ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

Том 16 № 6 июнь 2018

Председатель редакционного совета и главный редактор
ЛАВРИНЕНКО В.Ю., д.т.н., доц.

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:
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.
КУХАРЬ В.Д., д.т.н., проф.
ЛАРИН С.Н., 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.
НУРАЛИЕВ Ф.А., к.т.н., доц.
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.
ТРЕГУБОВ В.И., д.т.н., проф.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А., д.т.н., проф.
ШЕРКУНОВ В.Г., д.т.н., проф.
ШПУНЬКИН Н.Ф., к.т.н., проф.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М., д.т.н., проф.
БАСТ Ю., Dr.-Ing. habil., prof.
ОЛУНД Э., Dr. Ir.
ТУТМАН Т., Dr. Yur.

Ответственные за подготовку и выпуск номера:
СЕРИКОВА Е.А.
ОРЛОВА А.В.

Журнал зарегистрирован в Роскомнадзоре. 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 "Пресса России" **39205**) или непосредственно в издательстве.

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

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Кидалов Н.А., Адам ова А.С., Без бабнова Т.Ю., Попов Д.И. Влияние фракции песка на свойства формовочных смесей 243
Соловьева И.В., Давыденк о Л.В., Ов чинников В.В. Влияние эк сплуатационных нагревов на свойства и структуру сварных соединений алюминиевого сплава 1151Т1 . . 246

Кузнечно-штамповочное производство

Ларин С.Н., Коро тков В.А., Плат онов В.И., С амсонов Н.А. Устранение фестоно-образования с использованием матрицы с профильной заходной поверхностью 254
Лисунец Н.Л., Х оанг М ань Ж ой. Исследование проц есса осадки в закрыт ой цилиндрической ма трице при произв одстве заг отовок для х олодной об ъемной штамповки 258

Прокатно-волочильное производство

Гурьянов Г .Н., Смирнов С.В. Оценка в попере чном се чении пров олоки в доль рабочего к анала в олоки ст епени деформации ма териальных в олокон с ра зным направлением к оси волочения 266

Материаловедение и новые материалы

Бутыгин В.Б., Соба чкина Л.Д. Технологические св ойства быстрореж ущих ст алей с интерметаллидным упрочнением 272
Глебов В.В., М атвеев Ю.И., Хлыбов А.А. Влияние легиров ания на ме ханические и коррозионные характеристики стали типа 23Х15Н7М2 275

Информация

Колесников А.Г., Ко миссарчук Ю.С., Филат ов А.А. Современные ме тоды ре зки горячих стальных заготовок крупных сечений 279
Чекалов В.П. 20 лет Российской кузнечной академии им. А.И. Зимина 287

Журнал входит в перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней по группам научных специальностей: 05.02.00 – машиностроение и машиноведение; 05.04.00 – энергетическое, металлургическое и химическое машиностроение; 05.16.00 – металлургия и материаловедение и в базу данных Chemical Abstracts

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", 2018

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Press forging, foundry and other productions)

Vol. 16 № 6 June 2018

Chairman of Editorial Committee and Editor-in-chief
LAVRINENKO V.Yu.

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

Editorial Assistant
SERIKOVA E.A.

Editorial Committee
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.
KUKHAR' V.D.
LARIN S.N.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
NURALIEV F.A.
OVCHINNIKOV V.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
TREGUBOV V.I.
SHATUL'SKY A.A.
SHERKUNOV V.G.
SHPUN'KIN N.F.
YAMPOL'SKY V.M.
BAST Yu.
ÖHLUND E.
TUTMANN T.

This issue prepared with assistance of specialists:
SERIKOVA E.A.
ORLOVA A.V.

Journal is registered by Roskomnadzor.
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 united catalogue "Pressa Rossi" **39205**) or immediately in the edition of the journal.

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

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

Kidalov N.A., Adamova A.S., Bezbabnova T.Yu., Popov D.I. Effect of sand fraction on properties of moulding sands 243
Solov'eva I.V., Davydenko L.V ., Ovchinnikov V .V. Effect of operational heatings on properties and structure of welded joints of aluminum alloy 1151T1 246

Forging and Stamping Production

Larin S.N., Korotkov V.A., Platonov V.I., Samsonov N.A. Elimination of earing using of matrix with profile input surface 254
Lisunets N.L., Hoang Manh Gioi. Investigation of upsetting process in closed cylindrical matrix in production of blanks for cold die forging 258

Rolling and Drawing Production

Gur'yanov G.N., Smirnov S.V. Assessment in cross section of wire along working channel of die of deformation degree of material fibers with different towards to drawing axis 266

Physical Metallurgy and New Materials

Butygin V .B., Sobachkina L.D. Technological properties of high-speed steels with intermetallic hardening 272
Glebov V.V., Matveev Yu.I., Khlybov A.A. Effect of alloying on mechanical and corrosive characteristics of 23Kh15N7M2 type steel 275

Information

Kolesnikov A.G., Komissarchuk Yu.S., Filatov A.A. Modern methods for cutting hot steel billets of large cross sections 279
Chekalov V.P. 20 years of Zimin Russian Forging Academy 287

Journal is included into the list of the Higher Examination Board for publishing of competitors for the academic degrees theses in groups of scientific specialties: 05.02.00 – mechanical engineering and machine science; 05.04.00 – power, metallurgical and chemical mechanical engineering; 05.16.00 – metallurgy and material science and in Chemical Abstracts database

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

© "Innovative Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2018

УДК 621.742.42

Н.А. Кидалов, А.С. Адамова, Т.Ю. Безбабнова, Д.И. Попов
(Волгоградский государственный технический университет)

Влияние фракции песка на свойства формовочных смесей

Исследовано влияние фракции кварцевого песка на технологические и физико-механические свойства формовочных песчано-глинистых смесей. Показано, что в результате применения крупнозернистых песков смеси обладают высокими прочностными свойствами и газопроницаемостью, однако текучесть при этом снижается. При использовании песка мелких фракций поверхность отливки имеет более высокие показатели по шероховатости, однако формовочные смеси на основе таких песков обладают более низкими прочностными свойствами и низкой газопроницаемостью.

Ключевые слова: песчано-глинистая смесь; фракция песка; свойства формовочных смесей.

The effect of the quartz sand fraction on the technological, physical and mechanical properties of sand-clay moulding sands is studied. It is shown that the use of coarse-grained sands makes high strength properties and gas permeability to sands, but lowers fluidity. The using of fine-grained sand makes the casting surface smooth, but moulding sands based on such sands have lower strength properties and low gas permeability.

Keywords: sand-clay sand; sand fraction; properties of moulding sands.

Формовочные пески применяют для изготовления форм и стержней при производстве фасонных отливок в разовых формах. Литье в разовые формы является одним из наиболее древних способов получения металлических изделий.

Правильно подобранный формовочный песок — один из первых шагов для получения качественной с технологической точки зрения отливки. Чаще всего для приготовления формовочных смесей используют кварцевые пески — наиболее распространенные в природе [1]. Поскольку пески образуются в результате разрушения горных пород, то они содержат частицы различных размеров, формирующие их зерновой состав [2]. Он является важным природным свойством, так как от него зависит большинство технологических свойств смеси.

Исследовали свойства формовочных песчано-глинистых смесей, изготовленных на основе песка Орловского месторождения различной фракции. Фракционный состав песка определяли просеиванием через набор сит согласно ГОСТ 29234.3—91. Состав смесей: кварцевый песок — 90 % мас.; глина — 10 % мас.; вода — 5,5 % мас. сверх 100 %.

На рис. 1—3 приведены зависимости свойств смесей от фракции песка, где черная линия — общепринятые требования, предъявляемые к свойствам формовочных песчано-глинистых смесей.

Из диаграммы на рис. 1, *а* видно, что с увеличением фракции песка предел прочности при сжатии формовочной смеси возрастает. Минимальное значение предела прочности при сжатии для песка фракции 016 (0,16 мм) составляет 6 0 кПа. Дальнейшие показания сравнивали с данными смеси на основе песка фракции 016.

Исследования песчано-глинистых смесей, изготовленные на основе песка фракций 0 2 и 0315, показали, что предел прочности при

zp618.indd 243 30.05.2018 10:52:00

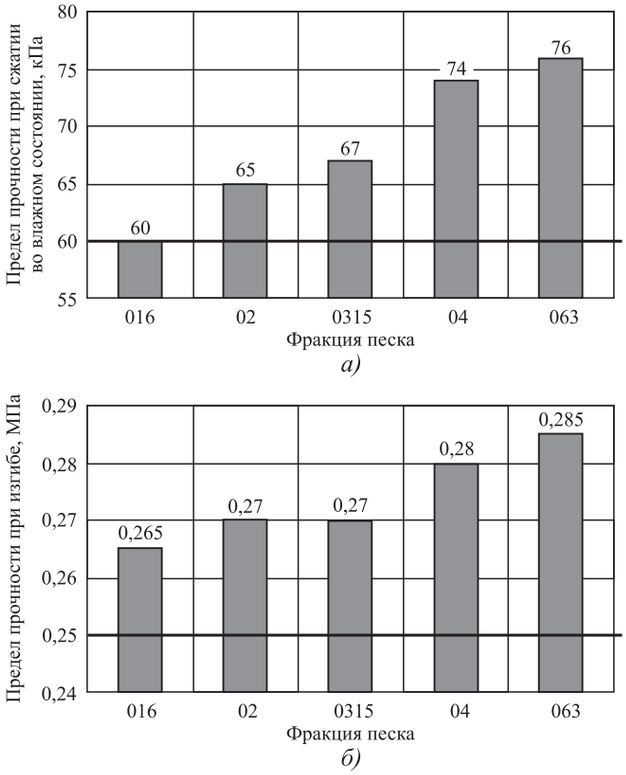


Рис. 1. Зависимость предела прочности смеси при сжатии (*а*) и изгибе (*б*) во влажном состоянии от фракции песка

сжатии практически не изменяется, однако при сравнении с песчано-глинистой смесью с фракцией песка 016, предел прочности при сжатии во влажном состоянии увеличился на 7,7 %.

Песчано-глинистая смесь с фракцией песка 063 обладает максимальным пределом прочности при сжатии. Для данной формовочной смеси значения предела прочности при сжатии во влажном состоянии повышаются на 21 % от первоначального. Это объясняется тем, что на крупном песке удельная поверхность зерен меньше, он имеет более высокую межзерновую пустотность, в эти пустоты проникает связующее — глина, вследствие чего значения предела прочности возрастают. Это также подтверждено исследованиями П.П. Берга (см. кн.: Качество литейной формы. М.: Машиностроение, 1970. 286 с). Прочность смеси не может быть оценена без учета содержания глины и воды в смеси (при уменьшении зерна прочность может быть увеличена только при одновременном повышении содержания глины и воды), а так как вода и глина остаются в составе формовочной смеси в том же количестве, то на предел прочности оказывает влияние именно размер зерен песка.

Свойства всех формовочных смесей удовлетворяют общепринятым требованиям при изготовлении литейных форм из песчано-глинистых смесей.

В зависимости от фракции песка изменялся также и предел прочности при изгибе во влажном состоянии. Результаты исследования показаны на диаграмме (рис. 1, *б*).

По общепринятым требованиям предел прочности смесей при изгибе во влажном состоянии должен быть не менее 0,25 МПа. Это обеспечивает необходимую прочность для перемещения готовых форм к местам их дальнейшего использования.

Минимальный предел прочности при изгибе имеет смесь на основе песка фракции 016, максимальный — смесь на основе песка фракции 063. Значение предела прочности при изгибе для смеси с фракцией песка 063 увеличилось на 7,5 % в сравнении со значением для смеси с фракцией песка 016.

Рост значений предела прочности при изгибе объясняется как и в случае предела прочности при сжатии — уменьшением удельной площади поверхности песка и более равномерным распределением глинистого связующего по зернам огнеупорного наполнителя.

Таким образом, предел прочности при изгибе при использовании в составах формовочных смесей фракции песка от 016 до 063 соответствует общепринятым требованиям.

Также исследовали газопроницаемость песчано-глинистых смесей. Газопроницаемость формовочных смесей должна быть не менее 100 ед. Такая газопроницаемость достаточна для полного беспрепятственного удаления газов и продуктов взаимодействия металла со смесью через стенки формы при ее заливке, в результате чего получается качественная отливка без газовых дефектов.

На рис. 2 приведены результаты исследования зависимости газопроницаемости смесей от фракции песка.

Газопроницаемость формовочной смеси с фракцией песка 016 равна 150 ед. С увеличением размера частиц песка газопроницаемость возрастает, это объясняется тем, что при увеличении диаметра песчинки также возрастает размер пор между ними. Большее количество и объем пор способствуют более свободному прохождению

zp618.indd 244 30.05.2018 10:52:00

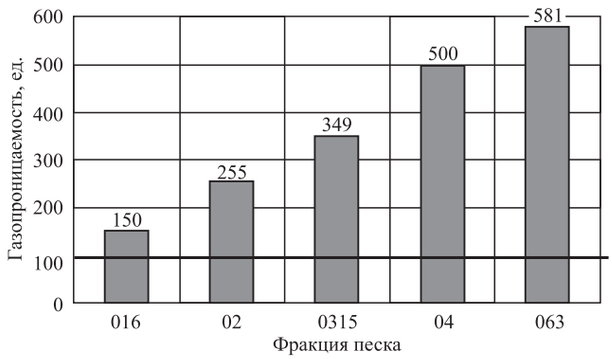


Рис. 2. Зависимость газопроницаемости смесей от фракции песка

воздуха, уменьшается сопротивление воздуху и газопроницаемость смеси повышается.

Для смесей, изготовленных на основе песка фракции 02, значение газопроницаемости составляет 255 ед., для песка 0315 — 349 ед., для песка 04 — 500 ед. и самое высокое значение у формовочных смесей на основе песка фракции 063 — 581 ед. По сравнению с исходной газопроницаемостью эти значения выше на 27,5; 74,5; 150 и 190,5 % соответственно.

Таким образом, использование мелкозернистого песка в составах формовочных смесей снижает газопроницаемость, что может привести к возникновению дефектов.

На рис. 3 приведена зависимость текучести смесей, измеренная по методу Орлова, от фракции частиц песка.

Из рис. 3 видно, что с увеличением фракции песка происходит снижение текучести. Формовочная смесь, изготовленная на основе песка фракции 016, имеет максимальную текучесть — 68,33 %, а смесь на основе песка фракции 063 — минимальную текучесть (40,08 %).

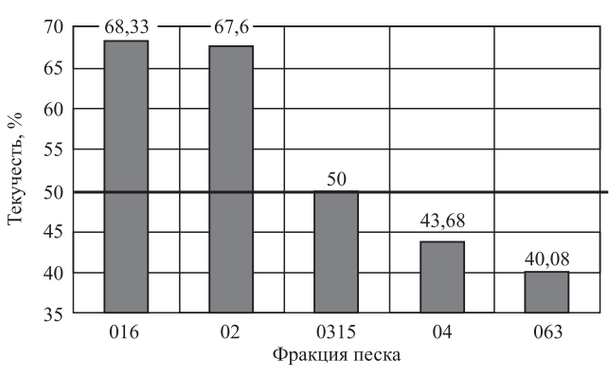


Рис. 3. Зависимость текучести смесей от фракции песка

Наиболее существенное снижение текучести с 67,6 до 50 % (на 26,8 % по сравнению с первоначальной) происходит при использовании смеси с фракцией песка 0315.

Текучесть при использовании в составах формовочных смесей фракции песка от 04 до 063 не соответствует общепринятым требованиям, пески с более мелкой фракцией входят в допустимый предел.

Текучесть тесно связана с пределом прочности смеси во влажном состоянии: чем меньше предел прочности, тем выше текучесть смеси во влажном состоянии. Это и подтверждено проведенными исследованиями — предел прочности смесей повышается с увеличением размера частиц песка, а текучесть, напротив — снижается.

Заключение. Размер частиц песка, используемого в составах формовочных песчано-глинистых смесей, существенно влияет на их прочностные свойства, газопроницаемость и текучесть.

При использовании крупнозернистых песков смеси имеют высокие значения предела прочности на сжатие, предела прочности на изгиб и газопроницаемости, однако текучесть при этом снижается. Крупные зерна песка имеют большее количество микронеровностей, что ухудшает качество поверхности отливки и способствует образованию пригара.

В результате применения мелкозернистого песка поверхность отливки имеет более высокие показатели по шероховатости, однако формовочные смеси на основе таких песков обладают более низкими прочностными свойствами и низкой газопроницаемостью, что затрудняет прохождение газов, образующихся в процессе заливки, через слой формы, и это приводит к возникновению дефектов газового происхождения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Боровский Ю.Ф., Шацких М.И.** Формовочные и стержневые смеси: учебник / под ред. А.М. Липницкого. Изд. 3-е, перераб. и доп. Л.: Машиностроение, 1980. 86 с.

2. **Технология** литейного производства: Литье в песчаные формы: учебник для вузов / А.П. Трухов, Ю.А. Сорокин, М.Ю. Ершов и др.; под ред. А.П. Трухова. М.: Академия, 2005. 528 с.

Николай Алексеевич Кидалов, д-р техн. наук,
nich@vstu.ru;
Анна Сергеевна Адамова, канд. техн. наук;
Татьяна Юрьевна Безбабнова;
Денис Игоревич Попов

zp618.indd 245 30.05.2018 10:52:00

УДК 621.791:669.71

И.В. Соловьева *(АО "ВПК "НПО машиностроения", г. Реутов),*
Л.В. Давыденко, В.В. Овчинников *(Московский политехнический университет)*

Влияние эксплуатационных нагревов на свойства и структуру сварных соединений алюминиевого сплава 1151Т1

Проведен сравнительный анализ степени разупрочнения и уровня прочности сварных соединений листов жаропрочного сложнолегированного алюминиевого сплава 1151Т1, выполненных сваркой трением с перемешиванием (СТП) и аргонодуговой сваркой. Показано, что деформационное упрочнение швов сплава 1151Т1, полученное при сварке трением, обеспечивает более высокий уровень их прочности, чем при сварке плавлением. Сварные СТП-соединения сплава 1151Т1 отличаются высокой степенью термической стабильности структуры.

Ключевые слова: аргонодуговая сварка; сварка трением с перемешиванием; алюминиевый сплав 1151Т1; сварные соединения; испытания при повышенных температурах; показатели прочности; степень разупрочнения; структура; эксплуатационные нагревы.

The comparative analysis of the weakening degree and strength of welded joints of sheets heat-resistant aluminum alloy 1151T1 received by stir friction welding and argon-arc welding is performed. It is shown that the deformation hardening of alloy 1151T1 welds, resulting by stir friction welding provides higher level of strength than in fusion welding. The welded joints of alloy 1151T1 have high degree of thermal stability of the structure.

Keywords: argon-arc welding; stir friction welding; aluminum alloy 1151T1; welded joints; testing at elevated temperatures; indicators of strength; weakening degree; structure; operational heatings.

Введение. Алюминиевый сплав 1151Т1 системы Al—Cu—Mg относится к группе дюралюминов. После закалки и старения он имеет двухфазную структуру, состоящую из твердого раствора и интерметаллидов. Это позволяет повысить прочность сплава до 450 МПа при одновременном снижении пластичности (относительное удлинение на уровне 15 %). Это явление усложняет сварку жестких конструкций по причине образования горячих трещин [1].

Сплав 1151Т1 предназначен в качестве конструкционного материала в сварном герметичном или негерметичном вариантах для изделий машиностроения, работающих кратковременно до 450 °С и длительно до 200 °С [2].

В качестве мер предупреждения образования трещин и получения качественных сварных соединений предложены: введение сильных модификаторов в сварочную проволоку, например, скандия [3], увеличение скорости сварки до 100 м/ч (практически достижимо при лазерной сварке) [4] и применение *сварки трением с перемешиванием* (СТП) [5].

Цель работы — исследование влияния эксплуатационных нагревов на изменение механических свойств и структуры сварных соединений алюминиевого жаропрочного сплава 1151Т1, полученных автоматической *аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом* (ААрДС) и сваркой трением с перемешиванием.

Материалы и методы исследований. Для проведения экспериментальных исследований использовали листовые полуфабрикаты из алюминиевого сплава 1151Т1 толщиной 4 мм, химический состав которого приведен в табл. 1.

Механические свойства листов сплава 1151Т1: $\sigma_в$ = 460 МПа; $\sigma_{0,2}$ = 332 МПа; δ = 13,8 %. Листы из сплава 1151Т1 поставляли без технологической плакировки.

1. Химический состав листов из сплава 1151Т1, % мас.

Al	Mg	Mn	Be	Ti	Cu	Zn	Cr	Fe + Si	Сумма прочих примесей
Основа	2,05	0,50	0,002	0,08	5,46	0,01	0,01	0,20	0,15

zp618.indd 246 30.05.2018 10:52:00

ААрДС осуществляли на установке для сварки протяженных прямолинейных стыков с присадочной проволокой и на переменном токе при скорости 20 м/ч. Перед выполнением сварки зону шириной 15 мм с лицевой и обратной сторон соединения подвергали зачистке шабером до металлического блеска. Для формирования проплава использовали подкладку из нержавеющей стали с отверстиями для подачи аргона.

Стыковые соединения листов исследуемого сплава 1151Т1 выполняли также СТП на экспериментальной установке, созданной на базе модернизированного вертикального фрезерного станка с числовым программным управлением MECOFCS-1040 (Италия) в комплекте со сборочно-сварочной оснасткой.

Режим однопроходной СТП (частота вращения инструмента 900 мин$^{-1}$; скорость сварки 1 60 мм/мин; сила прижима инструмента к свариваемым листам 5 ,2...6,8 кН; угол наклона инструмента в плоскости свариваемого стыка против часовой стрелки 4°) выбирали из условия получения плотного шва без дефектов и несплошностей.

СТП осуществляли инструментом в виде державки со сменным наконечником, состоящим из буртика и стержня, на поверхности которого выполнена винтообразная канавка глубиной 0 ,8 мм. Стержень диаметром 3 мм имел высоту 3,8 мм для гарантированного соединения свариваемых листов по всей их толщине. Материал инструмента — инструментальная сталь Р18.

Механические свойства сварных стыковых соединений листов из сплава 1151Т1, полученных ААрДС на переменном токе с присадочной проволокой Св1177 и СТП, при нормальной температуре определяли по стандартной методике (ГОСТ 6996—66).

При этом использовали образцы типа X V. Из полученных сварных соединений изготовляли стандартные образцы для определения предела прочности при одноосном растяжении. Испытания проводили с помощью универсальной многоцелевой сервогидравлической системы MTS810.

Для изучения микроструктуры листовых полуфабрикатов из алюминиевого деформируемого сплава 1151Т1, а также сварных соединений применяли метод микроанализа травленых и нетравленых шлифов и электронно-микроскопический анализ. Для микроанализа шлифов использовали световой микроскоп Axiovert 4 0 M AT фирмы Carl Z eiss. Для исследования образцов, вырезанных из листов и сварных соединений, изготовляли макро- и микрошлифы.

Для травления микрошлифов использовали реактив Келлера (водные растворы: 1,5 % HCl; 2,5 % H NO_3; 0 ,5 % H F). Для травления макрошлифов применяли 15%-ный водный раствор NaOH (KOH).

Для электронно-микроскопического анализа изломов соединений после испытаний применяли электронный растровый микроскоп EVO-50 фирмы Carl Zeiss.

Анализ условий эксплуатации деталей и узлов авиационной техники показал, что при эксплуатации конструкций из листов сплава 1151 в закаленном и естественно состаренном состоянии возможен нагрев до температуры 150...200 °С продолжительностью до 8 ч, а также кратковременные нагревы до 400 °С.

Для оценки влияния эксплуатационных нагревов и применения новых сплавов в изделиях необходимо определить характер изменения структуры и прочностных характеристик полуфабрикатов из перспективных алюминиевых сплавов 1151Т1.

Результаты исследований и их обсуждение. Механические свойства сварных соединений листов сплава 1151Т1 с усилением шва и без усиления, полученных ААрДС и СТП, приведены в табл. 2.

Получено, что в зависимости от типа испытуемого образца разрушение сварных соединений листов сплава 1 151Т1, полученных ААрДС, происходит по зоне термического влияния (образцы с усилением шва) или по металлу шва (образцы без усиления шва). Образцы с усилением шва имеют более высокую прочность по сравнению с образцами без усиления, которые разрушались по металлу шва.

Образцы, выполненные СТП, разрушались при испытаниях на растяжение по зоне термомеханического влияния, они имеют более низкую степень разупрочнения по сравнению с образцами сварных соединений сплава 1151Т1, полученных ААрДС.

Угол изгиба сварного СТП-соединения по сравнению с ААрДС-соединением значительно выше.

Так как сплав 1151Т1 является жаропрочным материалом, были проведены испытания

zp618.indd 247 30.05.2018 10:52:00

2. Механические свойства сварных соединений листов сплава 1151Т1, полученных аргонодуговой сваркой и сваркой трением с перемешиванием

Параметр	Аргонодуговая сварка				Сварка трением с перемешиванием	
	Образец с усилением шва		Образец без усиления шва		Образец без усиления шва	
	Значение	Место разрушения	Значение	Место разрушения	Значение	Место разрушения
Предел прочности при растяжении $\sigma_в$, МПа	355	ЗТВ	287	Шов	372	ЗТМВ
Коэффициент разупрочнения	0,77	—	0,62	—	0,81	—
Угол изгиба α, °	—	—	24	Шов	112	Шов

Примечание. Приведены средние значения показателей по результатам испытаний 10 образцов.
Обозначения. ЗТВ — зона термического влияния сварного соединения; ЗТМВ — зона термомеханического влияния соединения при сварке трением с перемешиванием.

3. Механические свойства листов сплава 1151Т1 при испытании образцов на растяжение

Температура испытаний, °С	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %
20	460,1	318,4	13,2
200	388,5	288,2	13,8
300	293,2	253,3	14,4
350	168,4	123,2	15,5
400	63,3	47,3	16,6
450	43,5	23,1	17,5

Примечания. 1. Приведены средние данные по результатам испытаний 10 образцов.
2. Длительность выдержки при температуре испытаний 15 мин.

4. Предел прочности основного металла и сварных соединений сплава 1151Т1 при различных температурах испытаний

Образец	$\sigma_в$, МПа, при температуре нагрева, °С		
	20	200	300
Основной металл	442...444*/443	367...377/372	158...162/160
Сварное ААрДС-соединение	350...378/363	305...318/311	156...173/165
Сварное СТП-соединение	408...416/410	337–348/342	162...178/170

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

исследуемых сплавов и их сварных соединений при температурах 20...450 °С. Для определения прочности основного металла и сварных соединений испытывали плоские образцы без снятия выпуклости сварного шва.

В табл. 3 приведены результаты испытаний на растяжение листов сплава 1151Т1 при повышенных температурах, а в табл. 4 — свойства основного металла и сварных соединений сплава 1151Т1 при различных температурах.

Сварные соединения сплава 1151Т1, полученные СТП, обладают прочностью, превышающей прочность соединений, полученных ААрДС при повышенных температурах (табл. 5).

Для проведения исследований из листа сплава 1151Т1 изготовляли стандартные плоские образцы на разрыв, толщина листа 4 мм, направление вырезки — поперечное.

Образцы подвергали длительной однократной выдержке 7 ч при температурах 100, 125, 150, 175 и 200 °С, что имитировало соответствующие нагревы при эксплуатации конструкций. Часть образцов и сварных соединений подвергали нагреву до 300, 350 и 400 °С при выдержке 30 мин и 3 ч.

После термического воздействия образцы испытывали на растяжение. Для определения механических свойств при растяжении использовали универсальную разрывную машину УЭМ-5А.

Результаты определения механических свойств образцов приведены в табл. 6.

Как следует из данных табл. 6, нагрев до температуры 100 °С не влияет на механические характеристики образцов из сплава 1151Т1. Повышение температуры до 125...150 °С приводит к незначительным изменениям механиче-

zp618.indd 248 30.05.2018 10:52:00

5. Механические свойства сварных соединений сплава 1151Т1 при различных температурах испытаний

Температура испытаний, °С	Режим испытаний	ААрДС		СТП	
		$\sigma_в$, МПа	$K_{пр}$	$\sigma_в$, МПа	$K_{пр}$
20	Время достижения температуры 15 мин; выдержка 15 мин	363,0	0,82	410,1	0,92
200		343,2	0,90	387,1	0,96
300		203,5	0,72	220,6	0,76
350		144,6	0,94	153,8	1,0
400		63,4	1,0	63,4	1,0
450		43,2	1,0	43,2	1,0

Обозначение. $K_{пр}$ — коэффициент прочности сварного соединения (отношение предела прочности сварного соединения к пределу прочности основного металла при температуре испытаний).

ских свойств листов. Наблюдается небольшое повышение предела текучести $\sigma_{0,2}$ и снижение относительного удлинения δ.

После нагрева при температуре 175...200 °С предел прочности $\sigma_в$ и предел текучести $\sigma_{0,2}$ увеличиваются, а относительное удлинение δ уменьшается по сравнению с исходным состоянием. При этом предел текучести повышается на 25 %, предел прочности — на 1,5 %, относительное удлинение уменьшается на 30 % по сравнению с исходным состоянием.

Наглядно изменение механических характеристик полуфабрикатов из алюминиевого сплава 1 151Т1 при изменении температуры эксплуатационного нагрева отражает изменение отношения $\sigma_{0,2}/\sigma_в$ (рис. 1).

Установлено, что минимальная температура нагрева листов сплава 1151Т1 в течение 8 ч, при которой наблюдаются значительные изменения механических характеристик, составляет 150...175 °С.

6. Механические свойства листов из сплава 1151Т1 в исходном состоянии и после эксплуатационных нагревов

Температура эксплуатационного нагрева, °С	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %	$\sigma_{0,2}/\sigma_в$
Без нагрева	460	318	13,0	0,69
50	457	317	12,8	0,69
75	456	315	12,5	0,69
100	455	315	12,5	0,69
125	443	319	12,1	0,72
150	442	324	11,2	0,73
175	445	339	10,5	0,76
200	467	398	10,0	0,85

Повышенный температурный интервал эксплуатационных нагревов, вызывающий изменение механических характеристик у сплава 1151Т1 по сравнению со сплавами Al—Cu—Mg, связано с большей стабильностью структуры исследуемого сплава. Особенности легирования и фазового состава сплава 1151Т1 обеспечивают замедление диффузионных процессов в структуре листовых полуфабрикатов.

Так как сплав 1151Т1 кроме меди и магния содержит небольшие количества марганца, титана, кремния, железа и других легирующих элементов и примесей, в структуре этого сплава присутствуют также фазы Al_3Fe, Al_6Mn, $Al_{10}Mn_2Si$, Al_7Cu_2Fe и соответствующие твердые растворы на базе некоторых интерметаллидных соединений.

После закалки и естественного старения структура сплава 1151Т1 состоит из зерен твердого раствора легирующих элементов в алюминии и частиц нерастворимых фаз AlSiMnFe (или AlSiMnCuFe), являющихся твердыми

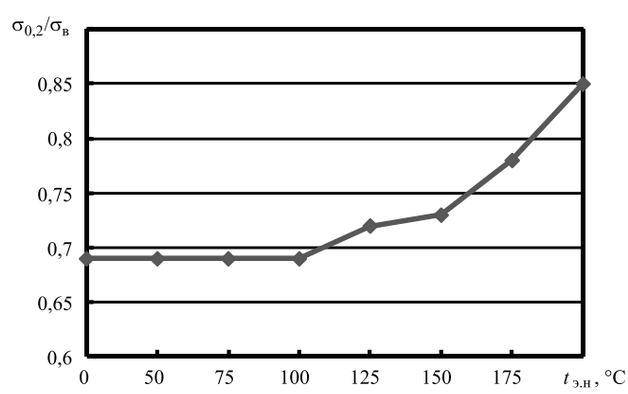


Рис. 1. Зависимость отношения $\chi = \sigma_{0,2}/\sigma_в$ от температуры эксплуатационного нагрева $t_{э.н}$ листов из сплава 1151Т1

zp618.indd 249 30.05.2018 10:52:00

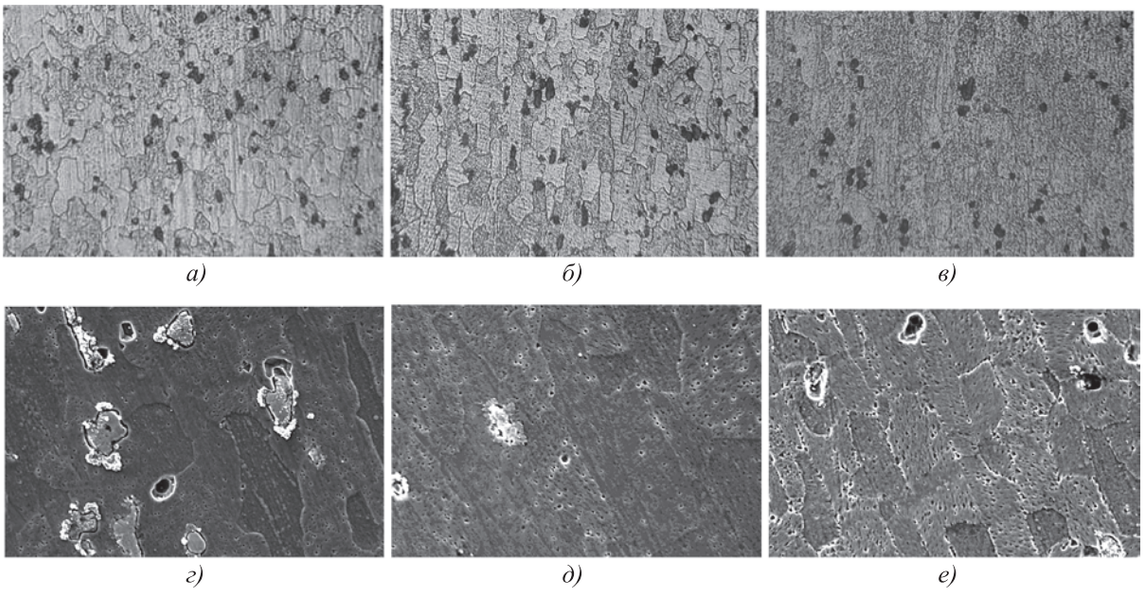


Рис. 2. Микроструктуры листов сплава 1151Т1 после нагрева:

а, *г* — исходное состояние; *б*, *д* — 1 00 ° С; *в*, *е* — 2 00 ° С; *а—в* — оптический микроскоп (×450); *г—е* — электронный микроскоп (×1600)

растворами на базе интерметаллидных соединений (рис. 2, *а*). В этом случае структура сплава состоит из зерен α-твердого раствора легирующих элементов в алюминии и крупных частиц нерастворимых фаз.

При естественном старении сплава 1 151 на базе зон Гинье—Престона—Багаряцкого (ГПБ) и Гинье—Престона (ГП) происходит выделение промежуточных S″- и θ″-фазы, также способствующих увеличению прочности. Зоны ГПБ и ГП имеют протяженность 2 5...50 нм, толщину 5...10 нм и неразличимы на микрошлифах.

Сравнивая микроструктуры, показанные на рис. 2, *а* и *б*, можно сделать вывод: нагревы листов при 100 °С в течение 8 ч не влияют на структуру листов сплава 1151Т1.

Анализ структур листов из сплава 1151Т1 после выдержки при 200 ° С свидетельствует о переходе сплава к фазовому старению (рис. 2 , *в*). Видны субзерна α-твердого раствора и частички S (Al_2CuMg)-фазы, которая выделяется преимущественно по границам субзерен (рис. 2, *е*). Частички S-фазы препятствуют движению дислокаций, повышая предел прочности и особенно предел текучести, пластичность сплава при этом уменьшается.

Влияние кратковременных высокотемпературных эксплуатационных нагревов 300...400 °С на механические свойства листов сплава 1151Т1 приведено в табл. 7.

7. Механические свойства листов из сплава 1151Т1 после кратковременных высокотемпературных эксплуатационных нагревов

Температура нагрева, °С	Время выдержки, ч	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_{0,2}/\sigma_в$
Без нагрева		460	318	0,69
300	0,5	452	315	0,69
350		446	310	0,69
400		434	290	0,67
300	3	450	309	0,68
350		440	302	0,68
400		427	277	0,65

Получено, что высокотемпературные эксплуатационные нагревы (особенно с температурой 400 °С и выше) приводят к перестариванию листов сплава 1 151Т1, которое сопровождается, в первую очередь, снижением предела текучести.

В табл. 8 представлены результаты испытаний сварных соединений листов сплава 1151Т1, подвергнутых нагреву в диапазоне температур 100...200 °С с выдержкой 8 ч и 300...400 °С с выдержкой 0,5 и 3 ч.

Анализ данных табл. 8 показал, что сварные соединения листов сплава 1 151Т1 отличаются высокой стабильностью механических свойств. Наиболее высокие значения предела прочности $\sigma_в$ сварных соединений наблюда-

zp618.indd 250 30.05.2018 10:52:00

8. Предел прочности основного металла и сварных соединений листов сплава 1151Т1 после эксплуатационных нагревов

Образец	Предел прочности $\sigma_в$, МПа (коэффициент прочности $K_{пр}$)									
	Температура эксплуатационного нагрева, °С									
	125	150	175	200	300		350		400	
	Время выдержки, ч									
	8				0,5	3	0,5	3	0,5	3
Основной металл	443	442	445	467	452	450	446	440	434	427
Сварное ААрДС-соединение	301 (0,68)	309 (0,69)	307 (0,69)	331 (0,71)	316 (0,70)	319 (0,71)	321 (0,72)	303 (0,69)	308 (0,71)	307 (0,72)
Сварное СТП-соединение	358 (0,81)	357 (0,81)	373 (0,83)	397 (0,85)	375 (0,83)	378 (0,84)	374 (0,84)	352 (0,80)	364 (0,84)	362 (0,85)

ются после нагрева до 200 °С с выдержкой 8 ч. Это относится к сварным соединениям, выполненным ААрДС и к соединениям, полученным СТП.

По результатам выполненных исследований листовые полуфабрикаты из алюминиевого сплава 1 151Т1 можно подвергать аргонодуговой сварке с получением качественных сварных соединений с коэффициентом прочности соединения $K_{пр}$ = 0,6 8...0,75 и сварке трением с перемешиванием — $K_{пр}$ = 0,81...0,88.

При сварке термически упрочняемых сплавов под действием сварочного нагрева в околошовных зонах происходят процессы, ухудшающие свойства сварного соединения. Обнаружено, что в околошовных зонах имеются участки металла с различной степенью распада твердого раствора и коагуляции упрочняющих фаз.

При сварке плавлением в непосредственной близости от шва наблюдается зона оплавления границ зерен. Ширина зоны оплавления зависит от режима аргонодуговой сварки.

В сварных соединениях, полученных при сварке листов в закаленном состоянии, эвтектика располагается в виде сплошной прослойки вокруг зерен. Появление жидких прослоек между зернами снижает механические свойства металла в нагретом состоянии и способствует образованию кристаллизационных трещин.

В структуре сплава 1 151 эвтектика по границам зерен выделяется в небольших количествах, что обусловлено химическим составом сплава.

Структура зоны сварного шва мелкозернистая, дезориентированная, что характерно для случая быстрого затвердевания расплавленного металла при переохлаждении. На рис. 3 приведены микроструктуры в различных зонах сварного соединения листовых полуфабрикатов из сплава 1151Т1, полу-

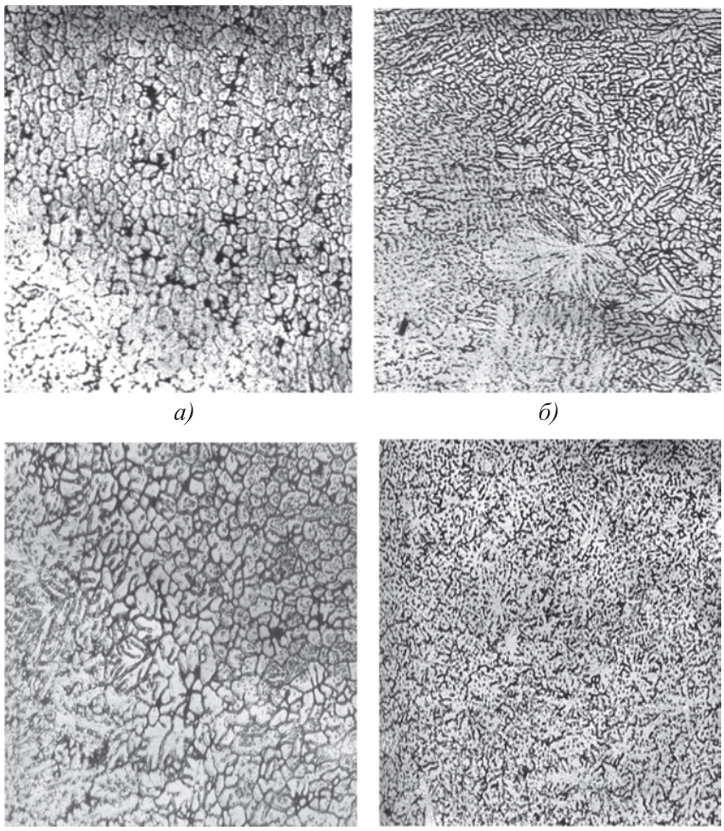
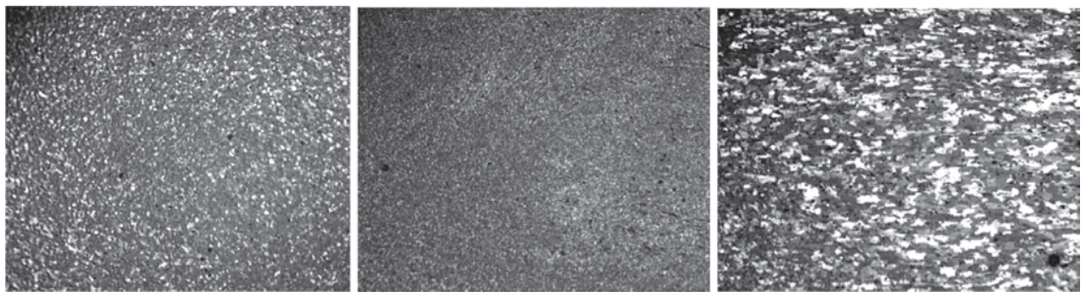


Рис. 3. Микроструктуры сварного соединения листов сплава 1151Т1 толщиной 4 мм, выполненного ААрДС (×450):

а — переходная зона; *б* — зона шва; *в*, *г* — переходная зона и зона шва после эксплуатационного нагрева 200 °С, 8 ч соответственно

zp618.indd 251 30.05.2018 10:52:00



а) *б)* *в)*

Рис. 4. Микроструктуры металла ядра шва сплава 1151Т1, выполненного СТП (×450):
а — исходная структура; *б* — нагрев 200 °С, 8 ч; *в* — нагрев 400 °С, 3 ч

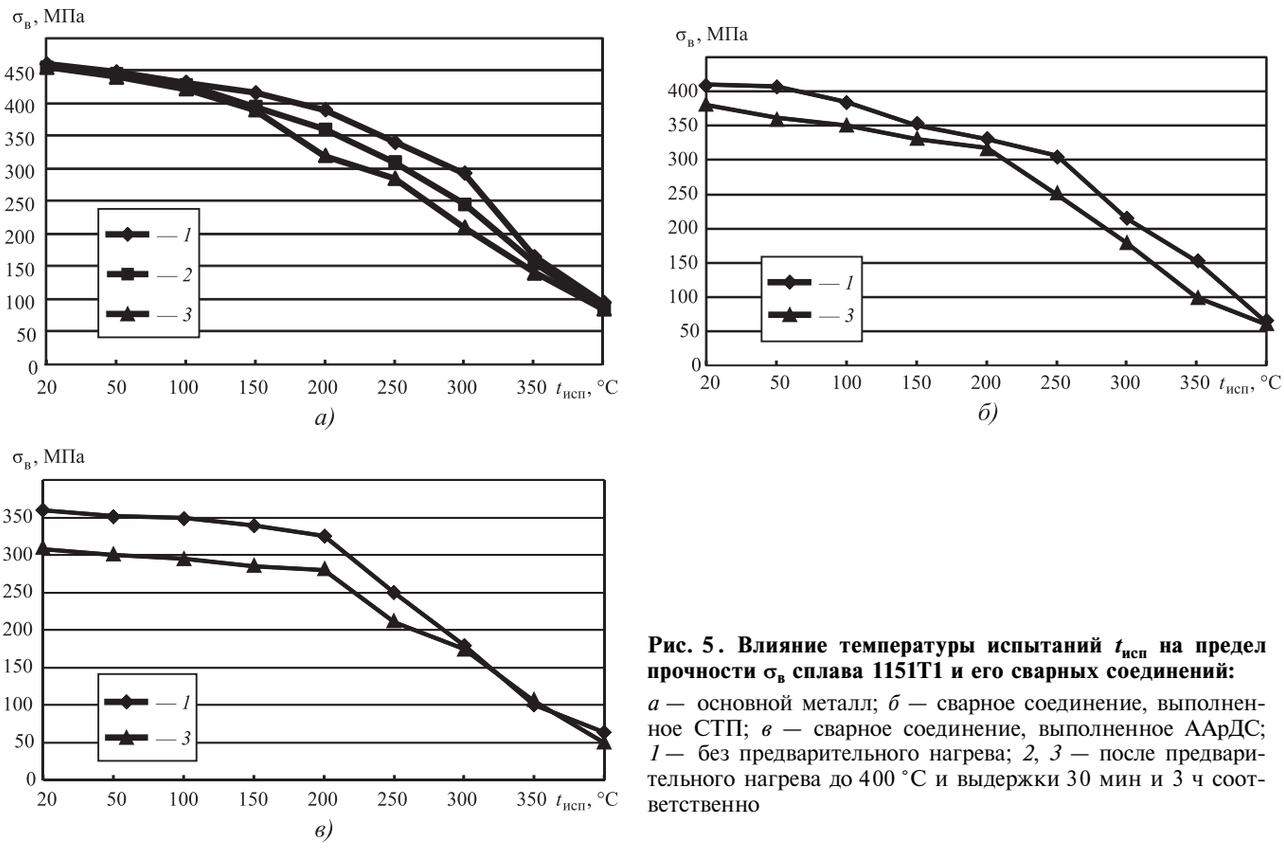


Рис. 5. Влияние температуры испытаний $t_{исп}$ на предел прочности $\sigma_в$ сплава 1151Т1 и его сварных соединений:
а — основной металл; *б* — сварное соединение, выполненное СТП; *в* — сварное соединение, выполненное ААрДС; *1* — без предварительного нагрева; *2*, *3* — после предварительного нагрева до 400 °С и выдержки 30 мин и 3 ч соответственно

ченного автоматической аргонодуговой сваркой.

В сварных соединениях, выполненных СТП, наблюдается нанозернистая структура металла ядра шва с размером зерна 4...6 нм. Эксплуатационные нагревы до 200 °С с выдержкой 8 ч не приводят к росту зерна и изменению исходной микроструктуры шва (рис. 4, *а*, *б*) [6].

Эксплуатационный нагрев при температуре 400 °С с выдержкой 3 ч вызывает рост зерна до 8...11 нм.

Для основного металла и сварных соединений сплава 1151Т1 были проведены испытания по определению прочности при повышенной температуре с предварительным эксплуатационным нагревом до 400 °С с выдержкой 0,5 и 3 ч (рис. 5).

Результаты испытаний показали, что прочность сварных соединений, как и основного металла, под действием предварительного нагрева до 400 °С снижается, особенно в диапазоне температур испытаний 5 0...200 ° С.

zp618.indd 252 30.05.2018 10:52:00

Сварные соединения сплава 1 151Т1, полученные СТП, обладают прочностью, превышающей прочность соединений, полученных сваркой плавлением (аргонодуговая сварка) при повышенных температурах (см. рис. 5).

Выводы

1. Деформационное упрочнение металла шва, наблюдаемое при сварке трением с перемешиванием, обеспечивает более высокий уровень его прочности сварных соединений листов сплава 1151Т1 по сравнению с прочностью соединений, полученных автоматической аргонодуговой сваркой.

2. Структура сварных соединений листов сплава 1151Т1 обладает достаточно высокой термической стабильностью при нагреве до температуры 200 °С с выдержкой до 8 ч. В соединениях сплава 1151Т1, выполненных СТП, при нагреве не наблюдается существенного роста зерна.

3. Прочность сварных соединений листов сплава 1151Т1, выполненных ААрДС, составила 0 ,67...0,74 прочности сплава в термоупрочненном состоянии, в то время как для СТП этот показатель выше — 0,80...0,85.

4. Жаропрочность сварных соединений при температуре 400...450 °С сопоставима со значениями жаропрочности основного металла.

5. Апробация сварки трением с перемешиванием листов сплава 1151Т1 выявила возможность получения качественных соединений листов толщиной 4...5 мм на установках с силой прижима инструмента до 8,5 кН и скоростью сварки 15...19 м/ч.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Технология** сварки алюминиевого деформируемого сплава 1151 / В.В. Овчинников, А.М. Дриц, И.А. Курбатова, М.А. Гуреева // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2017. № 1. С. 10—15.
2. **Фридляндер И.Н.** Современные алюминиевые, магниевые сплавы и композиционные сплавы на их основе // Металловедение и термическая обработка металлов. 2002. № 7. С. 9—17.
3. **Зыков С.А., Павлова В.И., Осокин В.П.** Импульсно-дуговая сварка плавящимся электродом полуфабрикатов из алюминиево-магниевых сплавов в широком диапазоне толщин // Вопросы материаловедения. 2015. № 1 (81). С. 229—239.
4. **Якушин Б.Ф., Шиганов И.Н., Бакуло А.В.** Выбор способов и режимов сварки сосудов давления из алюминиевого жаропрочного сплава 1151 // Цветные металлы. 2018. № 2. С. 83—88.
5. **Овчинников В.В.** Технологические особенности сварки трением сперемешиванием алюминиевых и магниевых сплавов (обзор) // Машиностроение и инженерное образование. 2016. № 4. С. 22—45.
6. **Дриц А.М., Овчинников В.В.** Сварка алюминиевых сплавов. М.: Руда и металлы, 2017. 440 с.

Ирина Валерьевна Соловьева;
Людмила Васильевна Давыденко, канд. техн. наук;
Виктор Васильевич Овчинников, д-р техн. наук,
vikov1956@mail.ru

ООО "Издательство "Инновационное машиностроение" продолжает подписку на журнал

"ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ"

- За наличный и безналичный расчет
- С любого номера и на любой срок
- Без почтовых наценок

Присылайте заказ и обращайтесь за дополнительной информацией в отдел продаж, маркетинга и рекламы:

107076, г. Москва, Колодезный пер., д. 2а, стр. 2,
тел.: (495) 785-6069,
e-mail: realiz@mashin.ru, www.mashin.ru

zp618.indd 253 30.05.2018 10:52:01

УДК 621.7.01; 621.7.79

С.Н. Ларин, В.А. Коротков, В.И. Платонов, Н.А. Самсонов
(Тульский государственный университет)

Устранение фестонообразования с использованием матрицы с профильной заходной поверхностью*

Приведены конструкция матрицы вытяжки с профильной з аходной частью в виде набора с ъемных колец или секций, а также методика ее расчета, позволяющая управлять кинематикой течения фланцевой части круглой заготовки с учетом известных характеристик плоскостной анизотропии материала и получать после вытяжки полые оболочки без фестонов при нормальной температуре и при изотермической штамповке.

Ключевые слова: вытяжка; анизотропия; фестоны; профильная заготовка; пуансон; матрица.

The construction of drawing matrix with profile input in the form of set of removable rings or sections and calculation procedure for controlling the kinematics of the flow of the flange part of the round billet, taking into account the known characteristics of the planar anisotropy of the material, and obtaining after drawing hollow shells without ears at normal temperature and at isothermal stamping are presented.

Keywords: drawing; anisotropy; ears; profile blank; punch; matrix.

Известно [1—8], что при вытяжке материала с плоскостной анизотропией край заготовки в направлениях максимальных и минимальных коэффициентов анизотропии перемещается с различными скоростями в радиальном направлении: в направлении минимального коэффициента анизотропии $R_{\min}$ с большей скоростью

$$\mathrm{v}_R^{\text{в}} = -\mathrm{v}_0 \left(R_{\text{м}}/R\right)^{1+f_{\text{в}}}, \quad (1)$$

а в направлении максимального коэффициента анизотропии $R_{\max}$ с меньшей скоростью

$$\mathrm{v}_R^{\text{ф}} = -\mathrm{v}_0 \left(R_{\text{м}}/R\right)^{1+f_{\text{ф}}}, \quad (2)$$

где

$$f_{\text{в}} = -1/\left(1 + R_{\min}\right); \quad (3)$$

$$f_{\text{ф}} = -1/\left(1 + R_{\max}\right), \quad (4)$$

где $\mathrm{v}_R^{\text{в}}, \mathrm{v}_R^{\text{ф}}$ — скорость радиального течения в направлении образования впадин и фестонов соответственно; v_0 — скорость перемещения пуансона; $R_{\text{м}}$ — радиус рабочей полости матрицы; R — текущий радиус заготовки.

По значениям скоростей перемещений в радиальном направлении (1) и (2) определяли время перемещения края заготовки вдоль направления образования впадин и фестонов, а затем рассчитывали минимальный радиус профильной заготовки, при вытяжке которой соответствующие края заготовки одновременно достигали рабочего отверстия матрицы:

$$R_x = R_{\text{м}} \times \left[1 + \left(2 + f_{\text{ф}}\right)\left(k^{2+f_{\text{в}}} - 1\right)\Big/\left(2 + f_{\text{в}}\right)\right]^{1/2+f_{\text{ф}}}, \quad (5)$$

где $k = R_{\text{з}}/R_{\text{м}}$ — степень вытяжки; $R_{\text{з}}$ — радиус заготовки.

Радиусы $R_{\text{з}}$ и R_x в уравнении (5) определяют максимальный и минимальный размеры профильной заготовки (рис. 1, где K — текущий радиус профильной заготовки в зависимости от угла радиуса-вектора точки контура заготовки; $R_{\text{ср}}$ — среднее значение радиуса профильной заготовки), при вытяжке которой не образуются

* Работа выполнена в рамках грантов РФФИ № 16-48-710014 и гранта администрации Тульской области.

zp618.indd 254 30.05.2018 10:52:01

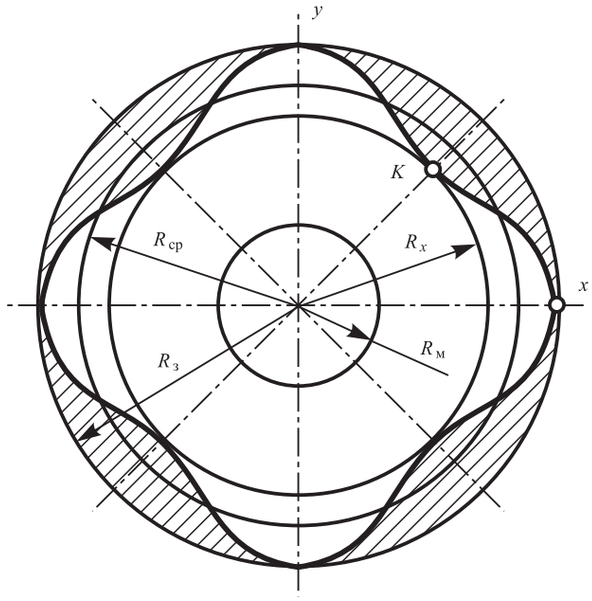


Рис. 1 . Контур профильной заготовки, учитывающий плоскостную анизотропию материала и обеспечивающий вытяжку без фестонов

фестоны. Для нахождения текущего радиуса контура профильной заготовки по периметру предложено выражение:

$$R_к = (R_з + R_x)/2 + (R_з - R_x)\cos 4\theta/2, \quad (6)$$

где θ — угол радиуса-вектора точки контура заготовки с направлением прокатки.

Эксперименты по вытяжке профильных заготовок из различных листовых металлов подтвердили, что предложенная методика расчета профильной заготовки позволяет с достаточной точностью обеспечить устранение фестонов при вытяжке металлов, обладающих плоскостной анизотропией. Однако в производственных условиях получение профильных заготовок затруднительно из-за необходимости изготовления штампов для вырубки с матрицами и пуансонами, имеющими соответствующий профильный контур. При поставке партии листового металла с измененной плоскостной анизотропией возникает необходимость в изменении профильного контура инструмента для вырубки.

Рассмотрим возможность использования обычной (круглой в плане) заготовки, при формоизменении которой через матрицу вытяжки не образуются фестоны.

Для этого используя выражения (5) и (6), определим разность длин траекторий радиального перемещения края профильной заготовки из материала, имеющего плоскостную анизотропию:

$$\Delta l_i = R_з - R_к = 0,5\left[(R_з - R_x) - (R_з - R_x)\cos 4\theta\right]. \quad (7)$$

Учтем эту разность Δl при проектировании заходной части полости матрицы вытяжки, форма поверхности которой обеспечивает такое радиальное перемещение края круглой заготовки из материала, имеющего плоскостную анизотропию, при котором край заготовки одновременно по всему периметру входит в рабочий цилиндрический поясок полости матрицы. Этого эффекта можно достичь, если форма поверхности заходной части матрицы будет выполнена профильной.

В направлении образования впадин участок заходной части матрицы при контакте с заготовкой должен иметь в радиальном направлении максимальную длину, а в направлении образования фестонов — минимальную длину. Для примера рассмотрим радиусную форму заходной части матрицы. Схема радиусной заходной части матрицы приведена на рис. 2.

Поверхность матрицы, на которую устанавливается заготовка радиусом $R_з$, состоит из плоского участка размером l_i и участка закругления по радиусу $R_{м.з}$ (участок *1* на рис. 2). Чем меньше радиус закругления, тем больше размер плоского участка (участок *2*). В процессе вытяжки край заготовки перемещается по поверхности матрицы и достигает отверстия матрицы, проходя расстояние $L = l_i + 0,5\pi R_{м.з}$.

Размер плоского участка $l_i = R_з - R_м - R_{м.з}$. В направлении образования фестонов радиус заходной части матрицы должен быть максимальным $R_{м.з}^{max}$, например, равным 6...10 тол-

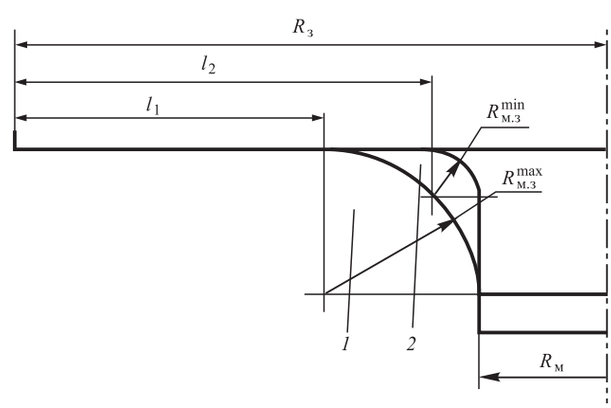


Рис. 2. Схема разрезов матрицы с изменяющимся по периметру радиусом закругления заходной части $R_{м.з}$

zp618.indd 255 30.05.2018 10:52:02

щинам заготовки, а в направлении образования впадин — минимальным $R_{\text{м.з}}^{\min}$.

По зависимостям (5) и (7) рассчитывают значения минимального радиуса профильной заготовки R_x (см. рис. 1) и разность длин сечений профильной заходной части матрицы вытяжки Δl. По заданному значению $R_{\text{м.з}}^{\max}$ и известным величинам R_x, Δl можно определить радиусы заходной части матрицы в промежуточных направлениях по зависимости

$$R_{\text{м.з}}^{*} = R_{\text{м.з}}^{\max} - \\ -0,876\left[\left(R_{\text{з}} - R_x\right) - \left(R_{\text{з}} - R_x\right)\cos 4\theta\right]. \quad (8)$$

На рис. 3 показана матрица вытяжки с формой заходной части, рассчитанной по зависимости (8), учитывающей влияние плоскостной анизотропии материала на скорость течения фланца заготовки в радиальном направлении. Заходную часть матрицы целесообразно выполнять съемной в виде колец с профильной заходной частью или в виде секций, показанных на рис. 3. Такая конструкция позволяет проводить быструю переналадку матрицы вытяжки в зависимости от коэффициентов анизотропии штампуемого материала.

В производстве широко применяют матрицы с конической заходной частью. Для устранения фестонов при вытяжке в таких матрицах целесообразно коническую заходную часть также выполнять профильной за счет изменения угла конусности $\alpha_{\text{м.з}}$ (рис. 4). В направлении образования фестонов угол конусности должен быть максимальным $\alpha_{\text{м.з}}^{\max}$ (участок *1*, см. рис. 4), а в направлении образования впадин — минимальным $\alpha_{\text{м.з}}^{\min}$ (участок *2*). В этом случае соответственно длина плоского участка зеркала матрицы будет $l_{\min}$ и $l_{\max}$.

Рис. 3. Заходная часть матрицы с переменной по периметру радиусной заходной частью

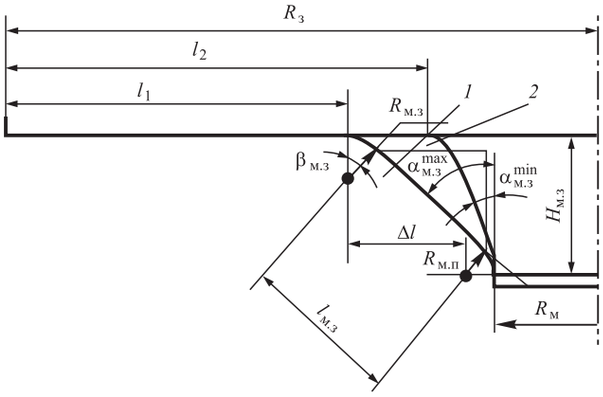


Рис. 4. Схема разрезов матрицы с изменяющимся по периметру углом конусности заходной части $\alpha_{\text{м.з}}$

Путь перемещения края заготовки до рабочего пояска матрицы будет различным в направлении образования фестонов и впадин, что дает возможность создать условия одновременного вхождения по всему периметру края заготовки в матрицу без образования фестонов.

Принимая радиусы закругления $R_{\text{м.з}}$ на участках перехода плоской части матрицы в конусную полость и из конусной полости на рабочий поясок матрицы равными и постоянными по периметру, вычисляем длину плоского участка:

в направлении образования фестонов

$$l_{\text{ф}} = R_{\text{з}} - R_{\text{м}} - H_{\text{м.з}}\left(\operatorname{tg}\alpha_{\text{м.з}}^{\max} - 1\right) + \\ + R_{\text{м.з}}\left[\left(0,5\pi + \alpha_{\text{м.з}}^{\max}\right) - \right. \\ \left. -\left(\sin\alpha_{\text{м.з}}^{\max} + \cos\alpha_{\text{м.з}}^{\max} - 1\right) + \left(\pi - \alpha_{\text{м.з}}^{\max}\right)\right], \quad (9)$$

в направлении образования впадины

$$l_{\text{в}} = R_{\text{з}} - R_{\text{м}} - H_{\text{м.з}}\left(\operatorname{tg}\alpha_{\text{м.з}}^{\min} - 1\right) + \\ + R_{\text{м.з}}\left[\left(0,5\pi + \alpha_{\text{м.з}}^{\min}\right) - \right. \\ \left. -\left(\sin\alpha_{\text{м.з}}^{\min} + \cos\alpha_{\text{м.з}}^{\min} - 1\right) + \left(\pi - \alpha_{\text{м.з}}^{\min}\right)\right], \quad (10)$$

где $H_{\text{м.з}}$ — высота заходной части матрицы.

Разность длин траекторий радиального перемещения края профильной заготовки из материала, имеющего плоскостную анизотропию, без учета влияния участков закругления в заходной части матрицы:

$$\Delta l = \left(\operatorname{tg}\alpha_{\text{м.з}}^{\max} - \operatorname{tg}\alpha_{\text{м.з}}^{\min}\right) H_{\text{м.з}}. \quad (11)$$

Для определения промежуточных значений углов конусности в уравнении (11) максимальный угол конусности, например, принимаем равным 45°, тогда

zp618.indd 256 30.05.2018 10:52:02

Рис. 5. Матрица с конусной профильной заходной частью

$$\operatorname{tg}\alpha^{i}_{\text{м.з}} = 1 - \frac{\Delta l}{H_{\text{м.з}}} = \\ = 1 + \frac{0,5\left[\left(R_{\text{з}} + R_x\right) + \left(R_{\text{з}} - R_x\right)\cos 4\theta\right]}{H_{\text{м.з}}}. \quad (12)$$

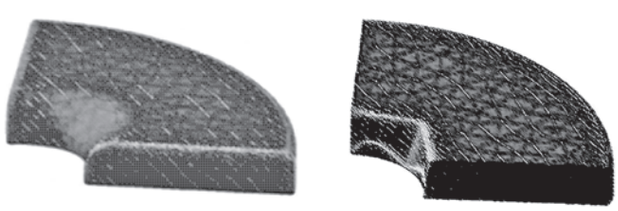
Для других значений максимального угла конусности:

$$\operatorname{tg}\alpha^{i}_{\text{м.з}} = \operatorname{tg}\alpha^{\max}_{\text{м.з}} - \frac{\Delta l}{H_{\text{м.з}}} = \\ = \operatorname{tg}\alpha^{\max}_{\text{м.з}} + \frac{0,5\left[\left(R_{\text{з}} + R_x\right) + \left(R_{\text{з}} - R_x\right)\cos 4\theta\right]}{H_{\text{м.з}}}. \quad (13)$$

Общий вид конусной заходной части матрицы показан на рис. 5.

Заходную часть матриц можно выполнять в виде съемных колец с соответствующей профильной полостью или секционной (рис. 6), упрощающих технологию изготовления профильных заходных поверхностей. Имея набор колец или секций, возможна переналадка матрицы в зависимости от поступления партий материала с различной плоскостной анизотропией механических свойств.

Наличие секций в заходной части матрицы не ухудшает качество поверхности полуфабриката, так как его форма и размеры формируются рабочим пояском сплошной матрицы.



а) *б)*

Рис. 6 . Секция заходной части матрицы с радиусной профильной поверхностью (*а*) и конусной профильной поверхностью (*б*)

В качестве примера рассмотрим расчет профиля заходной части радиальной матрицы при вытяжке заготовки из алюминиевого сплава АМцАМ с коэффициентами анизотропии [1]: вдоль направления прокатки $R_0 = 0,279$; под углом 45° к направлению прокатки $R_{45} = 0,989$; поперек прокатки $R_{90} = 0,328$.

При вытяжке круглой заготовки из-за разности скоростей радиального течения фланца в полученном колпаке образуются фестоны под углом 45° к направлению прокатки. Определим по зависимостям (3) и (4) значения $f_{\text{в}}$ и $f_{\text{ф}}$, а затем по формуле (5) размеры профильной заготовки. Примем максимальный радиус профильной заготовки $R_{\text{з}} = 100$ мм при вытяжке в матрице радиусом $R_{\text{м}} = 50$ мм.

Примем степень вытяжки $k = 2$, усредненное значение коэффициента анизотропии в направлении образования впадины $R_{\text{ср.в}} = 0,304$. Значения показателей в направлении образования впадин $f_{\text{в}} = -1/1,304 = -0,767$, в направлении образования фестонов $f_{\text{ф}} = 1/1,965 = -0,509$.

Решая уравнение (5), получаем минимальный радиус профильной заготовки $R_x = 95,71$ мм. Максимальная разность длин (7) траекторий радиального перемещения $\Delta l = R_{\text{з}} - R_x = 4,29$ мм.

Примем максимальный радиус радиальной профильной заходной части матрицы $R_{\max} = 10$ мм. Используя уравнение (8), найдем минимальный радиус профильной заходной части в направлении под углом 45° к прокатке $R_{\min} = 2,5$ мм, а также его промежуточные значения при других значениях углов.

При использовании матрицы с конусной заходной частью с $\alpha^{\max}_{\text{м.з}} = 45°$ минимальный угол конусности определяем по зависимости (12). При расчете примем высоту конусной части $H_{\text{м.з}} = 30$ мм и радиус закругления $R_{\text{м.з}} = 5$ мм.

Тогда

$$\operatorname{tg}\alpha^{\min}_{\text{м.з}} = 0,857; \ \alpha^{\min}_{\text{м.з}} = 40,6°.$$

Заключение. Предлагаемая конструкция сменной заходной части матрицы с профильной заходной полостью в виде набора съемных колец или секций позволяет управлять кинематикой течения фланцевой части круглой заготовки и с учетом известных характеристик плоскостной анизотропии материала получать после вытяжки полые оболочки без фестонов при нормальной температуре и при изотермической штамповке. Это позволяет значительно (до 10...15 %) уменьшить отходы материала.

zp618.indd 257 30.05.2018 10:52:03

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Яковлев С.П., Яковлев С.С., Андрейченко В.А.** Обработка давлением анизотропных материалов. Кишинев: Квант, 1997. 331 с.
2. **Ковка** и штамповка: справочник. В 4 т. Т. 4. Листовая штамповка / под общ. ред. С.С. Яковлева; ред. совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 2010. 732 с.
3. **Нечепуренко Ю.Г., Яковлев С.П., Яковлев С.С.** Глубокая вытяжка цилиндрических изделий из анизотропного материала. Тула: ТулГУ, 2000. 195 с.
4. **Яковлев С.С., Трегубов В.И., Нечепуренко Ю.Г.** Глубокая вытяжка анизотропного упрочняющегося материала // Заготовительные производства в машиностроении. 2005. № 4. С. 38—44.
5. **Mousavia A., Kunzeb T., Rochb T. et al.** Deep drawing process without lubrication — an adapted tool for a stable, economic and environmentally friendly process // Procedia Engineering. 2017. Vol. 207. P. 48—53.
6. **Numerical** and experimental investigation of dry deep drawing of aluminum alloys with conventional and coated tool surfaces / J. Tennera, K. Andreasa, A. Radiusa, M. Merklein // Procedia Engineering. 2017. Vol. 207. P. 2245—2250.
7. **A forging** method for reduc-ing process steps in the forming of automotive fasteners / Senyong Chena, Yi Qina, Chenb J.G., Chee-MunChoy // International Journal of Mechanical Sciences. 2018. March. Vol. 137. P. 1—14.
8. **Junsong Jin, Xinyun Wang Lei, Deng Jiancheng Luo**. A single-step hot stamping-forging process for aluminum alloy shell parts with nonuniform thickness // Journal of Mate-rials Processing Technology. February 2016. Vol. 228. P. 170—178.

Сергей Николаевич Ларин, д-р техн. наук,
mpf-tula@rambler.ru;
Валерий Иванович Платонов, канд. техн. наук;
Виктор Анатолиевич Коротков, канд. техн. наук;
Никита Андреевич Самсонов

УДК 621.979.134-73.043

Н.Л. Лисунец, Хоанг Мань Жой
(Национальный исследовательский технологический университет "МИСиС")

Исследование процесса осадки в закрытой цилиндрической матрице при производстве заготовок для холодной объемной штамповки

Выполнен анализ способов использования цилиндрических заготовок из металлопроката для штамповки. Разработаны классификации видов заготовок и процессов изготовления цилиндрических тонколистовых заготовок. Приведены результаты исследования процесса поперечной осадки сортовой заготовки в цилиндрической матрице. Для данного процесса проведены физическое и математическое моделирование формоизменения. На основании конечно-элементных расчетов напряженно-деформированного состояния установлены взаимосвязи между технологическими и силовыми параметрами. Теоретическое исследование выполнено энергетическим методом верхней оценки на основе анализа блочной модели процесса на различных стадиях.

Ключевые слова: тонкие и короткие заготовки; компактные и длинные заготовки; полосовой прокат; круглый прокат; поперечная осадка в цилиндрической матрице; сегментная фаска.

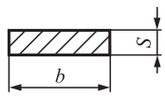
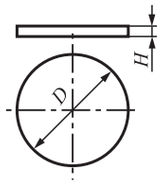
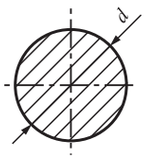
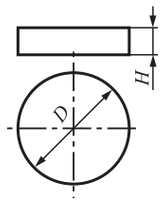
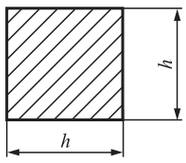
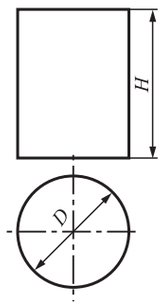
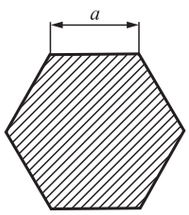
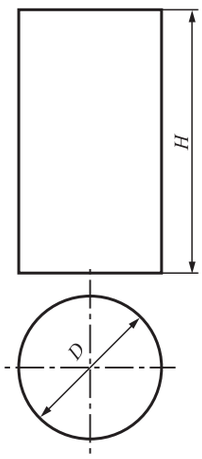
The analysis of the ways of using cylindrical of billets from metal for forging is carried out. Classifications of types of workpieces and manufacturing processes of cylindrical thin-sheet blanks are developed. The results of the study of the cross upsetting process of the billet in cylindrical matrix are presented. For this process, the physical and mathematical modeling of forming are performed. On the basis of finite-element calculations of stress-strain state the interrelations between technological and power parameters are established. The theoretical study is carried out by the energy method of upper evaluation based on the analysis of the block model of process at different stages.

Keywords: thin and shot billets; compact and long billets; strip rolling; strip; cross upsetting in cylindrical matrix; segment chamfer.

Для изготовления холодной штамповкой цилиндрических заготовок диаметром D = 5...50 мм и высотой H = 1,5...250 мм из пластичных сплавов цветных металлов приме-

zp618.indd 258 30.05.2018 10:52:03

1. Конструкторско-технологический классификатор заготовок

Форма сечения исходного профиля	Относительная высота цилиндрических заготовок $\bar{H} = H/D$		Абсолютные размеры, мм	Эффективный способ изготовления
Полоса 		Тонкие $0,01 < \bar{H} < 0,1$	Мелкие $10 < D < 20$	Вырубка из листового проката
Круг 		Короткие $0,1 < \bar{H} < 1$	Средние $20 < D < 30$	Отрезка в штампах с последующей осадкой
Квадрат 		Компактные $1 < \bar{H} < 2,5$	Большие $30 < D < 40$	Отрезка в штампах и на ножницах
Шестигранник 		Длинные $2,5 < \bar{H}$	Крупные $40 < D < 50$	Отрезка на станках и пилах

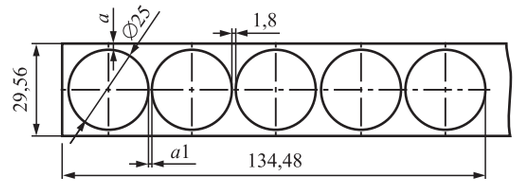
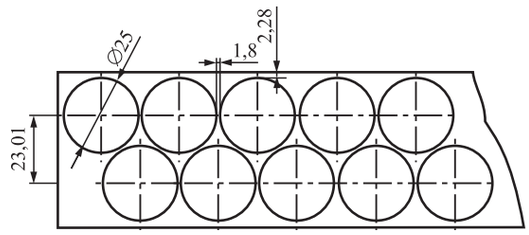
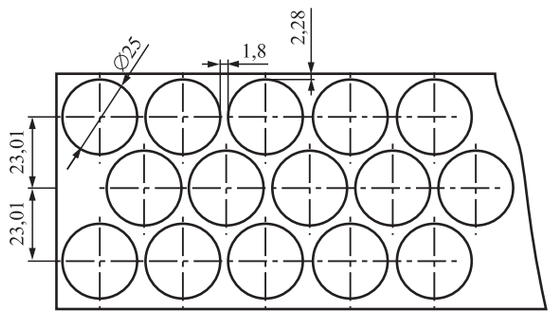
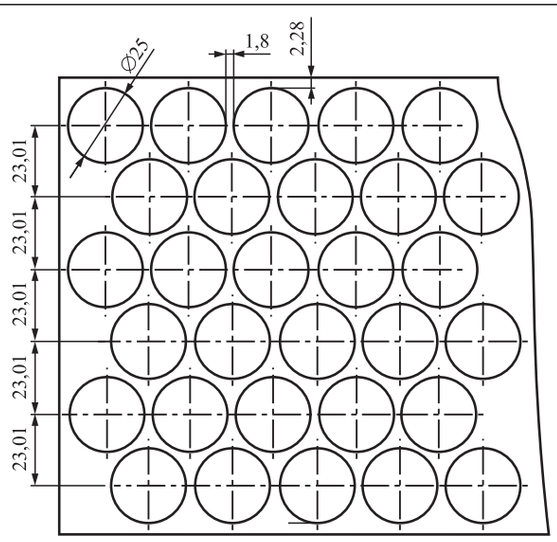
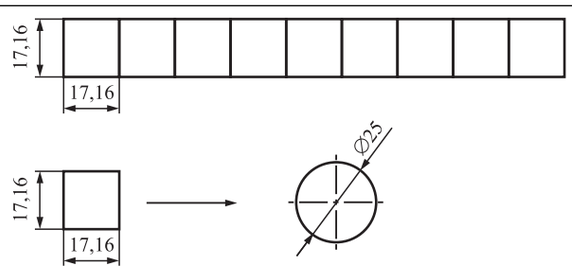
няют тонкие ($0,01 < H/D < 0,1$), короткие ($0,1 < H/D < 1$), компактные ($1 < H/D < 2,5$) и длинные заготовки ($H/D > 2,5$) (табл. 1) [1].

Длинные и компактные заготовки используют при прямом и комбинированном выдавливании [2], короткие — при обратном выдавливании, а тонкие — в операциях листовой штамповки, например, вытяжке полого цилиндра [3], чеканке или рельефной штамповке. Наиболее распространенная технология изготовления коротких и тонких заготовок — вырубка из листа или полосы, осуществляемая на прессах, главным недостатком которой является значительная потеря металла в виде отходов, достигающая 30 % и более.

В табл. 2 на примере заготовки диаметром 25 мм и высотой 1,5 мм приведена классификация процессов изготовления цилиндрических тонколистовых заготовок вырубкой с различными вариантами раскроя полосы и безотход-

zp618.indd 259 30.05.2018 10:52:03

2. Классификация процессов изготовления цилиндрических тонколистовых заготовок

Процесс		Коэффициент использования металла, %
	Однорядная вырубка	≈62
	Двухрядная вырубка	≈63
	Трехрядная вырубка	≈66
	Шестирядная вырубка	≈69
	1. Отрезка 2. Осадка	100

zp618.indd 260 30.05.2018 10:52:04

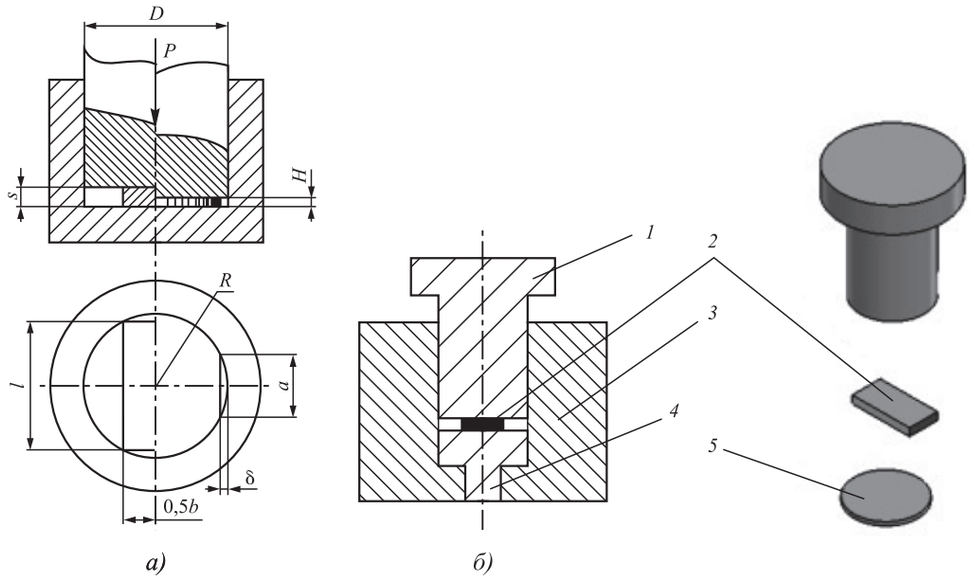


Рис. 1. Схема поперечной осадки прямоугольной карточки в цилиндрической матрице (*а*) в исходном положении (слева), в завершающей стадии (справа) и твердотельная модель процесса (*б*):

1 — пуансон; *2* — прямоугольная карточка; *3* — матрица; *4* — выталкиватель; *5* — осаженная цилиндрическая заготовка

ным способом отрезкой квадратной карточки с последующей закрытой поперечной осадкой в цилиндрической матрице.

Цель работы — повышение эффективности производства цилиндрических заготовок для последующей штамповки в результате применения безотходной технологии их изготовления из полосового или круглого проката.

В условиях многономенклатурного производства с часто изменяющейся серийностью [4] перспективным является дальнейшее развитие технологии изготовления тонких и коротких цилиндрических заготовок из пластичных металлов и сплавов в виде прямоугольных карточек размерами $l \times b$, отрезанных от полосы толщиной s с последующей поперечной осадкой в закрытой матрице (рис. 1).

Для изготовления цилиндрической заготовки предложено использовать полосовой или круглый прокат, от которого в штампе или на ножницах отрезается заготовка с диагональю в плане, равной диаметру матрицы [4, 5]. Затем отрезанную заготовку размещают в матрице и подвергают поперечной осадке до получения полуфабриката с сегментными фасками размерами $a \times \delta$ [6, 7].

Закономерности формоизменения поперечных сечений при осадке были отмечены еще К. Зоббе и сформулированы им как принцип наименьшего периметра: форма поперечного сечения призматического или цилиндрического образца при осадке стремится принять форму, имеющую наименьший периметр, а в пределе — стремится к кругу.

Данные особенности формоизменения подтверждены и в современной технической литературе [7]. То же самое наблюдается и при закрытой поперечной осадке в цилиндрической матрице. Однако формоизменение длинных и коротких заготовок при осадке подчиняется разным закономерностям. Так, у коротких заготовок любого поперечного сечения (круг, квадрат, полоса) наблюдается более равномерное заполнение угловых элементов штампов, обеспечиваемое небольшими давлениями осадки. Длинные заготовки осаживаются с ярко выраженными сегментными фасками, и для их заполнения требуются значительные силы.

Заготовку с сегментными фасками, образующимися вследствие неравномерности деформации удлинения и уширения, удаляют из матрицы и подвергают калибровке по высоте с заполнением сегментных фасок. При использовании таких заготовок для дальнейшей объемной штамповки необходим рекристаллиза-

zp618.indd 261 30.05.2018 10:52:04

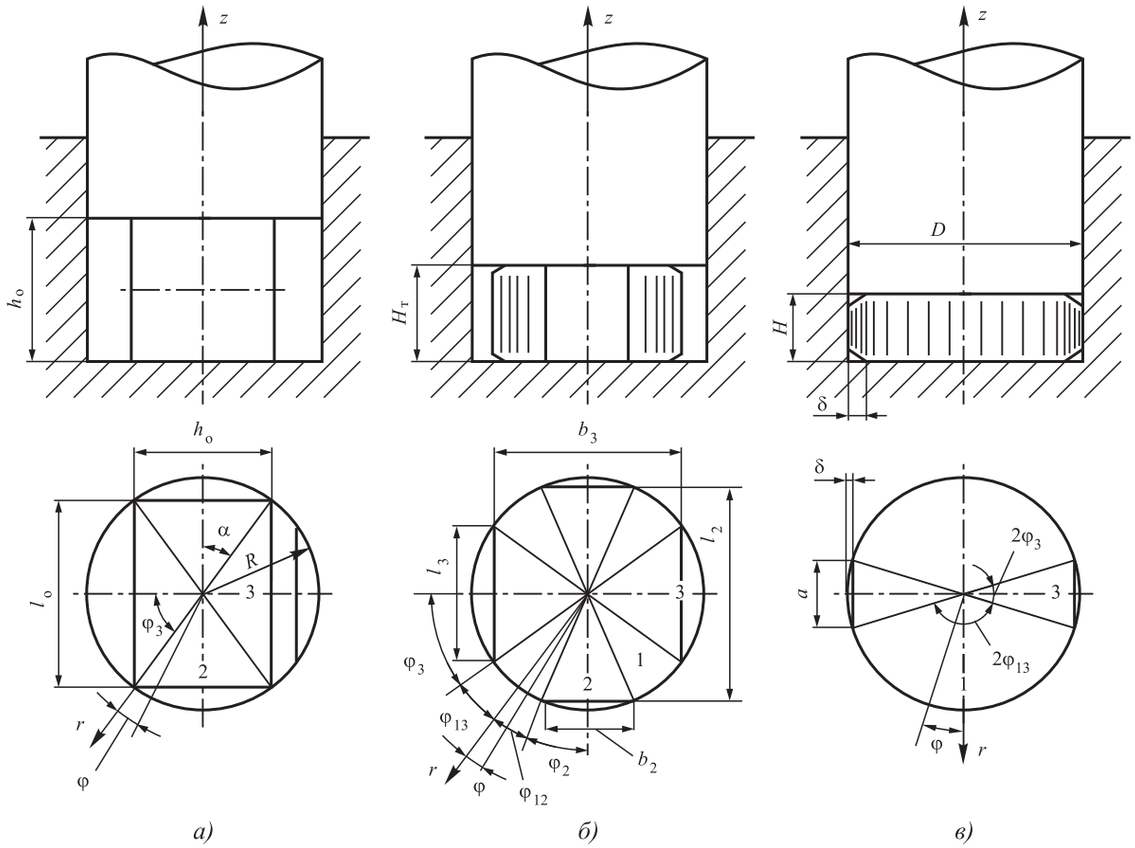


Рис. 2. Блочная модель процесса поперечной осадки на различных стадиях:

а — в исходном состоянии; *б* — на стадии развитых пластических деформаций; *в* — на завершающей стадии осадки с образованием сегментных фасок $a \times \delta$

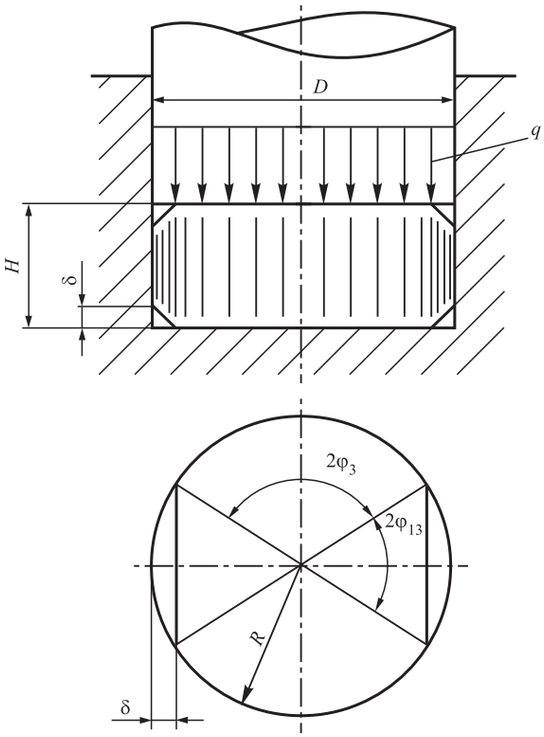


Рис. 3. Схема завершающей стадии осадки с двумя парами блоков 1 и 3

ционный отжиг для снятия упрочнения и выравнивания механических свойств по объему.

Теоретическое исследование процесса поперечной осадки в цилиндрической матрице и схемы разбивки на блоки приведено в работе [6] и выполнено по методике, предложенной Л.Г. Степанским (см. кн.: Расчеты процессов обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1979. 215 с.).

На рис. 2 представлена блочная модель процесса поперечной осадки на различных стадиях.

На рис. 3 приведены схема завершающей стадии осадки с двумя парами блоков 1 и 3 — треугольных и секторных и исследуемые факторы процесса: относительная высота $\bar{H} = H/D$, сегментные фаски $a \times \delta$, давление q, а также фактор формоизменения (величина незаполнения угла штампа) — относительная

zp618.indd 262 30.05.2018 10:52:04

фаска δ/R, где R — радиус цилиндрической матрицы. Для упрощения расчетов принято допущение о равномерности распределения давления q по контактной поверхности пуансона и заготовки.

Для завершающей стадии поперечной осадки, характеризующейся заполнением цилиндрической формы матрицы с образованием на заготовке в угловых зонах сегментных фасок с размерами $a \times \delta$, выражение для давления осадки q, полученное энергетическим методом из условия равенства мощностей внешних и внутренних сил, имеет вид:

$$q = 4\sigma_s R^2 \times$$
$$\times \left\{ \left[\varphi_{13} + 2 + \frac{\varphi_{13}}{\varphi_3} + \left(\frac{\varphi_{13}}{\varphi_3} + \sqrt{3} \right) \frac{\sin 2\varphi_3}{2} \right] \frac{1}{\sqrt{3}} + \right.$$
$$\left. + \mu\varphi_{13}\bar{H}\left(1 + \frac{0,17\varphi_{13}}{\bar{H}^2}\right) + 0,5\mu\pi\left(1 - \frac{\delta}{R}\right) \right\} \frac{1}{S_д},$$

где σ_s — напряжение течения материала заготовки, МПа;

φ_{13}, φ_3 — углы блочной модели в завершающей стадии, рад;

μ — коэффициент контактного трения;

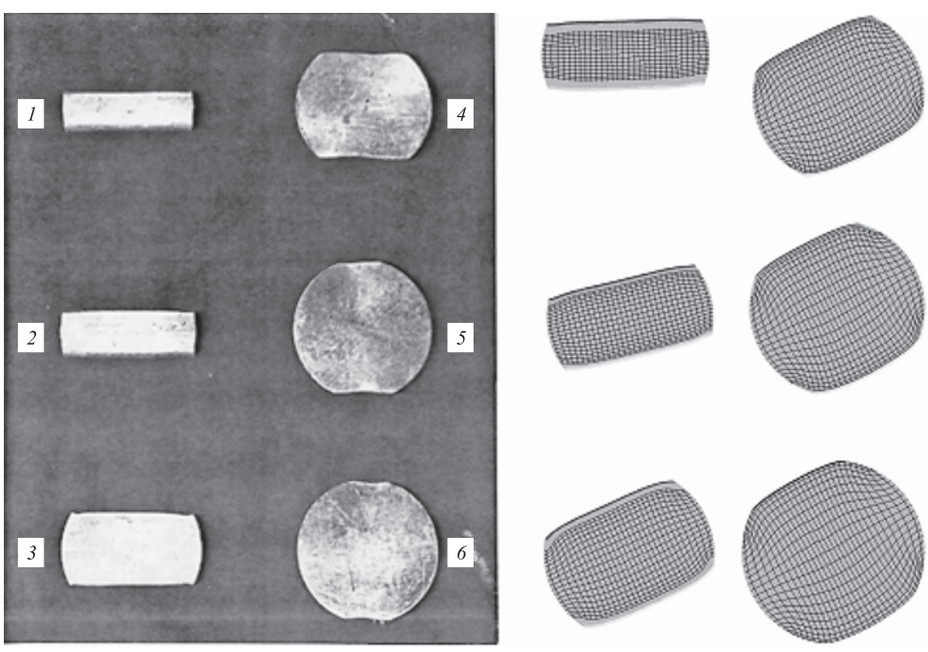
$S_д$ — площадь поверхности деформирования, мм^2, $S_д = 2R^2(\sin 2\varphi_{13} + \sin 2\varphi_3)$.

Для выявления особенностей формоизменения при поперечной осадке выполняли исследования на прутковых и полосовых заготовках из авиаля АД31 с различным соотношением геометрических размеров (пруток ∅7×18 мм, полоса 1 1×22×3 мм, квадрат 17×17×2,5 мм) на основе математического и физического моделирования в вычислительной системе DEFORM-3D [9, 10] и на кривошипном прессе К2130Б силой 1 МН.

Компьютерное моделирование позволило выявить стадии формоизменения при поперечной осадке, характерные для физического эксперимента (рис. 4).

Анализ последовательности формоизменения заготовок при физическом моделировании показал, что вначале происходит заполнение матрицы по длине заготовки, а затем — рост деформации уширения до полного оформления цилиндрической поверхности в средней части заготовки. Процесс осадки также сопровождается образованием сегментных фасок. У очень тонких заготовок ($H/D > 0,01$) возможно незаполнение в виде сегментной вогнутости (см. рис. 4, *а*).

При физическом моделировании реализован многофакторный эксперимент на заготовках из сплава АД31 (матрица диа-



а) *б)*

Рис. 4. Стадии формоизменения полосовой заготовки при физическом (*а*) и компьютерном (*б*) моделировании

zp618.indd 263 30.05.2018 10:52:04

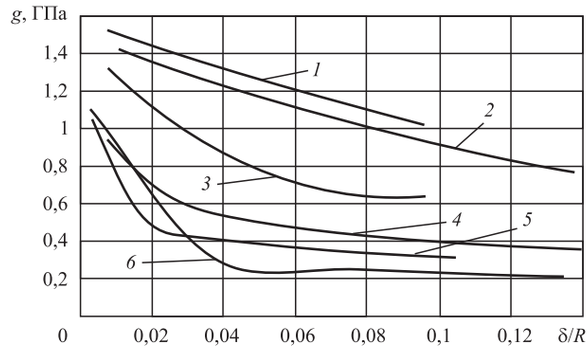


Рис. 5. Взаимосвязь давления осадки *q* и относительной сегментной фаски δ/*R*

1—3 — по уравнению регрессии; *4—6* — по результатам моделирования в DEFORM; *1, 4* — *H/D* = 0,06; *2, 5* — *H/D* = = 0,08; *3, 6* — *H/D* = 0,1;

метром 25 мм). Варьируемый фактор: относительная высота *H/D* = 0,06...0,08—0,1 с интервалом варьирования 0,02. Исследовали зависимость выходного параметра (отклика) удельной силы (давления) на пуансоне от величины незаполнения — относительной сегментной фаски δ/*R*, значения которой изменялись от 0,01 до 0,14, что в натуральном выражении при *R* = 12,5 мм соответствовало 0,125 и 1,75 мм.

В ходе обработки результатов эксперимента построена математическая модель для давления поперечной осадки, ГПа, в виде уравнения регрессии:

$$q = 1,728 - 4,813\frac{\delta}{R} - 1,348\frac{H}{R} - 1,656\frac{\delta H}{R^2} -$$
$$- 4,463\frac{\delta^2}{R^2} + 0,213\frac{H^2}{R^2} + 12\frac{\delta H^2}{R^3} + 109,5\frac{\delta^2 H}{R^3}.$$

В результате моделирования были получены зависимости давления поперечной осадки *q* от параметров относительной высоты *H/D* и относительной фаски δ/*R* (рис. 5), а также построен график зависимости деформирующей силы от перемещения пуансона (рис. 6).

Выполнены также конечно-элементные расчеты формоизменения (деформации лагранжевой сетки) при различных условиях контактного трения: расчеты полей скоростей, деформаций, напряжений и силовых параметров. Например, при отсутствии смазки и максимальном контактном трении окончательное формоизменение происходит с образованием дефектов типа "зажим" (рис. 7).

Статистическая обработка результатов теоретического анализа, физического и вычислительного экспериментов показало их удовлетворительную сходимость.

Установлено, что на завершающей стадии поперечной осадки тонких заготовок (0,01 < *H/D* < 0,1) заготовок при формировании сегментной фаски удельные силы (давление) достигают высоких значений (до 1,4...1,5 ГПа) [9], что приводит к низкой стойкости оснастки даже из высоколегированных инструментальных сталей и высокой вероятности разрушения. В связи с этим сделан вывод, что для снижения давлений в операциях холодной объемной штамповки необходимо использовать короткие (0,1 < *H/D* < 1) заготовки, формоизменение которых происходит более устойчиво.

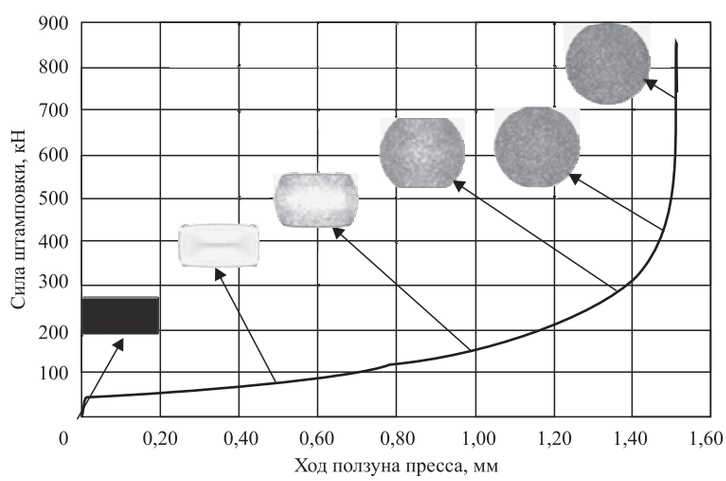


Рис. 6. Зависимость силы осадки от перемещения пуансона

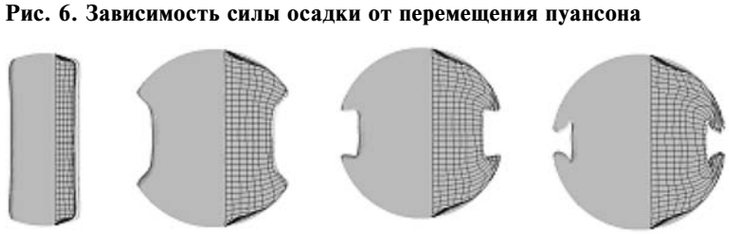


Рис. 7. Стадии формоизменения при максимальном трении с образованием дефекта типа "зажим"

Выводы

1. Для изготовления тонких и коротких цилиндрических заготовок в условиях производства с изменяющейся серийностью применение вырубки нецелесообразно, так как связано с вы-

zp618.indd 264 30.05.2018 10:52:04

сокими материальными издержками (значительными отходами и большими капитальными затратами на оборудование и оснастку).

2. Существенно снизить трудоемкость и себестоимость производства коротких цилиндрических заготовок для штамповки возможно за счет разработки и внедрения инновационной технологии безотходного изготовления отрезкой от сортового проката с последующей поперечной осадкой в закрытой матрице.

3. Основными технологическими факторами, влияющими на силовые параметры и показатели качества, являются относительная высота осаженных заготовок и величина сегментной фаски. С их уменьшением давление осадки и деформирующая сила существенно возрастают. При минимальных значениях для тонких заготовок давление может достигать 1,4...1,5 ГПа, что приводит к низкой стойкости штамповой оснастки.

4. Для использования коротких заготовок в операциях объемной штамповки их целесообразно применять с относительными фасками $\delta/R = 0{,}04...0{,}06$ для снижения давлений и подвергать последующей калибровке.

5. Тонкие цилиндрические заготовки можно применять в операциях листовой штамповки — гибке, вытяжке (после рекристаллизационного отжига). Рельефную формовку и чеканку также можно совмещать с калибровкой для устранения сегментных фасок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Лисунец Н.Л., Цепин М.А., Смирнов О.М. и др.** О видах исходных заготовок из алюминиевых сплавов и выборе процессов изготовления из них полуфабрикатов и изделий // Цветные металлы. 2005. № 1. С. 87—91.
2. **Лисунец Н.Л.** Повышение эффективности процессов изготовления полуфабрикатов и заготовок из металлопроката в условиях с изменяющейся серийностью // Сборник докладов VIII Конгресса "Кузнец-2008". Рязань, 2008. С. 208—211.
3. **Кухарь В.Д., Бойко О.А.** Осадка квадратной и шестигранной заготовки в круговую матрицу // Известия ТулГУ. Технические науки. 2012. Вып. 10. С. 260—267.
4. **Соловцов С.С.** Производство точных заготовок отрезкой и вырубкой // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2005. № 9. С. 22—24.
5. **Пат. 5322056 СССР.** Устройство для безотходного изготовления из прутков коротких заготовок / С.С. Соловцов, А.А. Козьмин, Н.Л. Лисунец. 1989. БИ № 48.
6. **Лисунец Н.Л.** Силовой режим закрытой поперечной осадки в цилиндрической матрице // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1990. № 6. С. 2—3.
7. **Solomonov K.N., Tishchuk L.I.** Review of software for simulation of metal forming processes // Collective monograph on the XV International Scientific Conference "New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering". Czestochowa (Poland). 2014. No. 40. P. 287—291.
8. **www.deform3d.ru.**
9. **Лисунец Н.Л., Хоанг Мань Жой.** Моделирование процесса изготовления коротких цилиндрических заготовок для холодной объемной штамповки закрытой поперечной осадкой // Состояние и перспективы развития отечественных технологий обработки металлов давлением и оборудования кузнечно-прессового машиностроения: сб. Рязань, 2017. С. 307—310.

Николай Леонидович Лисунец, канд. техн. наук,
lisunec@yandex.ru;
Хоанг Мань Жой

zp618.indd 265 30.05.2018 10:52:04

УДК 621.778

Г.Н. Гурьянов *(ОАО "НИИметиз", г. Магнитогорск),*
С.В. Смирнов *(Институт машиноведения УрО РАН, г. Екатеринбург)*

Оценка в поперечном сечении проволоки вдоль рабочего канала волоки степени деформации материальных волокон с разным направлением к оси волочения

Выполнен расчет абсолютного и относительного прироста длины материальных волокон, их истинной деформации в центральном и периферийных слоях проволочной заготовки в зависимости от коэффициента вытяжки круглой сплошной заготовки. При движении в очаге пластической деформации волокна могут только удлиняться или укорачиваться, либо сначала укорачиваться, а затем удлиняться. Для предложенной схемы деформации материальных волокон расчеты показали более высокое различие степени деформации волокон при коэффициенте вытяжки проволочной заготовки от 1,8 до 3,0.

Ключевые слова: волочение; проволока; методика расчета; материальные волокна; рабочий конус волоки; центральные и периферийные слои проволоки; неоднородность деформации; знакопеременная деформация; внутренние напряжения; коррозионная стойкость; качество проволоки.

Calculation of absolute and relative increase in length of the material fibers, their true strain in the central and peripheral layers of wire rod according to the drawing coefficient of circular solid blank is executed. When driving in the focus of plastic deformation of the fibers can only be extended or shortened, or first shortened and then lengthened. For the proposed scheme of deformation of material fibers calculations showed higher difference in degree of deformation of fibers at drawing coefficient of wire rod from 1.8 to 3.0.

Keywords: drawing; wire; method of calculation; material fibers; cone worker of die; central and peripheral layers of wire; heterogeneity deformation; alternating deformation; internal stress; corrosion resistance; quality of wire.

Неоднородность деформации элементарных объемов в очаге пластического формоизменения заготовки оказывает отрицательное влияние на ее деформируемость и качество металлоизделия. В работе [1] показана неоднородность деформации материальных волокон с разным направлением относительно внешней нагрузки при одноосном растяжении и простом сдвиге. Для теории и практики волочения необходимо знать характер деформации материальных волокон в разных частях очага пластической деформации круглого сплошного профиля.

Цель исследований — определение характера деформации материальных волокон, расположенных под различным углом к оси волочения круглой сплошной заготовки в центральных и периферийных областях рабочего канала волоки.

Перед входом очага пластической деформации, в диаметральной плоскости выделили элементарную площадь в виде квадрата *ADBC*, имеющего единичную длину сторон (рис. 1). Каждую сторону квадрата разделили на четыре равные отрезка. Отрезки ограничены вершинами квадрата и числами от 1 до 12. Из точек *A* и *C* провели прямые, соединяющие границы отрезков. Эти прямые определяют исходные направления и значения длин материальных волокон заготовки волочения. На-

zp618.indd 266 30.05.2018 10:52:04

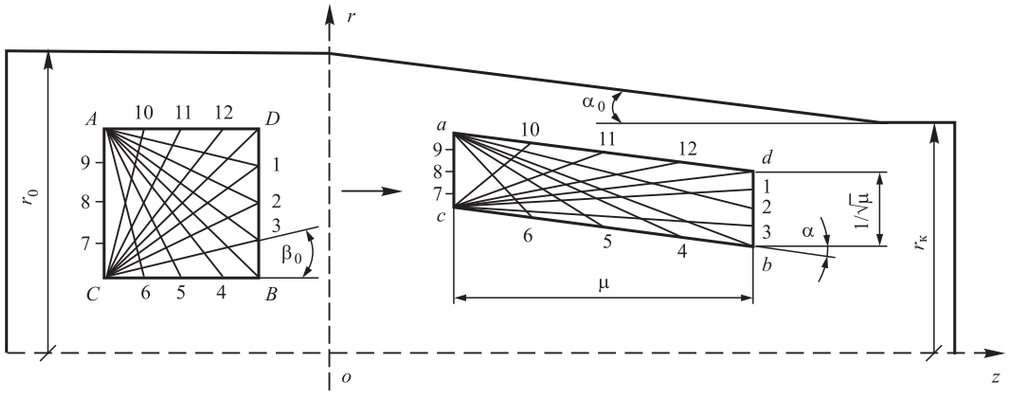


Рис. 1. Схемы к определению деформации материальных волокон проволочной заготовки, ограниченных сторонами элементарного квадрата

пример, волокна *A*1 и *C*3 имеют одинаковую длину $\sqrt{1+(1/4)^2}$ и, соответственно, наклонены к оси волочения под углом β_0, равным 166 и 14°. С вертикальной осью эти волокна составляют угол ±76°.

В рабочем конусе волоки элементарный квадрат испытал растяжение и сжатие, а также — сдвиг в диаметральной плоскости. В результате деформации квадрат преобразился в элементарный параллелограмм. Вертикальные стороны *AC* и *DB* не изменили своего направления, но уменьшили длину. На выходе рабочего конуса их длина составляет

$$ac = db = 1/\sqrt{\mu},$$

где $\mu = r_0^2/r_k^2$ — коэффициент вытяжки; r_0, r_k — радиус заготовки до и после деформации соответственно.

Горизонтальные стороны квадрата на выходе конуса имеют длину

$$ad = cb = \mu/\cos\alpha,$$

где α — угол наклона сторон *ad* и *cb* с осью волочения, зависящий от удаления элементарного квадрата от оси *oz*.

При удалении квадрата от оси *z* на расстояние r_0 углы рабочего конуса α_0 и сдвига α равны. Если квадрат лежит на оси волочения, то $\alpha = 0$, и в рабочем конусе он принимает форму прямоугольника. Принятое расположение сторон четырехугольника *adbc* обеспечивает выполнение гипотезы плоских поперечных сечений, широко используемой при инженерных методах расчета напряженно-деформированного состояния в процессе волочения круглого сплошного профиля [1].

Рассмотрим волокна *A*6 и *C*10, составляющие с осью *z* углы 104 и 76°, а с вертикальной осью ±14°. Для этих волокон даны формулы для расчета исходной длины, абсолютной и относительной длины после обжатия с коэффициентом вытяжки μ и логарифмической продольной деформации:

$$A6 = C10 = \sqrt{1+(1/4)^2};$$

$$a6 = \sqrt{\left(1/\sqrt{\mu}\right)^2 + \left(\mu/4\cos\alpha\right)^2 + \sqrt{\mu}\,\mathrm{tg}\,\alpha/2};$$

$$c10 = \sqrt{\left(1/\sqrt{\mu}\right)^2 + \left(\mu/4\cos\alpha\right)^2 - \sqrt{\mu}\,\mathrm{tg}\,\alpha/2};$$

$$oa6 = a6/A6;\ \ oc10 = c10/C10;$$

$$\varepsilon(a6) = \ln(oa6);\ \ \varepsilon(c10) = \ln(oc10).$$

На рис. 2 приведены зависимости длины и относительного ее изменения для волокон *A*6 и *C*10, а также для волокон: *A*4 (β_0 = 127°) и *C*12 (53°); *A*5 (117°) и *C11* (63°). При расчетах были приняты три значения угла сдвига волокон α: 0, 4 и 8°.

Для волокон *A*1 (166°), *A*2 (153°), *A3* (143°), *C*1 (37°), *C*2 (27°), *C*3 (14°), *AB* (135°) и *CD* (45°) на рис. 3 приведены зависимости длины от коэффициента вытяжки при его малых (*а*) и повышенных (*б*) значениях только при α = 8°.

Волокна, проходящие через т. *A* и составляющие с осью волочения угол β_0 от 90 до 180°, в рабочем конусе волоки имеют большую длину, чем волокна с одинаковой проекцией на вертикальную ось *r* и ограниченные вершиной *C* элементарного квадрата:

$$a2 > c2;\ \ a3 > c1;\ \ a4 > c12;$$

$$a5 > c11;\ \ a6 > c10;\ \ ab > cd.$$

zp618.indd 267 30.05.2018 10:52:04

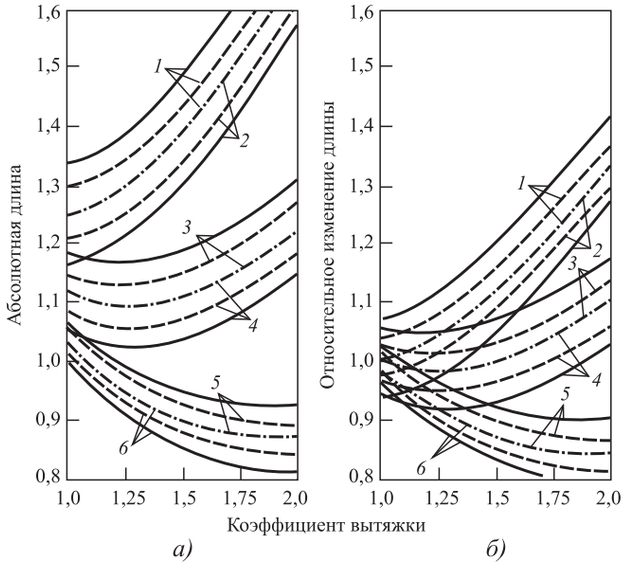


Рис. 2. Зависимости длины волокна (*а*) и ее относительного изменения (*б*) от коэффициента вытяжки:

1 — β_0 = 12 7°; *2* — β_0 = 5 3°; *3* — β_0 = 1 17°; *4* — β_0 = 6 3°; *5* — β_0 = 1 04°; *6* — β_0 = 76°; сплошные линии — α = 8 °; штриховые — α = 4°; штрихпунктирные — α = 0°

Только при малых обжатиях (μ < 1,4) имеет место неравенство *a*1 < *c*3. Это обусловлено малым углом наклона волокон *A1* и *C3* к линии волочения и действием деформации сдвига при $\alpha \neq 0$. Кривые на рис. 4 позволяют уточнить разницу значений длины для двух волокон с одинаковой проекцией на вертикальную ось *r*.

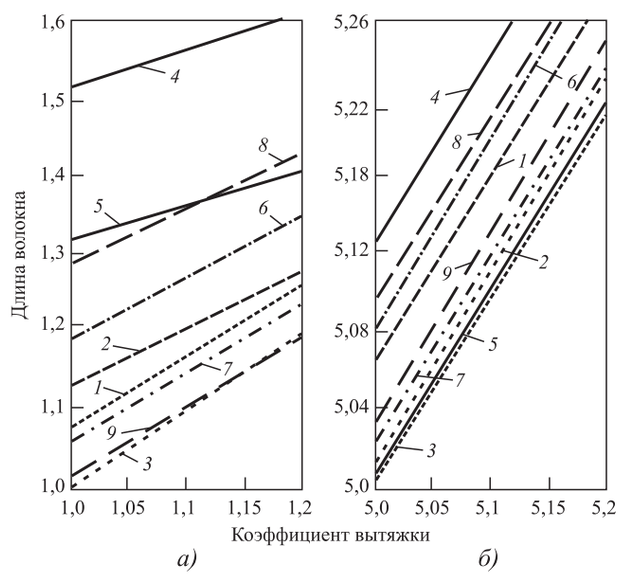


Рис. 3. Зависимости длины волокна от коэффициента вытяжки при α = 8°:

1 — *a*1; *2* — *c*3; *3* — *cb*; *4* — *ab*; *5* — *cd*; *6* — *a*2; *7* — *c*2; *8* — *a*3; *9* — *c*1

Данные рис. 2, *а* и рис. 3, *а* при μ = 1 дают возможность оценить влияние на длину волокна только деформации сдвига. Расстояние между штрихпунктирными (α = 0 °), штриховыми (α = 4°) и сплошными (α = 8°) линиями увеличивается с ростом коэффициента вытяжки до определенного значения (рис. 2, *а*). При этом наблюдается укорочение волокон. Это характерно для волокон, составляющих незначительный угол с осью *r* (например, волокна *A*5 и *C*11, *A*6 и *C*10).

При дальнейшем повышении обжатия заготовки волокна начинают удлиняться. Длина основной части волокон при разных значениях угла α непрерывно увеличивается с ростом коэффициента вытяжки. При повышенных обжатиях (см. рис. 3, *б*) волокна *c*1, *c*2, *c*3, *cd* и *cb*, проходящие через т. *C*, менее отличаются друг от друга по длине, чем волокна *a*1, *a*2, *a*3 и *ab* с более высоким значением угла β_0. Линии на рис. 3, *б* почти строго прямолинейные и параллельные.

Разница значений длины для двух волокон с одинаковой проекцией на вертикальную ось *r* в зависимости от их ориентации на первых стадиях деформации может даже возрастать с ростом обжатия (см. рис. 4). Для волокон с малым углом наклона к оси волочения при μ < 1,5 разность (*a*1—*c*3) меньше нуля. С увеличением угла α (см. рис. 4, *б*) усиливается

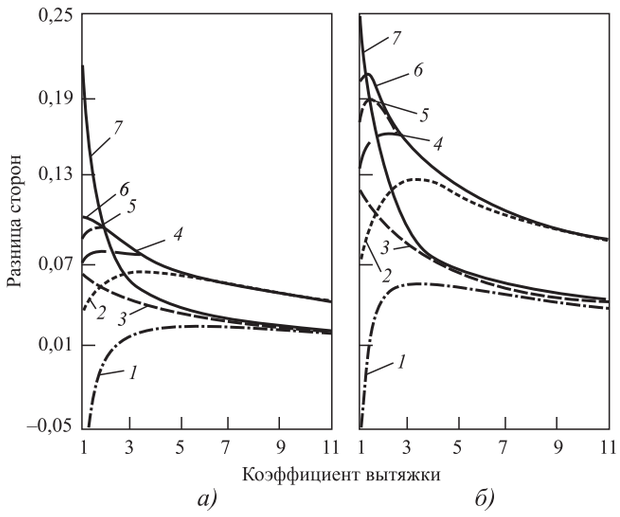


Рис. 4. Различие продольного размера двух волокон:

а — α = 4°; *б* — α = 8°; *1* — *a*1—*c*3; *2* — *a*6—*c*10; *3* — *a*2—*c*2; *4* — *a*4—*c*12; *5*—*a*5—*c*11; *6* — *ab*—*cd*; *7* — *a3*—*c1*

zp618.indd 268 30.05.2018 10:52:05

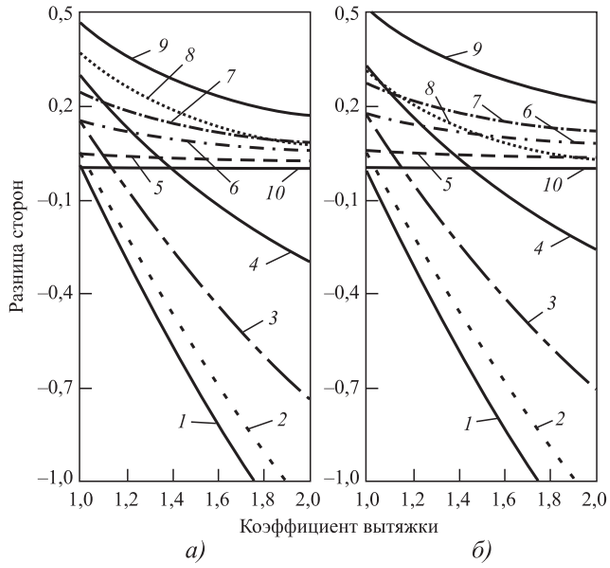


Рис. 5. Различие продольного размера двух волокон:
а — $\alpha = 4°$; *б* — $\alpha = 8°$; *1* — *ac—ad*; *2* — *a6—ad*; *3* — *a5—ad*; *4* — *a4—ad*; *5* — *a1—ad*; *6* — *a2—ad*; *7* — *a3—ad*; *8* — *cd—ad*; 9 — *ab—ad*; *10* — линия для нулевой разницы

различие продольных размеров сравниваемых волокон.

На рис. 5 показано различие размера волокон, проходящих через вершину *A* элементарного квадрата, и волокна *CD* (см. рис. 1) с размерами волокна *AD*, параллельного оси волочения до начала деформации. Исходная длина базового волокна *AD* меньше других, за исключением длины волокна *AC (AD = AC)*.

С увеличением обжатия волокна *ac, a6, a5, a4* при определенных степенях деформации становятся короче базового волокна *ad*. При этом различие длины волокон *a1*, *a2*, *a3*, *cd*, *ab* и *ad* стало меньше. С повышением угла α от 4 до 8° возросла абсолютная разница размеров сравниваемых пар волокон. Волокна *AD* и *AC* имеют разное направление по отношению к оси волочения (см. рис. 1), поэтому интенсивно возрастает разность *ad* и *ac* с ростом вытяжки

$$\Delta l_1 = ad - ac = \frac{\mu}{\cos\alpha} - \frac{1}{\sqrt{\mu}}. \quad (1)$$

Величина Δl по формуле (1) увеличивается с ростом коэффициента вытяжки и значительно больше, чем разница длин двух волокон с одинаковой проекцией на вертикальную ось *r* (см. рис. 4). Различие размеров для волокон *ad* и *ac* в поверхностном слое максимально ($\alpha = \alpha_0$). В центральном слое ($\alpha = 0$) эта разница меньше:

$$\Delta l_0 = ad - ac = \mu - \frac{1}{\sqrt{\mu}}.$$

Сдвиговая деформация отсутствует в центральном слое, и логарифмическая деформация волокна *ad* составляет $\varepsilon_0 = \ln\mu$. В поперечном сечении с тем же коэффициентом вытяжки логарифмическая деформация волокна в периферийном слое определяется как

$$\varepsilon = \ln\left(l_\mu / l_{\mu=1}\right),$$

где $l_{\mu=1}$, l_μ — соответственно длина волокна, ограниченная сторонами элементарного квадрата до деформации, и длина этого волокна после деформации с коэффициентом вытяжки μ. Разница значений $l_{\mu=1}$ и l_μ в общем случае вызвана деформацией растяжением—сжатием и сдвиговой деформацией.

Отношение ε и ε_0 характеризует степень различия деформированного состояния конкретного волокна по отношению к волокну *ad* в центральном слое и в том же поперечном сечении с коэффициентом вытяжки μ

$$C_{cd} = \ln\left(l_\mu / l_{\mu=1}\right) / \ln\mu.$$

Можно рассчитать среднее значение параметра C_{cd} в поперечном сечении и во всем очаге пластической деформации, которое может служить оценкой неоднородности деформации в конкретном сечении или объеме деформации. Однако для этого необходимо знать не только геометрию очага деформации, но и долю волокон с определенным направлением.

При значениях коэффициента вытяжки заготовки 1,15 и 2,0 построены зависимости продольной деформации ε волокон от значения их первоначального угла наклона β_0 (рис. 6). Волокна находятся на оси волочения ($\alpha = 0$) и в периферийном слое очага пластической деформации ($\alpha = 8°$). Область углов, при которых волокна укорачиваются, ограничена значениями β_0^* и β_0^{**}. С увеличением коэффициента вытяжки протяженность области β_0^*—β_0^{**} уменьшилась и возросло в ней среднее значение деформации укорочения волокон. При $\alpha = 0$ линии зависимостей симметричны относительно оси сдвига *r*, проходящей через

zp618.indd 269 30.05.2018 10:52:05

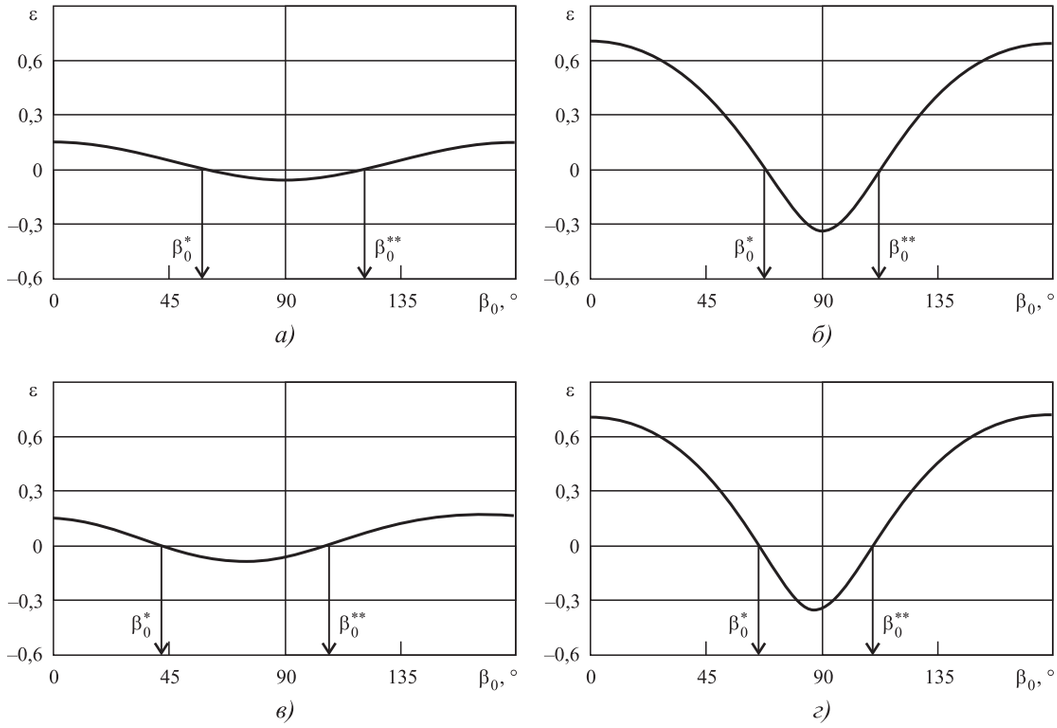


Рис. 6. Зависимости продольной деформации ε волокон от угла наклона β_0 при коэффициенте вытяжки 1,15 (*а*, *в*) и 2,0 (*б*, *г*):

а, *б* — нет сдвига; *в*, *г* — $\alpha = 8°$

$\beta_0 = 90°$. Минимум кривой сместился в сторону уменьшения угла β_0 при $\alpha = 8°$.

На выходе рабочего конуса параллелограмм *adbc* получает сдвиг в обратном направлении на угол α и преобразуется в прямоугольник со сторонами $1/\sqrt{\mu}$ и μ. Поэтому волокна, получившие дополнительное удлинение или укорочение от действия сдвига на входе рабочего конуса в сравнении с волокнами того же направления в центральном слое, получают деформацию в обратном направлении на выходе волоки.

На выходе волоки волокна при коэффициенте вытяжки 2, например, с направлением $\beta_0 = 76°$ удлиняются, а волокна с $\beta_0 = 135°$ укорачиваются. Таким образом, волокна в периферийных слоях могут испытывать знакопеременную деформацию, что было отмечено в работе [2]. При многопроходном волочении конечное формоизменение заготовки определяется нормальными компонентами деформации в каждом проходе. От первого прохода к последующему при многопроходном волочении сужается область значений углов β_0^*—β_0^{**}, при которых волокна укорачиваются, т.е. деформация волокон в очаге пластического формоизменения заготовки становится более однородной по своей направленности.

К материальным волокнам можно отнести различные фазы и включения, у которых один размер значительно больше двух других. Это могут быть цементитные пластины в перлитной стали (см. кн.: Гриднев В.Н., Гаврилюк В.Г., Мешков Ю.Я. Прочность и пластичность холоднодеформированной стали. Киев: Наукова думка, 1974. 231 с.). Разный характер деформации цементитных пластин в зависимости от расположения в рабочем канале волоки и ориентации может привести при определенных степенях обжатия заготовки к высокой неоднородности их деформированного состояния, вызывающей дополнительные внутренние напряжения.

Дополнительные расчеты истинной деформации волокон разного направления и представленные данные (рис. 2— 5) позволяют сделать вывод, что более высокое различие степени деформации волокон наблюдается в диапазоне значений коэффициента вытяжки от 1,8 до 3,0 (или технологической степени де-

zp618.indd 270 30.05.2018 10:52:06

формации Q от 44 до 67 %). Максимальная неоднородность деформации волокон в указанной области обжатия круглой заготовки должна оказать определенное влияние на уровень внутренних напряжений, деформируемость заготовки и физико-механические свойства протянутой проволоки.

Это заключение согласуется с результатами ряда экспериментальных исследований. Например, в работе А.Н. Семавиной, В.Г. Гаврилюк, С.А. Терских и др. (О природе масштабного эффекта в холоднотянутой стальной проволоке // Физико-химическая механика материалов. АН УССР. 1979. № 2. С. 36—40) отмечено, что при суммарных степенях технологической деформации углеродистой проволоки Q = 40...50 % в ней возникают остаточные напряжения около 75 % предела текучести. У такой проволоки несколько меньший уровень усталостной и коррозионной стойкости, чем у проволоки с деформацией Q = 75...90 %.

Образцы проволоки из стали 12Х18Н10Т [3, 4], протянутой со степенью деформации Q = 66 %, разрушились при действии растягивающей нагрузки в сероводородсодержащей среде в течение 50...144 ч, а после проведения отпуска этой проволоки при температуре 400 °С время до разрушения увеличилось в 2 раза. Стойкость холоднотянутых образцов с меньшей и большей степенью деформации находилась в интервале 200...300 ч. Увеличение стойкости к сероводородному растрескиванию проволоки после проведения отпуска вызвано снижением внутренних напряжений [3].

Заключение. Определена схема деформации материальных волокон в центральном и периферийных слоях проволочной заготовки. В зависимости от степени деформации заготовки, места расположения материальных волокон и их ориентации на выходе волоки волокна могут увеличить, уменьшить или оставить без изменения свою длину.

Монотонную деформацию в очаге пластического течения испытывают только волокна, находящиеся параллельно и перпендикулярно оси волочения в центральном слое заготовки. Величина и знак различия размеров двух волокон в очаге пластического формоизменения зависят от их первоначальных размеров, ориентации и удаления от оси волочения, а также степени их деформации и угла волочения.

Для предложенной схемы деформации материальных волокон расчеты показали более высокое различие степени деформации волокон при коэффициенте вытяжки проволочной заготовки от 1,8 до 3,0.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Аркулис Г.Э., Дорогобид В.Г.** Теория пластичности: учеб. пособие для вузов. М.: Металлургия, 1987. 352 с.
2. **Богатов А.А., Мижирицкий О.И., Смирнов С.В.** Ресурс пластичности металлов при обработке металлов давлением. М.: Металлургия, 1984. 144 с.
3. **Процив И.М., Гурьянов Г.Н., Иванов В.П. и др.** Влияние технологических параметров изготовления высокопрочной проволоки на склонность к коррозионному растрескиванию в сероводородсодержащих средах // Физико-химическая механика материалов. АН УССР. 1985. № 5. С. 96—99.
4. **Отчет** о НИР. Разработка и освоение производства проволоки, канатов и кабелей, предназначенных для работ в средах, содержащих до 25 % сероводорода / В.П. Иванов, Г.Н. Гурьянов, Х.Н. Белалов и др. Магнитогорск: ВНИИметиз, 1985. № Г.Р. 01850018374. 43 с.

Геннадий Николаевич Гурьянов, канд. техн. наук,
ggnbelorhome@rambler.ru;
Сергей Витальевич Смирнов, д-р техн. наук

zp618.indd 271 30.05.2018 10:52:06

УДК 669-1

В.Б. Бутыгин, Л.Д. Собачкина
(Алтайский государственный технический университет им. И.И. Ползунова, г. Барнаул)

Технологические свойства быстрорежущих сталей с интерметаллидным упрочнением

Рассмотрены в озможности повышения те хнологических св ойств быст рорежущих ст алей с интерметаллидным упрочнением в ре зультате микролегирования. Показано, что введение микродобавок Ti, Si, Zr, Nb, N увеличивает пластичность и свариваемость исследуемых сталей.

Ключевые слова: легирование; теплостойкость; интерметаллиды; быстрорежущие стали; ковкость; свариваемость.

The possibilities of increasing of technological properties of high-speed steels with intermetallic simplification as result of microalloying are considered. It is shown the increase in plasticity and weldability of studied steels by the introduction of microadditives of Ti, Si, Zr, Nb and N.

Keywords: alloying; heat resistance; intermetallics; high-speed steels; ductility; weldability.

Введение. Для инструментальных сталей неизменно актуальны задачи повышения механических свойств и теплостойкости, что позволит расширить возможность обработки конструкционных сталей повышенной прочности. Количество таких сталей в настоящее время увеличивается, особенно жаростойких, на никелевой основе, аустенитных и др.

Эти задачи частично решаются изменением состава быстрорежущих сталей [1—5], однако повышение легированности может привести к увеличению стоимости инструментальной стали, но не компенсироваться повышением производительности инструментального материала.

Обработка конструкционных сталей повышенной прочности в большей степени целесообразна быстрорежущими сталями с интерметаллидным упрочнением, превосходящими по свойствам широко используемые стали с карбидным упрочнением.

Стали на основе Fe—Mo(W)—Co за счет выделения интерметаллидов типа $(Fe, Co)_7$—$(Mo, W)_6$ обладают высокими теплостойкостью, твердостью и достаточными прочностью и ударной вязкостью. На основании этого были разработаны стали В14М7К25, В11М7К23, В3М12К23 высокой (до 720 °С) теплостойкости (Бутыгин В.Б. Исследование инструментальных сталей и сплавов высокой теплостойкости с интерметаллидным упрочнением: автореф. дис. ... канд. техн. наук. М.: ХЭЗУ Миннефтепрома, 1975. 26 с.). В результате последующих исследований была разработана сталь В4М8К17Т (теплостойкость 730 °С, для 60 HRC) с более высокими механическими свойствами в сравнении с приведенными выше сталями, легированная титаном, цирконием, азотом, ниобием и кремнием [6].

Наряду со значимостью повышения механических свойств и теплостойкости инструментальной стали важно не снизить ее технологичность. Исследованы технологические свойства быстрорежущей стали с интерметаллидным упрочнением В4М8К17Т в сравнении со сталью В3М12К23.

Химический состав сталей В4М8К17Т и В3М12К23 приведен в табл. 1.

Определение ковкости. Ковкость определяли по выходу годного. Температура ковки

zp618.indd 272 30.05.2018 10:52:06

1. Химический состав исследуемых сталей, % мас.

Сталь	C	W	Mo	Co	V	Nb	Si	Ti	Zr	N	Fe
В4М8К17Т	0,1...0,15	3,2...4,6	7...10	16...18	0,1...0,5	0,1...0,4	0,2...0,35	1,1...1,5	0,04...0,1	0,02...0,08	Остальное
В3М12К23	0,06...0,14	2,5...3,5	11,5...12,5	22,5...23,5	0,5...0,7	—					

1050...1150 °С. Для исследования ковкости отливали слитки массой 8 кг, диаметром 90 мм. Слитки деформировали на прутки квадратного сечения 10×10 мм по следующей схеме: "квадрат" 20×20 мм, а затем "квадрат" 10×10 мм. В каждом переделе осуществляли подогрев вторых концов.

При ковке слитка из стали В3М12К23 почти не наблюдали трещин. Выход годного составил 75...80 %.

При ковке слитка из стали В4М8К17Т трещин не было. Выход годного 80...85 %.

Таким образом, легирование быстрорежущих сталей кремнием, титаном и особенно микродобавками циркония, азота, ниобия позволяет значительно повысить выход годного до значений для быстрорежущих сталей с карбидным упрочнением.

Для более полной характеристики ковкости исследуемых сталей определяли пластичность сталей при высоких температурах методом испытания на скручивание. Для этой цели изготовляли образцы, используемые для определения прочности на разрывной машине (тип I II, ГОСТ 1497—84). Образцы предварительно отжигали и подвергали шлифованию. Температуры испытания: 1050, 1100, 1150 и 1200 °С.

В процессе испытания определяли число n — число оборотов одной головки образца относительно другой до разрушения. Между числом оборотов образца до разрушения и поведением стали при горячей деформации существует зависимость. Пластичность и ковкость стали удовлетворительные (полностью предупреждается брак по трещинам), если $n > 8$ (Анджюс П.А. Исследование и выбор быстрорежущей стали и термической обработки сверл: автореф. дис. ... канд. техн. наук. М.: ХЭЗУ Миннефтепрома, 1972. 20 с.). Результаты испытания приведены в табл. 2.

Таким образом, исследования показали преимущества в ковкости стали с интерметаллидным упрочнением В4М8К17Т, легированной микродобавками циркония, азота, ниобия.

2. Показатель пластичности исследуемых сталей

Сталь	Число оборотов образца до разрушения при температуре испытания, °С			
	1050	1100	1150	1200
В3М12К23	9,3	8,9	6,5	7,4
В4М8К17Т	10,5	9,8	9,5	9,6

Исследование свариваемости. Изготовление из быстрорежущих сталей с интерметаллидным упрочнением цельных инструментов (сверл, концевых фрез и т.п.) неэкономично из-за их высокой стоимости. Поэтому существенное значение приобретает определение способности этих сталей к свариваемости [7].

Исследовали свариваемость режущей части резца из стали с интерметаллидным упрочнением с хвостовиком из другой стали двумя методами сварки — трением (на машине МСТ-23) и контактной стыковой (на машине МСТ-2001).

Для исследования использовали заготовки диаметром 18 мм, в качестве хвостовика — заготовку из стали 40Х.

Сварку трением проводили при давлении 4 атм; время процесса 7,5 с, контактную стыковую сварку — с мощностью 2,5 кВт, время процесса 2,5 мин.

После сварки заготовки подвергали отжигу по следующему режиму: температура 840...860 °С, повышение температуры со скоростью 40...50 °С/ч, выдержка 2 ч, охлаждение на воздухе.

Твердость стали В3М12К23 после отжига составляла 33...34 HRC, а стали В4М8К17Т — 29...30 H RC. Меньшая твердость стали обеспечивает лучшую механическую обработку при изготовлении из нее инструмента. Предел прочности сварного соединения при испытаниях на растяжение для обеих сталей равен 360...380 МПа.

После отжига осуществляли механическую обработку сварного шва. После стыковой сварки сварной шов в сравнении со сварным швом после сварки трением был больше и требовал

zp618.indd 273 30.05.2018 10:52:06

дополнительной дошлифовки. Сварной шов на образце из стали В4М8К17Т обрабатывался легче из-за меньшей твердости образца после отжига. При осмотре сварного шва внешне и с помощью ультразвукового контроля было выявлено отсутствие вмятин, прожогов, трещин, пор. Этих дефектов не было обнаружено для образцов из обеих исследуемых сталей.

Закалку рабочей части сварного инструмента проводили с подогревом до 800...850 °С. Окончательный нагрев в рабочей части: 1230...1240 ° С для стали В3М12К23 и 1240...1250 ° С для стали В4М8К17Т. Охлаждение — в масле. После закалки осуществляли однократный отпуск при температуре 590...600 °С для стали В3М12К23 и 600...610 °С для стали В4М8К17Т, выдержка 2,5 ч, охлаждение на воздухе.

Твердость режущей части 67...68 HRC для стали В3М12К23 и 68...69 H RC для стали В4М8К17Т.

В последующих испытаниях резцов поломок по сварному шву не наблюдали. Таким образом, свариваемость обеих сталей удовлетворительная.

Выводы

Микролегирование быстрорежущих сталей с интерметаллидным упрочнением титаном, кремнием, ниобием, цирконием и азотом приводит к повышению механических и технологических свойств. Эти свойства превосходят свойства ранее разработанных сталей такого типа:

- выход годного повышен на 5...10 % и соответствует лучшим показателям для быстрорежущих сталей с карбидным упрочнением;
- механическая обработка изделий требует меньших трудозатрат из-за низкой твердости после отжига;
- хорошие показатели пластичности при высоких температурах (n = 9,5...10,5);
- удовлетворительная свариваемость при использовании сварки трением и контактно-стыковой сварки (отсутствие вмятин, прожогов, трещин, пор);
- удешевление стоимости материала при рациональном микролегировании недорогостоящими элементами.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Бутыгин В.Б., Степаненко Н.А.** Инструментальные стали для обработки авиационных титановых сплавов: сб. науч. тр. Барнаул, 1996. С. 31.
2. **Собачкина Л.Д., Бутыгин В.Б., Демидов А.С.** О влиянии легирующих элементов на механические свойства быстрорежущих сталей с интерметаллидным упрочнением // Ползуновский вестник. 2 016. № 3. С. 164—167.
3. **Собачкина Л.Д., Бутыгин В.Б.** О возможности применения низколегированных быстрорежущих сталей // Актуальные вопросы и перспективы развития науки и образования: материалы междунар. науч.-практ. конф., г. Минск, 25 ноября 2016 г. Нефтекамск: НИЦ "Мир науки", 2016. С. 50—53.
4. **Бутыгин В.Б., Собачкина Л.Д., Околович Г.А.** Влияние содержания кремния на свойства теплостойких инструментальных сталей // Ползуновский альманах: электрон. науч.-техн. журн. 2 016. № 4. URL: http://elib.altstu.ru/elib/books/books.htm.
5. **Собачкина Л.Д., Бутыгин В.Б.** Об оптимизации составов низколегированных быстрорежущих сталей // Современная техника и технологии: проблемы, состояние и перспективы: материалы VI всерос. науч.-практ. конф. Рубцовск: РИИ, 2016. С. 102—104.
6. **Пат. 2 620233 Российская Федерация, МПК C22C 38/14 (2006.01).** Инструментальная сталь с интерметаллидным упрочнением / В.Б. Бутыгин, Л.Д. Собачкина, А.С. Демидов, Г.А. Околович. № 2015154935; заявл. 21.12.2015; опубл. 23.05.2017, Бюл. № 15.
7. **Бутыгин В.Б., Свит П.П., Воробьёв О.П.** Исследование свариваемости и шлифуемости быстрорежущих сталей с интерметаллидным упрочнением // Пути повышения качества и надежности инструмента: материалы зон. науч.-техн. конф. Барнаул, 1989. С. 11.

Виктор Борисович Бутыгин, канд. техн. наук;
Лариса Джумаевна Собачкина,
karpov43@list.ru

zp618.indd 274 30.05.2018 10:52:06

УДК 620.181

В.В. Глебов, Ю.И. Матвеев
(Волжский государственный университет водного транспорта, г. Нижний Новгород),
А.А. Хлыбов *(Нижегородский государственный технический университет имени Р.Е. Алексеева)*

Влияние легирования на механические и коррозионные характеристики стали типа 23Х15Н7М2

Исследовано влияние химического состава, способа выплавки и ре жима тер мической обработки на механические и коррозионные свойства стали типа 23Х15Н7М2. Показано, что при вводе в состав стали кобальта, ванадия, кремния происходит повышение уровня прочностных характеристик стали 23Х15Н7М2 в а устенитном состоянии. Установлено, что термообработка по ре жиму № 2 обе спечивает получение в ст руктуре исследуемой стали большего количества мартенсита по сравнению с термообработкой по режиму № 1.

Ключевые сл ова: ст аль пере ходного к ласса; а устенит; мар тенсит; зак алка; т ермоциклическая обработка; отпуск; коррозия; механические свойства.

The influence of chemical composition, melting method and heat treatment regime on the mechanical and corrosional properties of type 23Kh15N7M2 steel is studied. It is shown that when the cobalt, vanadium and silicon into the composition of steel is introduced the level of strength characteristics of 25Kh15N7M2 steel in the austenite state increases. It is established that heat treatment according to the regime № 2 ensures the production of greater amount of martensite in the studied steel structure than in the heat treatment according to the regime № 1.

Keywords: transition-grade steel; austenite; martensite; quenching; thermocyclic treatment; tempering; corrosion; mechanical properties.

Сталь 23Х15Н7М2 была разработана для изготовления магнитных заготовок деталей с заданным расположением магнитных и немагнитных участков, создаваемых локальной термической обработкой [1]. Также сталь 23Х15Н7М2 можно применять для изготовления цельных валов электродвигателей с магнитными и немагнитными участками взамен сварных деталей системы управления и защиты реактора АЭС.

Однако несмотря на то что использование стали 23Х15Н7М2 для деталей электрических машин в монолитном исполнении позволяет снизить трудоемкость изготовления деталей, ее широкое применение сдерживается недостаточно высоким уровнем физико-механических характеристик мартенсита отпуска стали 23Х15Н7М2 [2].

В этой связи актуальны исследования по уточнению химического состава [3], способа выплавки и режима термической обработки для повышения механических и коррозионных свойств стали 23Х15Н7М2 [4].

Были проведены опытные плавки с введением в состав стали типа 23Х15Н7М2 кобальта, ванадия, кремния (табл. 1), что обеспечило повышение уровня прочностных характеристик стали в аустенитном состоянии, причем эти значения в 1,5—2 раза выше, чем у стали 12Х18Н10Т (табл. 2).

Все образцы стали содержат 0,20...0,24 % C; 0,39...0,57 % Mn; менее 0,025 % S и P. Образцы стали плавок № 330, 331, 332 и 339 были выплавлены в индукционной печи ИСТ-0,16, плавок № 126, 425 и 105 — в дуговой основной электропечи ДСП-1,5. Образец стали плавки № 425 был подвергнут электрошлаковому переплаву, а плавки № 105 — вакуумно-дуговому переплаву.

Повышение содержания кремния до 1,33 % (плавка № 332) приводит к увеличению предела текучести до максимального значения 453 МПа, предела прочности до 1370 МПа, при этом достигаются максимальные значения пластических характеристик (δ = 52,5 %;

1. Химический состав стали типа 23Х15Н7М2 опытных плавок, % мас.

Номер плавки	Cr	Ni	Co	Si	Mo	V	Ti
330	16,0	4,54	2,5	0,27	1,91	0,66	—
331	15,8	4,3	2,06	1,05	1,6	0,57	—
332	15,4	4,3	2,54	1,33	1,65	0,5	-
339	15,8	4,42	2,6	0,36	—	1,32	0,16
126	15,3	4,4	2,3	0,41	1,83	1,01	—
425	15,0	6,1	—	0,79	2,08	—	—
105	15,3	5,9	—	0,44	1,3	0,58	—

zp618.indd 275 30.05.2018 10:52:06

2. Механические и коррозионные свойства опытных образцов стали типа 23Х15Н7М2 в аустенитном состоянии

Номер плавки	Механические свойства					Склонность к МКК	Режим термообработки
	$\sigma_{0,2}$	$\sigma_в$	δ	ψ	*KC*U, МДж/м^2		
	МПа		%				
330	330	960	50,5	44,5	2,8	Нет	Предварительная обработка 800 °С, 3 ч, вода; закалка 1070 °С, 3 ч, вода
331	410	1140	48,3	48,8	2,6		
332	453	1370	52,5	53,5	2,2		
339	360	1410	33,8	35,9	1,9	Слабая	
126	340	992	61,2	62,4	3,0	Нет	
105	280	1036	58,1	58,6	3,0		
425	330	920	80,0	65,8	3,0		
12Х18Н10Т	198	520	40,0	55,0	1,5		Закалка 1070 °С, 3 ч, вода

ψ = 5 3,5 %). Отсутствие молибдена в стали плавки № 339 обеспечивает достижение максимального предела прочности ($\sigma_в$ = 1410 МПа), но при этом существенно снижаются пластические характеристики до δ = 33,8 % и ψ = 35,9 %.

Максимальный уровень пластических характеристик стали в аустенитном состоянии отмечается у стали плавки № 425.

Для получения максимального количества мартенсита были опробованы два режима термической обработки: режим № 1 — предварительная обработка 800 °С, 3 ч, вода; закалка 1070 °С, 3 ч, вода; термоциклическая обработка 800 °С, 5 циклов по 1 ч, вода; отпуск 400 °С, 10 ч, воздух; режим № 2 — предварительная обработка 800 °С, 3 ч, вода; закалка 1070 °С, 3 ч, вода; термоциклическая обработка 800 °С, 5 циклов по 0,5; 1; 2; 3 и 4 ч, вода; промежуточная закалка 900 °С, 3 ч, вода; промежуточное старение 750 °С, 10 ч, вода; отпуск 400 °С, 10 ч, воздух.

Механические свойства стали типа 23Х15Н7М2 опытных плавок в зависимости от режима термообработки приведены в табл. 3.

При вводе в состав стали 2,5 % Со при сравнении с базовым составом прочностные характеристики практически остаются без изменения, однако незначительно снижаются пластические свойства и ударная вязкость. Легирование кремнием в количестве 1,05 % (плавка № 331) и 1,33 % (плавка № 332) снижает ударную вязкость практически в 2 раза.

При исследовании влияния режима термообработки на механические свойства стали плавок № 330, 331, 332 и 339 было установлено, что прочностные и пластические характеристики находятся примерно на одном уровне, тогда как ударная вязкость несколько выше при термообработке по режиму № 2. Очевидно, это связано с перераспределением карби-

3. Механические свойства стали типа 23Х15Н7М2 в зависимости от режима термообработки № 1/№ 2

Номер плавки	$\sigma_{0,2}$	$\sigma_в$	δ	ψ	*KC*U, МДж/м^2
	МПа		%		
330	1100/1120	1220/1200	13,2/12,2	39,4/35,7	0,28/0,3
331	1150/1100	1260/1250	15,2/14,3	38,1/36,8	0,14/0,15
332	1200/1200	1350/1300	13,7/12,4	35,6/34,0	0,14/0,15
339	1120/1120	1200/1200	13,0/12,7	45,0/48,2	0,37/0,40
126	1120/1158	1250/1228	13,5/12,7	49,3/48,2	0,28/0,3
425	1100/1180	1350/1320	15,1/14,2	32,3/31,5	0,15/0,17
105	1120/1070	1200/1167	15,8/15,4	49,3/48,7	0,47/0,5

zp618.indd 276 30.05.2018 10:52:06

дов хрома с границ зерен и с более равномерным их распределением по телу зерна.

Термообработка по режиму № 2 обеспечивает получение в структуре стали ~90...95 % мартенсита, а термообработка по режиму № 1 — ~80...85 % мартенсита. Также установлено, что применение электрошлакового переплава повышает уровень магнито-мягких свойств мартенсита отпуска стали типа 23Х15Н7М2 на 15...20 %.

Для определения влияния легирования, термообработки и способа выплавки на коррозионные характеристики стали типа 23Х15Н7М2 были проведены сравнительные испытания образцов ряда плавок в синтетической морской воде (в 3%-ном растворе NaCl). Результаты испытаний приведены в табл. 4.

Стали всех опытных плавок в аустенитном состоянии (режим термообработки А) имеют меньшую скорость коррозии и более положительный потенциал коррозии по сравнению со сталью 12Х18Н10Т. Лучшей коррозионной стойкостью в аустенитном состоянии обладает сталь плавки № 425—А.

В мартенситном состоянии (режим термообработки № 2) минимальную скорость коррозии имеет сталь плавки № 105—2, однако потенциал коррозии более положителен у стали плавки № 126—2. Сталь плавки № 339—2 характеризуется большим разбросом значений потенциала коррозии, что связано с отсутствием в составе стали молибдена. Сравнивая коррозионные характеристики сталей опытных плавок со сталями 12Х18Н10Т (аустенитное состояние) и 20Х13 (мартенситное состояние), можно отметить более высокую коррозионную стойкость стали типа 23Х15Н7М2.

4. Коррозионные характеристики стали 23Х15Н7М2 в зависимости от режима термообработки

Номер плавки — режим термообработки*	Скорость коррозии, г/(м^2·ч)	Потенциал коррозии, В
339—А	0,000359	+0,05...+0,17
339—2	0,00033	−0,04...+0,14
126—А	0,00029	+0,05...+0,14
126—2	0,00031	+0,05...+0,16
425—А	0,0000138	+0,03...+0,17
425—2	0,000296	+0,06...+ 0,09
105—А	0,000113	+0,08...+ 0,17
105—2	0,00024	+0,03...+ 0,09
12Х18Н10Т	0,00081	+0,06
20Х13	0,0215	−0,22...−0,23

* А — предварительная обработка 800 °С, 3 ч, вода; закалка 1070 °С, 3 ч, вода; 2 — термообработка по режиму № 2.

Микроструктура стали типа 23 Х15Н7М2 исследована методами оптической металлографии (рис. 1 , 3) и просвечивающей электронной микроскопии (рис. 2, 4).

Структура стали 23Х15Н7М2 в аустенитном состоянии (рис. 1) характеризуется зернами аустенита 5—6-го баллов с частицами карбидов хрома, присутствующими в теле зерна и на границах зерен. Размер карбидов хрома составляет ~1...3 мкм. Также в аустените отмечено присутствие 5...10 % δ-феррита.

Микротвердость аустенита HV ~280 МПа.

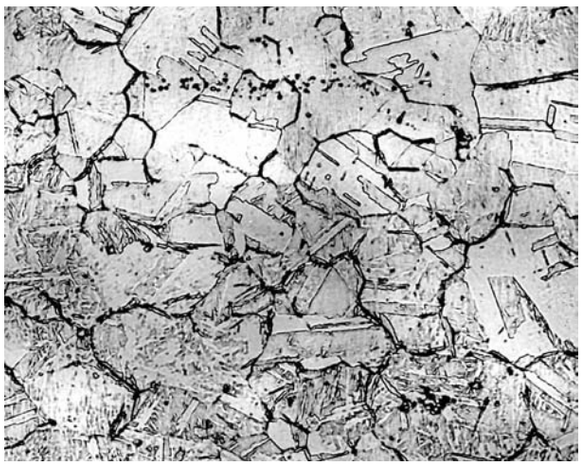


Рис. 1 . Микроструктура стали 2 3Х15Н7М2 (плавка № 339) в аустенитном состоянии. ×300

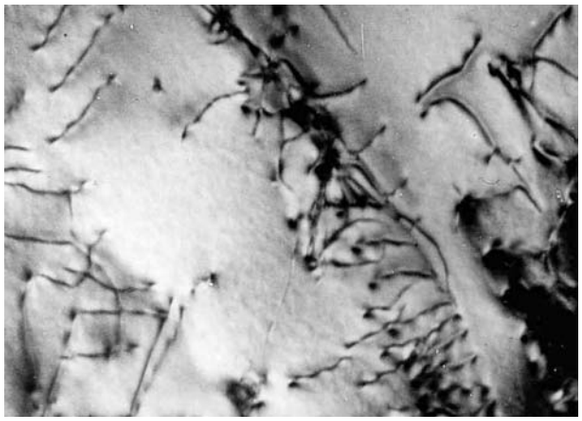


Рис. 2. Плоские скопления дислокаций в аустените стали 23Х15Н7М2 (плавка № 339). ×20 000

zp618.indd 277 30.05.2018 10:52:06

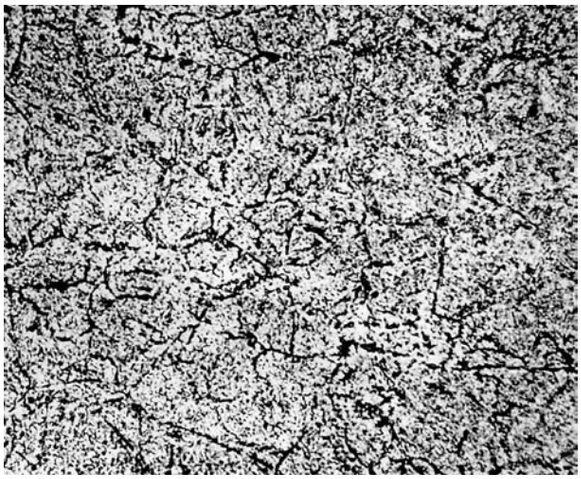


Рис. 3 . Микроструктура стали 2 3Х15Н7М2 (плавка № 339) в мартенситном состоянии. ×300

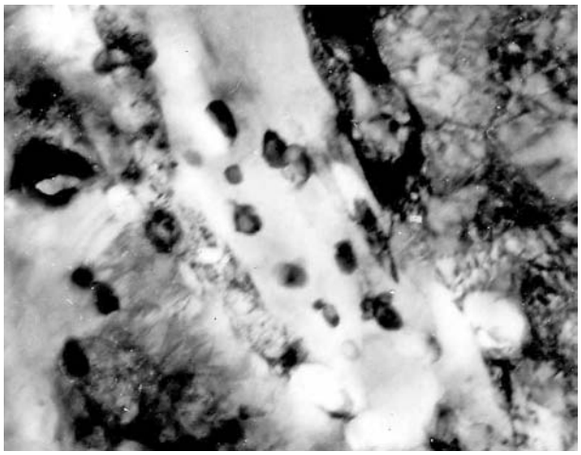


Рис. 4 . Карбиды хрома в мартенсите отпуска стали 23Х15Н7М2 (плавка № 339). ×20 000

Просвечивающая электронная микроскопия выявляет плоские скопления дислокаций, что свидетельствует о низкой энергии дефектов упаковки аустенита (рис. 2).

Структура стали в мартенситном состоянии (режим термообработки № 2) представляет собой мартенсит отпуска, в котором карбиды сравнительно равномерно расположены внутри зерна и более плотно — у его границ (рис. 3). Размер частиц карбидов составляет ~1...3 мкм. Микротвердость мартенсита HV ~ 410...440 МПа, размер зерна ~5-й балл.

Электронная микроскопия стали после термообработки по режиму № 2 выявляет большое количество карбидов хрома размером 100...500 нм, причем количество α-мартенсита составляет ~90 % (рис. 4).

Выводы

1. При введении в состав стали 23Х15Н6М2 кобальта, ванадия, кремния уровень прочностных характеристик стали в аустенитном состоянии в 1,5—2 раза выше, чем у стали 12Х18Н10Т.

2. Термообработка по режиму № 2 обеспечивает получение в структуре стали ~90...95 % мартенсита, а термообработка по режиму № 1 — ~80...85 % мартенсита.

3. Стали опытных плавок в аустенитном состоянии имеют меньшую скорость коррозии и более положительный потенциал коррозии по сравнению со сталью 12Х18Н10Т, лучшей коррозионной стойкостью в аустенитном состоянии обладает сталь плавки 425—А.

4. В мартенситном состоянии минимальную скорость коррозии имеет сталь плавки № 105—2, однако потенциал коррозии более положителен у стали плавки № 126—2. Сталь плавки № 339—2 характеризуется большим разбросом значений потенциала коррозии, что связано с отсутствием в составе стали молибдена.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Левин Ф.Л., Ульянин Е.А., Дмитриев В.А.** Немагнитная сталь с магнитными зонами в заданных участках заготовки // Высокопрочные немагнитные стали / отв. ред. О.А. Банных. М.: Наука, 1978. 231 с.
2. **Мишин Д.Д.** Магнитные материалы. М.: Высшая школа, 1991. 384 с.
3. **А.с. № 1560613.** Коррозионно-стойкая магнитомягкая сталь / В.В. Глебов, Ю.Н. Каленихин, И.Ю. Голова и др. 1988.
4. **Современные** технологии в машиностроении // XIV Междунар. науч.-практ. конференция: сб. статей. Пенза, 2010. 428 с.

Владимир Васильевич Глебов, канд. физ.-мат. наук,
vladimir_vasg@rambler.ru;
Юрий Иванович Матвеев, д-р техн. наук;
Александр Анатольевич Хлыбов, д-р техн. наук

zp618.indd 278 30.05.2018 10:52:06

УДК 621.771

А.Г. Колесников *(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)*,
Ю.С. Комиссарчук *(ЗАО "ИНКОММЕТ", г. Москва)*,
А.А. Филатов *(АО АХК "ВНИИМЕТМАШ им. академика А.И. Целикова")*

Современные методы резки горячих стальных заготовок крупных сечений

Выполнен анализ способов разделения нагретых заготовок крупных сечений. Подробно рассмотрен процесс разделения нагретых заготовок пильными дисками. Показано, что стойкость инструмента повышается при увеличении скорости подачи пильного диска. Рассмотрены схемы механизмов, обеспечивающих необходимые технологические режимы разделения нагретых заготовок с помощью пильных дисков.

Ключевые слова: горячая заготовка; роторная пила; пильный диск; режимы резания.

The analysis of separation methods for hot steel billets of large cross sections is carried out. The separation process of hot steel billets using saw blades is considered in detail. It is shown that the tool life is increased when feed speed of saw blade increases. Schemes of the tools providing the necessary modes for separating of hot billets by saw blades are considered.

Keywords: hot billet; rotary saw; saw blade; cutting modes.

Задача разделения горячих стальных заготовок и проката крупных сечений в металлургическом производстве выдвигает проблему выбора способа и оборудования для резки в целях обеспечения необходимого качества реза и необходимой производительности процесса [1].

Обычно при выборе оборудования для разделения заготовок крупных сечений анализируют (табл. 1) три способа разделения заготовок [2]:

1. Метод газовой резки. В процессе газовой резки удается разделять заготовки сплошного круглого или прямоугольного сечения, площадью 0,25 м^2 и более. Однако относительно низкая производительность, большие отходы металла в угар, ограниченный сортамент марок разрезаемых сталей и низкие экологические характеристики сдерживают применение этого способа.

2. Метод пластического деформирования сдвигом на ножницах. При резке ножницами происходит существенное искажение профиля разрезаемых заготовок, которое бывает недопустимым по условиям дальнейшего технологического процесса. Из-за высоких сил резания ножницы громоздки и сложны в обслуживании.

3. Метод резания с прерывистым образованием стружки пилами. Пилы позволяют разделять заготовки любой формы поперечного сечения без искажения профиля. В качестве режущего инструмента используют тонкий диск, имеющий профилированные зубья. Диск совершает два движения: вращение с окружной скоростью 70...110 м/с, называемой скоростью резания, и перемещение относительно центра разрезаемой заготовки, которое называют подачей. Скорость подачи на традиционных (маятниковых, рычажных, салазковых и т.п.) пилах составляет 0,05...0,15 м/с [1]. В отличие от традиционных пил в роторных пилах скорость подачи может достигать значений 1...1,5 м/с [3].

Согласно общепринятой гипотезе, силы, возникающие при резании металла способом снятия стружки, действуют на режущий зуб

zp618.indd 279 30.05.2018 10:52:06

1. Сравнение различных методов разделения горячих заготовок

Параметр	Газовая резка	Ножницы	Пилы	
			Традиционные	Роторные
Искажение профиля	Нет	Есть	Нет	
Косина реза		5...10 %		
Шероховатость поверхности	Риски до 1,0 мм	Нет	Риски глубиной до 0,5 мм	
Заусенец	До 10 мм		До 12 мм	До 5 мм
Время реза ($d_{заг}$ = 400 мм)	3...5 мин	5...10 с	1...2 мин	0,5 с
Мощность приводов ($d_{заг}$ = 400 мм)	Наличие газовой системы	~1 МВт	~400 кВт	~250 кВт
Применение в металлургии	Заготовка сплошного сечения		Заготовка любого профиля	
Отходы	Отходы в угар	Обрезки торцов	Мелкая стружка пылевидная	Стружка толщиной 2...3 мм
Стойкость инструмента	Высокая	Удовлетворительная	Низкая	Удовлетворительная

по передней и задней граням (рис. 1). Силы на передней грани осуществляют процесс образования стружки. Силы на задней грани, являясь следствием упругопластического контакта зуба с поверхностью разрезаемого металла, в процессе образования стружки не участвуют, но неизбежно возникают при резании [4].

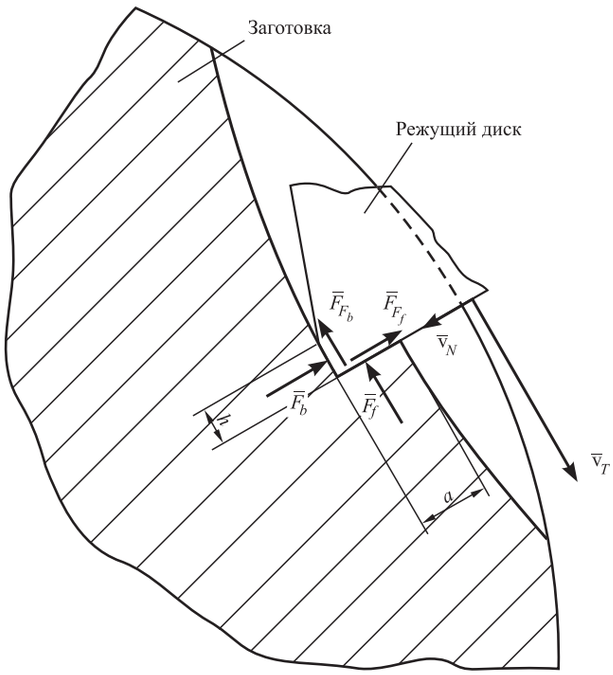


Рис. 1. Схема действия сил на зуб пилы при резе

В общем виде зависимости для определения тангенциальной T и радиальной R составляющих силы резания для одного зуба пильного диска можно представить следующими формулами [5]:

$$T = F_f + F_{F_b} = q_0 ab + \mu phb;$$

$$R = F_b + F_{F_f} = \mu_1 q_0 b + phb,$$

где F_f, F_b — сила, действующая по нормали к передней и задней грани зуба соответственно;

F_{F_f}, F_{F_b} — сила трения материала заготовки по передней и задней грани зуба соответственно;

q_0 — сопротивление деформации при резании пилами горячей резки;

p — контактное давление заготовки на заднюю грань зуба;

a — толщина слоя, снимаемого одним зубом, или подача на зуб;

μ, μ_1 — коэффициенты трения;

h — длина площадки контакта задней грани зуба с разрезаемым металлом;

b — толщина режущего диска.

Величины q_0, p, μ, μ_1 являются постоянными для данных условий резания. Работа, затрачиваемая на рез, складывается из полезной, зависящей только от подачи, и дополнительной, отражающей влияние трения по площадкам контакта зуба с металлом.

В процессе резания выделяется теплота, количество которой зависит от работы резания. Эта теплота распределяется между уходящей стружкой, зубом пилы и разрезаемой заготовкой.

zp618.indd 280 30.05.2018 10:52:07

При резании горячего металла теплота на зуб поступает также от контакта с заготовкой.

На рис. 1 представлены вектор $\overline{v}_T$ скорости резания, а также вектор $\overline{v}_N$ скорости подачи.

Решение задачи высокопроизводительной резки пилами горячих стальных заготовок крупных сечений следовало искать в резком сокращении времени резания повышением скоростей подачи при увеличении толщины снимаемой стружки и использовании соответствующих параметров профиля и материалов пильных дисков. При испытании форсированных режимов подач установлено, что силы резания возрастают в меньшей степени, чем толщина снимаемого слоя. При этом качество реза не ухудшается, а стойкость дисков существенно возрастает [5, 6].

Результаты исследований были учтены при создании роторных пил с повышенными до 1...2 м/с скоростями подачи. Особенность конструкции роторных пил связана с необходимостью осуществлять разрезание заготовки на высоких скоростях в короткое время при значительной энергии, потребной для разрезания заготовок крупного сечения.

Для реализации процесса резания в роторных пилах осуществляется планетарное движение вращающегося режущего диска. Подача на рез осуществляется в режиме запуска и торможении водила при его повороте на 360°.

Запас энергии, потребной для реза, накапливается во вращающемся маховике, установленном в линии вращения режущего диска от отдельного двигателя, а подача на рез осуществляется от двигателя привода водила. Роторные пилы постоянно совершенствуются [7]. Вначале роторные пилы изготовляли с клиноременным приводом вращения режущего диска, получившие название РР. Позднее вместо ременного привода стали применять зубчатый привод вращения режущего диска. Эти пилы получили название РЗ [5].

Схемы роторной пилы типа РЗ последней модели приведены на рис. 2 и 3 [3]. В корпусе *1*

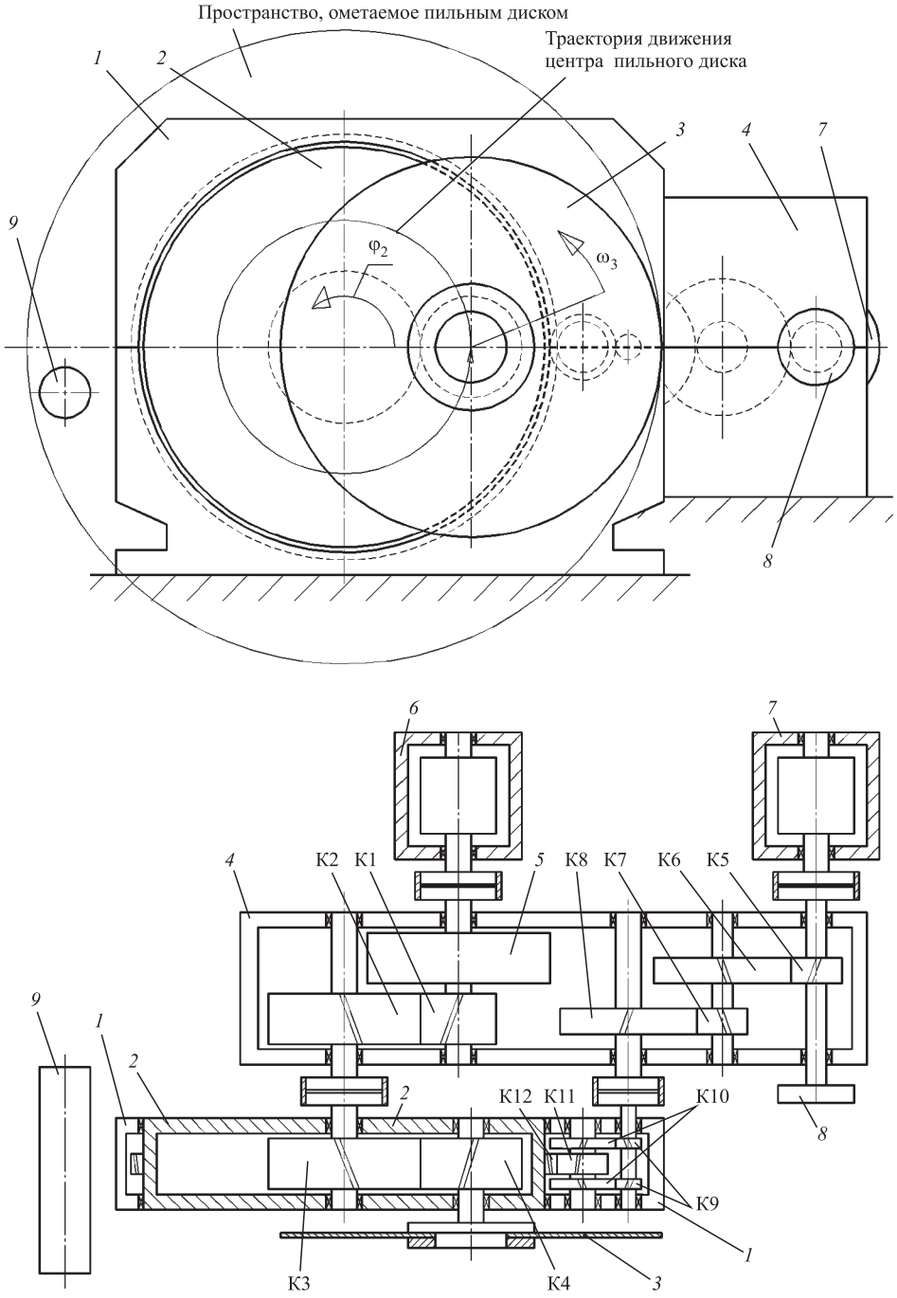


Рис. 2. Схема роторной пилы РЗ (водило *2* и пильный диск *3* в исходном положении)

zp618.indd 281 30.05.2018 10:52:07

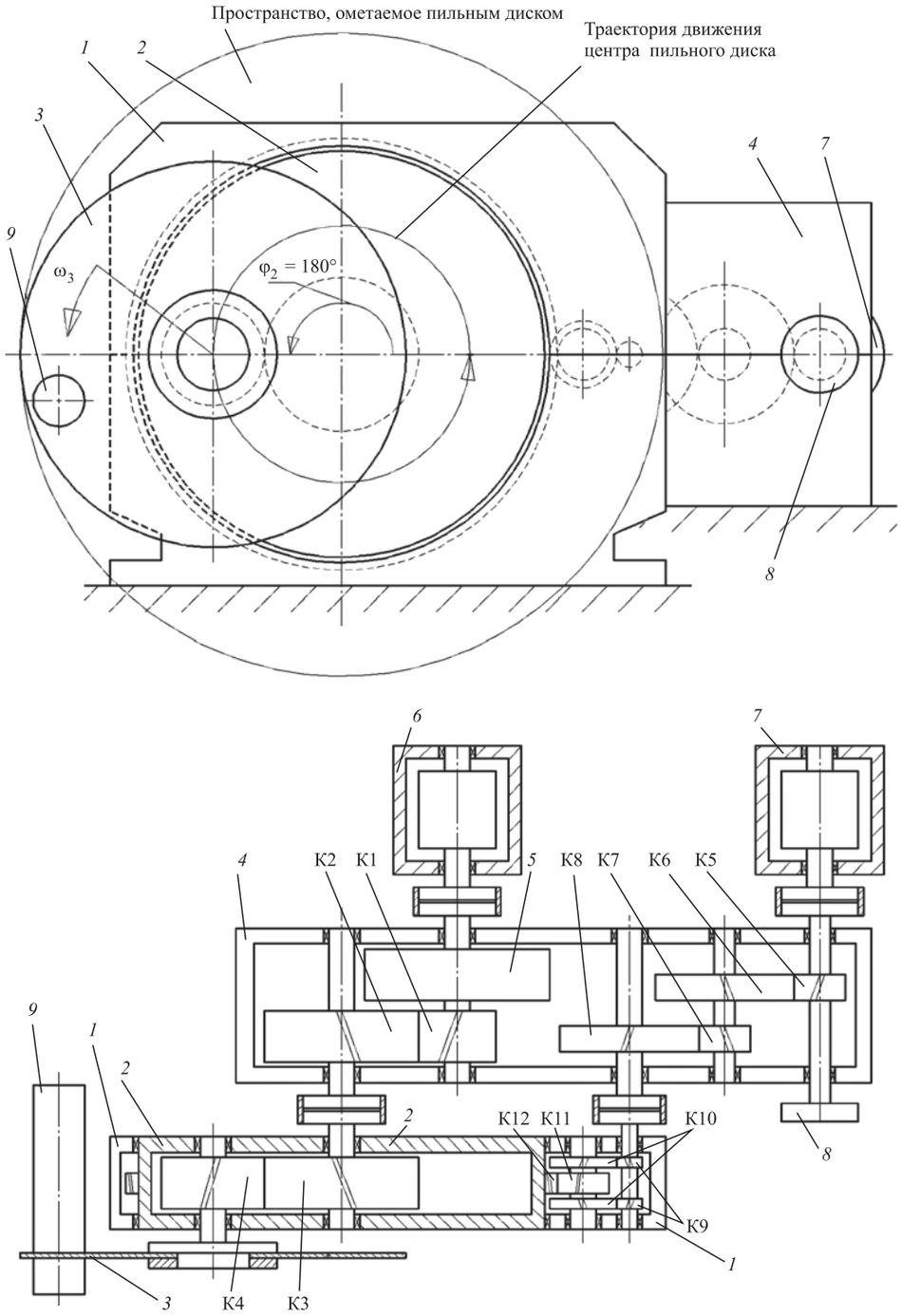


Рис. 3. Схема роторной пилы РЗ (водило *2* и пильный диск *3* после поворота водила на 180° относительно исходного положения)

рабочего механизма пилы на подшипниках смонтировано водило *2*. Внутри водила *2* установлена зубчатая передача с зубчатыми колесами К3 и К4. На валу зубчатого колеса К4 смонтирован пильный диск *3*. Рассмотренная зубчатая передача обеспечивает вращение пильного диска *3*.

В корпусе *1* пилы установлены две зубчатые передачи с зубчатыми колесами К9 и К10, а также зубчатыми колесами К11 и К12. Зубчатое колесо К12 жестко связано с водилом *2*. Эти зубчатые передачи обеспечивают вращение водила *2*. Кроме рабочего механизма в состав пилы входит также редуктор *4*. В корпу-

zp618.indd 282 30.05.2018 10:52:07

се редуктора установлена зубчатая передача с зубчатыми колесами К1 и К2. Эта зубчатая передача обеспечивает вращение зубчатого колеса К3 и, соответственно, — вращение пильного диска *3*.

Кроме того, в корпусе редуктора *4* установлены зубчатые передачи с зубчатыми колесами К5 и К6, а также с зубчатыми колесами К7 и К8. Эти зубчатые передачи обеспечивают вращение зубчатого колеса К9 и, соответственно, — вращение водила *2*. В корпусе редуктора *4* находится также маховик *5*, установленный на валу зубчатого колеса К1. Вращение пильного диска *3* обеспечивает электродвигатель *6*, а вращение водила *2* — электродвигатель *7*. На валу зубчатого колеса К5 установлен тормоз, представленный на схеме тормозным барабаном *8*.

На рис. 2 показана схема, в которой водило *2* находится в исходном положении. В этом положении водило *2* удерживается в неподвижном состоянии с помощью тормозного барабана *8*, а пильный диск *3* находится вне зоны реза на максимальном удалении от заготовки *9*. При этом пильный диск *3* вращается с угловой скоростью ω_3 с помощью электродвигателя *6* через соответствующие зубчатые передачи. Когда водило *2* находится в исходном положении, осуществляются подача заготовки *9* в зону реза и ее фиксация.

После фиксации заготовки *9* запускается электродвигатель *7*, который обеспечивает поворот водила *2* на угол $\varphi_2 = 360°$ и его остановку в исходном положении. Время поворота водила на угол $\varphi_2 = 360°$ составляет примерно 3 с.

При вращении водила *2* вал с зубчатым колесом К4 совершает планетарное движение относительно центрального вала с зубчатым колесом К3, осуществляя подачу диска *3* в направлении резания. На рис. 3 представлена схема, в которой водило *2* повернуто на $\varphi_2 = 180°$ относительно исходного положения (см. рис. 2), а диск *3* находится в зоне резания заготовки *9*.

В процессе разрезания заготовки *9* происходит уменьшение угловой скорости пильного диска *3*. Снижение угловой скорости диска определяется уменьшением кинетической энергии вращающихся масс, которые находятся в линии привода вращения диска. После остановки водила *2* в исходном положении (см. рис. 2) в течение 15...20 с с помощью двигателя *6* происходит восстановление угловой скорости пильного диска *3*. Это время используется для подачи горячей заготовки *9* в зону реза и фиксации заготовки в этой зоне.

Обладая уникальными техническими характеристиками (собственное время реза заготовки диаметром 600 мм — менее 1 с), роторные пилы получили признание в России и за рубежом. По производительности роторным пилам нет альтернативы при резке горячих заготовок крупного сечения.

Были разработаны серии пил с диаметром режущего диска от 1600 до 3200 мм [3, 6, 8, 9]. Более 30 агрегатов резки с роторными пилами (многие более 20 лет) успешно эксплуатируются в России и за рубежом, в том числе в Японии, США, Италии и других странах. Накоплен многолетний опыт совместного проектирования и поставок оборудования агрегатов горячей резки с отечественными и зарубежными предприятиями, например Innocenti и Danieli (Италия), Fairfield Machine (США), Sumitomo Metal и Toshiba (Япония).

Одновременно с разработкой роторных пил решались задачи создания агрегатов резки, включающих механизмы транспортировки и позиционирования заготовки с заданной точностью, поддержания заготовки для восприятия сил резания, выдачи отрезанной части, удаления отходов и стружки, охлаждения диска, защиты от случайных выбросов стружки и пр.

Были разработаны и внедрены разные схемы компоновок таких агрегатов для прокатных, заготовочных и трубопрокатных цехов, кузнечного и кольцепрокатного производства, предусматривающие:

- транспортировку заготовки по рольгангу к пиле в зону реза;
- установку заготовки с помощью упора на заданную длину;
- фиксацию разрезаемой заготовки с помощью прижима;
- разрезание проката на товарные длины и технологические отходы;
- удаление заусенцев, образующихся при резе, непосредственно в потоке;
- удаление из зоны реза технологической обрези и стружки;
- транспортировка по рольгангу к холодильнику.

Пилы в поточной линии металлургического агрегата зачастую определяют его производительность, а качество реза непосредственно

zp618.indd 283 30.05.2018 10:52:07

влияет на последующий передел. Поэтому качество и стойкость дисков являются важными факторами для оценки эффективности использования пил.

Гарантированная стойкость режущих дисков роторных пил составляет не менее 120...150 м^2 разрезанного сечения при резке заготовок из углеродистых и легированных сталей, нагретых до температуры 750...1100 °С. При таких температурах предел прочности материала разрезаемых заготовок не превышает 150...200 МПа.

В роторных пилах используют диски из недефицитных углеродистых марок сталей с малыми добавками легирующих элементов. Число заточек зубьев диска составляет 4...5, после чего диск можно переточить на меньший диаметр. Операция замены дисков занимает не более 10...15 мин. АСУТП пилы заранее предупреждает оператора о целесообразности такой замены.

В качестве примера многолетней успешной эксплуатации роторных пил, применяемых при резке заготовок крупных сечений в прокатных и кузнечных производствах, можно назвать роторные пилы РЗ-2500 и РЗ-3200. Пилы РЗ-2500 используют для резки заготовок диаметром до 410 мм на заводах фирм Nord Star (г. Y oungstown, O hio, США), S umitomo (г. Wakayama, Япония), АО "ВТЗ" (г. Волжский Волгоградской обл., Россия). Пилы РЗ-3200 применяют для резки заготовок диаметром до 500 мм в ПАО "Мотовилихинские заводы" (г. Пермь, Россия) и для резки заготовок диаметром до 600 мм на заводе фирмы ABS (г. Udine, Италия).

Разработано и освоено современное отечественное производство пильных дисков диаметром до 3200 мм на основе лазерных технологий [10]. На рис. 4 показан пильный диск диаметром 3200 мм. Технология производства также включает балансировку дисков и закалку зубьев.

На рис. 5 приведена роторная пила РЗ-2500 при резке заготовки диаметром 410 мм на Волжском трубном заводе.

В роторной пиле вращающийся диск совершает при резе движение по окружности. Пространство, ометаемое диском (см. рис. 2 , 3), закрыто защитным кожухом, конструкция которого полностью исключает выброс отходов реза в окружающее пространство и обеспечивает защиту от возникновения чрезвычайных ситуаций. Использование дисков из рекомендованных марок сталей исключает поломку и выброс зубьев при авариях.

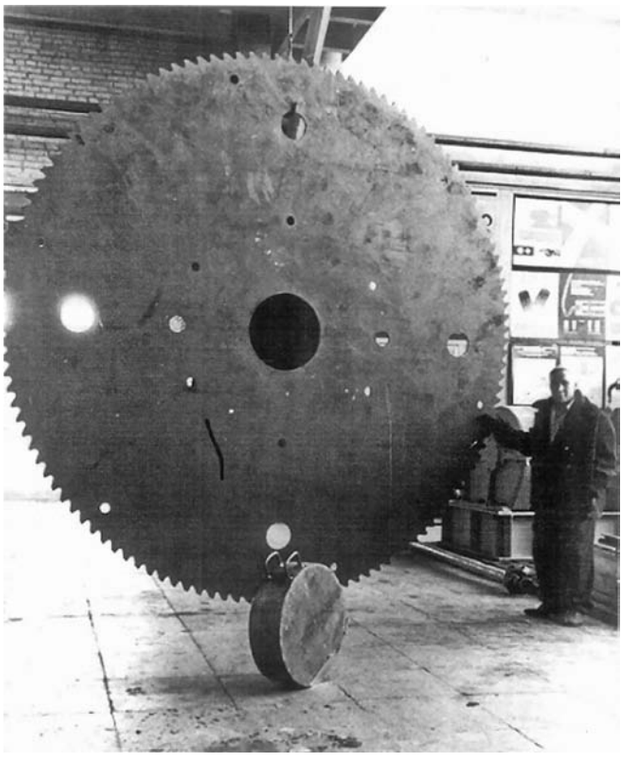


Рис. 4. Пильный диск диаметром 3200 мм

Рис. 5. Роторная пила РЗ-2500 при резке заготовки диаметром 410 мм на Волжском трубном заводе

zp618.indd 284 30.05.2018 10:52:07

Шумовое воздействие механизмов роторной пилы не превышает 80 дБ на расстоянии 2...3 м от зоны пилы. Время реза роторной пилы, составляющее десятые доли секунды, на порядок меньше времени реза на пилах традиционных конструкций.

Работа агрегатов резки происходит в автоматическом режиме. Настройку механизмов агрегата на заданные параметры раскроя заготовок выполняет АСУТП. В связи с тем, что в линии привода вращения диска используется маховик, установленная мощность электроприводов в роторных пилах существенно меньше, чем у традиционных пил.

Обслуживание и текущий ремонт роторной пилы можно проводить в период капитального ремонта. На металлургических заводах роторные пилы работают десятки лет. В плановые ремонты при необходимости осуществляют смену масла и ревизию системы охлаждения дисков.

В табл. 2 представлены технические характеристики роторных пил, находящихся в настоящее время в эксплуатации на металлургических и машиностроительных предприятиях.

Основные экономические преимущества применения режущих агрегатов, выполненных на базе роторных пил:

- сокращение простоев оборудования агрегата резки за счет исключения необходимости переналадки агрегата на заданные длины реза;
- сокращение расходов электроэнергии в результате применения экономичных

2. Технические характеристики действующих роторных пил

Параметр	Характеристика, значение			
Модель роторной пилы	РЗ-1600	РЗ-2000	РЗ-2500	РЗ-3200
Диаметр режущего диска (номинальный), мм	1600	2000	2500	3200
Толщина диска, мм	8	10	12	14
Материал дисков	9ХФ, 80CrV2, 51CrV4 и др.			
Диаметр заготовки (максимальный), мм	250	320	400	600
Материал заготовок	Углеродистые и легированные стали			
Температура, °С	750...1100			
Предел прочности материала, МПа	150...200			
Регламентная стойкость диска (до заточки)	150 $м^2$ суммарной площади сечения разрезанных заготовок			
Возможное число заточек диска	⩾ 3...5			
Возможное число переточек диска	⩾ 2...3			
Скорость резания, м/с	80...120			
Скорость подачи, м/с	0,8...1,5			
Радиус вращения водила, мм	400	450	500	600
Частота вращения диска (номинальная), $мин^{-1}$	1200	960	760	600
Частота вращения водила (номинальная), $мин^{-1}$	24	21	20	16
Расчетное время между резами, с	10	10	15	20
Расчетное время реза (максимальное), с	0,3	0,4	0,5	0,7
Установленная мощность электроприводов, кВт	2×160	2×200	2×250	2×400
Масса пилы с рамой и кожухом, т	20	30	40	50
Максимальная масса монтажного узла, т	8	14	14	15
Габаритные размеры в плане, м × м	3×2,4	4×3,2	4,8×4	6,6×6,8

zp618.indd 285 30.05.2018 10:52:07

режимов резания и уменьшения числа используемых пил;
- сокращение расходов на инструмент за счет повышения стойкости и общего рабочего ресурса пильных дисков;
- повышение надежности оборудования и снижение эксплуатационных затрат на ремонт;
- возможность автоматизированной уборки отходов и стружки с использованием для последующего переплава.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Целиков А.И.** Машины и агрегаты металлургических заводов. М.: Металлургия, 1981. 576 с.
2. **Новые** режущие машины прокатных станов / В.К. Белянинов и др. // Машины и оборудование металлургического производства: сб. науч. тр. ВНИИМЕТМАШ. 1984. С. 149—158.
3. **Пила** для резки проката: пат. 2 429951 РФ / С.Ю. Комиссарчук и др. Заявл. 0 1.04.2010; опубл. 27.09.2011, Бюл. № 27.
4. **Резников А.Н., Резников Л.А.** Тепловые процессы в технологических системах. М.: Машиностроение, 1990. 288 с.
5. **Комиссарчук Ю.С.** Создание и внедрение высокопроизводительных пил горячей резки с режущими дисками повышенного качества диаметром до 3200 мм: автореф. дис. ... д-ра техн. наук. М.: ВНИИМЕТМАШ, 1989. 52 с.
6. **Попов Б.В., Комиссарчук Ю.С., Синев А.Н.** Роторные пилы горячей резки крупных заготовок // Совершенствование технологии, конструкции и расчетов металлургических машин: сб. науч. тр. ВНИИМЕТМАШ. 1986. С. 67—72.
7. **Ищенко А.А., Корчагин В.А., Томаш А.А.** Анализ и синтез механизмов подачи дисковых пил для резки проката // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2001. № 1. С. 33—35.
8. **Ким Ю.Е.** Высокопроизводительные пилы горячей резки // 60 лет научно-конструкторской и производственной деятельности ВНИИМЕТМАШ. М.: Наука, 2005. С. 245—247.
9. **Попов Б.В., Комиссарчук Ю.С.** Роторные пилы. Уникальная производительность // Советский экспорт. 1980. № 4. С. 36—37.
10. **Диск** роторной пилы: пат. на полезную модель 105604 РФ / С.Ю. Комиссарчук и др. Заявл. 25.03.2011; опубл. 20.06.2011, Бюл. № 17.

Александр Григорьевич Колесников, д-р техн. наук, agk@bmstu.ru;
Юрий Степанович Комиссарчук, д-р техн. наук;
Александр Андреевич Филатов, д-р техн. наук

zp618.indd 286 30.05.2018 10:52:07

УДК 621.7

В.П. Чекалов
(Российская кузнечная академия им. А.И. Зимина)

20 лет Российской кузнечной академии им. А.И. Зимина

Российская кузнечная Академия им. А.И. Зимина была создана в 1998 г. в качестве преемника Всесоюзного научно-инженерного технического общества кузнецов-штамповщиков для обмена научными и техническими знаниями и опытом между специалистами кузнечно-штамповочного производства машиностроительных предприятий и ведущими учеными в области обработки металлов давлением.

Первым президентом Академии стал профессор, д-р техн. наук Ю.А. Зимин, сын выдающегося ученого, основоположника научной школы обработки металлов давлением в СССР и России, заслуженного деятеля науки и техники РСФСР, профессора, д-ра техн. наук А.И. Зимина.

Академия является некоммерческой общественной организацией, основными задачами которой являются:

- подготовка высококвалифицированных молодых специалистов в области обработки металлов давлением;
- разработка и освоение инновационных технологий обработки металлов давлением и новых видов кузнечно-прессового оборудования;
- возрождение и развитие древнейшей и богатейшей культуры кузнечного ремесла как искусства.

Члены Академии занимаются учебно-педагогической и научно-производственной деятельностью, проводят научно-просветительскую (организация и проведение конгрессов, конференций, научных семинаров и фестивалей) и редакционно-издательскую работу.

С 2009 г. президентом Российской кузнечной Академии им. А. И. Зимина является почетный работник высшего профессионального образования России, академик Российской Академии электротехнических наук, д-р техн. наук, профессор В.П. Чекалов.

В настоящее время Академия объединяет более 100 авторитетных ученых и крупных специалистов промышленных предприятий России: чл.-кор. Российской академии наук Г.С. Бурханов, почетные работники высшего профессионального образования России: Н.Н. Бурцев, А.В. Зиновьев, С.М. Ионов, Е.Н. Сосенушкин, В.П. Чекалов, лауреаты Государственных премий России: Г.С. Бурханов, А.М. Володин, М.П. Галкин, С.М. Горбатюк, А.Б. Коростелёв, А.Т. Крук, А.В. Протасов, И.Г. Роберов, В. Н. Семёнов, Б.А. Сивак, В.А. Тюрин, народный художник России В.Н. Галкин, заслуженный художник России В.Я. Воробьев и др.

Учебно-педагогической работой в Академии занимаются 60 канд. техн. наук, докторов техн. наук, профессоров, которые являются также членами ученых советов различных вузов и НИИ (ЦНИИчермет им. И.П. Бардина, ИМЕТ РАН им. А.А. Байкова, ВНИИМЕТМАШ имени академика А.И. Целикова, МГТУ им. Н.Э. Баумана, МГТУ "СТАНКИН", МИСиС и др.).

Многие члены Академии входят в состав редакционных советов и коллегий ведущих научно-технических журналов России. За 20 лет учеными Академии опубликовано в открытой печати более 1000 научных статей, патентов, сделано два научных открытия, издано более 180 книг и учебных пособий, выпущено более 250 журналов "Металлург" и "Художественный металл", более 180 журналов "Заготовительные производства в машиностроении" и более 40 журналов "Клинок".

За прошедшие годы при участии и под руководством членов Академии подготовлено более 900 инженеров, бакалавров и магистров, защищено более 30 кандидатских и докторских диссертаций.

Академия тесно сотрудничает с МГУХПА им. С.Г. Строганова, где на кафедре "Художествен-

zp618.indd 287 30.05.2018 10:52:07

ный металл" работают профессиональные кузнецы и ведут педагогическую работу В.О. Зеленцов и Г.А. Баранов.

Продолжает успешно работать Русская академия ремесел (РАР), которая готовит дипломированных кузнецов-художников и других специалистов. РАР закончили более 300 человек из ближнего и дальнего зарубежья.

Многие члены Академии (А.М. Володин, Е.Н. Сосенушкин, Т.Х. Аюпов, В.Ю. Лавриненко, А.Э. Артес, И.Г. Роберов, В.П. Чекалов и др.) осуществляют активную научно-производственную деятельность и оказывают техническую помощь в разработке инновационных технологий в ОАО "Тяжпрессмаш" (г. Рязань), АО "ММЗ "Авангард" (г. Москва), ОАО "Тяжмехпресс" (г. Воронеж), ОАО "Гидропресс" (г. Оренбург) и др.

За 20 лет существования Академия организовала и провела в Москве и Рязани 14 кузнечных Конгрессов, посвященных передовым импортозамещающим технологиям обработки металлов давлением и кузнечно-штамповочному оборудованию, в которых участвовали ведущие специалисты России и стран ближнего и дальнего зарубежья.

Члены Академии в сотрудничестве с Союзом кузнецов России активно занимаются научно-просветительской деятельностью и проводят совместные фестивали во многих регионах России.

В 2017—2018 гг. в Центре русской культуры "Кремль в Измайлово" совместно с Министерством культуры РФ был проведен Всероссийский фестиваль "Кузнечный талисман", в котором приняли участие свыше 100 ведущих кузнецов и художников из 50 городов России. На фестивале было представлено более 500 работ мастеров, преподавателей и выпускников МГХПА им. С.Г. Строганова (г. Москва), ГХА им. А.Л. Штиглица (г. Санкт-Петербург), БГТУ им. В.Г. Шухова (г. Белгород), Русской академии ремесел (г. Москва), а также работы членов Союза кузнецов России. Фестиваль был призван привлечь в кузнечное дело молодое поколение и способствовать его патриотическому и эстетическому воспитанию.

С 2014 г. Академия и Союз кузнецов России принимают участие в Международной промышленной выставке "Металл-Экспо", в оргкомитет которой входят восемь членов Академии. За эти годы золотыми медалями лауреатов выставки были награждены члены Академии: И.Н. Черкасова, В.П. Чекалов, А.М. Володин, А.В. Протасов, Б.А. Сивак, В.В. Сидоренко и др.

Академия также проводит активную информационную и редакционно-издательскую деятельность: в 2013 г. была издана книга "Россия кузнечная" (автор И.Н. Черкасова), ежемесячно выпускаются научно-технические и производственные журналы "Металлург" (главный редактор О.Н. Новоселова) и "Заготовительные производства в машиностроении" (главный редактор В.Ю. Лавриненко), два раза в год выходит журнал "Кулинок" (главный редактор В.А. Егоров) [1, 2].

В 2018 г. готовится к печати книга, посвященная 80-летию первого президента Академии Ю.А. Зимина.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Чекалов В.П.** 20 лет научных достижений РКА имени профессора А. И. Зимина : сборник научных статей XIII Конгресса "Кузнец-2017". Рязань, 2017. С. 3—13.

2. **Чекалов В.П.** Состояние и перспективы развития отечественных технологий обработки металлов давлением и оборудования кузнечно-прессового машиностроения // Металлург. 2017. № 11. С. 106—110.

Виталий Петрович Чекалов, д-р техн. наук

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 *Патрушева Е.М.* Корректор *Сажина Л.И.*
Сдано в набор 12.04.2018. Подписано в печать 24.05.2018. 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.

zp618.indd 288 30.05.2018 10:52:07