидский, М.А. Гуреева, С.В. Данилкин // Заготовительные производства в машиностроении. 2010. № 4. С. 11—14.

Виктор Васильевич Овчинников, д-р техн. наук, vikov1956@mail.ru;
Александр Михайлович Дриц, канд. техн. наук;
Марина Алексеевна Гуреева, канд. техн. наук;
Руслан Николаевич Растопчин

УДК 621.983.05

М.Ф. Томилов *(Воронежский филиал МИИТ)*,
А.А. Сидоренко, Ф.Х. Томилов
(Воронежский государственный технический университет)

Совершенствование процесса формовки коробчатых деталей из листа эластичной средой в жесткой матрице

Предложен способ формовки из листа деталей коробчатой формы эластичной средой в жесткой матрице. Реализация предложенного способа позволяет расширить технологические возможности процесса формовки, повысить его эффективность и качество изготовляемых деталей.

Ключевые слова: вытяжка; коробчатая деталь; листовой материал; эластичная среда; жесткая матрица.

The method of drawing for box-like sheet parts by elastic medium in the rigid matrix is suggested. The implementation of the given method allows to extend the technological possibilities of the drawing process, to enhance its effectiveness and quality of manufactured parts.

Keywords: drawing; box-like part; sheet material; elastic medium; rigid matrix.

Металлосберегающая технология штамповки эластичными средами относится к числу наиболее перспективных и эффективных направлений интенсификации процессов формообразования деталей из листовых заготовок. Процессы листовой штамповки эластичными средами характеризуются универсальностью и мобильностью, простотой внедрения и удобством обслуживания, а также высокой экономической эффективностью в связи со сравнительно низкой стоимостью применяемой оснастки [1].

Среди формообразующих операций, осуществляемых с применением эластичных сред, значительное место занимает формовка деталей из листа эластичным пуансоном в жесткой матрице. Ее дальнейшее развитие и широкое промышленное освоение в известной мере сдерживается в силу отдельных недостатков, присущих этой операции.

Для повышения эффективности и расширения технологических возможностей операции формовки эластичными средами в жесткую матрицу необходима разработка новых способов и технологий формоизменения, позволяющих устранить недостатки известного способа и обеспечить получение изделий требуемого качества.

Поэтапное исследование деформированного состояния коробчатых деталей, полученных формовкой эластичным пуансоном в жесткой матрице [2], позволило установить, что наиболее опасной с точки зрения локализации пластической деформации является донная часть деталей, на которой образуются локальные утонения и где в дальнейшем происходит разрушение.

Большое утонение центральной зоны коробчатой детали и резко выраженная неравномерность толщины стенок готового изделия, обусловленные тем, что в начале процесса формовки эта зона испытывает значительное растяжение, а также неравномерное перемещение фланца заготовки в процессе формообразования, приводящее к его односторонней утяжке и, как следствие, к браку изделия, являются недостатками существующего способа формовки эластичной средой в жесткой матрице.

Для устранения этих недостатков и повышения качества изготовления деталей из листа предложен способ формовки эластичной средой в жесткой матрице с использованием эластич-

ного вкладыша, обеспечивающий получение деталей коробчатой формы с высокой равномерностью толщины стенок [3], согласно которому формовку плоской заготовки осуществляют эластичным пуансоном в жесткой матрице за два перехода и на первом из них для предотвращения чрезмерного утонения формуемой детали на дно матрицы устанавливают эластичный вкладыш, высота которого равна глубине формуемой полости.

На рис. 1, *а* приведена схема получения промежуточной заготовки: слева от оси симметрии — исходное положение заготовки перед формовкой, справа — получение промежуточной заготовки; а на рис. 1, *б* — аналогичная схема получения готовой детали.

Способ осуществляют следующим образом. На первом переходе на дно жесткой матрицы *1* устанавливают эластичный вкладыш *2*. Затем на зеркале матрицы размещают плоскую заготовку *3*. К контейнеру *4*, в который помещен эластичный пуансон *5*, прикладывают силу пресса и проводят формовку на глубину, равную приблизительно 0,3 глубины формуемой полости детали. Перед вторым переходом эластичный вкладыш *2* удаляют из матрицы *1*, к контейнеру *4* прикладывают силу пресса и проводят окончательную формовку.

Использование дополнительного перехода в предлагаемом способе формовки эластичной средой приводит к перераспределению деформаций и напряжений в донной части заготовки.

В ходе деформирования эластичный вкладыш блокирует центральную зону заготовки от чрезмерного локального утонения. Блокирование обеспечивается силами трения по поверхности контакта вкладыша и заготовки, возникающими в результате ее прижатия к вкладышу деформирующей силой со стороны эластичного пуансона. По мере увеличения глубины формовки величина этого давления повышается и соответственно возрастает давление подпора со стороны эластичного вкладыша. Создание противодавления на заготовку со стороны вкладыша позволяет повысить пластичность ее материала за счет наложения дополнительных сжимающих напряжений и создания благоприятной схемы напряженного состояния и тем самым создает возможность увеличения глубины формовки.

В результате интенсивного блокирования сечение, опасное с точки зрения чрезмерного утонения и возможного разрушения, смещается от центра заготовки к фланцу, т.е. в более

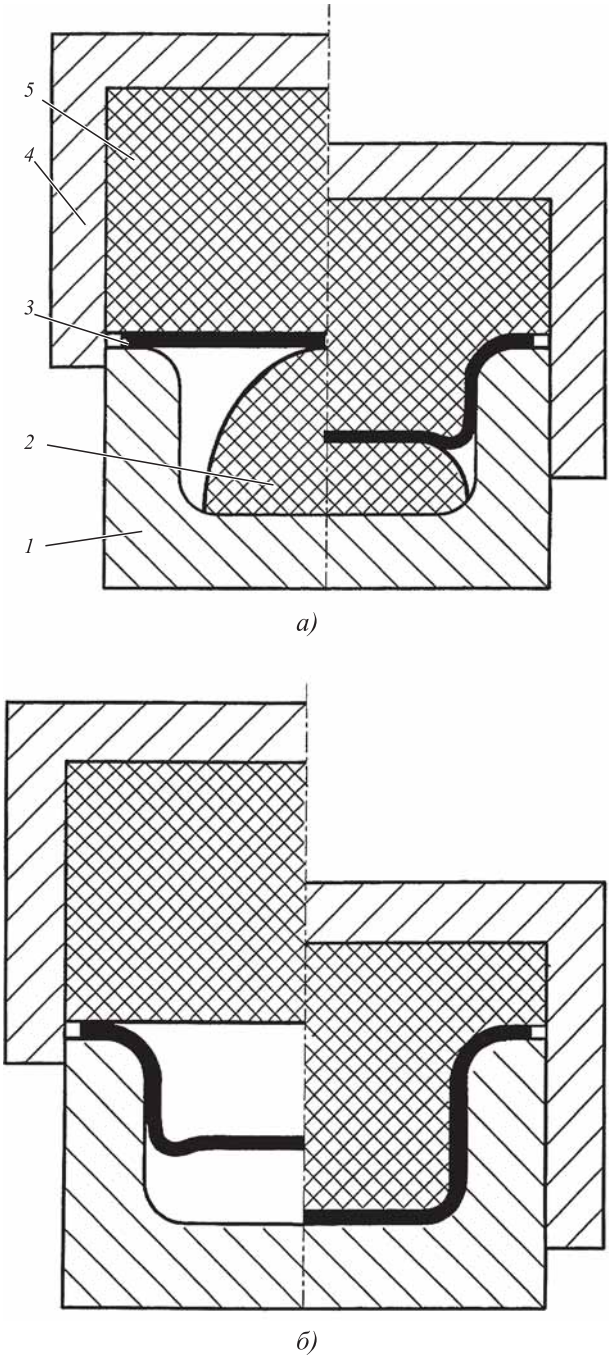


Рис. 1. Первый (*а*) и второй (*б*) переходы формовки коробчатой детали эластичным пуансоном в жесткой матрице

упрочненную и имеющую большую толщину стенки зону. При этом происходят торможение течения материала в центральной зоне и одновременная интенсификация его течения на соседних с этой зоной участках.

Течение металла из фланца в матрицу происходит в начале процесса штамповки до тех пор, пока прижим заготовки деформирующей силой со стороны эластичного вкладыша не

достигнет величины, достаточной для торможения фланца.

При использовании предлагаемого способа обеспечивается более высокая равномерность толщины стенки формируемой детали, что приводит к повышению качества готового изделия, и создается возможность достижения большей глубины формовки, что расширяет технологические возможности процесса.

Эластичный вкладыш центрирует заготовку при формовке, удерживая ее от возможного смещения относительно эластичного пуансона.

Способ дает возможность получить деталь с малой разнотолщинностью, что повышает ее прочность и жесткость. Для изготовления деталей возможно использовать листовой металл меньшей толщины, что приводит к снижению массы детали.

Для апробирования предложенного способа проводили экспериментальную формовку коробчатых деталей из листовых заготовок толщиной 1,5 мм. Материал заготовок — алюминиевый сплав Д16АМ.

Формовку осуществляли эластичным пуансоном, изготовленным из полиуретана СКУ-7Л в жесткой матрице. На первом переходе использовали полиуретановый вкладыш прямоугольной в плане формы, имеющий скругления в углах радиусом 8 мм. Формовку на первом переходе проводили давлением 10 МПа, на втором переходе — 30 МПа.

При одинаковой глубине формовки разнотолщинность деталей, полученных по предлагаемому способу, оказалась примерно на 40 % меньше, чем по традиционной технологии, что свидетельствует об эффективности предложенного способа.

Заключение. Предложен способ формовки из листа деталей коробчатой формы эластичной средой в жесткой матрице, позволяющий расширить технологические возможности процесса и повысить качество изготовляемых деталей. Эффективность способа подтверждена при изготовлении коробчатых деталей из алюминиевого сплава Д16АМ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Попов С.П., Томилов М.Ф., Томилов Ф.Х.** Формообразование деталей из листа с применением эластичных сред. Воронеж: Научная книга, 2007. 185 с.

2. **Томилов М.Ф., Попов С.П., Томилов Ф.Х. и др.** Кинематика деформирования и технологические отказы при вытяжке эластичной средой коробчатых деталей // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2001. № 5. С. 9—11.

3. **Пат. 2313415 РФ, МПК B 21 D 22/00.** Способ вытяжки эластичной средой // М.Ф. Томилов, Ф.Х. Томилов; опубл. 27.12.2007, Бюл. № 36.

Марат Федорович Томилов, канд. техн. наук,
mark_tom@mail.ru;
Александр Алексеевич Сидоренко, канд. техн. наук;
Федор Христианович Томилов, канд. техн. наук

УДК 672.32

Ю.А. Морозов, Е.Ю. Верхов, Е.В. Крутина
(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ))

Анализ влияния профилей тормозных участков вытяжных штампов на возможность получения качественных изделий сложной формы из листовых металлов

Рассмотрены вопросы, связанные с повышением качества тонкостенных оболочек, в частности листовых деталей сложной формы, изготовляемых вытяжкой. На основании математического моделирования предложена новая, оригинальная конструкция прижима вытяжного штампа. Полученные результаты могут быть полезны специалистам, занятым в области листовой штамповки, в том числе автомобилестроении.

Ключевые слова: листовая штамповка; прижим; фланец; перетяжной порог; тормозное ребро.

The questions connected with improvement of quality of thin-walled covers, in particular of the sheet details of difficult form made by drawing are considered. On the basis of the mathematical modeling the new, original design of clip of drawing die is offered. The received results can be useful to the experts occupied in the field of sheet stamping, including automotive industry.

Keywords: sheet stamping; clip; flange; threshold; brake edge.

Применение в вытяжных штампах специальных конструкций — перетяжных порогов и тормозных ребер — требует соответствующего исследования поведения металла в условиях дополнительного нагружения. Варьируя параметры прижимов, в том числе, отношения радиусов кромок к толщине перетягиваемого металла и количество перетягиваемых кромок, можно достигнуть любой величины торможения, вплоть до жесткого зажима заготовки.

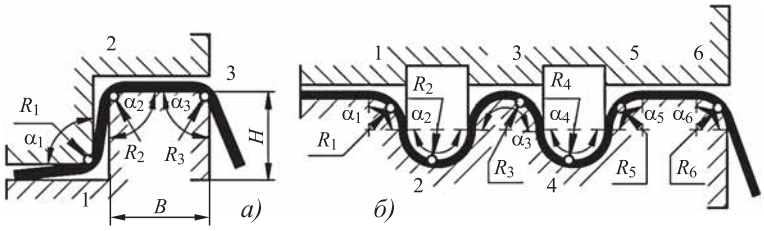


Рис. 1. Перетяжной порог (*а*) и тормозные ребра (*б*)

Следует отметить, что практически ни в одном из проведенных исследований не проводилась связь между возможностями прижимов создавать конкретную силу торможения и устранением с помощью этой силы возможных дефектов вытягиваемых деталей — прежде всего, возникающих волн и так называемых "хлопунов" [1—3].

С этой целью было проведено моделирование процессов перетягивания металла через пороги и ребра.

Использование в прижимах перетяжных порогов и тормозных ребер позволяет сохранить устойчивость заготовки при листовой вытяжке сложных по форме деталей и не допустить складкообразования материала на фланце. Характер течения металла по кромкам прижима будет сложным, включающим в себя участки изгиба и спрямления, характеризуемые радиусом скругления кромки R_i и углом охвата α (рис. 1) [4].

В стадии неустановившегося движения (условное название) в полость матрицы поступает металл с постепенно увеличивающейся степенью деформации, полученной на прижиме, и, соответственно, увеличивающимся упрочнением, так как растет число единичных актов деформирования участков фланца (изгиб или спрямление) при сходе с различных кромок прижима (см. таблицу).

Расчет параметров напряженно-деформированного состояния в общем случае начинается с рассмотрения упругого состояния отожженной полосы, сечение которой условно разбивается на 100 частей, что обеспечивает требуемую точность расчетов волокон одинаковой толщины (рис. 2). Непрерывные по сечению заготовки значения напряжений и деформаций заменяются дискретными, постоянными в пределах каждого волокна при заданной его кривизне.

Для упрощения математической модели все радиусы кромок порогов и ребер принимали равными. Единичные изгибы и спрямления заменяли круговым изгибом (спрямлением) с постепенным изменением кривизны и расчет проводили по теории течения.

Так, например, при перетягивании стали толщиной S = 0,8 мм на тормозном ребре

Число единичных актов деформирования фланца

Глубина вытяжки h	Номер фазы N	Номер кромки перетяжного порога k (см. рис. 1, *а*)		
		1	2	3
$h < H$	1	2	2	2
$h < H + B$	2	2	4	4
$h > H + B$	3	2	4	6

Глубина вытяжки h	Номер фазы N	Номер кромки тормозного ребра k (см. рис. 1, *б*)					
		1	2	3	4	5	6
$h < \pi R$	1	2	2	2	2	2	2
$h < 2\pi R$	2	2	4	4	4	4	6
$h < 2{,}5\pi R$	3	2	4	6	6	6	8
$h < 3\pi R$	4	2	4	6	6	8	10
$h < 4\pi R$	5	2	4	6	8	10	10
$h < 4{,}5\pi R$	6	2	4	6	6	10	12

Обозначения: B — ширина перетяжного порога; R — радиус кромки тормозного ребра.

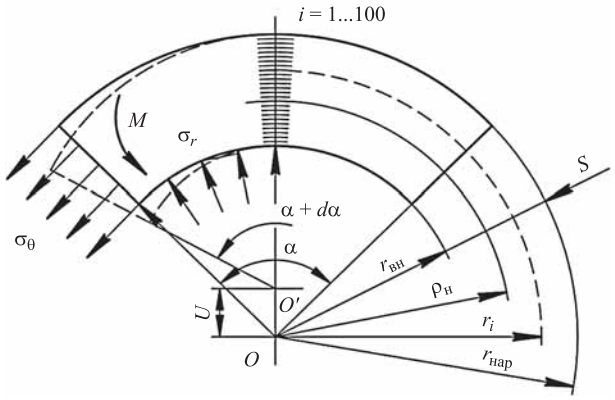


Рис. 2. Схема изгиба широкой полосы

радиусом R = 8,0 мм радиус нейтральной поверхности принимаем равным радиусу срединной поверхности $\rho_н$ = 8,4 мм [5].

Радиус кривизны произвольно выбранного волокна на внутренней поверхности заготовки, например, i = 38 (i = 1; 2; 3; ...; 100):

$$r_{38} = \rho_н - \frac{1}{2}S + \frac{i}{100}S =$$

$$= \rho_н - 0,5S + \frac{i}{100}S = 8,304 \text{ мм}.$$

Упругая деформация между произвольным и нейтральным волокнами:

$$\varepsilon_{вн} = \frac{|r_{38} - \rho_н|}{\rho_н} = 0,01143.$$

При деформировании в упругом состоянии и отсутствии растягивающих напряжений максимальное значение упругой деформации на внутреннем волокне приняли $\varepsilon_{вн} = \sigma_{т0}/E$, где $\sigma_{т0}$ — сопротивление пластической деформации в отожженном состоянии материала; E — модуль нормальной упругости материала. При этом радиус нейтральной поверхности, совпадающей с радиусом срединной поверхности [6, 7], $\rho_н = 0,5S/\varepsilon_{вн}$.

Перемещение центра кривизны полосы определяется параметром угла загиба $d\alpha/\alpha$:

$$dU_i = \frac{d\alpha}{2\alpha}\left(\frac{r_i^2 + \rho_н^2}{r_i}\right).$$

При изгибе на угол α = 90° (1,5708 рад)

$$U_{38} = \frac{1}{2\alpha}\left(\frac{r_{38}^2 + \rho_н^2}{r_{38}}\right) = 5,348 \text{ мм}.$$

Новая толщина полосы определяется разницей вновь полученных радиусов наружной и внутренней поверхностей.

Приращение тангенциальных (радиальных) деформаций $d\varepsilon_\theta(d\varepsilon_r)$ и интенсивности деформации каждого волокна

$$d\varepsilon_\theta = -d\varepsilon_r = \frac{d\alpha}{2\alpha}\left(1,0 - \frac{\rho_н^2}{r_i^2}\right) \text{ и } d\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}}|d\varepsilon_\theta|,$$

где ε_i — интенсивность деформации, %.

В данном случае

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{2\alpha}\left(1,0 - \frac{\rho_н^2}{r_{38}^2}\right) = -0,0074.$$

Для описания напряженного состояния формоизменения материала в упругой области выбирается линейный закон Гука. В области пластических деформаций, достаточной для инженерных расчетов, точностью обладает степенная зависимость

$$\sigma = E\varepsilon_i; \ \sigma = \sigma_{т0} + A\varepsilon_i^n, \qquad (1)$$

где A, n — эмпирические константы, определяющие приращение исходных механических свойств в зависимости от степени деформации.

По рассчитанным значениям накопленной степени деформации в каждом волокне вычисляют значения напряжений (1) и из уравнения баланса работ внутренних и внешних сил при изгибе с растяжением определяют изгибающий момент, под действием которого рассматриваемая полоса (участок фланца) начнет изгибаться (спрямляться):

$$M = \int_{r_{вн}}^{r_{нар}} \left(\frac{\sigma_i}{\sqrt{3}} \pm \frac{\sigma_\theta}{2}\right)\left|1,0 - \frac{\rho_н^2}{r_i^2}\right| r dr,$$

где знак "+" или "–" относится к зоне сжатия изгибаемого (спрямляемого) участка.

Описанная последовательность вычисления параметров напряженно-деформированного состояния полосы при малом изменении кривизны изгибаемого (спрямляемого) участка многократно повторяется в итерационном цикле до тех пор, пока радиус кривизны внутренней поверхности не достигнет заданного значения: при изгибе — это радиус кромки, на которую заходит изгибаемый участок, а при спрямлении — радиус кривизны, выше которого деформация настолько мала, что ею можно пренебречь.

После завершения расчета для единичного акта деформирования (изгиба или спрямления на одной кромке прижима) используют программное обеспечение, моделирующее необхо-

димую последовательность этих расчетов при рассмотрении течения металла фланца на прижиме в следующем порядке.

Вначале, в соответствии с таблицей, рассматриваются и рассчитываются параметры напряженно-деформированного состояния полосы для всех единичных актов деформирования в первой фазе периода неустановившегося движения последовательно от первого изгиба на первой кромке до последнего спрямления на последней кромке. Далее также последовательно рассчитываются эти параметры при изгибе и спрямлении во второй и последующих фазах периода неустановившегося движения.

Исходными данными для расчета напряженно-деформированного состояния полосы при изгибе или спрямлении в любой фазе являются полученные расчетом для предыдущей фазы данные о растягивающих напряжениях, действующих на деформируемый участок, а также данные о распределении кривизны и интенсивности деформаций волокон, составляющих полосу.

Растягивающие напряжения, действующие на изгибаемый на первой кромке участок полосы в первой фазе, принимают равными нулю $\sigma_\theta = 0$, т.е. предполагается отсутствие давления прижима на матрицу через заготовку, что соответствует условиям правильной эксплуатации прессового оборудования, обеспечивающей его пониженный износ.

Приращение растягивающих напряжений от совершенного изгиба (или спрямления) на кромке:

$$\Delta\sigma_\theta^{\text{и/с}} = \frac{M}{S^{\text{и/с}}\left(R_i + 0,5S^{\text{и/с}}\right)},$$

где $S^{\text{и/с}}$ — толщина полосы в конечный момент изгиба/спрямления.

Суммирование значений $\Delta\sigma_\theta^{\text{и/с}}$ при переходе от кромки к кромке с учетом приращения напряжений на преодоление сил трения

$$\sum_{i=1}^{n}\left[\left(_1 \ldots \left(_n \ldots + \Delta\sigma_{\theta k}^{\text{и}}\right) e^{f_k\alpha_k} + \Delta\sigma_{\theta k}^{\text{с}} + \ldots + \Delta\sigma_{\theta n}^{\text{и}}\right]\times \right.$$
$$\times e^{f_n\alpha_n} + \Delta\sigma_{\theta n}^{\text{с}},$$

где f_k, α_k — коэффициент трения и угол охвата фланцем k-й кромки; n — общее число кромок прижима.

Расчет напряженно-деформированного состояния участков фланца во второй и последующих фазах начинается с кромки $i = n$, так как на кромке с номером $i = n - 1$ напряжения и деформации не изменяются, т.е. остаются такими же, как и в предыдущей $n - 1$-й фазе.

Для сравнения теоретических и экспериментальных данных проведены расчеты для автокузовной стали 08кп, имеющей сопротивление пластической деформации в отожженном состоянии $\sigma_{\text{т}0} = 230$ МПа, $A = 34,6$ и $n = 0,6$. Радиусы всех кромок равны. В результате расчетов на ЭВМ по описанной методике получены следующие результаты:

1. В период неустановившегося движения происходит увеличение растягивающих напряжений на 20...25 % для порогов и ребер.

2. При использовании порогов и ребер $R_i/S = 2$ и $R_i/S = 8$ создаются практически одинаковые растягивающие напряжения, однако достигается различная (140 % для порогов и 70 % для ребер) средняя интенсивность деформаций по сечению участка фланца, прошедшего все кромки, т.е. показано, что запас пластичности металла, выходящего с прижима, используется при перетягивании его через ребра в 2 раза меньше, чем при перетягивании через пороги.

Вследствие значительного упрочнения из-за деформирования на прижиме средний по сечению предел текучести участков заготовки, вышедших из-под прижима в любой фазе вытяжки, всегда больше максимальных растягивающих напряжений, создаваемых в конце периода неустановившегося движения, поэтому не будет пластического деформирования этих участков в полости матрицы за счет натяжения со стороны прижима.

Выводы и практическая апробация. Математическое моделирование на ЭВМ процесса течения фланца заготовки при вытяжке кузовных деталей позволило сформулировать ряд выводов (рекомендаций), которые необходимо использовать при построении маршрутов вытяжки.

1. Длину деформирующего профиля прижима (порогов и ребер) следует выбирать равной глубине вытягиваемой детали. Этим достигается устранение на свободных участках поверхности детали таких дефектов, как волны и "хлопуны", возникающие при пластическом растяжении части заготовки, находящейся в полости матрицы.

2. При вытяжке глубоких деталей для предотвращения гофрообразования рекомендуется введение выштамповок на соответствующей поверхности матрицы.

3. Если при вытяжке глубоких деталей из металлов и сплавов с малым ресурсом пластичности на поверхности детали волнистость

не возникает, то предпочтительно использовать перетяжные ребра.

В соответствии с приведенным выше предложен неиспользованный ранее прижим вытяжного штампа (а.с. 1263392 СССР), совмещающий преимущества перетяжных порогов и тормозных ребер, стабильно создающий на протяжении всего процесса вытяжки плавное пластическое растяжение участков металла в полости матрицы и позволяющий повысить качество поверхности вытягиваемых деталей (рис. 3) .

Для определения возможностей предложенного прижима, а также для проверки предположения о создании режимов торможения с одновременным пластическим растяжением была разработана и изготовлена экспериментальная оснастка, которая монтировалась на испытательной машине "INSTRON" и из-под прижима вытягивались стальные заготовки (рис. 4).

Толщина вытягиваемых заготовок 0,8 мм, ширина 40 мм, марка стали 08Ю, состояние отожженное. На заготовки перед вытягиванием наносили параллельные риски с шагом 2 мм для дальнейшего измерения деформации по изменению расстояния между рисками.

Радиусы скругления порога и ребра $R_1 = R_2 = R_3 = 8$ мм. В процессе эксперимента часть заготовок (5 шт.) вытягивалась со смазкой, часть заготовок (5 шт.) — без смазки.

На рис. 5 показаны силовые графики в процессе вытягивания стальных полосок из-под прижима. Как следует из приведенных графиков, в проведенных экспериментах получены следующие результаты:

1. Выбранные параметры прижима и заготовок позволили сразу реализовать следующий режим вытягивания — заготовки (со смазкой и без смазки) вытягивались из-под прижима с постоянным пластическим растяжением

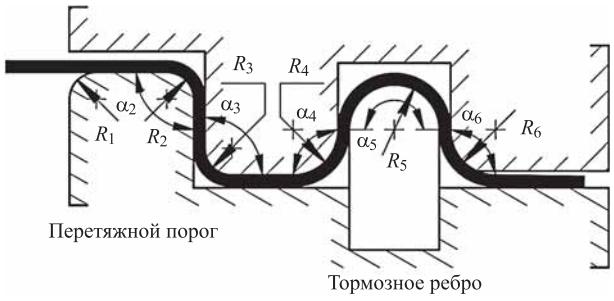


Рис. 3. Положение фланца заготовки в начальный момент вытяжки

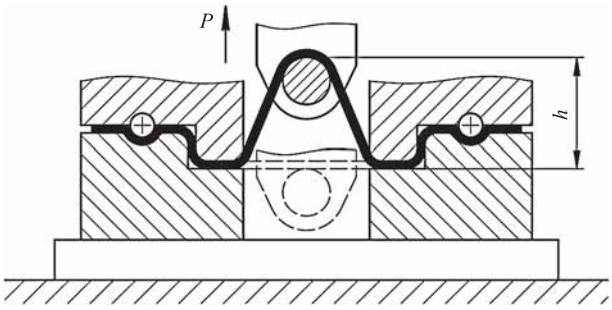


Рис. 4. Схема экспериментальной оснастки

"свободных" участков, недеформированных на прижиме.

2. На протяжении всего процесса вытягивания заготовок (со смазкой и без смазки) сила вытягивания увеличивалась плавно (без каких-либо нарушений или возмущений). Это свидетельствует о стабильности режима торможения, создаваемого исследуемым прижимом.

Таким образом, экспериментально доказана возможность использования эффекта торможения порогов и ребер для устранения на металле таких дефектов, как волны и "хлопуны", за счет пластического растяжения недеформируемой части металла на прижиме.

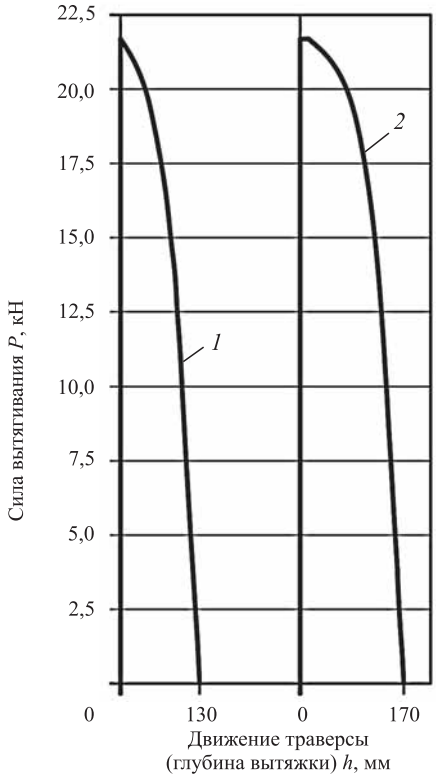


Рис. 5. Диаграмма испытания вытягивания образцов на экспериментальной оснастке:

1 — со смазкой; *2* — без смазки

Исследованный прижим показал стабильность вытягивания металла как при наличии смазки, так и при ее отсутствии.

Полученные результаты рекомендованы для широкого использования в областях, связанных с получением сложных по форме листовых деталей, в том числе в автокузовном производстве [8].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Верхов Е.Ю., Морозов Ю.А.** Анализ и разработка технологии изготовления гнутых толстолистовых деталей // Вестник московского государственного открытого университета. Москва. Техника и Технология. 2011. № 4 (6). С. 14—19.

2. **Investigating** spring back phenomena in double curved sheet metals forming / M.H. Parsa, S. Nasher al ahkami, H. Pishbin, M. Kazemi // Materials & Design. October 2012. Vol. 41. P. 326—337.

3. **Govik Alexander, Nilsson Larsgunnar, Moshfegh Ramin.** Finite element simulation of the manufacturing process chain of a sheet metal assembly // Journal of Materials Processing Technology. July 2012. Vol. 212. Iss. 7. P. 1453—1462.

4. **Тетерин Г.П., Верхов Е.Ю.** Математическое моделирование на ЭВМ течения металла через пороги и ребра и проектирование малоотходных процессов вытяжки кузовных деталей // Кузнечно-штамповочное производство. 1987. № 7. С. 12—16.

5. **Верхов Е.Ю., Морозов Ю.А., Фролов А.А.** Прижим вытяжного штампа для качественного получения сложных листовых деталей // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. 2015. Вып. 2. С. 11—17.

6. **Утонение** стенок прокатанных профилей / Л.С. Кохан, И.Г. Роберов, Ю.А. Морозов, А.В. Борисов // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2009. Вып. 3. С. 16—18.

7. **Выбор** расчетной модели утонения стенок при формовке рельефных поверхностей / И.Г. Роберов, Л.С. Кохан, Ю.А. Морозов, А.В. Борисов // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2009. Вып. 5. С. 31—34.

8. **Верхов Е.Ю., Морозов Ю.А.** Использование высокоэффективной технологии штамповки листовых деталей сложной формы // Инновационные материалы и технологии в машиностроительном производстве: материалы третьей Междунар. науч.-практ. конф., 25 апреля 2014 г. Новотроицк: НФ НИТУ "МИСиС", 2014. С. 53—55.

Юрий Анатольевич Морозов, канд. техн. наук;
Евгений Юрьевич Верхов, канд. техн. наук;
Елена Васильевна Крутина, канд. техн. наук,
mmomd@mail.ru

УДК 621.73.06-52

Ю.К. Филиппов, С.А. Типалин, Ю.Н. Анфимов
(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ))

Холодное комбинированное выдавливание поршня тормозного цилиндра

Проведено сравнение процессов выдавливания полой детали типа поршень автомобильного тормозного цилиндра. Для анализа использована конечно-элементная система QForm 2D. Приведены исходные данные и результаты моделирования.

Ключевые слова: холодная объемная штамповка; оптимизация процесса; моделирование.

Processes of expression of hollow detail like piston of the automobile brake cylinder are exposed to comparison. For the analysis used final and element QForm 2D system. Basic data and results of modelling are given.

Keywords: cold volume forming; optimization of process; modelling.

В современном производстве при запуске детали методом холодной объемной штамповки важнейшую роль играет исследование технологического процесса его моделированием методом конечно-элементного анализа [1—4].

В работе предложено сравнение технологических процессов изготовления детали "поршень тормозного цилиндра" с применением холодного комбинированного выдавливания из различных металлов. Моделирование процессов происходит в конечно-элементной среде QForm 2D.

На рис. 1 показана деталь "поршень тормозного цилиндра" для автомобиля Lada 4×4 (ВАЗ-2121). Поршень представляет собой ступенчатую осесим-

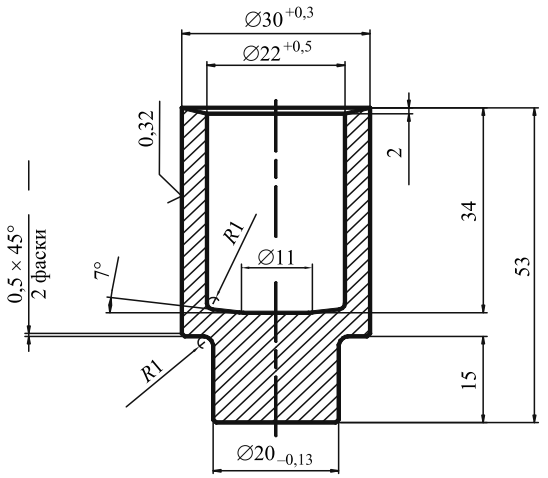


Рис. 1. Чертеж детали "поршень тормозного цилиндра"

метричную деталь с наружным отростком, имеющую внутреннюю цилиндрическую полость. Объем производства данных деталей в автомобильной промышленности составляет 2...3 млн в год.

На рис. 2 приведены предлагаемые варианты изготовления детали "поршень тормозного цилиндра".

Разработанная конструкция позволяет снизить массу детали. Для изготовления рассматриваемого изделия лучше всего подходит процесс холодного комбинированного выдавливания, так как такой процесс позволяет получать детали с точными геометрическими размерами, а также способствует сокращению, а в некоторых случаях и исключению последующего этапа обработки резанием. В результате таких решений значительно сокращаются финансовые и временные затраты на изготовление данной детали [5, 6].

Разработанная конструкция соблюдает все технические требования к готовой детали, а также сохраняет все важные размеры, заданные конструкторами ОАО "АвтоВАЗ". В настоящее время ведутся консультации с заводами ВАЗа для проведения совместных исследовательских работ по определению физико-механических свойств деталей ходовой части и тормозной системы автомобиля, полученных холодной объемной штамповкой.

На рис. 3 показаны технологические переходы получения детали "поршень тормозного цилиндра". На первом переходе из заготовки диаметром 26 мм в верхней части полуфабриката образуют полую наметку высотой 12 мм, а в нижней части формируют наметку для точного позиционирования заготовки на последующем переходе. Первый переход одинаков для всех вариантов изготовления детали.

На втором переходе технологического процесса выполняют комбинированное выдавливание деформируемого металла в матрицу. В обоих случаях в процессе формообразования детали в отростке поршня получают дополнительную цилиндрическую полость диаметром 10 мм, различие только в ее положении (снаружи или внутри детали).

Следующий этап требует переноса параметров технологических переходов в конечно-элементную систему QForm 2D. Это позволит отыскать такие значения деформации и кинематики течения металла, при которых работа деформирования будет наименьшей. QForm 2D также позволяет оценить физико-механическое состояние деформируемого металла в каждой точке очага деформации.

Параметры моделирования: материал заготовки сталь 10; коэффициент трения 0,3; температура окружающей среды и заготовки на каждом переходе 20 °С. Деформация проходит на механическом прессе силой 4000 кН.

На рис. 4 показаны графики зависимости "сила—расстояние" при моделировании разработанных технологических процессов получения детали "поршень тормозного цилиндра". Максимальная сила для первого технологического перехода составляет 1150 кН (см. рис. 4, *а*).

В процессе комбинированного выдавливания одного из рассматриваемых вариантов (см. рис. 4, *б*) характерны скачкообразные изменения графика зависимости "сила—расстояние". Отрезок *1—2* показывает начало формирования цилиндрического отростка поршня. На отрезке *2—3* происходит значительное увеличение технологической силы за счет перераспределения направления течения металла. На отрезке *3—4*

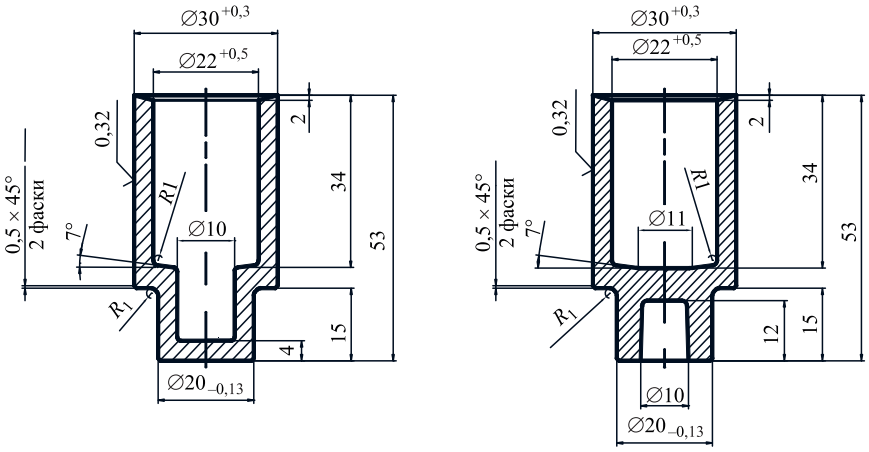


Рис. 2. Предлагаемая конструкция поршня

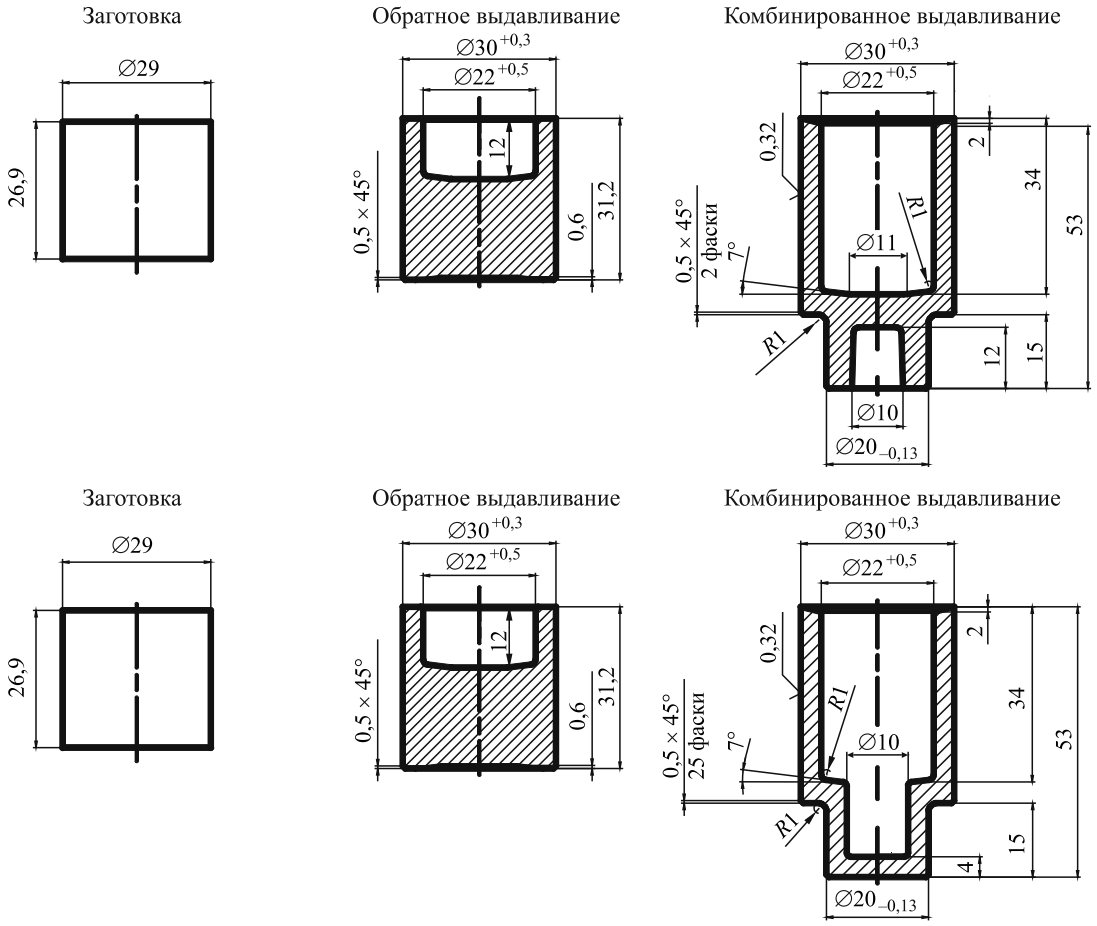


Рис. 3. Технологические переходы

прекращается обратное выдавливание "юбки" детали; процесс формообразования включает в себя только прямое выдавливание цилиндрического отростка, в результате чего происходит плавное падение силы. Такой процесс длится до тех пор, пока деформируемый металл не заполнит всю нижнюю полость матрицы. Отрезок *4—5* показывает начало возобновления процесса обратного выдавливания "юбки" детали с сопутствующим увеличением технологической силы за счет интенсивного перераспределения направления течения металла. Максимальная сила для данной операции составляет 1110 кН.

На рис. 4, *в* показан аналогичный характер изменения графика зависимости "сила—расстояние" для второго перехода технологического процесса изготовления детали "поршень тормозного цилиндра". Отрезок *1—2* характеризует прямое выдавливание отростка детали. На отрезке *2—3* прямое выдавливание переходит в комбинированное. Увеличение технологической силы происходит в результате добавления процесса обратного выдавливания "юбки" дета-

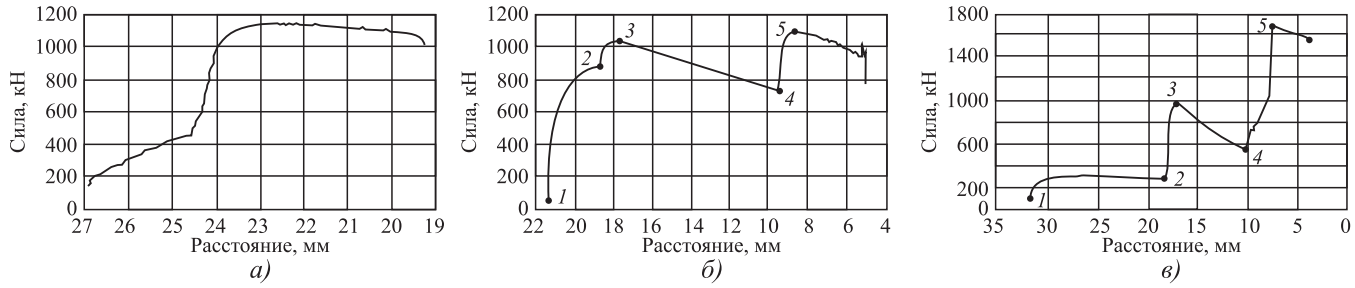


Рис. 4. Зависимости "сила—расстояние" при моделировании разработанных технологических процессов получения детали "поршень тормозного цилиндра"

ли. Так как деформируемый металл течет по пути наименьшего сопротивления, то обратное выдавливание на отрезке *3—4* прекращается. Отрезок *4—5* показывает начало возобновления процесса обратного выдавливания. Максимальная сила для данной операции составляет 1650 кН.

Недостатком поршней, изготовленных из стали 10, является возможность попадания влаги под защитную резиновую манжету поршня и возникновение коррозии, приводящей к заклиниванию поршня в суппорте, что плохо сказывается на работе тормозной системы автомобиля. Датская фирма BUDWEG производит и поставляет в Россию поршни тормозной системы из коррозионно-стойких сталей для автомобилей импортного производства. Для увеличения ресурса было решено исследовать изготовление поршня из коррозионно-стойкой стали 12Х17 и алюминиевых сплавов Д16 и В95.

Эксплуатационная максимальная сила, развиваемая тремя поршнями в суппорте, составляет 15 кН, т.е. на каждый поршень приходится в среднем по 5 кН. В таблице представлены результаты моделирования по действующему и предложенному технологическим процессам различных материалов. Проведены испытания на прочность методом сжатия готовых поршней тормозного цилиндра в прессе до момента потери устойчивости для обеспечения геометрической формы.

Максимальная нагрузка, выдерживаемая поршнем до начала пластической деформации, по результатам моделирования

Материал	Максимальная нагрузка, кН	
	Действующий технологический процесс	Предложенный технологический процесс
Сталь 10	41	42
Сталь 12Х17	70	69
Сплав Д16	11,4	12,4
Сплав В95	7,9	8,6

Установлено, что каждый поршень способен выдержать нагрузку, превышающую рабочую. Максимальные напряжения возникают в месте перепадов диаметров, а в кольцевых участках заготовок действуют незначительные сжимающие напряжения.

Заключение и рекомендации. После анализа результатов проведенного моделирования в программе QForm можно сделать следующие выводы:

1. Установлена наиболее рациональная технология холодной объемной штамповки поршня для автомобиля ВАЗ-2121.

2. Моделирование технологических процессов показало возможность внедрения в производство любого из приведенных выше вариантов формообразования детали "поршень тормозного цилиндра". Однако геометрия детали, приведенная на рис. 4, *б*, значительно усложняет конструкцию выталкивания детали из штамповой оснастки [2]. В качестве материала будущей детали можно использовать низкоуглеродистую сталь 10, так как после холодного комбинированного выдавливания сталь 10 по механическим свойствам близка к стали 40.

4. Исследования потери устойчивости поршней из различных материалов дают возможность для снижения массы получаемых деталей при обеспечении требуемого качества детали из стали или легких сплавов с параметрами, обеспечивающими запас прочности тормозной системы автомобиля.

5. Из рассмотрения свойств полученной детали из сплавов Д16 и В95 и сравнения сопротивления деформации (напряжение текучести) возможна замена исходного металла (сталь 10) без ухудшения эксплуатационных характеристик изделия. При этом возможно снижение массы полученной детали за счет утонения ее стенок при использовании стали 12Х17.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Молодов А.В., Филиппов Ю.К.** Моделирование процессов холодного комбинированного выдавливания полусферических деталей с фланцем // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2012. № 5. С. 27—30.

2. **Филиппов Ю.К., Игнатенко В.Н., Рагулин А.В.** Экспериментальные исследования кинематики течения металла при комбинированном радиальном и обратном выдавливании осесимметричных деталей с фланцем в коническом инструменте // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2011. № 9. С. 33—37.

3. **Developing** of technological process for the cold forging of thin-walled bushes with regard of plastic properties / Yu.K. Filippov, Yu.G. Kalpin, A.V. Ragulin, A.G. Zaicev, Yu.N. Anfimov // 46th ICFG Plenary Meeting. 15th — 18th September 2013. Paris, France.

4. **Холодная** объемная штамповка детали "толкатель плунжера" / Ю.К. Филиппов, В.А. Рябов, А.В. Рагулин, А.Г. Зайцев, Ю.Н. Анфимов, Р.А. Евсиков, П.С. Левченко // Тракторы и сельхозмашины. 2015. № 2. С. 27—30.

5. **Research** of deformation and stress state schemes for steel hardness / Yu.K. Filippov, Yu.G. Kalpin, A.V. Ragulin, A.G. Zaicev // Международная конференция, июнь 2013 г. Штутгарт.

6. **Испытание** образцов на двухосное растяжение / Ю.К. Филиппов, А.В. Молодов, А.Г. Зайцев, Р.А. Евсиков // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып. 2. 2014.

Юлиан Кириллович Филиппов, д-р техн. наук;
Сергей Александрович Типалин, канд. техн. наук,
tsa_mami@mail.ru;
Юрий Николаевич Анфимов

УДК 621.778.014

Г.Н. Гурьянов
(ООО "Феникс +", г. Белорецк)

Выбор оптимальных параметров деформации при разных формах рабочего канала волоки и моделях упрочнения материала проволоки

Приведены результаты расчета осевого напряжения и запаса прочности проволоки при разных параметрах деформации. Определены оптимальные конические и криволинейные формы рабочего канала волоки при разных моделях упрочнения.

Ключевые слова: волочение; проволока; методика расчета; целевые функционалы; модель упрочнения; минимизация осевого напряжения; запас прочности; оптимальная форма канала волоки.

The results of the calculation of the axial load and safety margin of wire at different parameters of deformation are presented. Optimal conical and curved forms of the die working channel at different hardening models are defined.

Keywords: drawing; wire; method of calculation; cost functionals; hardening model; minimizing of axial stress; safety margin; optimal form of die channel.

Введение. При исследовании напряженно-деформированного состояния при волочении круглого сплошного профиля в большинстве случаев применяют аналитические зависимости, полученные для конической формы рабочего канала волоки. На практике часто применяют волоки, которые не имеют форму правильного усеченного конуса. Также в процессе волочения конический канал становится криволинейным по причине износа рабочей поверхности волоки. Поэтому некоторые исследователи для расчета осевого напряжения волочения используют значения приведенного и средневзвешенного угла рабочего канала при его криволинейной форме, а расчет напряжения выполняют по формулам, выведенным при коническом канале.

В настоящее время недостаточно данных о характере зависимостей осевого напряжения и оптимального угла волочения от коэффициентов вытяжки, трения и деформационного упрочнения протягиваемого материала при криволинейной форме профиля рабочего канала волоки и действии противонатяжения. При расчете напряженного состояния в процессах обработки металлов давлением в очаге пластической деформации нередко принимают постоянным предел текучести σ_s, т.е. для обрабатываемого материала задается упрощенная реология жесткопластической среды Мизеса. Для случая волочения при расчетах преимущественно применяют среднее арифметическое значение предела текучести σ_s, определенное по его значениям на входе и выходе очага пластической деформации [1—4]. При таком способе задания прочностных свойств заготовки в очаге ее пластической деформации не учитывается закон изменения предела текучести от исходного значения σ_{s0} до конечного σ_{sk} на выходе волоки.

При производстве проволоки (прутков) необходимо обоснованно выбрать рациональную форму рабочего канала волоки для минимизации силы волочения с учетом условий деформи-

рования (степени обжатия в проходе волочения, возможности качественного изготовления выбранной формы профиля волоки, условий контактного трения, напряжения противонатяжения и реологии материала проволоки), а также экономичности ее (формы) применения.

Цель работы — определить характер зависимостей осевого напряжения и запаса прочности от основных параметров деформации круглой сплошной заготовки при волочении с противонатяжением через волоки с разными формами профиля рабочего канала и моделями упрочнения деформируемого материала, а также показать зависимость оптимальной формы рабочего канала волоки от основных параметров деформации.

Метод определения напряженного состояния и оптимальной формы рабочего канала волоки. Для расчета осевого напряжения при переменном значении угла наклона образующей рабочего канала волоки α предложено уравнение [5, 6]:

$$\sigma_{\Sigma} = \sigma_{s0}\int_{1}^{\mu^*}\mu^{k-1}\left(1+f\left(1-\sigma_q/\sigma_{s0}\right)\mathrm{ctg}\alpha(\mu)\right)\times \\ \times d\mu + \sigma_{z\alpha}\left(\alpha(\mu)\right)+\sigma_q, \quad (1)$$

где σ_{s0} — предел текучести металла на входе волоки; σ_q — напряжение противонатяжения; $\mu = (r_0/r_к)^2$ — коэффициент вытяжки в проходе волочения; r_0, $r_к$ — радиус проволоки до и после обжатия; k — коэффициент упрочнения; $\alpha(\mu)$ — зависимость угла α от коэффициента вытяжки. Функция $\alpha(\mu)$ задает форму профиля рабочего канала. Прирост осевого напряжения на осуществление пластической деформации и преодоление контактного трения определяет интеграл уравнения (1).

Второе слагаемое этого уравнения выражает прирост осевого напряжения от деформации сдвига металла на входе и выходе очага деформации [5, 6]:

$$\sigma_{z\alpha} = \frac{2\sigma_{s0}\left(\mathrm{tg}\alpha_0+\mu^k\mathrm{tg}\alpha_1\right)}{3\sqrt{3}}, \quad (2)$$

где α_0, α_z — угол образующей канала на его входе и выходе соответственно.

При выводе формул (1) и (2) была принята степенная зависимость предела текучести в проходе волочения от коэффициента вытяжки [5, 6]:

$$\sigma_{sk} = \sigma_{s0}\mu^k. \quad (3)$$

Пусть кривая упрочнения задана формулой

$$\sigma_s = \sigma_{s0} + m\varepsilon^n = \sigma_{s0} + m\left(\ln\mu\right)^n, \quad (4)$$

m, n — эмпирические коэффициенты; $\varepsilon = \ln\mu$ — степень деформации, или логарифмическая вытяжка.

Интенсивность изменения предела текучести согласно уравнению (4) изменяется с ростом степени деформации. Зависимость (4) позволяет представлять более сложные формы кривых упрочнения, чем степенная функция (3), так как дополнительно включает в себя еще один постоянный коэффициент. Для модели упрочнения (4) прирост осевого напряжения в рабочем канале [7]:

$$\sigma_z = \sigma_{s0}\int_{1}^{\mu^*}\left((1/\mu)+m\left(\ln\mu\right)^n/\sigma_{s0}\mu\right)\times \\ \times\left(1+f\left(1-\sigma_q/\sigma_{s0}\right)\mathrm{ctg}\alpha(\mu)\right)d\mu + \\ +\sigma_{z\alpha}\left(\alpha(\mu)\right)+\sigma_q. \quad (5)$$

Прирост осевого напряжения от деформации сдвига металла на входе и выходе очага деформации при модели упрочнения (5) определяется выражением

$$\sigma_{z\alpha} = \frac{2\left(\sigma_{s0}\mathrm{tg}\alpha_0+\left(\sigma_{s0}+m\left(\ln\mu\right)^n\right)\mathrm{tg}\alpha_1\right)}{3\sqrt{3}}.$$

Для волочильного производства важной является технологическая задача о поиске оптимальной геометрии рабочего канала волоки для обеспечения минимального напряжения (силы) волочения, т.е. поиска функции $\alpha(\mu)$ формы профиля. Формализацию такой задачи с учетом уравнений (1) и (5) представим соответствующими выражениями:

$$\sigma_{s0}\int_{1}^{\mu^*}\mu^{k-1}\left(1+f\left(1-\sigma_q/\sigma_{s0}\right)\mathrm{ctg}\alpha(\mu)\right)d\mu + \\ +\sigma_{z\alpha}\left(\alpha(\mu)\right)+\sigma_q \to \inf; \quad (6)$$

$$\sigma_{s0}\int_{1}^{\mu^*}\left((1/\mu)+m\left(\ln\mu\right)^n/\sigma_{s0}\mu\right)\times \\ \times\left(1+f\left(1-\sigma_q/\sigma_{s0}\right)\mathrm{ctg}\alpha(\mu)\right)d\mu + \\ +\sigma_{z\alpha}\left(\alpha(\mu)\right)+\sigma_q \to \inf; \quad (7)$$

$$\alpha(\mu=1)=\alpha_0; \quad (8)$$

$$\alpha(\mu=\mu_k)=\alpha_k. \quad (9)$$

При решении экстремальной задачи об оптимальном профиле волоки может быть наложено одно ограничение на входе очага пластической деформации (8) или на его выходе (9), либо наложены оба ограничения (8) и (9). Может отсутствовать ограничение на угол α, но выполняться поиск не только функции профиля $\alpha(\mu)$, но и оптимального значения определяющего параметра деформации α_0 на входе очага или его выходе α_k. Возможны и более сложные граничные условия, чем равенства (8) и (9).

Искомая функция $\alpha(\mu)$ формы профиля может быть представлена в виде степенного ряда или многочлена

$$\alpha = \alpha_0 + a_1\mu + a_2\mu^2 + \ldots + a_n\mu^n;$$

$$\alpha = \alpha_0 + a_1\mu^{c_1} + a_2\mu^{c_2} + \ldots + a_n\mu^{c_n},$$

где a_1, a_2, ..., a_n — эмпирические коэффициенты; c_1, c_2, ..., c_n — показатели степени.

Далее будем обозначать угол к оси волочения образующей криволинейного канала в начале очага пластической деформации α_0 и называть его углом волочения, как при коническом канале. Условия контактного трения также могут быть непостоянными вдоль длины очага деформации. В этом случае коэффициент трения определяется, например, рядом

$$f = f_0 + b_1\mu + b_2\mu^2 + \ldots + b_n\mu^n.$$

При решении оптимизационных задач с применением функционалов (6) и (7) значительно меньше неизвестных параметров, чем при конечно-разностном вариационном методе, конечно-разностном методе и методе конечных элементов, что упрощает численную реализацию задачи.

Принятые модели упрочнения проволочной заготовки. Для обеих моделей упрочнения (3) и (4) исходный предел текучести σ_{s0} = 1000 МПа. Коэффициент упрочнения k модели (3) принят равным 0,30 (рис. 1, кривая *7*) и 0,75 (кривая *8*). Для модели (3) кривые упрочнения выделены штриховыми линиями. С увеличением показателя степени k модели (3) повышается предел текучести σ_s, что очевидно из самой формулы (3). Коэффициент m в модели (4) принят равным 100, 500 и 1000 МПа, а коэффициент n: 0,10; 1,0; 1,2 и 1,5.

При увеличении коэффициента n предел текучести σ_s снижается при фиксированных значениях исходного предела текучести σ_{s0} и коэффициента m. Например, кривая *1* (см. рис. 1) при n = 0,10 находится выше кривой *2* при n = 1,0. Обе кривые *1* и *2* построены при m = 100 МПа. Увеличение коэффициента m от 100 до 500 МПа при n = 0,10 вызвало значительный рост предела текучести. Это показывает сравнение расположения кривых *1* и *3*. При m = 500 МПа рост коэффициента n от 0,10 до 1,0 вызвал заметное снижение предела текучести, поэтому кривая *4* при n = 1,0 находится ниже кривой *3*.

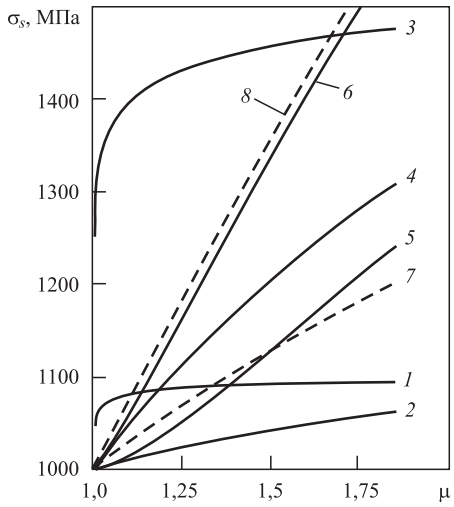


Рис. 1. Зависимости для предела текучести σ_s от коэффициента вытяжки μ:
1 — m = 100 МПа; n = 0,1; *2* — m = 100 МПа; n = 1,0; *3* — m = 500 МПа; n = 0,1; *4* — m = 500 МПа; n = 1,0; *5* — m = 500 МПа; n = 1,5; *6* — m = 1000 МПа; n = 1,2; *7* — k = 0,30; 8 — k = 0,75

Результаты расчетов и их анализ. При коэффициенте вытяжки 1,30 (относительное обжатие δ = 23,1 %) и коэффициенте трения 0,15 (рис. 2) и 0,05 (рис. 3) построены зависимости осевого напряжения σ_z и запаса прочности Za от угла α на входе рабочего канала волоки. Угол α_0 задан в интервале от $3 - x$ до $24 - x°$.

Абсолютный запас прочности при коэффициенте вытяжки μ с учетом принятых моделей упрочнения (3) и (4) оценивали по соответствующим формулам:

$$Za = \sigma_{s0}\mu^k - \sigma_z;$$

$$Za = \sigma_{s0} + m(\ln\mu)^n - \sigma_z.$$

Расчет выполнен для конической и криволинейных форм канала при отсутствии противонатяжения и напряжении противонатя-

жения 500 МПа. Коэффициент упрочнения k (3) принят равным 0,30 и 0,75. Параметр m в модели упрочнения (4) равен 500 МПа, коэффициент n: 0,10 и 1,0. Криволинейные формы заданы уравнениями:

$$\alpha = \alpha_0/\left(\mu^2 + \mu - 1\right); \quad (10)$$

$$\alpha = \alpha_0\left(\mu^2 + \mu - 1\right); \quad (11)$$

$$\alpha = \alpha_0/\left(\mu^2 - \mu + 1\right); \quad (12)$$

$$\alpha = \alpha_0\left(\mu^2 - \mu + 1\right); \quad (13)$$

$$\alpha = \alpha_0/\left(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu\right); \quad (14)$$

$$\alpha = \alpha_0\left(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu\right). \quad (15)$$

Уравнения (10), (12) и (14) определяют выпуклую форму канала, так как угол образующей про-

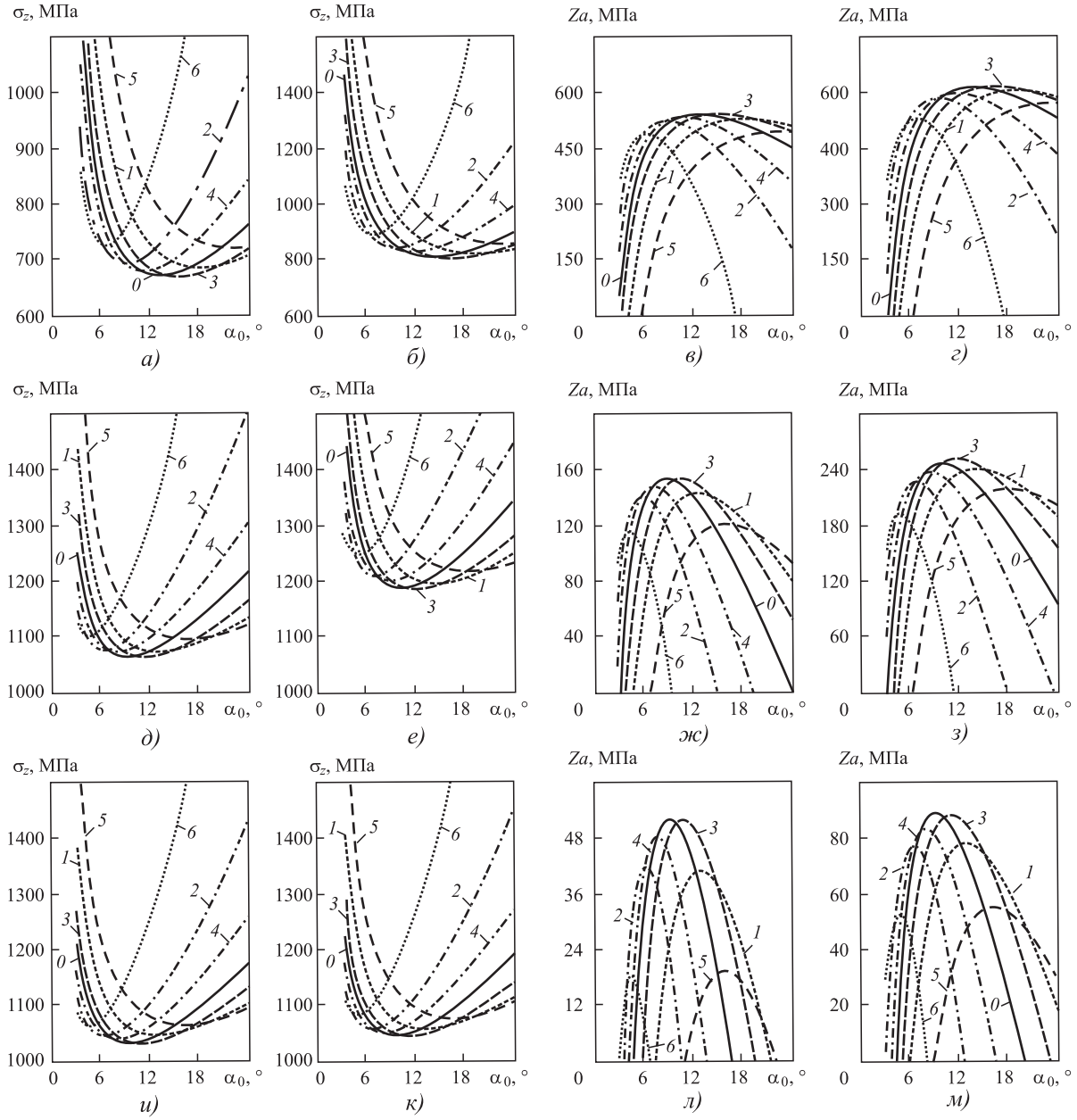


Рис. 2. Зависимость осевого напряжения σ_z и запаса прочности *Za* от угла α_0 при разных формах канала и коэффициентах вытяжки 1,3 и трения 0,15:

а, *в*, *д*, *ж*, *и*, *л* — модель упрочнения (3); *б*, *г*, *е*, *з*, *к*, *м* — модель упрочнения (4); *а—г* — k = 0,75; n = 0,1; σ_q = 0 МПа; *д—з* — k = 0,75; n = 0,1; σ_q = 500 МПа; *и—м* — k = 0,30; n = 1,0; σ_q = 500 МПа; *0* — конический канал; *1* — форма профиля $\alpha_0/(\mu^2 + \mu - 1)$; *2* — $\alpha_0(\mu^2 + \mu - 1)$; *3* — $\alpha_0/(\mu^2 - \mu + 1)$; *4* — $\alpha_0(\mu^2 - \mu + 1)$; *5* — $\alpha_0/(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu)$; *6* — $\alpha_0(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu)$

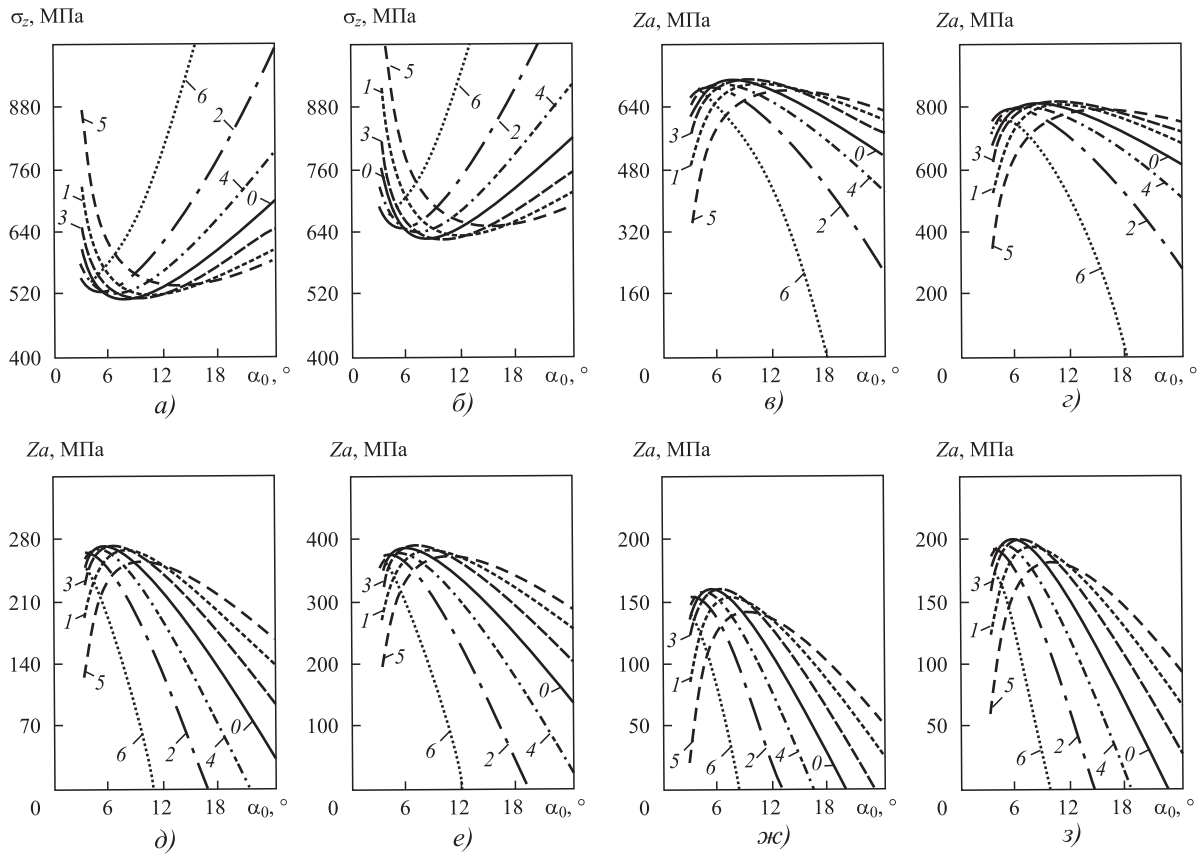


Рис. 3. Зависимость осевого напряжения σ_z и запаса прочности *Za* от угла α_0 при разных формах канала и коэффициентах вытяжки 1,3 и трения 0,05:

а, *в*, *д*, *ж* — модель упрочнения (3); *б*, *г*, *е*, *з* — модель упрочнения (4); *0* — конический канал; *1* — форма профиля $\alpha_0/(\mu^2 + \mu - 1)$; *2* — $\alpha_0(\mu^2 + \mu - 1)$; *3* — $\alpha_0/(\mu^2 - \mu + 1)$; *4* — $\alpha_0(\mu^2 - \mu + 1)$; *5* — $\alpha_0/(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu)$; *6* — $\alpha_0(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu)$; *а—г* — $k = 0{,}75$; $m = 500$ МПа; $n = 0{,}1$; $\sigma_q = 0$; *д*, *е* — $k = 0{,}75$; $m = 500$ МПа; $n = 0{,}1$; $\sigma_q = 500$ МПа; *ж*, *з* — $k = 0{,}30$; $m = 500$ МПа; $n = 1{,}0$; $\sigma_q = 500$ МПа

филя α снижается с ростом степени деформации. Угол α образующей канала увеличивается согласно формулам (11), (13) и (15), и образуется вогнутая форма канала. В табл. 1 приведены значения угла α при коэффициенте вытяжки 1,15 и 1,30 и исходных его значениях α_0 на входе очага деформации (при $\mu = 1$), равных 6 и 10°.

1. Угол α, °, при различных значениях коэффициента вытяжки μ и угла α_0

Форма канала	$\mu = 1{,}15$		$\mu = 1{,}30$	
	$\alpha_0 = 6°$	$\alpha_0 = 10°$	$\alpha_0 = 6°$	$\alpha_0 = 10°$
(10)	4,1	6,8	3,0	5,0
(11)	11,9	14,7	11,9	19,9
(12)	5,1	8,5	4,3	7,2
(13)	7,0	11,7	8,3	13,9
(14)	3,1	5,1	1,8	3,0
(15)	11,7	19,4	20,0	33,3

Из данных табл. 1 следует, что уравнения (14) и (15) определяют формы рабочего канала с минимальным (14) и максимальным (15) значениями угла наклона его образующей при заданных коэффициентах вытяжки. При функции профиля (14) наиболее длинный очаг деформации, а при функции (15) — более короткий.

В областях впадин и вершин кривых соответственно минимальные значения осевого напряжения и максимальные значения запаса прочности больше при модели упрочнения (4), так как кривые упрочнения *3* и *4* этой модели (4) находятся значительно выше соответствующих кривых *8* и *7* при модели (3) (см. рис. 1). Минимальное значение осевого напряжения определяет оптимальный угол α_0 волочения в начале рабочего канала. Абсциссы вершин для кривых запаса прочности являются также оптимальными значениями угла α_0 при заданных формах профиля волоки. Оптимальные значения угла α_0 больше для выпуклых форм

2. Оптимальный угол α_0, °, в начале очага пластической деформации для семи форм рабочего канала волоки при коэффициенте вытяжки 1,3 и разных значениях коэффициента трения *f* и напряжения противонатяжения σ_q

Исходные параметры	Форма канала						
	0	(10)	(11)	(12)	(13)	(14)	(15)
f = 0,15; σ_q = 0 МПа; k = 0,75	12,7	17,9	8,5	15,0	10,6	22,1	6,1
f = 0,05; σ_q = 0 МПа; k = 0,75	7,4	10,5	5,0	8,8	6,2	13,2	3,6
f = 0,05; σ_q = 500 МПа; k = 0,75	5,3	7,5	3,5	6,2	4,4	9,4	2,6
f = 0,05; σ_q = 500 МПа; m = 500 МПа; n = 0,10	5,6	8,1	3,8	6,7	4,7	10,9	2,7

Примечание. В столбце с цифрой "0" приведены значения оптимального угла α_0 при коническом канале волоки.

канала (см. рис. 2, штриховые линии *1*, *3*, *5*), а область оптимальных углов для этой формы шире и смещена в сторону увеличения угла α_0. Область оптимальных углов для вогнутых форм канала у́же, и она находится ближе к оси ординат (штрихпунктирные линии *2*, *4*, *6*). Оптимальный угол α_0 больше при выпуклой форме канала $\alpha_0/(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu)$ (кривая *5*) и меньше при вогнутой форме $\alpha_0(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu)$ (кривая *6*).

Точки пересечения кривых для запаса прочности *Za* и оси абсцисс определяют предельные значения угла α_0, при которых запас прочности нулевой и может произойти обрыв переднего конца деформируемой заготовки. При коэффициентах k = 0,75, n = 0,1 и отсутствии противонатяжения (см. рис. 2, *в*, *г*) не имеем предельного значения угла α_0 только при коническом канале (кривая *0*) и вогнутых формах *2* и *4* (*в*) при модели (3). При модели (4) предельное значение угла наблюдается при тех же формах рабочего канала (см. рис. 2, кривые *1*, *3*, *5*, *6*) и дополнительно (кривая *0*) при коническом канале (*г*). Приложение противонатяжения при этих же моделях упрочнения (k = 0,75, n = 0,1) вызвало значительное снижение запаса прочности (см. рис. 2, *ж*, *з*). В этом случае предельные значения угла α_0 наблюдаются при всех формах канала в заданном диапазоне (3...24°) изменения угла α_0. Кроме того, при конической форме канала (кривая *0*) и модели (3) имеем нижнее и верхнее предельные значения угла α_0 (см. рис. 2, *ж*). При малой интенсивности упрочнения (k = 0,3) и действии противонатяжения имеем по два предельных значения для всех семи форм профиля (см. рис. 2, *л*).

На рис. 3 построены зависимости осевого напряжения и абсолютного запаса прочности при коэффициенте трения 0,05 при тех же формах профиля канала волоки и моделях упрочнения. Снижение коэффициента трения от 0,15 до 0,05 привело к уменьшению осевого напряжения и повышению запаса прочности. Это дает, например, сравнение соответствующих пар графиков рис. 2, *а*, *б* и рис. 3, *а*, *б* для осевого напряжения и рис. 2, *в*, *г* и рис. 3, *в*, *г* для запаса прочности при коэффициентах упрочнения k = 0,75 и n = 0,1 и отсутствии противонатяжения. При отсутствии противонатяжения (*в*, *г*) и интенсивном упрочнении (k = 0,75; n = 0,1) кривая *6* для вогнутого профиля пересекает ось абсцисс, т.е. имеем предельное значение угла α_0. При действии напряжения противонатяжения 500 МПа предельные значения угла α_0 наблюдаются при вогнутых формах профиля (кривые *2*, *4*, *6*) при модели (3), что показывают данные рис. 3, *д*, и формах *2* и *6* (см. рис. 3, *е*) при модели (4). При коэффициенте упрочнения k = 0,30 (см. рис. 3, *ж*) имеем предельные значения угла α_0 при пяти формах канала (кривые *0*, *2*, *4*, *5*, *6*), а при модели упрочнения (5) и n = 1,0 предельные значения показывают кривые *0*, *2*, *4*, *6* (см. рис. 3, *з*).

Из сравнения расположения соответствующих кривых пар графиков (*в*) и (*д*) при модели (3), (*г*) и (*е*) при модели (4) при отсутствии и наличии противонатяжения следует смещение вершин кривых в левую сторону, в область меньших значений угла α_0, т.е. оптимальный угол α_0 снижается с повышением напряжения противонатяжения. Такой же характер влияния противонатяжения на оптимальный угол α_0 показывает сравнение соответствующих кривых графиков при коэффициенте трения 0,15, например, рис. 2, *в*, *ж* при модели (3), рис. 2, *г*, *з* при модели (4). Вершины кривых для запаса прочности при коэффициенте тре-

ния 0,15 лежат правее, чем при $f = 0{,}05$, так как оптимальный угол α_0 повышается с ростом коэффициента трения. Это следует, например, из сравнения данных пар графиков рис. 2, *в* и рис. 3, *в* при модели (3), рис. 2, *г* и рис. 3, *г* при модели (4). Наименьшее снижение запаса прочности от приложения противонатяжения наблюдается при малых значениях угла α_0 ($\alpha_0 < 6°$). При малых углах α_0 запас прочности меньше при выпуклых формах канала. Более это выражено при коэффициенте трения 0,15 (см. рис. 2).

Абсциссы точек пересечения пар линий *1* и *2*, *3* и *4*, *5* и *6* определяют угол α_0, при котором наблюдается равенство осевого напряжения или запаса прочности при выпуклой и вогнутой формах канала волоки, заданных одним алгебраическим выражением (для каждой пары), стоящим перед параметром α_0 в знаменателе (при выпуклой форме) или числителе (при вогнутой форме). Значения этих абсцисс существенно не отличаются, и они близки к значению оптимального угла α_0 при коническом канале. Точки пересечения трех пар линий, как и оптимальное значение угла волочения при разных формах рабочего канала, смещаются вправо при увеличении коэффициента трения и влево от действия противонатяжения.

Для конического и шести криволинейных форм профиля (10)—(15) при коэффициенте вытяжки 1,30 и оптимальных значениях угла α_0 определены линии рабочего профиля волоки для проволочной заготовки с исходным радиусом 1 мм (рис. 4). Значения оптимального угла α_0 в начале очага пластической деформации приведены в табл. 2.

Сравнение данных строк 1 и 2 табл. 2 при отсутствии противонатяжения и коэффициенте упрочнения $k = 0{,}75$ соответственно при коэффициенте трения 0,15 и 0,05 показало рост оптимального угла с повышением коэффициента трения. Из данных строк 2 и 3 при коэффициенте трения 0,05 и модели упрочнения (3) следует снижение оптимального угла α_0 с увеличением напряжения противонатяжения.

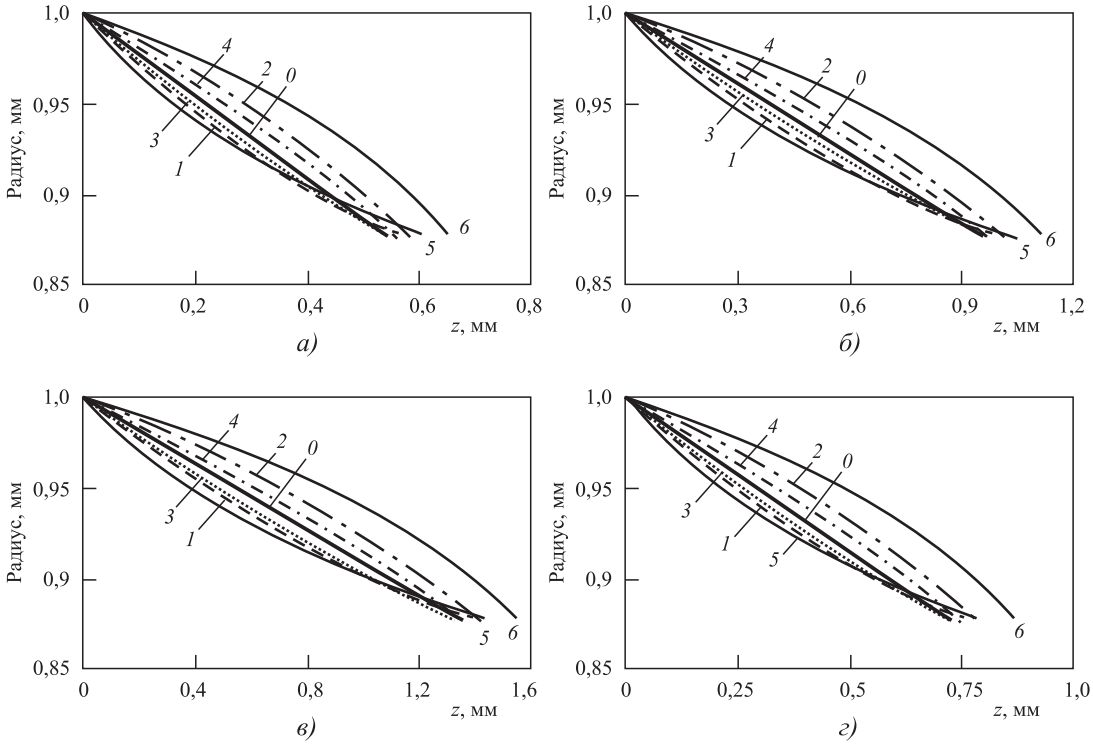


Рис. 4. Ордината (радиус) точки на линии профиля канала в зависимости от ее удаления *z* от входа очага пластической деформации при оптимальном значении угла α_0 и коэффициенте вытяжки 1,30 (δ = 23,1 %):

а — $f = 0{,}15$; *б—г* — $f = 0{,}05$; *а*, *б* — нет противонатяжения; *в*, *г* — σ_q = 500 МПа; *а—в* — модель упрочнения (3); *г* — модель упрочнения (4); *0* — конический канал; *1* — модель упрочнения (10); *2* — (11); *3* — (12); *4* — (13); *5* — (14); *6* — (15)

Данные строк 3 и 4 отражают незначительное влияние модели упрочнения на оптимальный угол α_0. Это незначительное влияние также показали данные графиков рис. 2 и 3, так как трудно визуально определить разницу значений абсцисс впадин или вершин соответствующих кривых графиков *а*, *в*, *д*, *ж*, *и*, *л* при модели (3) и графиков *б*, *г*, *е*, *з*, *к*, *м* при модели (4). Особенность влияния формы кривой упрочнения на оптимальный угол волочения показана в работе [8].

Оптимальные формы профиля определены при отсутствии противонатяжения и напряжении противонатяжения 500 МПа, коэффициенте трения 0,05 и 0,15. На рис. 4 по оси ординат дан радиус r точки на линии профиля канала, а вдоль оси абсцисс — минимальное расстояние z этой точки от плоскости, перпендикулярной к оси волочения и проведенной в начале очага пластической деформации. Кривые профиля *а—в* на рис. 4 получены при коэффициенте упрочнения k = 0,75 модели упрочнения (3), а кривые рис. 4, *г* при m = = 500 МПа и n = 0,10 модели (4). Если по оси ординат и абсцисс были бы заданы фактические размеры радиуса r и расстояния z, то кривые рис. 4 показывали бы действительную форму рабочего канала волоки.

С уменьшением коэффициента трения от 0,15 до 0,05 увеличилась длина очага деформации для всех оптимальных форм канала, что дает сравнение данных графиков *а* и *б* на рис. 4 при отсутствии противонатяжения. Длина очага деформации больше при действии противонатяжения (данные рис. 4, *в* в сравнении с аналогичными рис. 4, *б*). При коэффициенте трения 0,05 и действии противонатяжения длина очага деформации меньше при модели (4), чем при модели (3). Это видно из сопоставления координаты z для соответствующих кривых графиков *в* и *г* на рис. 4.

При заданных исходных данных максимальная длина очага деформации наблюдается при коэффициенте трения 0,05, напряжении противонатяжения 500 МПа и вогнутой форме канала (кривая *6* на рис. 4, *в*). Минимальная длина очага деформации при выпуклой форме канала (кривая *3*) и коническом канале (*0*), когда отсутствует противонатяжение и коэффициент трения 0,15 (см. рис. 4, *а*). Криволинейные оптимальные формы профиля, заданные функциями (12) и (13) (соответственно кривые *3* и *4*), более близки к конической форме канала (кривая *0*). Кривая *5*, заданная функцией профиля (14), определяет наиболее выпуклую форму профиля волоки, а кривая *6* — наиболее вогнутую форму (15).

Решена следующая оптимизационная задача, которая возможна в проволочном производстве. Заданы шесть форм рабочего канала: конический канал и пять выпуклых форм канала, заданных функциями $\alpha(\mu)$ профиля (даны в описании рис. 5). Допустимые интервалы изменения коэффициента вытяжки в проходе волочения и угол α_0 на входе очага пластической деформации указаны на осях графиков рис. 5.

В зависимости от параметров деформации следует определить одну из шести форм рабочего канала и область значений μ и α_0 для этой формы, при которых напряжение волочения минимальное. Коэффициент трения 0,025 и 0,25, напряжение противонатяжения 0 и 250 МПа. Принята модель упрочнения (4) при коэффициентах m = 500 МПа и n = 0,10. Форма кривой упрочнения при этой модели представлена кривой *3* на рис. 1. Для пояснения данных графиков рис. 5 приведены зависимости угла α наклона к оси волочения образующей канала от коэффициента вытяжки при разных функциях профиля при его α_0 в начале очага пластической деформации 15° (рис. 6).

Область *1* для конической формы существенно больше при коэффициенте трения 0,25 (см. рис. 5, *в*, *г*). При уменьшении коэффициента трения от 0,25 до 0,025 в большей степени изменились размер и форма области *1*. При коэффициенте трения 0,025 шире область значений α_0 и μ для функции профиля *3*. Однако при f = 0,25 область *3* стала значительно меньше. Это можно объяснить следующим образом. При функции профиля *3* меньше текущий угол α наклона образующей рабочего канала на всей его длине, что показывает кривая *2* на рис. 6, поэтому больше длина очага пластической деформации при функции профиля *3* и более высокая зависимость напряжения волочения от коэффициента трения. При функции профиля *2* больше среднее значение угла α в очаге деформации, чем при других функциях профиля, определяющих криволинейную форму канала. Это показывает кривая *1* на рис. 6.

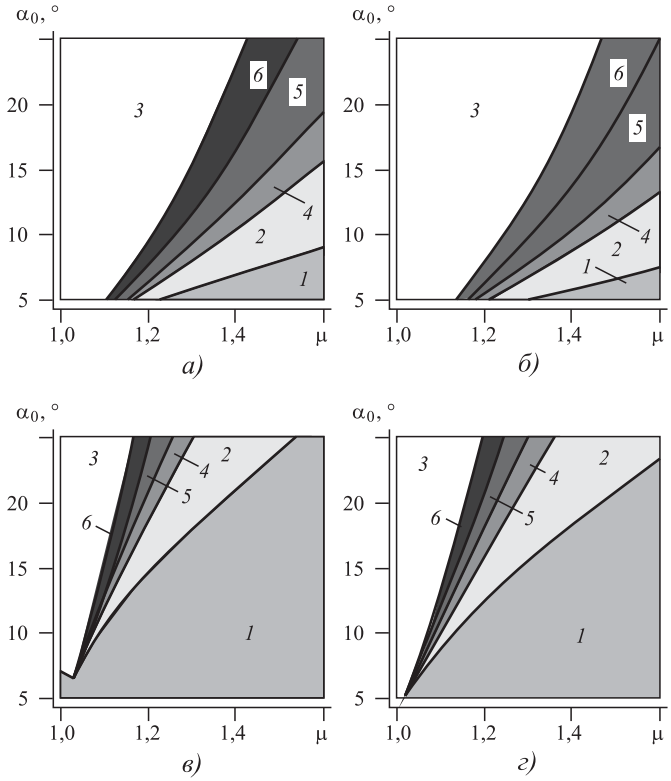


Рис. 5. Области значений угла α_0 и коэффициента вытяжки μ при минимальном осевом напряжении при разных функциях формы профиля:

а, *б* — f = 0,025; *в*, *г* — f = 0,25; *а*, *в* — нет противонатяжения; *б*, *г* — напряжение противонатяжения 250 МПа; *1* — конический канал; *2* — $\alpha = \alpha_0/(\mu^2 - \mu + 1)$; *3* — $\alpha = \alpha_0/(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu)$; *4* — α_0/μ^2; *5* — α_0/μ^3; *6* — α_0/μ^4

Области *1* и *2* на рис. 5 находятся ближе друг к другу, так как в меньшей степени отличается среднее значение угла α при функции профиля *2* и коническом канале. Угол α влияет не только на прирост напряжения волочения от действия контактного трения, но и на прирост осевого напряжения от деформации сдвига металла. Поэтому формы и расположение кривых рис. 5 нельзя объяснить только действием сил трения. Рост напряжения противонатяжения вызвал заметное увеличение области *3* и уменьшение области *1* при обоих значениях коэффициента трения. При этом величина областей для других выпуклых форм канала изменилась в меньшей степени. Это дает сравнение данных графиков *а* и *б* на рис. 5 при f = 0,025 и *в* и *г* при f = 0,25.

При изменении коэффициента трения и напряжения противонатяжения сохранился порядок расположения областей, но в разной степени произошло их видоизменение. Расчеты показали, что при модели упрочнения (3)

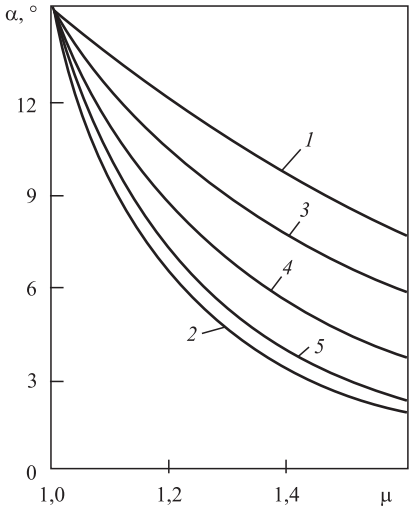


Рис. 6. Угол α наклона образующей рабочего канала волоки при разных функциях формы профиля в зависимости от коэффициента вытяжки при α_0 = 15° в начале очага деформации:

1 — $\alpha = \alpha_0/(\mu^2 - \mu + 1)$; *2* — $\alpha = \alpha_0/(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu)$; *3* — α_0/μ^2; *4* — α_0/μ^3; *5* — α_0/μ^4

с коэффициентом упрочнения k = 0,75 и тем же исходным пределом текучести 1000 МПа размеры и формы площадей существенно не отличаются от данных рис. 5 при модели (4).

Сравнение графиков *а*, *в*, *д*, *ж* и *б*, *г*, *е*, *з* на рис. 7 дает возможность установить влияние коэффициента трения на размеры и формы областей для трех форм канала при фиксированном значении напряжения противонатяжения. С повышением коэффициента трения (см. рис. 7, *б*, *г*, *е*, *з*) расширяется область *1* для конического канала за счет уменьшения крайнего значения коэффициента вытяжки и увеличения верхней границы для угла α. При этом области *2* и *3* уменьшились из-за смещения правой границы в сторону снижения коэффициента вытяжки.

Влияние напряжения противонатяжения на размеры областей для оптимального сочетания значений коэффициента вытяжки и угла α дает сравнение соответствующих графиков *а*, *б* и *в*, *г* на рис. 7, построенных при коэффициентах m = 500 МПа и n = 0,1. Приложение противонатяжения вызвало уменьшение площади области *1* для конического канала при увеличении обеих площадей *2* и *3* для выпуклых форм профиля. Графики *д*, *е* на рис. 7 определяют области при отсутствии противонатяжения и высоких значениях коэффициентов: m = 1000 МПа и n = 1,2. Визуально трудно обнаружить из сравнения графиков *а*, *б* и *д*, *е*

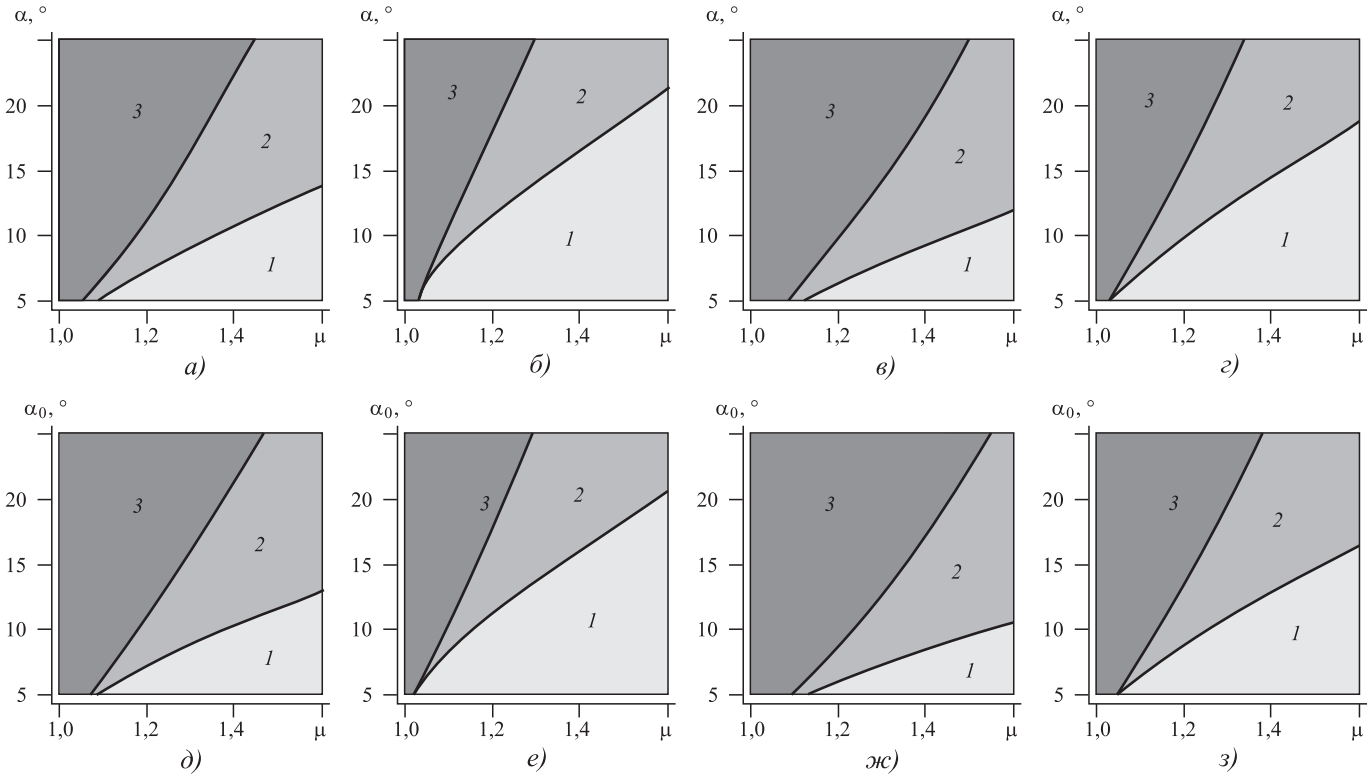


Рис. 7. Области значений коэффициента вытяжки μ и угла α при минимальном осевом напряжении при трех формах рабочего канала:

а, *в*, *д*, *ж* — f = 0,06; *б*, *г*, *е*, *з* — f = 0,15; *а*, *б*, *д*, *е* — нет противонатяжения; *в*, *г*, *ж*, *з* — σ_q = 250 МПа; *а*—*е* — σ_{s0} = 1000 МПа; *ж*, *з* — σ_s = 600 МПа; *а*—*г*, *ж*, *з* — m = 500 МПа; n = 0,1; *д*, *е* — m = 1000 МПа; n = 1,2; *1* — конический канал; *2* — $\alpha = \alpha_0/(\mu^2 - \mu + 1)$; *3* — $\alpha = \alpha_0/(4\mu^3 - 4\mu^2 + \mu)$

на рис. 7 незначительное уменьшение площади *1* от повышения коэффициентов m и n. Построение при тех же значениях коэффициента трения и напряжения противонатяжения графиков при линейной модели упрочнения (n = 1) и значениях m = 100 и 500 МПа (графики не приведены) показало малое их различие с представленными на рис. 7, *а*, *б* и *д*, *е*.

Таким образом, значения коэффициентов упрочнения k, m, n в меньшей степени влияют на размеры и форму областей благоприятного сочетания значений параметров α_0, μ для заданных функций формы профиля. Область целесообразного применения конического канала *1* уменьшилась при снижении исходного предела текучести от 1000 до 600 МПа при напряжении противонатяжения 250 МПа. Такой вывод дает сопоставление данных графиков *а*, *б* и *ж*, *з* на рис. 7.

По координатам точки (α_0, μ) графиков рис. 5 и 7 и функции профиля, в области которой находится эта точка, определяется оптимальная форма профиля. Если при коэффициенте вытяжки определяются значения угла α_0, которые относятся к разным формам профиля, то для каждого множества значений угла α_0 имеется своя величина, доставляющая минимум для своей формы профиля. Таким образом, может быть несколько локальных минимумов при одном значении коэффициента μ и разных значениях угла α_0, относящихся к выделенным на графике функциям профиля. Сравнение значений напряжения волочения при локальных минимумах позволяет выбрать глобальный минимум и наилучшую форму профиля при заданном значении коэффициента вытяжки.

Данная задача оптимизации решена методами вариационного исчисления, поэтому результатом ее реализации стало множество форм рабочего канала, построенных на основе заданных базовых функций профиля α(μ) и значений определяющего их параметра α_0, имеющего следующий физический смысл — это угол α наклона к оси волочения образующей рабочего канала на входе очага пла-

стической деформации. Зависимости рис. 4 получены также с использованием основ вариационного исчисления. Однако поиск оптимальной функции профиля выполнен не на множестве значений коэффициента вытяжки, а при конкретном его значении 1,3. Поэтому для каждой заданной функции профиля имеется одно значение α_0 и одна оптимальная форма канала.

Сопоставление значений напряжения при заданных параметрах деформации (с коэффициентом вытяжки задается соответствующий ему оптимальный угол α_0) позволяет выбрать одну форму канала, обеспечивающую минимальное напряжение волочения, т.е. выполняется выбор глобального решения по результатам поиска локальных минимумов напряжения волочения при заданных функциях формы профиля.

Заключение. Показано существенное влияние формы очага деформации и модели упрочнения на осевое напряжение и запас прочности. Зона оптимальных значений угла α_0 шире при выпуклой форме канала и смещена в сторону увеличения α_0. Оптимальные значения угла α_0 при вогнутой форме меньше, чем при выпуклой и конической формах канала. Уменьшение коэффициента трения и увеличение напряжения противонатяжения привело к снижению оптимального угла α_0 при разных формах профиля канала. Оптимальный угол α_0 в меньшей степени зависит от коэффициентов упрочнения (k, m, n), чем от коэффициентов вытяжки и трения.

При заданной степени деформации построены оптимальные формы рабочего канала при разных функциях профиля и моделях упрочнения (см. рис. 4). При фиксированном коэффициенте вытяжки с увеличением напряжения противонатяжения и снижением коэффициента трения возрастает длина очага деформации при оптимальных формах профиля.

Впервые построены графики (см. рис. 5, 7) при варьируемом значении коэффициента вытяжки для определения множества оптимальных форм рабочего канала по заданным функциям $\alpha(\mu)$ формы профиля канала. Каждому коэффициенту вытяжки на этих графиках соответствует множество значений параметра α_0, относящихся к одной или нескольким из заданных функций формы профиля.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Зыков Ю.С.** Определение максимально допустимых вытяжек при волочении // Сталь. 1998. № 4. С. 54—55.
2. **Осадчий В.Я., Воронцов А.Л.** Формула для расчета напряжения круглых сплошных профилей // Производство проката. 2001. № 6. С. 3—8.
3. **Гурьянов Г.Н.** Расчет, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2008. 358 с.
4. **Гурьянов Г.Н.** К разработке эффективного процесса волочения с противонатяжением круглой сплошной заготовки через волоки с различной формой профиля рабочего канала // Обработка сплошных и слоистых материалов. 2013. № 1. С. 66—74.
5. **Гурьянов Г.Н.** Вариационный метод поиска рациональной геометрии рабочего канала волоки для волочения круглого сплошного профиля // Заготовительные производства в машиностроении. 2011. № 7. С. 35—40.
6. **Гурьянов Г.Н.** Особенности оценки напряжений и деформаций при волочении круглого сплошного профиля // Заводская лаборатория. 2012. Т. 78. № 10. С. 56—60.
7. **Гурьянов Г.Н.** Формализация и результаты решения основной задачи волочильного производства методами вариационного исчисления и оптимального управления // Механика и актуальные проблемы металлургического машиностроения: междунар. сб. науч. тр. / под ред. О.С. Железкова. Магнитогорск: Магнитогорск. гос. техн. ун-т им. Г.И. Носова, 2014. С. 102—110.
8. **Гурьянов Г.Н.** Оценка параметров волочения при разных моделях упрочнения проволочной заготовки // Сталь. 2014. № 7. С. 71—77.

Геннадий Николаевич Гурьянов, канд. техн. наук,
ggnbelorhome@rambler.ru

УДК 669.1

В.Ю. Лавриненко
(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана),
Е.А. Ткаченко, Т.В. Милевская
(ФГУП "Всероссийский институт авиационных материалов", г. Москва)

Зависимость временного сопротивления от режима старения штамповок из сплава В-1469 при изотермической деформации

На основе метода многофакторного планирования эксперимента построена математическая модель, позволяющая определить зависимость временного сопротивления при разрыве от режима старения штамповок из сплава В-1469, изготовленных методом изотермической деформации.

Ключевые слова: алюминиевый сплав; изотермическая штамповка; метод многофакторного планирования эксперимента; математическая модель; искусственное старение.

Defined mathematical model can be used for equation tensile strength depending on ageing mode of alloy V-1469 forgings manufactured by isothermal deformation.

Keywords: aluminum alloy; isothermal forging; multifactor analyses; mathematical model; artificial ageing.

В настоящее время в мировой практике основной тенденцией развития является ресурсо- и энергосбережение [1]. Наиболее доступными и очевидными способами снижения энерго- и материалоемкости технологий получения деталей являются: повышение точности изготовления штампованных поковок и, как следствие, сокращение объемов операций обработки резанием и числа переходов штамповки, что позволяет экономить на штамповой оснастке, дорогой и трудоемкой в изготовлении, и на прочих расходах, связанных с дополнительным запуском кузнечно-прессового оборудования.

При разработке технологического процесса изготовления и термической обработки деформированных полуфабрикатов из термоупрочняемых алюминиевых сплавов инженерам-технологам приходится решать большое количество задач для достижения поставленной цели.

Основной задачей является достижение требуемого уровня прочностных свойств, который, как правило, обеспечивает правильно подобранный режим старения.

Старение — это термическая обработка, при которой в сплаве, закаленном без полиморфного превращения, происходит распад пересыщенного твердого раствора. Нагрев закаленных сплавов до относительно невысоких температур (100...200 °С) и выдержках при этих температурах (до нескольких десятков часов) называется искусственным старением. В общем случае временное сопротивление с увеличением продолжительности старения возрастает, достигает максимума, а затем снижается.

Для разработки режима искусственного старения можно воспользоваться данными, полученными с использованием метода *дифференциальной сканирующей калориметрии* (ДСК), по определению температурных интервалов фазовых превращений при нагреве полуфабрикатов из сплава В-1469 в закаленном состоянии.

Определение с помощью ДСК-кривой интервалов температур, обеспечивающих максимальную прочность после старения, не позволяет спрогнозировать ориентировочное значе-

ние временного сопротивления после полного цикла термической обработки.

В связи с этим была поставлена задача с использованием метода планирования экспериментов построить кривые зависимости временного сопротивления от температуры нагрева и времени выдержки при одноступенчатом старении в заданном интервале температур. Приняли, что температурный интервал ограничен значениями 100 и 220 °С, а временной интервал — значениями 5 и 55 ч.

Исследования проводили на штамповках из сплава В-1469, полученных методом изотермического деформирования. Алюминиево-литиевый сплав В-1469 является одним из наиболее перспективных сплавов для авиационно-космической промышленности. По удельной прочности этот сплав превосходит существующие алюминиевые деформируемые сплавы и обладает при этом высокими характеристиками коррозионной стойкости под напряжением, трещиностойкости и усталостной долговечности [2, 3].

Как видно из ДСК-кривой, приведенной в работе [3], при температуре ~162 °С происходит образование упрочняющей фазы δ′. Следовательно, значение 160 °С является точкой разрыва на графике зависимости временного сопротивления от температуры и времени выдержки при старении, так как в интервалах температур 100...160 и 160...220 °С полуфабрикаты имеют различный фазовый состав.

При использовании метода многофакторного планирования была составлена матрица плана эксперимента по исследованию влияния параметров одноступенчатого режима старения на механические свойства полученных методом изотермической деформации штамповок наружного барабана колеса самолета из алюминиево-литиевого сплава.

В качестве независимых факторов приняты следующие величины: X_1 — температура старения (T, °С); X_2 — время выдержки после нагрева до температуры старения (τ, ч). Фактор X_1 варьировали на двух уровнях (100 и 160 °С, а также 160 и 220 °С), а X_2 — на трех уровнях (5, 30 и 55 ч) (табл. 1 и 2).

Полный факторный эксперимент 2×3 включает в себя шесть экспериментов для каждого температурного интервала.

В табл. 1 и 2 приведены матрицы плана двухфакторного эксперимента 2×3//6 в натуральном масштабе X_i и в кодах F_i для каждого температурного интервала.

Согласно составленным матрицам плана были состарены закаленные темплеты из штамповок, изготовленных методом изотермической деформации. Из состаренных темплетов изготовлены образцы на растяжение, и

1. Матрица плана 2×3//6 эксперимента в натуральном и кодированном масштабах для интервала температур 100...160 °С

Номер эксперимента	Натуральное значение		Кодовое значение	
	X_1	X_2	F_1	F_2
1	100	5	0	0
2	160	30	1	1
3	100	55	0	2
4	160	5	1	0
5	100	30	0	1
6	160	55	1	2

2. Матрица плана 2×3//6 эксперимента в натуральном и кодированном масштабах для интервала температур 160...220 °С

Номер эксперимента	Натуральное значение		Кодовое значение	
	X_3	X_4	F_3	F_4
1	100	5	0	0
2	220	30	1	1
3	100	55	0	2
4	220	5	1	0
5	100	30	0	1
6	220	55	1	2

проведены испытания по определению механических свойств. Испытания на растяжение изготовленных образцов осуществляли в соответствии с ГОСТ 1497 с помощью электромеханической испытательной машины Zwick/Roell с максимальной нагрузкой 100 кН и классом точности 0,5.

В табл. 3 приведены экспериментальные значения временного сопротивления для каждого эксперимента.

Для построения регрессионного уравнения, описывающего зависимость механических свойств от параметров одноступенчатого режима старения изотермических штамповок наружного барабана колеса самолета из алюминиево-литиевого сплава в виде $y = \sigma_в = f(T, \tau)$,

3. Временное сопротивление при различных режимах старения

Температура старения, °С	Время выдержки, ч	$\sigma_в$, МПа
100	5	407
	30	435
	55	439
160	5	385
	30	457
	55	499
220	5	441
	30	387
	55	373

с помощью метода многофакторного планирования и статистических методов [4] была проведена обработка результатов экспериментов.

Значения факторов матрицы плана в натуральном масштабе X_i эксперимента (см. табл. 1) были переведены в кодированный масштаб x_i. При этом модель имела вид:

$$y = b'_0 + \sum_{i=1}^{2} b'_i x'_i + b'_{12} x_1 x_2 + \sum_{i=1}^{2} b'_{ii} z_i, \qquad (1)$$

где x_i — линейная функция от X_i; z_i — квадратичная функция от X_i; b'_i — коэффициенты модели.

При этом линейную функцию определяют зависимостью

$$x_i = k_i \left(X_i + A_i \right), \qquad (2)$$

где $A_i = -\frac{1}{N} \sum_{u=1}^{N} X_{iu}$ и k_i — константы; $i = 1, 2$ — номер фактора; $u = 1...N$ — номер опыта; $N = 6$ — число опытов.

После вычисления A_i коэффициенты k_i подбирают таким образом, чтобы уровни x_i представляли собой небольшие числа, лучше целые.

Квадратичную функцию определяют зависимостью

$$z_i = k'_i \left(x_i^2 + a_i x_i + c_i \right), \qquad (3)$$

где k'_i, a_i, c_i — константы.

Таким образом, с учетом симметричности и ортогональности плана для интервала температур 100...160 °С коэффициенты имеют следующие значения: $A_1 = -130$; $A_2 = -30$ и $k_1 = 0{,}05$; $k_2 = 0{,}2$; $c_1 = -2{,}25$; $c_2 = -16{,}67$; $a_1 = a_2 = 0$ и $k'_1 = 2$; $k'_2 = 0{,}6$.

После преобразований формулы перехода от натурального масштаба факторов плана эксперимента к кодированному имеют вид:

$$x_1 = 0{,}05\left(X_1 - 130\right);\ x_2 = 0{,}2\left(X_2 - 30\right);$$
$$z_1 = 2\left(X_1^2 - 2{,}25\right);\ z_2 = 0{,}6\left(X_2^2 - 16{,}67\right).$$

Расчет коэффициентов модели b'_i проводили по формуле

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^{N} x_{iu} y_u}{\sum_{u=1}^{N} x_{iu}^2}. \qquad (4)$$

В результате было построено уравнение регрессии:

$$y_1 = 437 + 6{,}667x_1 + 7{,}3x_2 - 0{,}9z_2 + 2{,}733x_1x_2. \qquad (5)$$

Аналогичные рассуждения справедливы для интервала температур 160...220 °С. В этом случае коэффициенты имеют следующие значения: $A_3 = -190$; $A_4 = -30$ и $k_3 = 0{,}05$; $k_4 = 0{,}2$; $c_3 = -2{,}25$; $c_4 = -16{,}67$; $a_3 = a_4 = 0$ и $k'_3 = 2$; $k'_4 = 0{,}6$.

После преобразований формулы перехода от натурального масштаба факторов плана эксперимента к кодированному имеют вид:

$$x_3 = 0{,}05\left(X_3 - 190\right);\ x_4 = 0{,}2\left(X_4 - 30\right);$$
$$z_3 = 2\left(X_3^2 - 2{,}25\right);\ z_4 = 0{,}6\left(X_4^2 - 16{,}67\right).$$

В результате было построено уравнение регрессии:

$$y_2 = 423{,}7 - 15{,}556x_3 + 2{,}3x_4 + \\ + 0{,}167z_4 - 6{,}067x_3x_4. \qquad (6)$$

В табл. 4 приведены сравнительные данные по экспериментальным $\sigma_в^{эксп}$ и теоретическим $\sigma_в^{теор}$ значениям временного сопротивления.

Как видно из табл. 4, расхождения между экспериментальными и теоретическими значениями не превышают 3 %, что является допустимой погрешностью. Таким образом, можно утверждать, что полученные зависимости применимы при расчете временного сопротивления изотермических штамповок после старения с заданными параметрами.

4. Сравнительные данные по экспериментальным и теоретическим значениям $\sigma_в$

Номер эксперимента	Температура нагрева, °С	Время выдержки, ч	$\sigma_в^{эксп}$, МПа	$\sigma_в^{теор}$, МПа, при 100...160 °С	Отклонение, %	$\sigma_в^{теор}$, МПа, при 160...220 °С	Отклонение, %
1	100	5	407	406,5	0,1	—	
2		30	435	436	0,2	—	
3		55	439	438	0,1	—	
4	160	5	385	385,5	0,1	390,8	1,5
5		30	457	456	0,2	445,3	2,5
6		55	499	499,5	0,1	504,8	1,2
7	220	5	441	—		435,2	1,3
8		30	387	—		398,7	3,0
9		55	373	—		367,2	1,6

Выводы

1. Методом многофакторного планирования эксперимента получено регрессионное уравнение зависимости временного сопротивления при разрыве от режима старения для штамповок из сплава В-1469, изготовленных методом изотермической деформации. Уравнение представляет собой функцию, имеющую разрыв в точке с температурой 160 °С.

2. Полученное уравнение позволяет определять значение временного сопротивления при разрыве для штамповок из сплава В-1469, полученных методом изотермической деформации, при различных комбинациях значений температур нагрева под старение в интервале от 100 до 220 °С и времени выдержки при заданной температуре от 5 до 55 ч.

3. Отклонение значений, вычисленных с использованием полученного уравнения регрессии, от экспериментальных данных не превышает 3 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Тарасов Ю.Н., Антипов В.В.** Новые материалы ВИАМ для перспективной авиационной техники производства ОАО "ОАК" // Авиационные материалы и технологии. 2012. № 2. С. 5—6.

2. **Лощинин Ю.В., Пахомкин С.И., Фокин А.С.** Влияние скорости нагревания при исследовании фазовых превращений в алюминиевых сплавах методом ДСК // Авиационные материалы и технологии. 2011. № 2. С. 3—6.

3. **Клочкова Ю.Ю., Грушко О.Е., Ланцова Л.П. и др.** Освоение в промышленном производстве полуфабрикатов из перспективного алюминийлитиевого сплава В-1469 // Авиационные материалы и технологии. 2011. № 1. С. 8—12.

4. **Дмитриев А.М., Коробова Н.В., Ступников В.П.** Методы факторного планирования эксперимента в обработке давлением: учеб. пособие для вузов. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1999. 105 с.

Владислав Юрьевич Лавриненко, д-р техн. наук, vladyasha@mail.ru;
Евгения Анатольевна Ткаченко;
Тамара Васильевна Милевская

Поздравляем

Александра Марковича Глезера,
д-ра физ.-мат. наук, профессора
с 70-летием!

26 января 2016 г. исполнилось 70 лет д-ру физ.-мат. наук, профессору, крупному ученому и лидеру научной школы в области изучения и разработки многофункциональных материалов нового поколения Александру Марковичу Глезеру.

Основным направлением научной деятельности А.М. Глезера является разработка структурно-физических основ создания новых перспективных многофункциональных и конструкционных сплавов с уникальным сочетанием физико-механических свойств. Под его руководством выполнен ряд фундаментальных и прикладных исследований нанокристаллических и аморфных функциональных материалов. Александр Маркович является ведущим ученым России в области материалов, полученных методами закалки из расплава и интенсивной пластической деформации. Он также известен как ведущий ученый в области применения электронно-микроскопических методов для исследования структуры конденсированного состояния.

А.М. Глезер более 20 лет руководит Институтом металловедения и физики металлов им. академика Г.В. Курдюмова. В качестве заведующего кафедрой "Наноматериалы" Московского государственного университета приборостроения и информатики Александр Маркович ведет активную преподавательскую деятельность.

А.М. Глезер — главный редактор журнала "Деформация и разрушение материалов", заместитель главного редактора журнала "Материаловедение", член редколлегий журналов "Известия РАН, серия физическая", "Journal of Material Science & Technology", "Наноструктурное материаловедение", "Фундаментальные проблемы современного материаловедения" и "Проблемы черной металлургии и материаловедения".

А.М. Глезер входит в состав Научных советов РАН по физике конденсированных сред, наноматериалам, металловедению и металлургии. Он также является одним из руководителей Межгосударственного координационного совета по физике прочности и пластичности материалов. А.М. Глезер — председатель Диссертационного совета Д 217.035.01 по специальностям "Физика конденсированного состояния" и "Металловедение и термическая обработка металлов и сплавов" при ФГУП "ЦНИИчермет им. И.П. Бардина".

Им опубликовано индивидуально и в соавторстве свыше 500 научных работ: 8 монографий, 28 научных обзоров, 230 научных статей, 12 патентов РФ на изобретение и авторских свидетельств, 6 учебно-методических пособий.

А.М. Глезер — лауреат премии РАН имени П.П. Аносова (2011 г.) за выдающиеся научные работы в области металлургии, металловедения и термической обработки металлов и сплавов.

Редакционный совет и редакция журнала
желают Александру Марковичу здоровья, благополучия
и новых научных успехов на благо России!

УДК 62-988

А.А. Мартьянов
(Московский государственный технологический университет "Станкин")

Осадка образцов в поле сверхвысокого давления. Обзор

Рассмотрены основные работы и достижения отечественных и зарубежных ученых в области изучения процесса осадки цилиндрических образцов в условиях всестороннего сжатия жидкостью высокого давления, а также его влияние на механические свойства различных материалов.

Ключевые слова: процесс осадки; деформация; жидкость высокого давления; всестороннее сжатие; пластичность; устройство; цилиндрический образец.

The main works and achievements of domestic and foreign scientists in the study of the upsetting process of cylindrical blanks under uniform compression by high pressure fluid, as well as its impact on the mechanical properties of various materials are considered.

Keywords: upsetting process; deformation; high pressure fluid; uniform compression; plasticity; apparatus; cylindrical blank.

Интерес к исследованию свойств материалов при высоких давлениях возрастает с каждым годом. Воздействуя высоким давлением, можно существенным образом влиять на ряд свойств изучаемых материалов. В результате проведения работ по изучению пластического течения твердых тел в условиях высоких гидростатических давлений стало возможным использование таких давлений для упрощения проведения холодной деформации металлов и получения материалов с улучшенными механическими характеристиками [1].

В данном обзоре рассмотрены только те работы, которые имеют непосредственное отношение к проведению осадки цилиндрических образцов в поле сверхвысокого давления.

Одними из первых исследователей в этой области были Т. Карман и Н. Бекер. Цилиндрический образец *1* располагался внутри контейнера *3* и мог подвергаться гидростатическому давлению глицерина по боковой поверхности под высоким давлением, достигавшим 500 МПа (5000 ат) (рис. 1).

Во избежание проникания глицерина внутрь образца последний заключался в тонкую латунную оболочку. Независимо от этого образец можно было подвергать продольному сжатию с помощью пресса через стержни *2*, выведенные наружу. Оба автора начинали каждый опыт с создания всестороннего сжатия образца, повышая оба напряжения $-\rho$ и $-\sigma$ так, что все время они оставались одинаковы-

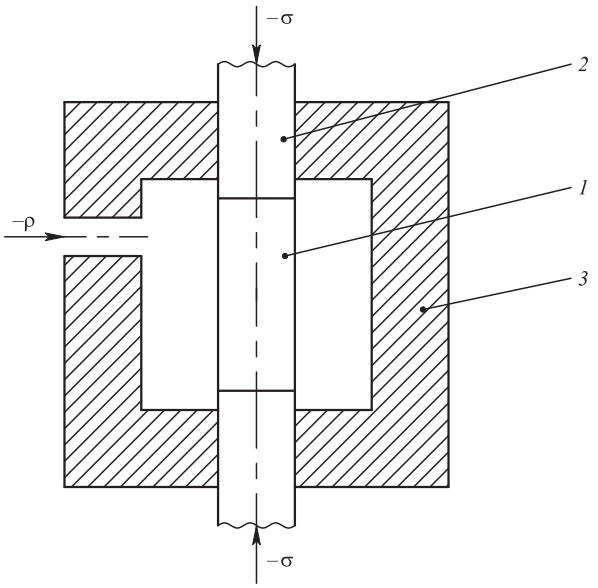


Рис. 1. Схема опытов Н. Бекера и Т. Кармана

ми, т.е. $-\sigma = -\rho$. Этим достигалось исходное "неразрушимое" напряженное состояние; в различных опытах интенсивность его сильно менялась.

Т. Карман исследовал разрушение цилиндрических образцов из мрамора и песчаника, подвергаемых осевому сжатию с возрастающей нагрузкой при постоянном боковом давлении. Н. Бекер изучал разрушение цилиндров из мрамора, песчаника и цинка при постоянной осевой растягивающей нагрузке и постепенно возрастающем боковом давлении. При этом деформация цилиндра возрастала с увеличением давления.

Х. Пью (см. кн.: Механические свойства материалов под высоким давлением. Вып. 1, 2. М.: Мир, 1973. 672 с.) исследовал влияние предварительной деформации сжатия под давлением на остаточную пластичность при сжатии при атмосферном давлении для алюминиевого сплава с 11 % Si. Цилиндрические образцы диаметром 12,7 мм и длиной 15,85 мм осаживались в касторовом масле под давлением 1100 МПа. После определения предварительной деформации образцы испытывали на сжатие в нормальных условиях. Опыты продолжали до разрушения. По результатам его экспериментов можно сделать вывод о том, что деформация сжатия, проведенная при высоких гидростатических сжимающих напряжениях, позволяет получать изделие с меньшими повреждениями. Следовательно, его свойства (особенно пластичность) будут более высокими.

Также Х. Пью были проведены стандартные испытания на сжатие поликристаллических металлов в условиях всестороннего сжатия. Следствием этих экспериментов стало существенное увеличение пластичности и некоторое повышение прочностных характеристик. Объяснить этот эффект можно следующим образом: всестороннее сжатие, подавляя растягивающие компоненты напряжений и препятствуя тем самым образованию разрывов, увеличивает возможность пластической деформации. Он более выражен в кристаллических телах, где увеличение пластичности и прочности можно представить себе как действие высоких сжимающих нормальных напряжений в плоскостях сдвига, задерживающих развитие субмикроскопических и микроскопических трещин. В металлах холодное деформирование приводит к сильному раздроблению кристаллитов и повышению дисперсности неоднородностей строения, что способствует увеличению прочности.

П.В. Бриджмен видел конечную цель исследований механических свойств твердых тел под высоким давлением в полном описании поведения твердого тела при произвольном изменении всех компонентов тензоров напряжений. Из его работ можно сделать вывод о том, что с увеличением напряжений дробление материала и разрывные процессы постепенно сменяются непрерывным течением, при котором роль временных факторов существенно возрастает.

Во второй половине XX в. изучение механических свойств конструкционных материалов под давлением развивалось в основном в Англии и СССР практически одновременно и независимо. В результате этих исследований использование гидростатического давления для обработки металлов стали внедрять в промышленности.

Так, в Институте физики высоких давлений АН СССР, которым руководил академик Л.Ф. Верещагин, установили, что при давлении 1000 МПа (10 000 ат) металлы становятся текучими. Даже самые хрупкие металлы приобретают некоторую пластичность. Также определили, что в металле, находящемся в жидкости под высоким давлением, трещины и раковины исчезают, поры затягиваются, разрывы сглаживаются. Залечиваются не только внутренние пороки металла, но и устраняются поверхностные раны и трещины, что значительно упрочняет металл. Прочность металлов возрастает в 2—2,5 раза [1].

Несколько позже аналогичные работы как научного, так и прикладного направления стали проводиться и в других странах, в частности в США и Швеции.

Эксперименты по изучению влияния давления на пластичность металлических соединений путем испытаний на сжатие при одновременном воздействии высокого гидростатического давления проводились Б.И. Бересневым.

Устройство для испытания на сжатие показано на рис. 2. На опору *2* направляющего устройства *4* устанавливают крешер *3* (служит для измерения сил, действующих на образец при испытании), а между передающими опорами *6* — испытуемый образец *5*. Устройство в сборе помещают в канал рабочего контей-

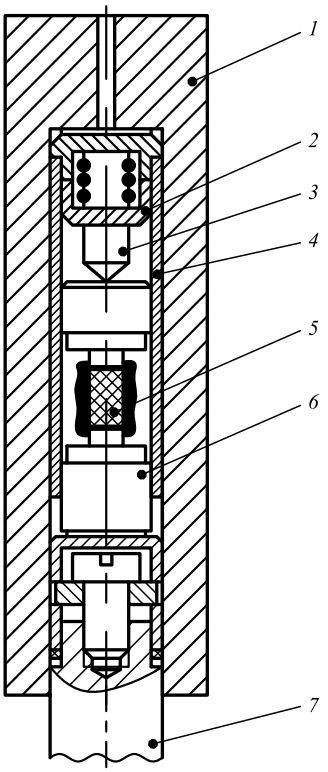


Рис. 2. Устройство для испытания на сжатие:

1 — рабочий контейнер; *2* — опора; *3* — крешер; *4* — направляющая; *5* — образец; *6* — опора; *7* — шток

нера *1* установки высокого давления. Образец и крешер деформируются штоком *7*, который перемещается в канале контейнера гидропрессовым устройством. Жидкость высокого давления подается в контейнер установки высокого давления. Замеры деформации образца *5* и крешера *3* позволяют получить зависимость $F(\delta)$, где F — сила, воспринимаемая образцом при сжатии его на различные степени деформации; δ — степень деформации. Опыты проведены при давлениях в жидкости 2300 МПа. Колебания давления в процессе эксперимента составляли 20 МПа. Начальный диаметр образцов для различных материалов составлял от 6 до 10 мм при отношении высоты к диаметру 1,5. Выбор материала был случайным. Подробная методика эксперимента описана в работе [2]. Эксперименты показали, что под действием всестороннего сжатия жидкостью высокого давления у хрупких соединений появляется пластичность, а также подавляются процессы распространения трещин, в результате повышается прочность материала.

Л.Ф. Верещагин писал: "Если удастся повысить давление, развиваемое гидравлическими компрессорами, то использование эффекта давления для улучшения пластичности и повышения прочности сталей станет более реальным" [1].

Основным недостатком работ, рассмотренных в статье, является изменение (колебание) давления во время процесса осадки. Учеными из ВНИИМЕТМАШа было отмечено, что целесообразно провести исследования по осадке материалов в условиях всестороннего сжатия при квазистатических давлениях жидкости.

В МГТУ "Станкин" на кафедре систем пластического деформирования проводятся работы в области деформирования металлов в поле сверхвысокого давления методами осадки. Ю.В. Колотовым было разработано устройство, которое позволит осуществлять эксперименты при квазистатическом, близком к постоянному, давлении жидкости в контейнере штампа. В настоящее время оно находится на стадии изготовления и патентования. Для экспериментов будут использоваться цилиндрические образцы из сталей Х12МФ, ХВГ, ВКС-5, ДИ22, 30ХГСА, 12ХН3А и других малопластичных, труднодеформируемых материалов с отношением высоты к диаметру 1,5. Планируется изучить, как изменяется пластичность и механические свойства под действием высокого давления.

Исследования, проводимые в МГТУ "Станкин", позволят получить данные о поведении различных материалов в поле сверхвысокого давления, а дальнейшие работы в данной области — разработать новые технологии изготовления изделий (например, плоские детали типа цилиндрическая шестерня), отличающихся повышенной прочностью и жесткостью.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Мезенин Н.А.** Занимательно о железе. М.: Металлургия, 1972. 200 с.

2. **Береснев Б.И., Мартынов Е.Д., Родионов К.П.** Пластичность и прочность твердых тел при высоких давлениях. М.: Изд-ва АН СССР, Ин-т физики металлов, Ин-т физики Земли им. О.Ю. Шмидта, 1970. 162 с.

3. **Бриджмен П.У.** Исследования больших пластических деформаций и разрыва. Влияние высокого гидростатического давления на механические свойства материалов / Пер. с англ. Изд. 2-е, испр. М.: Либроком, 2010. 446 с.

Андрей Александрович Мартьянов,
andrewmartyanov89@gmail.com

Памяти БЕЛЯКОВА Алексея Ивановича

(24.09.1949—02.12.2015)

2 декабря 2015 г. скончался канд. техн. наук, первый заместитель генерального директора ООО "МеталЛитМаш" Беляков Алексей Иванович.

Беляков А.И. родился в г. Рыбинске Ярославской области. В 1972 г. закончил Рыбинский вечерний авиационный технологический институт по специальности "Машины и технология литейного производства". После окончания института в течение двух лет работал мастером, технологом и затем начальником технологического бюро в чугунолитейном цехе Орловского машиностроительного завода им. Медведева.

В 1974 г. Беляков А.И. поступил в аспирантуру ЦНИИТМАШ. В 1979 г. защитил кандидатскую диссертацию на тему "Исследование процесса затвердевания и питания отливок из чугуна с шаровидным графитом". С 1975 по 2005 г. работал в ЦНИИТМАШе: младший научный сотрудник; старший научный сотрудник; ведущий научный сотрудник; заведующий подразделением № 22 института.

В 1990 г. Белякову А.И. присвоено ученое звание "Старший научный сотрудник".

Научно-практические работы Белякова А.И. связаны с процессами затвердевания, питания, модифицирования и легирования отливок из чугунов с шаровидным графитом и специальными свойствами; по контролю качества расплава черных и цветных сплавов с помощью термографического анализа; по исследованию влияния легирования и модифицирования на физико-механические и эксплуатационные свойства чугунов.

Результаты научных работ Белякова А.И. отмечены золотыми медалями и дипломами ВВЦ, а также дипломами международных и отечественных выставок. Алексей Иванович награжден медалью "В память 850-летия Москвы", в 2012 г. — Почетной Грамотой главы городского округа Коломна — за научный вклад в совершенствование литейного производства.

Беляковым А.И. получены свыше 30 авторских свидетельств и патентов, опубликованы более 130 научных работ.

В 2000 г. в издательстве "Машиностроение" вышел том II-2 энциклопедии "Стали. Чугуны". (Г.Г. Мухин, А.И. Беляков, Н.Н. Александров и др.), а в 2010 г. под редакцией Белякова А.И. вышла монография "Производство отливок из высокопрочного чугуна с шаровидным графитом".

В 2000 г. Белякову А.И. присвоено звание академика Академии проблем качества РФ. За создание и широкое промышленное внедрение нового класса конструкционных чугунов с высокими свойствами совместно с группой ученых страны Белякову А.И. присуждена премия Правительства Российской Федерации в области науки и техники за 2003 г.

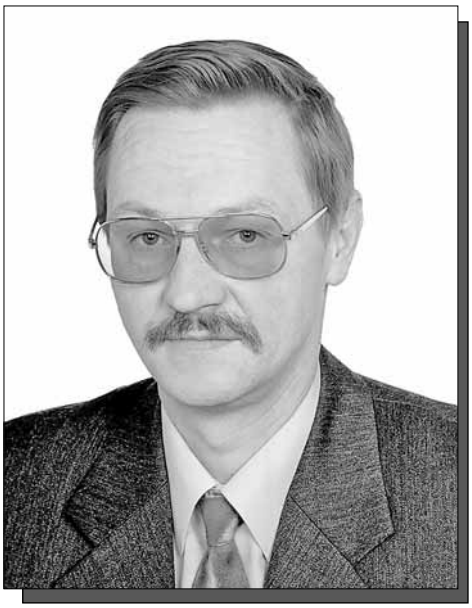
С 2005 г. Беляков А.И. работал первым заместителем генерального директора ООО "МеталЛитМаш" (г. Коломна Московской области), производящего чугунные отливки для различных отраслей промышленности массой от нескольких килограммов до 10 т. На предприятии под его руководством создано бюро по компьютерному моделированию технологических процессов, проводилось внедрение новых технологий и технологических процессов, внедрение прогрессивных холоднотвердеющих смесей на основе жидкого стекла с ацетатэтиленгликолями, сертификация производства по ИСО 9001—2008 и директивным материалам по обеспечению качества QR 83 фирм ZF (Германия), Knorr-Bremse (Германия) и ООО "Сименс ЭП" (г. Санкт-Петербург).

Алексей Иванович был членом редакционного совета и автором нашего журнала. Его отличали профессионализм, трудолюбие, порядочность, он был отзывчивым и доброжелательным человеком.

Светлая память о Белякове Алексее Ивановиче навсегда останется в наших сердцах.
Коллектив редакции и редакционный совет нашего журнала выражают глубокие соболезнования родным и близким Белякова Алексея Ивановича

Памяти ЯКОВЛЕВА Сергея Сергеевича

(08.12.1957—05.12.2015)



5 декабря 2015 г. на 58-м году жизни после тяжелой болезни скончался заведующий кафедрой "Механика пластического формоизменения" Тульского государственного университета, профессор, доктор технических наук Яковлев Сергей Сергеевич.

Яковлев Сергей Сергеевич родился 8 декабря 1957 г. После окончания аспирантуры МВТУ им. Н.Э. Баумана в 1983 г. защитил кандидатскую диссертацию, а в 1994 г. — докторскую диссертацию на тему "Теория процессов листовой штамповки анизотропных заготовок". В 1996 г. он был утвержден в ученом звании профессора.

Яковлев С.С. являлся руководителем научной школы "Теория и технология формоизменения изотропных и анизотропных упрочняющихся материалов при различных термомеханических режимах в процессах обработки давлением". Он — крупный специалист в области теории процессов пластического деформирования, протекающих при различных температурно-скоростных режимах деформирования. Им опубликованы свыше 500 научных статей, 25 монографий, справочник, 2 учебника с грифом Минобразования РФ, 20 учебных пособий, получены более 10 патентов на изобретения. Под его научным руководством и при его консультации выполнены и защищены более 10 докторских и 50 кандидатских диссертаций. Яковлев С.С. являлся членом трех диссертационных советов.

В 1998 г. Яковлеву С.С. в составе творческого коллектива присуждена Государственная премия РФ в области науки и техники, в 2006 г. — премия Правительства Российской Федерации в области науки и техники, а в 2011 г. — премия Правительства Российской Федерации в области образования. В 2014 г. указом Президента РФ ему присвоено почетное звание "Заслуженный работник высшей школы Российской Федерации".

Яковлев С.С. трижды был удостоен звания лауреата премии имени С.И. Мосина (2002, 2006, 2010 гг.). За большие достижения в области развития экономики России Яковлеву С.С. присуждены премия имени А.Н. Косыгина (2005 г.) и премия Тульской области в области науки и техники имени академика Б.С. Стечкина (2006 г.). В 2001 г. Яковлев С.С. избран академиком Академии проблем качества РФ, отделения "Заготовительные производства". Так же он был награжден нагрудным знаком "Почетный работник высшего профессионального образования Российской Федерации" (2007 г.), Юбилейной медалью за большой вклад в создание изделий ракетно-космической техники "100 лет со дня рождения С.П. Королева" (2007 г.), Почетным знаком "За заслуги перед университетом" (2007 г.), Благодарственным письмом Тульской областной Думы (2007 г.), Знаком почета "Союза научных и инженерных общественных объединений Тульской области" (2012 г.), Юбилейной медалью "300-летие начала Государственного оружейного производства в г. Туле" (2012 г.), Почетной грамотой Тульской областной Думы (2012 г.).

Яковлев С.С. был членом редакционного совета и автором статей нашего журнала.

Сергей Сергеевич отличался высокими человеческими качествами, был отзывчивым человеком для коллег и студентов, а также являлся замечательным педагогом.

Светлая память о Яковлеве Сергее Сергеевиче навсегда останется в наших сердцах.
Коллектив редакции и редакционный совет нашего журнала
выражают глубокие соболезнования родным и близким Яковлева Сергея Сергеевича.

ООО "Издательство "**Инновационное машиностроение**", 107076, Москва, Колодезный пер., 2а, стр. 2
Учредитель ООО "Издательство "Инновационное машиностроение". **E-mail: zpm@mashin.ru**
Тел. редакции журнала: (499) 268-47-19, 269-54-96. http://www.mashin.ru
Технический редактор *Е.М. Патрушева*. Корректор *Л.И. Сажина*.
Сдано в набор 17.11.2015. Подписано в печать 28.12.2015. Формат 60 × 88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Адвансед солюшнз".
119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1. Сайт: **www.aov.ru**
Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.