ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

Том 15 № 1 январь 2017

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.
СУБИЧ В.Н., д.т.н., проф.
ТРЕГУБОВ В.И., д.т.н., проф.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А., д.т.н., проф.
ШЕРКУНОВ В.Г., д.т.н., проф.
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.

Ответственный за подготовку и выпуск номера
СЕРИКОВА Е.А.

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 агентства "Роспечать" **81580**, по Объединенному каталогу "Пресса России" **39205**, по каталогу "Почта России" **60261**) или непосредственно в издательстве.

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

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Серебряков С.П., Редькин И.А., Шатульский А.А. Совершенствование технологии сушки форм по выплавляемым моделям 3
Головинов П.С., Гулевский В.А., Кидалов Н.А. Выбор основы сплава для получения пропиткой композиционного материала углеграфит—металл с заданными механическими, антифрикционными и электропроводными свойствами 6
Овчинников В.В., Дриц А.М., Андреева Л.П., Малов Д.В., Гуреева М.А. Влияние параметров режима сварки трением с перемешиванием на формирование дефектов в сварных швах алюминиевого сплава 1565ч 11

Кузнечно-штамповочное производство

Трегубов В.И., Ларин С.Н., Пилипенко О.В., Черняев А.В. Подход к повышению качества цилиндрических изделий, получаемых ротационной вытяжкой с утонением стенки и разделением очага деформации 21
Назарян Э.А. Проблема плоского напряженного состояния в формоизменяющих операциях листовой штамповки 28
Мороз Б.С. Влияние сил трения активного действия на напряженное состояние заготовки при горячем обратном выдавливании полых изделий 33

Прокатно-волочильное производство

Арюлин С.Б., Камоничкин Д.Т. Решение вопроса обеспечения качества боковых кромок полосы при периодической прокатке 39

Материаловедение и новые материалы

Виноградов М.В., Протопопов А.А., Вальтер А.И., Протопопов Е.А. Исследование и оптимизация процесса получения структуры порошковых композиций 45

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

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

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

© Издательство "Инновационное машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2017

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Press forging, foundry and other productions)

Vol. 15 № 1 January 2017

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.
SUBICH V.N.
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 specialist
SERIKOVA E.A.

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 catalogue of the "Rospechat" agency **81580**, on the united catalogue "Pressa Rossi" **39205**, catalogue "Pochta Rossii" **60261**) or immediately in the edition of the journal.

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

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

Serebryakov S.P., Red'kin I.A., Shatul'sky A.A. Improvement of drying process of investment moulds 3
Golovinov P.S., Gulevsky V.A., Kidalov N.A. Selection of alloy base for production by impregnation of carbon-graphite—metal composite material with desired mechanical, antifriction and conductive properties 6
Ovchinnikov V.V., Drits A.M., Andreeva L.P., Malov D.V., Gureeva M.A. Effect of friction welding parameters on formation of defects in welded joints of aluminum alloy 1565ch 11

Forging and Stamping Production

Tregubov V.I., Larin S.N., Pilipenko O.V., Chernyaev A.V. Approach to quality of cylindrical products received rotary drawing with wall thinning and separation of deformation zone 21
Nazaryan E.A. Problem of plane stress in forming operations of sheet stamping 28
Moroz B.S. Influence of friction forces action on stress state of workpiece during hot-backward extrusion of hollow products 33

Rolling and Drawing Production

Aryulin S.B., Kamonichkin D.T. Issue of quality assurance of side edges of strip during periodic rolling 39

Physical Metallurgy and New Materials

Vinogradov M.V., Protopopov A.A., Val'ter A.I., Protopopov E.A. Research and optimization of obtaining process of powder compositions structure 45

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

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

© "Innovative Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2017

УДК 669.17

С.П. Серебряков, И.А. Редькин*, А.А. Шатульский *(Рыбинский государственный авиационный технический университет им. П.А. Соловьева, *ОАО "НПО "Сатурн", г. Рыбинск)*

Совершенствование технологии сушки форм по выплавляемым моделям

Предложен новый способ сушки керамических форм — непосредственно в емкости с кипящим слоем в процессе нанесения зернистого обсыпочного материала за счет создания объемно-сжатого состояния и градиента давления воздуха.

Ключевые слова: керамическая форма; литье по выплавляемым моделям; суспензия; зернистый обсыпочный материал; кипящий слой; градиент давления воздуха.

The new method for drying of ceramic moulds — directly in tank with fluidized bed during the deposition of granular dusting material by creating of volume and compressed condition and air pressure gradient is offered.

Keywords: ceramic mould; investment casting; suspension; granular dusting material; fluidized bed; air pressure gradient.

Изготовление отливок методом литья по выплавляемым моделям благодаря преимуществам, главными из которых являются высокая точность и качество поверхности, возможность изготовления отливок сложной конфигурации с управляемой структурой, в последние годы получает все большее распространение. Однако при реализации технологического процесса литья в производственных условиях возникает ряд проблем, обусловленных недостаточным качеством керамической формы.

Эта проблема зачастую связана с условиями сушки керамической формы, в частности при сушке нанесенного слоя огнеупорной суспензии происходят процессы усадки, при этом возникают напряжения, трещины. Это приводит к отслоению оболочки от модели, образованию наружных и внутренних дефектов отливок, иногда при сушке под действием силы тяжести происходит частичное стекание вязкой суспензии в нижнюю часть формы. Утолщение нижнего слоя формы снизу приводит к необходимости увеличивать продолжительность всего цикла. Неравномерность толщины формы по высоте, а следовательно, и неоднородность ее теплофизических свойств для некоторых технологий литья по выплавляемым моделям являются крайне нежелательными, это в первую очередь относится к монокристаллитному литью и литью с направленной кристаллизацией.

Сушка — это длительный процесс, ее продолжительность составляет 0,5...12 ч для одного слоя, а при числе слоев от 4 до 25 — несколько десятков часов, поэтому разработка более эффективных способов сушки, обеспечивающих повышение прочности формы при одновременном снижении продолжительности процесса является актуальной задачей.

Как известно, сушка одного слоя формы — процесс тепло-массопереноса, связанный с явлениями фильтрации жидкой фазы, ее испарения, уноса паров растворителя воздухом. Особенностью сушки является то, что рабочая поверхность формы находится в контакте с моделью, поэтому сушка происходит только с внешней стороны. При этом требуется обеспечить высокое качество поверхности той стороны суспензии, которая обращена к модели. Однако, как правило, суспензия наносится на наружную поверхность изделий для придания изделиям особых служебных свойств (эстетических, антикоррозийных и т.п.).

Таким образом, подход к технологии сушки должен быть нестандартным. Распространенные методы сушки: в управляемой атмосфере (по температуре, давлению, составу, скорости движения газа), параметрам подводимой энергии (инфракрасный, микроволновый диапазоны) не решают задачи по получению плотного слоя суспензии на поверхности модели и обеспечению чистоты поверхности формы (и отливки), близкой к чистоте модели.

Известны технические решения по интенсификации тепло-массопереноса путем использования сушки в кипящем слое сыпучего теплоносителя (например, песка для обсыпки свежеокрашенного слоя), при этом совмещаются операции обсыпки и сушки. Интенсивность сушки возрастает за счет увеличения поверхности межфазного контакта, совмещения теплопередачи конвекцией и теплопроводностью, появляется возможность управлять в широких пределах температурой сушильного агента и составом газа (по влажности, наличию ингредиентов, повышающих скорость твердения связующего).

Опыт показал, что при сушке в кипящем слое (см. кн.: Кривошеев Н.П. Основы процессов химической технологии. Минск: Вышейшая школа, 1972. 304 с.) зернистых материалов (фуражное зерно, минеральные соли, полистирол) продолжительность сокращается в десятки и сотни раз. Однако такая технология для форм по выплавляемым моделям не нашла применения из-за высокой вероятности абразивного воздействия песком и уноса с модели свежеокрашенного слоя.

Если на операции обсыпки огнеупорным песком в установке кипящего слоя свежеокрашенную модель погрузить в слой песка и отключить подачу воздуха, то в этих условиях сушка невозможна, так как нет условий для удаления пара растворителя из краски. Но при этом слой суспензии прижат к поверхности модели слоем песка.

Газопроницаемость обсыпочных песков составляет 100...300 ед. по стандартным измерениям при давлении 1 кПа, поэтому при пропускании через слой песка толщиной до 0,3 м воздуха сверху вниз под повышенным давлением до 0,6 МПа (что соответствует градиенту давления воздуха в слое до 2 МПа/м) возможно создать в слое песка поток воздуха со скоростью до 5 м/с. Это создаст условия для сушки огнеупорной суспензии, при этом она будет прижата к модели гравитационным давлением слоя песка и разностью давлений воздуха сверху и снизу слоя. Таким образом, задача сушки огнеупорной суспензии без отслоений ее от модели решаема.

Для практической реализации этой задачи была спроектирована опытная установка [1] для сушки форм по выплавляемым моделям в объемно-напряженном состоянии (УСОНС) и выполнены исследования, при которых были определены возможные граничные условия сушки, режимы процесса, выявлены дополнительные эффекты, сопутствующие новому способу сушки.

Схема опытной установки для сушки форм по выплавляемым моделям в объемно-напряженном состоянии приведена на рис. 1. Рабочая камера *1* выполнена с перфорированными перегородками *2*, между которыми закреплен войлочный фильтр *3*. Крышка *4* герметизирует камеру *1*; шаровые краны *5—7* переключают потоки воздуха. Клапан *8* обеспечивает безопасность эксплуатации установки. Манометры *9—11* и термопары (на схеме не показаны) измеряют давление и температуру воздуха в верхней и нижней (под мембраной) частях рабочей камеры. Расходомер *12* определяет расход воздуха.

Для осуществления сушки в камеру *1* засыпали дозу обсыпочного песка. Включали нижний кран *6* и воздух под давлением 0,01...0,02 МПа создавал в песке кипящий слой. Выплавляемую модель со свежеокрашенным слоем огнеупорной суспензии погружали в кипящий песок. Кран *6* закрывали, кипение песка прекращалось. Камеру закрывали крышкой *4*, кранами *5* и *7* задавали перепад давления воздуха по манометрам *10* и *11* в слое песка между верхней и нижней частями

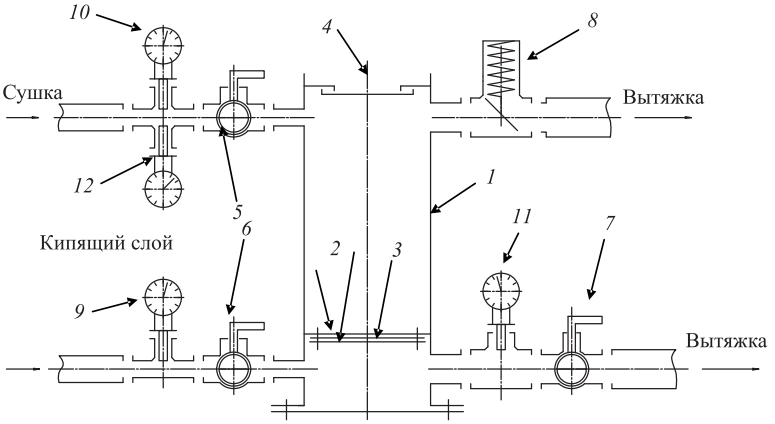


Рис. 1. Схема опытной установки для сушки форм по выплавляемым моделям в объемно-напряженном состоянии:

1 — рабочая камера; *2* — перфорированная перегородка; *3* — войлочный фильтр; *4* — крышка; *5—7* — шаровой кран; *8* — предохранительный клапан для принудительного сброса избыточного давления; *9—11* — манометр; *12* — расходомер

камеры. В процессе сушки постоянно контролировали расход воздуха.

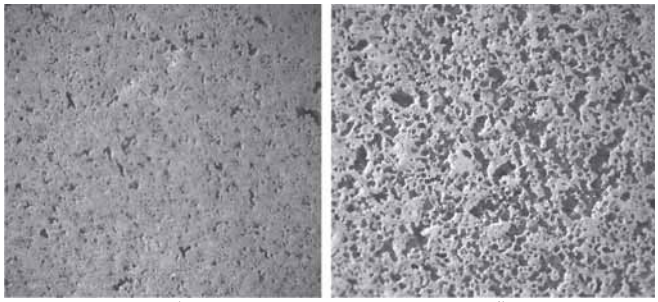
После завершения процесса сушки кран *5* закрывали и краном *7* избыточное давление воздуха выводили из камеры в вентиляцию. Крышку *4* открывали, создавалось кипение песка и модель с высушенным слоем огнеупорного покрытия извлекали из камеры. После этого камера была готова к следующему циклу сушки.

Сушку слоев формы, выполненной на основе плавленого или кристаллического кварца со связующим — водным раствором кремнезоля ("армасилом"), проводили в установке УСОНС, а для сравнения в сушильном шкафу при температуре (20 + 5) °С по традиционной технологии (скорость движения воздуха приняли (2 + 0,5) м/с, влажность (50 + 20) %). Воздух для сушки в УСОНС подавали из компрессора с давлением до 0,8 МПа, температурой (20 + 5) °С и влажностью 10...20 % (по свободному воздуху). Образцы форм периодически извлекали из сушил для взвешивания на аналитических весах для оценки кинетики процесса сушки.

Установлено, что способ сушки в объемно-напряженном состоянии по сравнению с обычной конвективной сушкой сокращает общую продолжительность операции для форм на основе плавленого кварца в 4 раза, кристаллического — в 3 раза, при этом в десятки раз сокращается удельный расход воздуха на сушку одного слоя. На образцах форм, полученных с сушкой в УСОНС, отсутствовали такие характерные дефекты, как трещины и отслоения.

Сокращение времени сушки в УСОНС связано с тем, что в этих условиях движение воздуха в тонких каналах — порах зерен песка обсыпки происходит при многократном уменьшении толщины ламинарного слоя газа. Это приводит к интенсивному уносу пара с поверхности краски и снижению расхода воздуха на сушку.

Были выявлены и дополнительные положительные эффекты, обеспечивающие повышение качества литейной формы, в частности уменьшение разностенности форм по высоте в 2—4 раза в сравнении с сушкой на воздухе.



а) *б)*

Рис. 2. Рабочая поверхность формы при сушке (×32):
а — в УСОНС; *б* — в камерном сушиле

Показано, что разработанный способ в сравнении с конвективной сушкой для восьмислойных форм на основе плавленого кварца увеличивает прочность на 15...22 %, газопроницаемость на 7...10 %, для форм на основе природного кварца прочность — на 15...19 %, газопроницаемость на 8,6...10,1 %. Метод сушки в УСОНС сокращает количество и размер микропор рабочей поверхности оболочки в 5—10 раз (рис. 2).

Параметр шероховатости образцов отливок, залитых в опытные формы, составлял Ra = = 3...5 мкм, что в 2—3 раза меньше, чем для отливок, залитых в формы, высушенные на воздухе.

Эффект повышения качества поверхности форм при сушке в УСОНС связан с наличием внешнего давления на сушимый слой краски, при этом зерна обсыпочного материала прижимаются к поверхности модели и практически отсутствует миграция пылевидного наполнителя краски от модели.

Заключение. Разработан новый способ сушки форм по выплавляемым моделям [2], при котором (в сравнении с сушкой на воздухе) сокращается время сушки в 3—4 раза, повышается качество поверхности форм и уменьшается параметр шероховатости отливок в 2—3 раза, предупреждаются дефекты форм по отслоению и трещинам, уменьшается разностенность форм по высоте в 3—5 раз.

Подобные исследования были проведены и на корундовых формах, где также наблюдали эффект повышения прочности и качества поверхности отливки.

Таким образом, данную технологию можно рекомендовать и для изготовления литейных форм монокристаллитного литья, что позволит снизить число слоев формы, а следовательно, увеличить интенсивность теплоотвода от кристаллизующейся отливки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Редькин И.А.** Разработка сушки керамических оболочковых форм в объемно-напряженном состоянии: автореф. дис.... канд. техн. наук. М.: МАТИ, 2010. 16 с.

2. **Пат. 2359777 Российская Федерация, МПК B 22 C9/04.** Способ изготовления оболочковых форм по выплавляемым моделям / С.П. Серебряков, И.А. Редькин; опубл. 27.06.2009, Бюл. № 18. 5 с.

Сергей Павлович Серебряков, д-р техн. наук;
Иван Александрович Редькин, канд. техн. наук;
Александр Анатольевич Шатульский, д-р техн. наук,
shatulsky@rgata.ru

УДК 669.755.018.2

П.С. Головинов, В.А. Гулевский, Н.А. Кидалов
(Волгоградский государственный технический университет)

Выбор основы сплава для получения пропиткой композиционного материала углеграфит—металл с заданными механическими, антифрикционными и электропроводными свойствами

Приведена методика выбора основы сплава и соответствующая ему технология получения композиционного материала типа углеграфит—металл пропиткой углеграфитового каркаса безгазостатным способом.

Ключевые слова: пропитка; алюминий; свинец; сурьма; медь; углеграфит; композиционный материал; термическое расширение.

Method of selecting the alloy base and the corresponding technology for production of carbon—graphite metal composite material by impregnation of carbon and graphite frame by gas free method is presented.

Keyword: impregnation; aluminum; lead; antimony; copper; carbon-graphite; composite material; thermal expansion.

В настоящее время при создании ряда изделий и узлов в машиностроении, судостроении, авиационной и ракетно-космической технике находят применение высокопрочные и легкие *композиционные материалы* (КМ) [1].

Одним из перспективных направлений создания КМ с заданными механическими, антифрикционными и электропроводными свойствами является пропитка металлами и сплавами каркасных углеграфитовых материалов.

Основными металлами, эффективными с экономической точки зрения, а также с позиции получения требуемого комплекса свойств в КМ, которые используют в качестве пропитывающей основы, являются сплавы сурьмы Sb [2, 3], меди Cu [4], свинца Pb [5], алюминия Al [6, 7] и др.

Выбирая сплав для пропитывающей основы, необходимо исходить из требований, которые будут предъявляться к КМ (механические свойства, электрическая проводимость, удельный вес, износостойкость, антифрикционные свойства и др.).

Антифрикционные сплавы, используемые, в частности, в производстве подшипников, должны обеспечивать следующий комплекс требований: высокую износостойкость в присутствии смазки и при сухом трении, способность поглощать абразивные частицы, высокое сопротивление задирам, а также способность удерживать граничную смазку при повышенных температурах. Эти сплавы также должны отвечать определенному уровню механических свойств и обладать высоким сопротивлением выкрашиванию при переменной и ударной нагрузках, способностью выдерживать небольшие разупрочнения при повышенных температурах [5].

В результате пропитки углеграфита сплавами на основе сурьмы установлено повышение механических и прочностных характеристик материала. Пропитанные сурьмой углеродные и графитированные материалы применяют в качестве материалов для торцевых уплотнений, вкладышей подшипников скольжения насосов, компрессоров, центрифуг, редукторов, стартеров. Они хорошо работают в речной и морской воде, в кислороде, азоте, аргоне, керосине, бензине, углеводородах, масле, аммиаке, на воздухе [2, 3].

Экстремальные условия работы современных машин по температурам, скоростям, средам и другим параметрам вызвали необходимость использования в узлах трения материалов, способных работать без смазки. Для этих целей в качестве вкладышей подшипников скольжения, торцевых уплотнений, уплотнений по валу, направляющих и поршневых колец и других элементов трения применяют самосмазывающие материалы на основе углерода [8].

В качестве скелетного каркаса использовались углеграфиты марок GG365 ("Electrocarbon Topolcany", Словакия) и АГ-1500 (ООО "ЛЭГ", Россия) с исходными свойствами, приведенными в табл. 1, сравнительные характеристики полученных КМ методом пропитки приведены в табл. 2.

1. Сравнение различных марок углеграфитовых материалов [9, 10]

Параметр	АГ-1500 (Россия)	CG365 (Словакия)
Плотность, кг/м^3	1800	1630
Предел прочности, МПа:		
при сжатии	80..85	50..55
при изгибе	35...37	18...20
Пористость, %	22	18
Пористость открытая, %	18	14
Удельное электрическое сопротивление, мкОм·м	12	14
Радиус пор, мкм	0,84	0,91

Антифрикционный графит марки АГ-1500 начали производить в СССР в 1970-е г. и в настоящее время этот углеграфитовый материал не уступает, а в некоторых случаях и превосходит по своим свойствам современные углеграфитовые материалы и их зарубежные аналоги.

По данным табл. 2, значения предела прочности при сжатии и изгибе КМ, пропитанных сурьмой, превосходят значения этого показателя углеграфитов, пропитанных алюминием и медью. Однако область применения последних — это эксплуатация в области температур выше 500 °С. Преимущество пропитки сплавами на основе алюминия — повышение прочности, твердости, износостойкости материала. Алюминий обладает высокой коррозионной стойкостью во многих агрессивных средах, хорошими антифрикционными свойствами [11].

Если необходимо получить КМ электротехнического назначения, обладающий наибольшей электрической проводимостью и в то же время большой износостойкостью, то пропитывающей основой должна быть медь или медные сплавы. Данные КМ широко применяют, например, при изготовлении контактных щеток электротранспорта, контактных групп в различных узлах электрооборудования [4].

При исследовании сплава и его свойств особое внимание стоит уделить технологии и способам получения КМ, так как окончательно сплав формируется в порах углеграфита под давлением, при этом его свойства можно проверить только совместно с каркасом из углеграфита.

Первая попытка пропитки пористых заготовок жидким металлом была предпринята O. Scott и W. Beats в 1913 г. (пат. 1053880 США). Учеными того времени было установлено, что графитовые электрические щетки, пропитанные медными сплавами, имеют более высокую электрическую проводимость, меньшее искрообразование, чем простые графитовые щетки, а подшипники, изготовленные из графита, пропитанного оловом, обладают более высокими антифрикционными свойствами и большей прочностью.

Исходя из анализа основных способов получения КМ пропиткой, сформулируем их основные недостатки:

1. При получении КМ в автоклавах (газостатах) [12—14] к недостаткам можно отнести высокую стоимость газостата, взрывоопасность, а также единичный характер производства. Регулируемыми параметрами технологического процесса в этом случае являются температура, давление и время, т.е. рабочий объем газостата связан с источником нагрева и источником давления, цикл изготовления определяется промежутком времени от момента загрузки до извлечения пропитанных элементов.

2. При получении КМ методом литья под давлением [12, 15] основной проблемой является обеспечение герметичности зазора между втулкой литейной формы и пуансоном, создающим давление. При разгерметизации (даже кратковременной) из этого зазора с высокой скоростью вылетает струя расплавленного металла. Регулируемыми параметрами процесса также являются темпера-

2. Сравнительные характеристики КМ, полученных методом пропитки [3—5, 7]

Измеряемый параметр	АГ-1500 + Al	АГ-1500 + Cu	АГ-1500 + Sb	АГ-1500 + Pb	CG365 + Al	CG365 + Cu	CG365 + Sb	CG365 + Pb
Плотность, кг/м^3	2180	2400	2300	2700	2160	2380	2270	2600
Предел прочности, МПа:								
при сжатии	150	155	250	150	145	150	220	123
при изгибе	60...70	60...65	80	53	30	60	69	38
Температурный коэффициент линейного расширения, 10^{-6} °С$^{-1}$	6,1	—	4,2	7	5,1	—	2,2	6,9
Удельное электрическое сопротивление, мкОм·м	3,9	2,0	6	-	3,4	1,8	5,7	—

3. Температурный коэффициент линейного расширения различных материалов [16]

Материал	α, 10^{-6} °C^{-1}, при температуре, °C											
	5	10	30	50	100	200	300	400	500	600	800	1000
Cu	0,009	0,03	1,04	3,80	10,5	15,2	16,7	17,3	17,9	18,6	20,1	21,8
Al	0,11	0,5	1,04	3,62	12,3	20,2	23,3	24,5	26,2	28,1	32,6	—
ВТ01	0,015	0,03	0,5	1,76	4,59	7,23	9,6	8,82	9,34	9,86	10,96	12,08
Сталь 45	—	—	—	—	12,4	13	13,4	13,8	14,2	14,6	12	13,8

тура, давление и время, т.е. рабочий объем литейной формы и в этом случае связан с источником нагрева и источником давления.

Таким образом, задачи разработки безгазостатной пропитки следующие: 1) обеспечение взрывобезопасности процесса пропитки; 2) отсутствие в устройстве для пропитки движущихся частей; 3) возможность организации серийного производства; 4) доступное и надежное оборудование для пропитки.

Поставленным задачам отвечает способ безгазостатной пропитки, сущность которого заключается в использовании для создания давления при пропитке термического расширения пропитывающего сплава в замкнутом объеме емкости для пропитки, протекание процесса за счет большой разницы коэффициентов линейного расширения сплава и материала оснастки [4, 7, 16—19]. Температурные коэффициенты линейного расширения некоторых металлов и сплавов приведены в табл. 3.

Условно пропитку КМ можно разделить на несколько этапов, отличающихся применением различных технологических приемов.

Одним из новых графитовых материалов является изостатический графит — углеродный материал с уникальными физико-механическими характеристиками. Данный материал изготовляют в ЗАО "Энергопром" (Москва) в изостатическом прессе в жидкости или масле из специального пресс-порошка [20, 21].

Известен способ получения КМ углеграфит—сплав алюминия [7]. В данном способе камера для пропитки *1* выполнена в виде толстостенного стакана из титанового сплава ВТ01 (рис. 1).

Пористую заготовку из углеграфита *2* устанавливали в емкость для пропитки, накрывали ее противовсплывным приспособлением *4* и нагревали емкость до температуры 600 °С (см. рис. 1). Одновременно в тигле расплавляли матричный сплав на основе алюминия *3*, нагревая его до 950 °С. Далее расплав матричного сплава алюминия *3* заливали в камеру для пропитки *1*, закрывали крышкой *5* и вакуумировали до давления разряжения 0,01 МПа с одновременным воздействием вибрацией (на вибростоле) с выдержкой 15...20 мин при 800 °С. Затем доливали расплав матричного сплава с температурой 950 °С до верхнего края стояка с появлением на этом обрезе выпуклого мениска матричного расплава на основе алюминия, герметично притирали предварительно нагретую до 950 °С пробку *6*.

Заполнение камеры с алюминиевым расплавом позволяет создавать оптимальное давление для пропитки за счет разницы температурных коэффициентов линейного расширения материала камеры для создания давления и расплава алюминия.

Безгазостатные способы получения КМ углеграфит—свинец в оснастке из стали 45 реализованы [17], ранее были представлены в работе [16] и пат. 4783729 СССР.

Способ получения КМ углеграфит—сурьма (а. с. 1668026 СССР) рассмотрен в работе [16]. Сущность такого способа пропитки заключается в следующем: пористый каркас *1* (рис. 2) помещают с зазором по отношению к пропитывающему металлу *3* до нагрева и расплав-

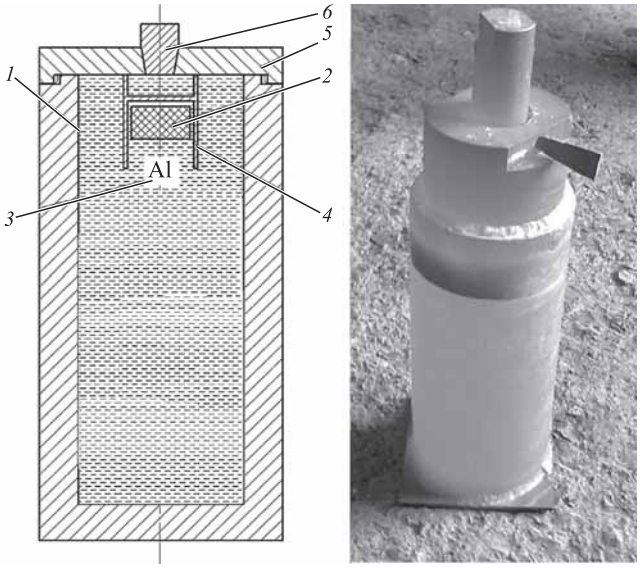


Рис. 1. Устройство для изготовления КМ углеграфит—сплав алюминия с пробкой для герметизации емкости (пат. 2571295 РФ):

1 — камера для пропитки; *2* — углеграфитовая заготовка; *3* — сплав алюминия; *4* — противовсплывное приспособление; *5* — крышка; *6* — пробка

ления металла, вакуумируют каркас *1* и металл *3* через штуцер *5* при закрытом штуцере *6*, после чего нагревают пористый каркас и пропитывающий металл до расплавления последнего и температуры пропитки, не прекращая вакуумирования. После появления паров пропитывающего расплава со стороны пористого каркаса *1*, противоположной зазору, вводят пропитывающий металл *3* в контакт с пористым каркасом и ведут пропитку, подавая избыточное давление на зеркало пропитывающего металла *3* через штуцер *6* (см. рис. 2).

Особенность способа пропитки в двухкамерной оснастке с мембраной давления (рис. 3) [18] заключается в том, что давление для пропитки пористого образца создается, во-первых, за счет термического расширения сплава в камере для пропитки и разницы данных коэффициентов металла и емкости (оснастки), во-вторых, за счет создания давления мембраной на матричный сплав нижней камерой, заполненной сплавом свинца, имеющего более высокий коэффициент термического расширения.

Известен способ получения КМ углеграфит—медь методом вакуумно-компрессионной пропитки (рис. 4) [19]. Устройство для реализации данного способа по своему конструктивному исполнению схоже с устройством способа [18], отличается тем, что в камере давления *2* (см. рис. 4) установлена нитиноловая пружина *14*, которая при увеличении температуры разжимается и давит на плунжер *4*, который осуществляет давление на матричный сплав.

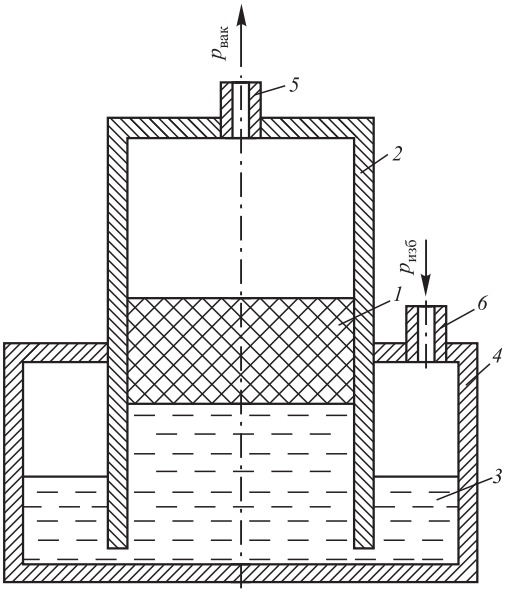


Рис. 2. Способ безавтоклавной пропитки углеграфитового каркаса (а.с. 1668026 СССР):

1 — пористый каркас; *2* — камера для пропитки; *3* — пропитывающий металл (сплав); *4* — емкость; *5*, *6* — штуцера

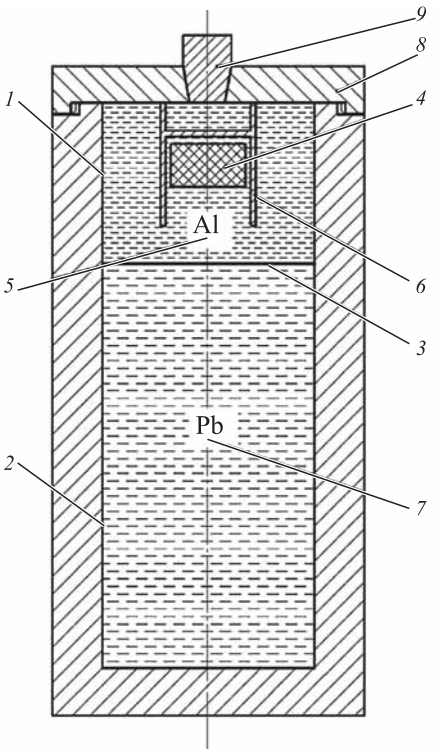


Рис. 3. Способ пропитки в двухкамерной оснастке с мембраной давления (пат. 135556 РФ):

1 — камера для пропитки; *2* — камера для создания давления; *3* — металлическая мембрана; *4* — углеграфитовая заготовка; *5* — матричный сплав алюминия; *6* — противовсплывное приспособление; *7* — расплав свинца; *8* — крышка; *9* — пробка

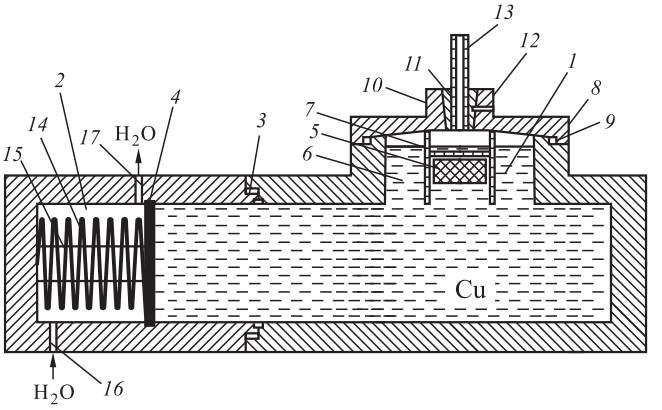


Рис. 4. Устройство для получения КМ углеграфит—медь методом вакуумно-компрессионной пропитки (пат. 149467 РФ):

1 — медный сплав; *2* — камера для создания давления; *3*, *9* — резьбовое соединение; *4* — плунжер; *5* — углеграфитовая заготовка; *6* — камера для пропитки; *7* — противовсплывное приспособление (состоит из перфорированной трубы и перегородки, на рисунке не показаны); *8* — крышка; *10* — запорное устройство; *11* — стояк; *12* — внешняя поверхность стояка; *13* — газоотводная трубка; *14* — нитиноловая пружина; *15* — ограничитель хода пружины; *16*, *17* — входной и выходной патрубки

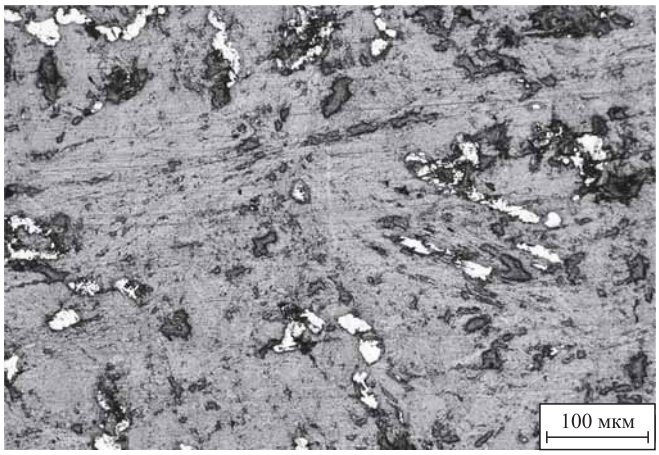


Рис. 5. Микроструктура КМ углеграфит—сплав алюминия (микроскоп Olimpus BX61)

С технологической точки зрения, выбирая сплав алюминия в качестве пропитывающего, отдаем предпочтение модифицированным силуминам (сплав алюминия с кремнием, легированный никелем и хромом [6]). Сплавы данной группы обладают отличными литейными свойствами: высокой жидкотекучестью, хорошей заполняемостью и минимальной линейной усадкой. При этом технология модифицирования сплава путем легирования его различными элементами доступна и была получена именно в процессе пропитки, ее можно совершенствовать для получения оптимальной комбинации свойств сплава.

Микроструктура КМ углеграфит—сплав алюминия приведена на рис. 5.

Таким образом, изготовление композиционных материалов пропиткой углеграфитовых каркасов сплавами металлов по безгазостатной технологии — актуальное и перспективное направление для получения материала с заданными свойствами.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Костиков В.И., Варенков А.Н.** Композиционные материалы на основе алюминиевых сплавов, армированных углеродными волокнами. М.: Интермет Инжиниринг, 2000. 446 с.
2. **Пат. 2005802 РФ, МПК 5 С 22 С 1/09, 12/00.** Матричный сплав на основе сурьмы для получения композиционных материалов пропиткой углеграфитового каркаса / В.А. Гулевский, И.А. Соловьев, И.Д. Бусалаев, Ю.И. Рубенчик. ВолгПИ. 1994.
3. **Пат. 2318893 РФ, МПК С 22 С 12/00.** Матричный сплав на основе сурьмы для получения композиционного материала пропиткой / В.А. Гулевский; ВолгГТУ. 2008.
4. **Пат. 2430983 РФ, МПК С 22 С 9/00, С 22 С 1/04.** Композиционный материал, содержащий углеграфитовый каркас, пропитанный матричным сплавом на основе меди / В.А. Гулевский, Н.А. Кидалов, Ю.А. Мухин, А.Н. Загребин. ВолгГТУ. 2011.
5. **Пат. 2554263 РФ, МПК С 22 С 11/00, С 22 С 49/04.** Матричный сплав на основе свинца для получения композиционных материалов пропиткой / В.А. Гулевский, М.Ю. Федотов, С.С. Волков и др. ВолгГТУ. 2015.
6. **Пат. 2555737 РФ, МПК С 22 С 21/02, С 22 С 49/06, С 22 С 101/10.** Литейный сплав на основе алюминия для получения пропиткой композиционных материалов с углеграфитовым каркасом / В.А. Гулевский, О.В. Терзиман, Н.А. Кидалов и др. ВолгГТУ. 2015.
7. **Пат. 2571295 РФ, МПК В 22 F 3/26.** Способ изготовления композиционных материалов / В.А. Гулевский, П.С. Головинов, Н.А. Кидалов и др. ВолгГТУ. 2015.
8. **Антифрикционные** материалы на основе углерода / ОАО ПКП "ВИАЛ". URL: http://www.tdvial.ru/antifrik.htm (дата обращения: 15.10.2016).
9. **Антифрикционные** графиты марки АГ-2500 ВКП, АГ-1500-3 [электронный ресурс] / ООО ЛЭГ центр. — URL: http://leg-centr.ru/?razdel = dpage_1429956026.html (дата обращения: 10. 10.2016).
10. **Антифрикционные** материалы на основе углерода // Проспект фирмы "Шунк" (Schunk Kohlenstofftechnik GmbH), Германия. Берлин, 2006. 22 с.
11. **Получение** композитов типа углеграфит—сплав алюминия / В.А. Гулевский, П.С. Головинов, Е.Е. Черничкин и др. // Наука и мир. 2014. № 8 (18). С. 69—74.
12. **История** и причины создания композиционных материалов // Полимерные композиционные материалы. URL: http://p-km.ru/vvedenie-v-pkm/istoriya-i-prichiny-sozdaniya-kompozicionnyx-materialov.html (дата обращения: 12.10.2016).
13. **Кербер М.Л.** Композиционные материалы // Соросовский образовательный журнал. 1999. № 5.
14. **Литье** под регулируемым давлением. Вакуумно-компрессионное литье / Украинская ассоциация сталеплавильщиков. URL: http://uas.su/books/spesialmethodsforcasting/56/razdel56.php (дата обращения: 14.10.2016).
15. **Литье** под регулируемым давлением. Литье вакуумным всасыванием // Украинская ассоциация сталеплавильщиков. URL: http://uas.su/books/spesialmethodsforcasting/55/razdel55.php (дата обращения: 12.10.2016).
16. **Применение** давления для получения литых композиционных материалов методом пропитки / В.А. Гулевский, А.Н. Загребин, Ю.А. Мухин, А.В. Пожарский // Заготовительные производства в машиностроении. 2010. № 6. С. 3—8.
17. **Пат. 129028 РФ, МПК B22F3/26, C22C47/12.** Устройство для изготовления композиционного материала / В.А. Гулевский, Н.А. Кидалов, С.Э. Власов и др. ВолгГТУ. 2013.
18. **Пат. 135556 РФ, МПК В 22 F 3/26.** Устройство для изготовления композиционного материала / В.А. Гулевский, Н.А. Кидалов, С.Э. Власов и др. ВолгГТУ. 2013.
19. **Пат. 149467 РФ, МПК В 22 F 3/26.** Устройство для изготовления композиционного материала / В.А. Гулевский, Е.В. Киреев, В.Р. Фаткин и др. ВолгГТУ. 2015.
20. **Энергопром** / Википедия. URL: https://ru.wikipedia.org/wiki/%D0 %AD%D0 %BD%D0 %B5 %D1 %80 %D0 %B3 %D0 %BE%D0 %BF%D1 %80 %D0 %BE%D0 %BC (дата обращения: 14.10.2016).
21. **Процессы** изостатического прессования / под ред. П.Дж. Джеймса. М.: Металлургия, 1990. 193 с.

Павел Станиславович Головинов,
pashabanshik@mail.ru;
Виктор Александрович Гулевский, канд. техн. наук;
Николай Алексеевич Кидалов, д-р техн. наук

УДК 621.791.14.03

В.В. Овчинников, А.М. Дриц *, Л.П. Андреева, Д.В. Малов, М.А. Гуреева
(Московский политехнический университет,
** ЗАО "Алкоа Самарский металлургический завод")*

Влияние параметров режима сварки трением с перемешиванием на формирование дефектов в сварных швах алюминиевого сплава 1565ч

Представлены результаты исследования влияния параметров режима сварки трением с перемешиванием на формирование дефектов в швах алюминиевого сплава 1565ч. Установлен оптимальный диапазон частоты вращения инструмента при осевой нагрузке инструмента 8500...9800 Н и скорости сварки 150 мм/мин, позволяющий получать стыковые соединения пластин толщиной 4 мм из сплава 1565ч без дефектов. Увеличение частоты вращения инструмента до 1200...1300 мин$^{-1}$ при прочих равных параметрах режима сварки трением с перемешиванием приводит к возникновению частичного оплавления поверхности шва и отдельных компонентов его структуры. Уменьшение частоты вращения инструмента менее 700 мин$^{-1}$ вызывает формирование несплавлений в корневой части шва.

Ключевые слова: сварка трением с перемешиванием; алюминиевый сплав; режим сварки; частота вращения инструмента; дефекты; механические свойства; излом.

The results of study of the influence of stir friction welding parameters on formation defects in welds of aluminum alloy 1565ch are presented. Optimal range of rotational speed of tool when tool axial load 8500...9800 N and welding speed 150 mm/min, allows receiving the butt joints of plates with thickness of 4 mm from alloy 1565ch without defects is established. Increase of rotational speed of tool up to 1200...1300 min^{-1} settings equal stir friction welding leads to partial melting of the surfaces of the seam and the individual components of its structure. Reducing of rotational speed of tool less than 700 min^{-1} causes the formation of defects in the root part of the seam.

Keywords: stir friction welding; aluminum alloy; welding mode; rotational speed of tool; defects; mechanical properties; fracture.

Введение. В машиностроении ведущих промышленных стран мира широко применяют способ *сварки трением с перемешиванием* (СТП). В России метод СТП нашел применение при производстве автомобильных цистерн различного назначения. При этом основным материалом, используемым при изготовлении цистерн, является термически неупрочняемый алюминиево-магниевый сплав АМг5М толщиной 6 мм [1].

Применение СТП при производстве крупногабаритных листовых конструкций имеет существенные преимущества по сравнению с обычной сваркой плавлением. Данный метод позволяет выполнять большие по протяженности швы со скоростью, в 5—10 раз превышающей скорость сварки дуговыми методами. Также СТП обеспечивает выполнение соединений без использования защитного газа и присадочного материала, что приводит к дополнительной экономии расходных материалов. Отсутствие ванны расплава, характерной для методов сварки плавлением, способствует уменьшению деформаций конструкции, что значительно упрощает операцию послесварочной правки [2].

Для снижения массы сварных цистерн и нагрузки на ось автомобиля целесообразно использовать в производстве более прочный свариваемый сплав по сравнению со сплавом АМг6М. Таким сплавом является термически неупрочняемый алюминиево-магниевый сплав 1565чМ. Исходя из соотношения прочности сплавов АМг5М и 1565чМ в последнем случае для изготовления цистерн допустимо применение листов толщиной 5 мм, что позволяет снизить массу пустой цистерны на 350...400 кг [3].

Основными участками сварного соединения при СТП являются *зона термического влияния* (ЗТВ), *зона термомеханического воздействия* (ЗТМВ), ядро сварного шва, сторона набегания ("захвата") и сторона отставания ("отхода"). Схема сварки трением с перемеши-

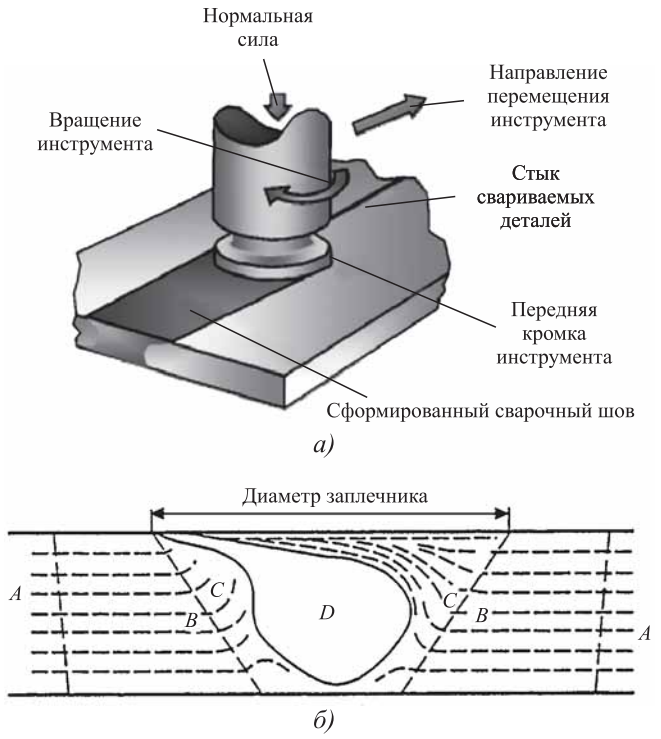


Рис. 1. Схема сварки трением с перемешиванием (*а*) и типичные структурные зоны в соединении (*б*):

A — основной металл; *B* — зона термического влияния; *C* — зона термомеханического воздействия; *D* — зона шва

ванием и типичные структурные зоны сварного соединения СТП алюминиевых сплавов приведены на рис. 1.

Зона термического влияния находится близко от шва, подвергается термическому воздействию, в результате чего происходит изменение структуры и свойств в данной области материала. В ЗТМВ под действием осевой силы инструмента происходит пластическая деформация металла без протекания рекристаллизационных процессов. Ядро шва представляет собой полностью рекристаллизованную зону (зона перемешивания), вовлекаемую в процессе трения стержнем инструмента. Эта область характеризуется наличием овальных концентричных колец с различной структурой. Стороной набегания принято называть зону, где направление вращения инструмента совпадает с направлением сварки. В стороне отставания направление вращения происходит в противоположную сторону [4, 5].

Достаточно сложный процесс образования сварного соединения может приводить к возникновению таких дефектов, как туннели (полости вдоль шва), слабоокисленные непровары (дефекты типа слипания), трещины, возникающие из-за недостатка или переизбытка тепловложения, а также мелкие поры под штифтом. В связи с этим получение качественного сварного соединения при СТП является важной задачей материаловедения сварки и также требует строгого соблюдения оптимальных значений параметров режима сварки [6].

К основным параметрам СТП относят частоту вращения инструмента, скорость его перемещения вдоль стыка, осевую силу, угол наклона инструмента в вертикальной плоскости, диаметр и длину штифта, диаметр заплечника (опорного бурта).

Важным параметром, отвечающим за тепловложение при СТП, является частота вращения инструмента [6, 7], завышенное или заниженное значение которой приводит к несплавлениям в середине на стороне "отхода" и к образованию мелких полостей под штифтом, способствующих снижению прочности сварного соединения.

Целью работы является сравнительное исследование формирования дефектов в швах стыковых соединений пластин из алюминиево-магниевого сплава 1565ч, полученных при различной частоте вращения инструмента при СТП.

Методика и материалы исследования. Осуществляли соединение пластин толщиной 5 мм из термически неупрочняемого деформируемого алюминиево-магниевого сплава 1565ч встык по режимам, представленным в табл. 1.

Для обеспечения минимального зазора в стыке кромки пластин предварительно фрезеровали. После этого кромки и прилегающую к ним поверхность на ширине 20 мм зачищали

1. Параметры режима сварки трением с перемешиванием пластин сплава 1565ч

Параметр режима	Номер режима			
	1	2	3	4
Скорость сварки, м/ч	28,2			
Частота вращения инструмента, мин$^{-1}$	500	700	1000	1300
Осевая сила инструмента, Н	9500			
Угол наклона инструмента в вертикальной плоскости, °	3			
Длина штифта, мм	4,8			
Диаметр штифта, мм	4,2			
Диаметр заплечника, мм	14			

механической щеткой из нержавеющей стали. Сварку трением с перемешиванием проводили на лабораторной установке, изготовленной на базе вертикального фрезерного станка с ЧПУ и дополнительно оснащенного индикатором вертикального перемещения фрезерной головки. Для сварки использовали инструмент, выполненный из быстрорежущей стали со штифтом конусообразной формы и винтовой линией [6].

Полученные соединения подвергали рентгеновскому и ультразвуковому неразрушающему контролю. Пространственное расположение дефектов в сварном шве определяли с помощью компьютерной томографии на рентгеновском томографе высокого разрешения TOLMI-150-10. Для реконструкции и визуализации томографических данных использовали программы обработки данных компании Bruker-microCT.

Наличие дефектов и их размеры определяли металлографическими исследованиями поперечных микрошлифов сварных соединений, структуру которых выявляли методом окунания в реактив HNO_3:HCl:HF:H_2O = 1:1:2:4 с выдержкой 10...25 с. Оптическую металлографию осуществляли с использованием микроскопа Neophot-21.

Прочностные характеристики исследовали методами статического растяжения и изгиба по ГОСТ 6996—66 с помощью универсальной разрывной машины UGTTSC-2000.

Фрактографическое изучение поверхности изломов разрушенных образцов после механических испытаний проводили методами оптической и растровой электронной микроскопии. Применяли растровый электронный микроскоп сверхвысокого разрешения EVO-50 фирмы Karl Zeiss, укомплектованный системой энергодисперсионного микроанализа, позволяющего проводить картирование по элементному составу.

Результаты исследований и их обсуждение. Визуальный контроль внешнего вида соединений показал, что при сварке по режиму № 1 наблюдается повышенная шероховатость поверхности шва, что, по-видимому, связано с налипанием свариваемого металла на рабочий инструмент (рис. 2, *а*). При сварке по режиму № 2 формируется равномерная чешуйчатость лицевой стороны шва (рис. 2, *б*).

Швы, выполненные по режиму № 3, характеризуются блестящей поверхностью шва и наличием выдавленного металла на боковую сторону шва в процессе СТП (рис. 2, *в*). В случае выполнения СТП по режиму № 4 швы характеризуются блестящей поверхностью при значительном выдавливании металла на боковую сторону шва (рис. 2, *г*).

Выдавленный металл по боковым сторонам шва может служить признаком формирования жидкой фазы из свариваемого металла при СТП, что отрицательно сказывается на уровне механических свойств соединений [8].

К характерным дефектам сварных соединений, полученных СТП, относятся несплавление кромок в начале сварного шва при заглублении инструмента в свариваемый металл и кратер в конце сварного шва при извлечении инструмента. Наличие таких дефектов требует принятия специальных мер по их устранению в процессе сварки (использование заходных и выходных пластин) или удалению дефектных участков сварного соединения после сварки [9].

В шве, выполненном по режиму № 1, на рентгеновских снимках выявлены несплошности размером 50...120 мкм (рис. 3, *а*). В основном, расположение дефектов сосредоточено на стыке двух пластин, что отчетливо видно на рис. 3, *б*.

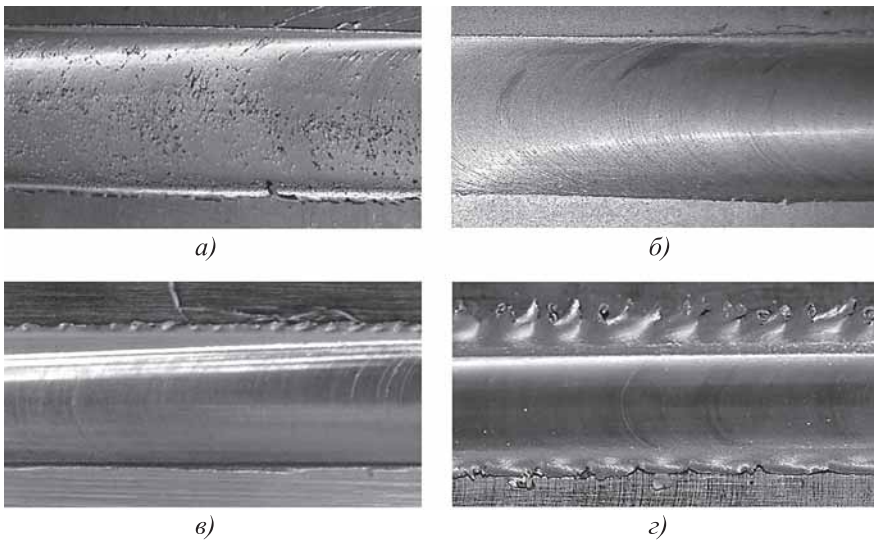
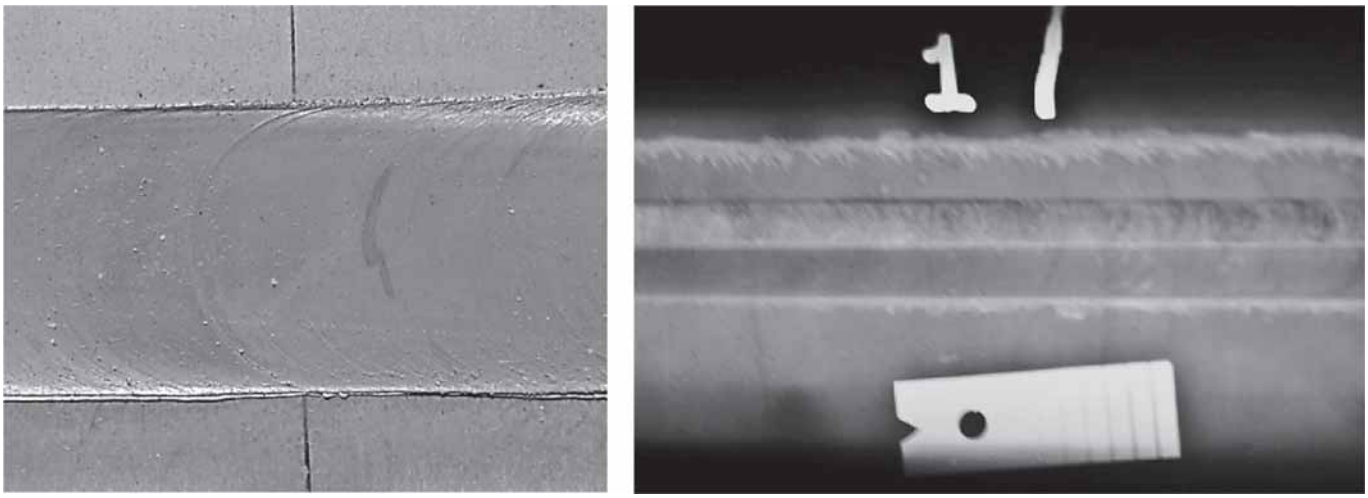


Рис. 2. Сварные соединения, полученные СТП:
а — режим № 1; *б* — режим № 2; *в* — режим № 3; *г* — режим № 4



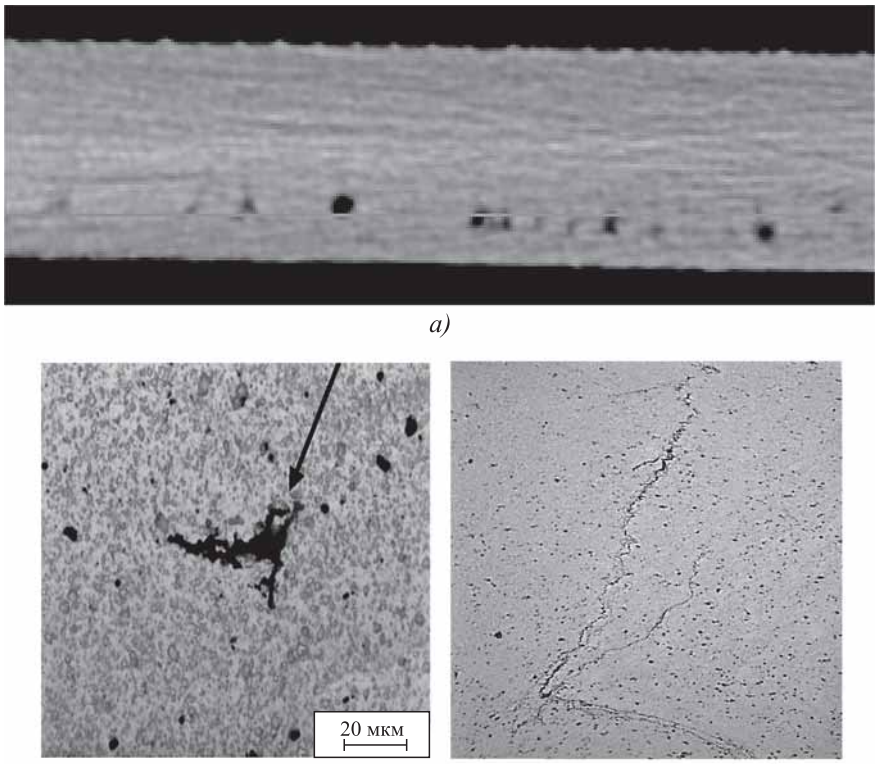
а) *б)*

Рис. 3. Расположение несплошностей в шве (*а*) и на рентгеновском снимке (*б*) сварного соединения сплава 1565чМ, выполненного по режиму № 1

Наличие обнаруженных радиографическим методом несплошностей подтверждено компьютерной микротомографией.

На томограмме (рис. 4, *а*) видны дефекты, размер которых составляет 35...420 мкм, а глубина залегания — 2,6...2,7 мм. Структурные неоднородности располагаются в нижней зоне шва вдоль стыка.

При анализе сварного соединения, полученного по режиму № 2, методом радиографического контроля не выявлено дефектов типа несплошностей в шве.



а)

б) *в)*

Рис. 4. Томограмма сварного шва сплава 1565чМ, полученного по режиму № 1 (*а*), полость в ядре шва (*б*) и несплавление по внутренней границе соединения (*в*)

Металлографические исследования сварного соединения, выполненного по режиму № 1, свидетельствуют, что обнаруженные радиографическим методом дефекты представляют собой полости (линейный размер в продольном направлении 40...65 мкм) (рис. 4, *б*) и несплавления, переходящие в трещину, по внутренней границе соединения пластин (рис. 4, *в*).

Наличие трещины и полостей в корневой части приводит к преждевременному разрушению сварного соединения при механических испытаниях. В процессе изгиба образцов корнем наружу раскрытие трещины происходит при угле загиба, не превышающем 30...35°. При расположении облицовочной стороны шва снаружи образцы выдерживают угол изгиба 180° без появления трещины.

При испытании соединения сплава 1565чМ на статическое растяжение предел прочности

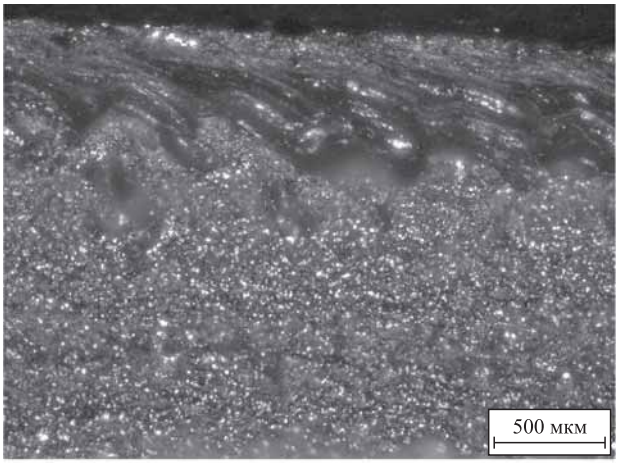
в среднем составляет 310...315 МПа, что соответствует 0,86...0,87 прочности основного металла в состоянии поставки (360 МПа). При этом разрушение образца происходит по центру сварного шва, а относительное удлинение равно 6...8 %.

На фотографиях изломов соединения после испытания на растяжение (рис. 5, *а*) видно волнистое строение корневой части шва, вызванное технологическим процессом СТП и подтверждающее отсутствие полного сплавления пластин. Отдельные очаги схватывания вследствие наличия первичных трещин в корневой части шва являются местом зарождения разрушения. Микрорельеф поверхности излома имеет ямочное строение, что свидетельствует о вязком разрушении сварного соединения (рис. 5, *б*).

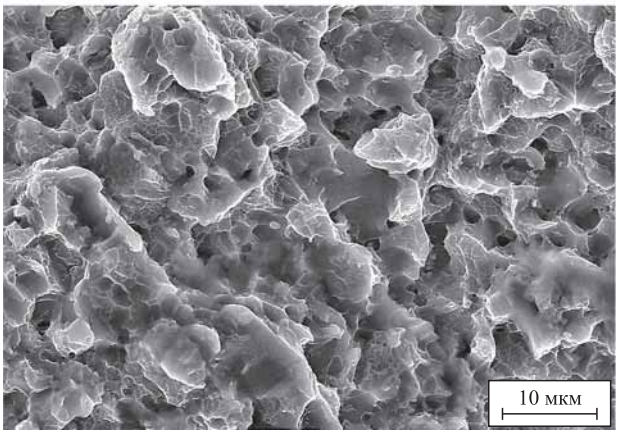
При статическом изгибе сварных соединений, полученных по режимам № 2 и № 3, образование трещины в корневой части шва происходит при угле загиба 180°. Разрушение образцов при испытании на растяжение происходит по основному металлу, при этом предел прочности в среднем составляет 370 МПа, а относительное удлинение не превышает 11 %.

Испытания образцов сплава 1565чМ, выполненных по режиму № 4, показали, что разрушение образцов происходит по металлу шва при пределе прочности 325...330 МПа. Микрорельеф поверхности разрушения имеет ямочное строение с присутствием очагов расплавления металла (рис. 6).

Инструмент должен обеспечивать нагрев металла в зоне сварки до пластического состояния,



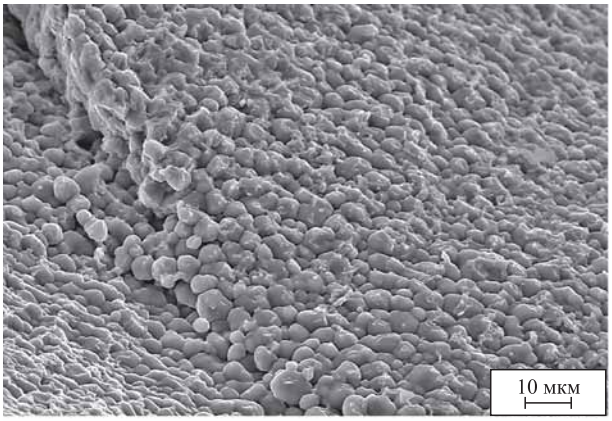
а)



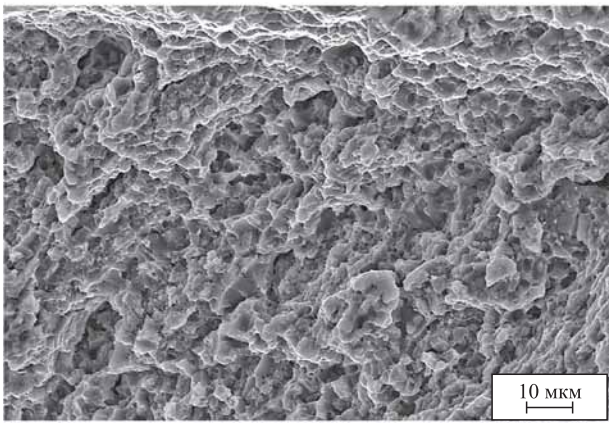
б)

Рис. 5. Фрактография поверхности разрушения сварного шва, выполненного по режиму № 1 после испытания на растяжение:

а — волнистое строение корневой части шва; *б* — микрорельеф поверхности излома



а)



б)

Рис. 6. Фрактография поверхности разрушения сварного шва, выполненного по режиму № 4 после испытания на растяжение:

а — очаги плавления в структуре металла шва; *б* — микрорельеф поверхности излома

перемешивание его по всей толщине свариваемых кромок и перемещение в замкнутом объеме при избыточном давлении.

Основное количество теплоты Q выделяется в контактной области в результате трения заплечника (бурта), его вычисляют по формуле [9]

$$Q = 2/3\pi\mu pN(r_б^3 - r_н^3), \quad (1)$$

где μ — коэффициент трения; p — давление, оказываемое инструментом на свариваемые листы, Па; n — частота вращения инструмента, $с^{-1}$; $r_б$, $r_н$ — наружный радиус заплечника и стержня соответственно, мм.

При СТП тепловую мощность определяют зависимостью

$$q_2 = (4M_{тр}\omega)/\pi D^2, \quad (2)$$

где $M_{тр}$ — крутящий момент сил трения, Н·м; ω — угловая скорость вращения инструмента, рад/с; D — диаметр заплечника инструмента, м.

Чтобы определить мощность, вводимую в соединение, необходимо измерить момент силы трения. Для этого проведены измерения для полосы толщиной 4 мм из сплава 1565чМ. Пиковые значения момента составили 30 Н·м, в то время как при установившемся процессе значение момента в среднем равно 16 Н·м при диаметре заплечника инструмента 14 мм, частоте вращения инструмента 700 $мин^{-1}$, заглублении 0,3 мм (осевая сила: пиковая 4,2 кН, при установившемся процессе 2,9 кН). Измерение проводили без движения инструмента. Однако в процессе сварки инструмент движется и постоянно вовлекает в пластическую деформацию более холодный металл, поэтому для расчета температуры правильнее брать пиковые значения момента. В этом случае среднее значение плотности вводимой тепловой мощности согласно формуле (2) составило 5300 $кВт/м^2$.

Для аналитического теплового расчета приняты следующие допущения:

— источник тепла по характеру действия поверхностный равномерно распределенный импульсный неподвижный со временем действия импульса, равным отношению диаметра инструмента к скорости сварки;

— нагреваемые детали рассмотрены как полубесконечное тело, чтобы не учитывать теплоотвод в подкладку;

2. Теплофизические свойства алюминиевого сплава 1565чМ для расчета

Показатель	Значение
Плотность γ, $кг/м^3$	2583,4
Теплопроводность λ_s, Вт/(м·К)	225,3
Удельная теплоемкость c, Дж/(кг·К)	1076,4375
Температуропроводность a, $м^2/с$	$8{,}11\cdot10^{-6}$

— распределение тепла и температуры происходит по направлению нормали к поверхности (температурное поле одномерное).

Для температурного расчета взяты средние значения теплофизических свойств алюминиевого сплава 1565чМ в интервале температур от 20 °С до температуры плавления алюминия (табл. 2). Считаем, что теплофизические свойства при изменении температуры остаются постоянными.

Процесс СТП сходен с фрезерованием или шлифованием. Поэтому температуру определяли по формулам, применяемым для расчета температуры при механической обработке металлов. С учетом принятых допущений температуру можно вычислить по следующей формуле [10]:

$$T(z, t) = \{[2q_2t^{0,5}/(\lambda_s c\gamma)^{0,5}]i\mathrm{erfc}(z/2(at)^{0,5}]\} + T_0, \quad (3)$$

где z — текущая координата, совпадающая по направлению с толщиной материала; i — шаг интегрирования, $i = 1, 2, 3$ и т.д.; t — время от начала процесса нагрева; T_0 — начальная температура свариваемых деталей.

Функцию $\mathrm{erf}(x)$ для инженерных расчетов представляют как [11]

$$\mathrm{erf}(x) = (1 - e^{-1,26x^2})^{0,5}. \quad (4)$$

Для расчета максимальной температуры (на поверхности) формула (3) имеет вид:

$$T_{max}(0, t) = T_0 + 2q_2(at^{0,5})/(\pi\lambda_s)^{0,5}. \quad (5)$$

Результаты расчетов температуры по формуле (5) показали, что температура на поверхности (при $z = 0$) достигает 432 °С, на глубине 2 мм — 395 °С, а на глубине 4 мм — 341 °С.

Данный расчет дает приближенное значение температуры, особенно на глубине, равной половине толщины свариваемого материала, так как не учитывается теплоотвод в подкладку.

Для подтверждения достоверности результатов расчетов измеряли температуру алюминиевого сплава 1565чМ при движении по поверхности цилиндрического инструмента

3. Максимальные температуры нагрева пластин сплава 1565чМ при СТП на различных режимах

Номер режима	Частота вращения рабочего инструмента, $с^{-1}$	Температура нагрева пластин в зоне термопары, °С
1	500	390...405
2	700	470...480
3	1000	498...510
4	1300	525...540

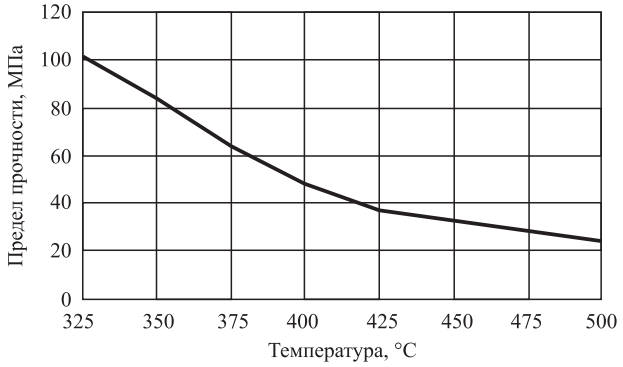
с плоским заплечником диаметром 14 мм. Измерения температуры осуществляли методом термопар с использованием тензометрической станции A17-T8, ПК и программного обеспечения ZETLab. Термопара представляла собой хромель-алюмелевую проволоку диаметром 0,4 мм. Эксперимент повторяли пять раз для каждого режима СТП (см. табл. 1). На основании этого были получены средние значения температур. Термопару укладывали в стык на глубине 4 мм от поверхности, после чего обжимали свариваемыми деталями.

Результаты измерений температуры в зависимости от частоты вращения рабочего инструмента представлены в табл. 3.

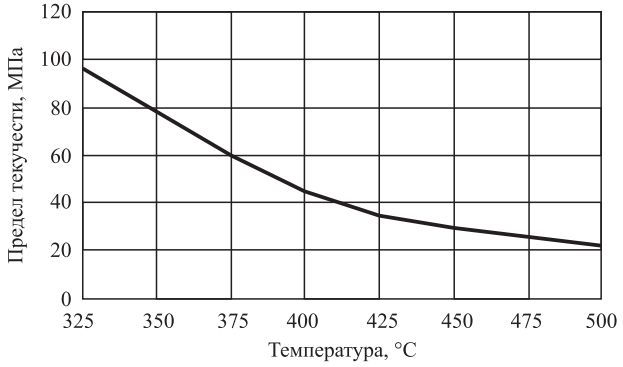
Из данных табл. 3 следует, что увеличение частоты вращения инструмента способствует повышению температуры нагрева металла соединения в зоне формирования шва. Для формирования шва важным аспектом является как нагрев сказывается на изменении предела прочности и особенно предела текучести свариваемого алюминиевого сплава.

На рис. 7 приведены зависимости предела прочности и предела текучести сплава 1565ч от температуры нагрева. При нагреве сплава до 380...400 °С предел прочности сплава 1565ч составляет 60...48 МПа, а предел текучести — 57...45 МПа. Повышение температуры нагрева свыше 425...430 °С вызывает уменьшение предела прочности до 37 МПа (соответственно предела текучести до 35 МПа). Дальнейшее увеличение температуры нагрева незначительно влияет на изменение предела прочности и предела текучести сплава 1565ч. Поэтому использование режимов № 3 и № 4 для данного сплава является неэффективным.

При использовании для СТП инструмента с малым диаметром заплечника объема пластифицированного металла может оказаться недостаточно для полного заполнения освобождающегося позади инструмента пространства, что приведет к образованию в швах дефектов в виде несплавления.



а)



б)

Рис. 7. Изменение предела прочности (*а*) и предела текучести (*б*) сплава 1565ч с повышением температуры нагрева

Чрезмерно большой диаметр заплечника способствует формированию широкой лицевой поверхности шва, значительному короблению сварных соединений и образованию дефектов вследствие перегрева металла в зоне сварки. Установлено, что для СТП алюминиевых сплавов толщиной 3...5 мм оптимальный наружный диаметр заплечника инструмента должен составлять 12...16 мм.

Для обеспечения стабильности формирования швов на торцевой поверхности заплечника необходимо делать небольшое кольцевое углубление, обеспечивающее плавное и непрерывное перемещение пластифицированного металла и формирование качественной лицевой поверхности швов. Однако его размер должен быть таким, чтобы при небольшом заглублении заплечника инструмента перемещающийся металл постоянно находился под избыточным давлением.

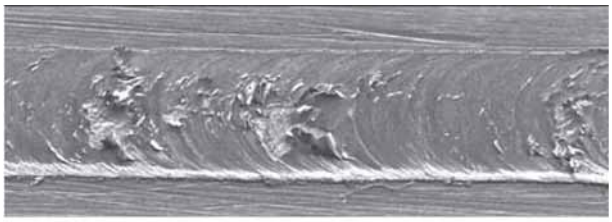
Перемешивание металла по всей толщине свариваемых кромок в процессе сварки

происходит в результате его перемещения вращающимся наконечником инструмента. Исследования позволили определить, что при сварке алюминиевых сплавов толщиной 3...5 мм получить качественные сварные соединения можно при использовании наконечника инструмента в виде простого усеченного конуса. Для обеспечения работоспособности наконечника в условиях воздействия на него больших изгибающих сил, крутящего момента и сил трения его диаметр возле торца заплечника должен составлять 4,2...4,6 мм, а при вершине — 2,8...3,0 мм. Для предотвращения несплавлений в корневой части шва длина стержня должна составлять (0,95...1,0) δ.

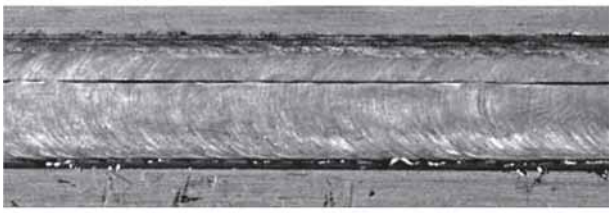
Плавное и равномерное перемещение пластифицированного металла в процессе сварки обеспечивается благодаря высокой чистоте обработки рабочих поверхностей инструмента и наличия на поверхности стержня винтовой канавки. Любые выступы, вмятины или надрывы на этих поверхностях заплечника и стержня инструмента вызывают периодическое изменение траектории, скорости и количества перемещаемого металла, нарушая стабильность формирования и качество швов.

Слабое прижатие инструмента к поверхностям деталей в процессе сварки или недостаточное заглубление заплечника инструмента в свариваемый металл приводит к увеличению объема, который должен заполняться пластифицированным металлом при формировании шва, а следовательно, к снижению избыточного давления и образованию несплошностей в швах.

Установлено, что формирование качественных швов обеспечивается при силах прижатия инструмента 4...10 кН и зависит от марки свариваемого сплава. При этом заплечник инструмента должен погружаться в свариваемый металл на глубину 0,1...0,2 мм. Его чрезмерное заглубление приводит к перегреву металла и образованию на лицевой поверхности шва дефектов в виде надрывов (рис. 8, *а*). При небольшом погружении заплечника инструмента в свариваемый металл в зоне сварки выделяется недостаточное количество тепла для обеспечения требуемого уровня пластификации, необходимого для качественного формирования шва объема металла. Поэтому в таких случаях на лицевой поверхности шва образуются дефекты в виде несплавления (рис. 8, *б*).



а)



б)

Рис. 8. Лицевая поверхность швов, полученных СТП алюминиевого сплава 1565чМ толщиной 5 мм при чрезмерном (*а*) и недостаточном (*б*) погружении бурта в свариваемый металл. ×2

Сварку необходимо выполнять "углом вперед" при наклоне инструмента на 2...5°. При этом вращающийся заплечник своей задней кромкой оказывает дополнительное давление на свариваемый металл, уплотняя металл шва.

Существенное влияние на формирование швов оказывают частота вращения инструмента и скорость сварки. Тепловыделение в зоне сварки повышается с увеличением числа оборотов инструмента или с уменьшением его скорости перемещения вдоль стыка.

При определенном для данного сплава соотношении частоты вращения инструмента и скорости сварки, теплоты, выделяемой в результате трения, может оказаться недостаточно для пластификации требуемого объема металла, чтобы заполнить всю полость, образуемую стержнем инструмента. В результате нарушается непрерывность потока, перемещающегося по сложной траектории металла, и в шве образуются внутренние незаполненные металлом полости (рис. 9, *а*).

При сохранении той же скорости вращения инструмента и уменьшении его скорости перемещения пластифицированного металла становится больше, благодаря чему качество сварного шва улучшается (рис. 9, *б*). Однако при чрезмерном уменьшении скорости сварки происходит избыточное выделение тепла, приводящее к перегреву металла, оплавлению легкоплавких эвтектик на межзеренных границах и образованию внутренних дефектов в виде полостей и несплошностей (рис. 9, *в*).

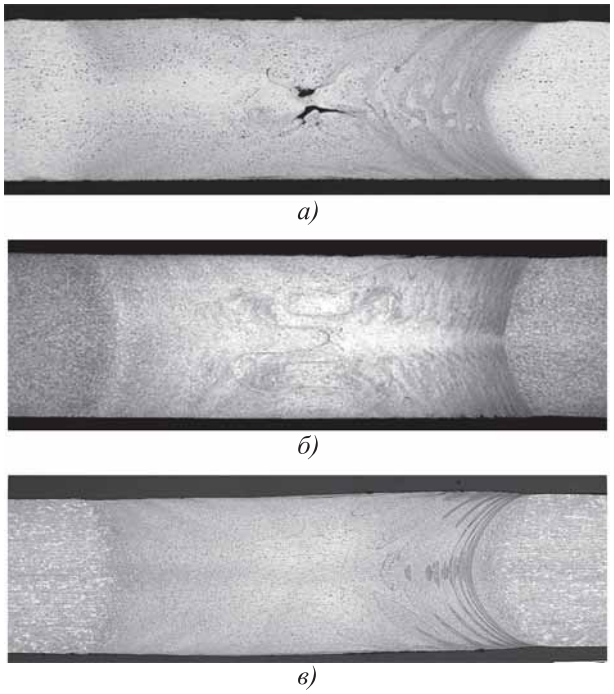


Рис. 9. Поперечные макрошлифы (×15) сварных соединений сплава 1565чМ толщиной 5 мм, полученных СТП при постоянной частоте вращения инструмента 1300 мин$^{-1}$ и различной скорости сварки:

а — 32 м/ч; *б* — 18 м/ч; *в* — 6 м/ч

Эксперименты показали, что пластичные низколегированные алюминиевые сплавы (АМц, АМг2, АВ, В-1341, АД31 и др.) успешно свариваются СТП в широком диапазоне изменения скорости сварки (5...120 м/ч) при частоте вращения инструмента 1000...1300 мин$^{-1}$. Высокопрочные сложнолегированные сплавы (АМг6, 1565ч, 1420, 1460, В-1461, В-1469, В95 и др.) необходимо сваривать при более низкой частоте вращения инструмента (700...900 мин$^{-1}$) и при меньших скоростях сварки (8...40 м/ч).

Для получения качественных соединений большое значение имеют точность сборки стыка под сварку и плотное прилегание кромок в зоне сварки к подкладке.

Исследования поперечных макрошлифов швов, полученных СТП сплава 1565чМ толщиной 5 мм, показали, что для бездефектных швов зазор между свариваемыми кромками должен составлять не более 12...16 % толщины свариваемого металла (рис. 10).

На качество формирования швов значительно влияет депланация свариваемых кромок, возникающая вследствие неточности их подгонки и сборки, ненадежности фиксации заготовок к подкладке или изменения теплофизических условий в процессе сварки. При завышении кромки со стороны отхода инструмента (векторы направления и перемещения инструмента противоположны по направлению) часть пластифицированного металла выдавливается в процессе сварки на лицевой поверхности шва в виде грата (рис. 11). Поэтому для обеспечения качественного формирования швов депланация кромок для листовых заготовок не должна превышать 3...5 % толщины свариваемого металла.

Для СТП алюминиевых сплавов применяют инструменты с тонкими стержнями, поэтому их незначительное отклонение от оси стыка может привести к нарушению качества формирования швов. Исследования макрошлифов швов сплава 1565чМ показали, что допустимое отклонение инструмента от оси шва не должно превышать 0,6...0,8 мм. При большем их смещении возможно образование дефектов в виде несплавления, так как формирование шва по всей глубине свариваемых кромок происходит не по центру стыка.

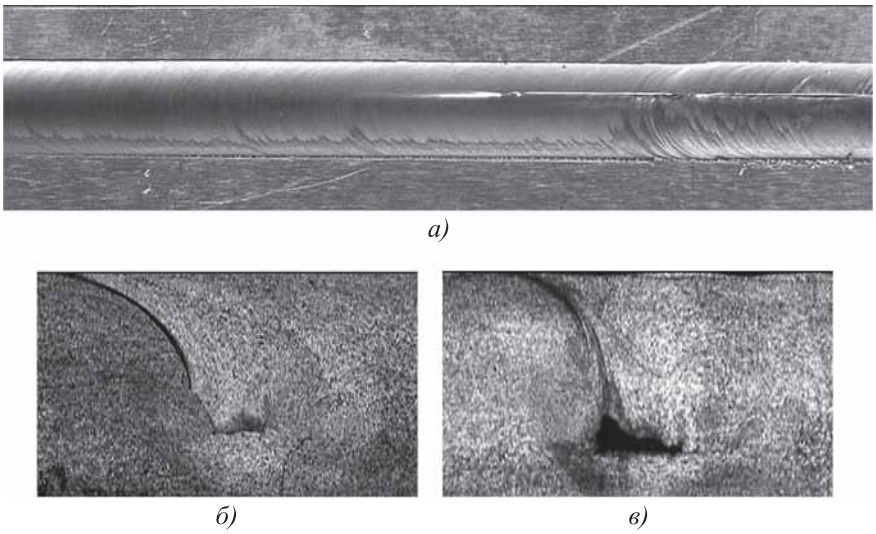


Рис. 10. Лицевая поверхность шва (*а*, ×1,5), полученного СТП при сборке стыка с переменным зазором (0,2...2 мм) между кромками, и поперечные макрошлифы сварных соединений сплава 1565чМ толщиной 5 мм при зазоре 0,4 (*б*) и 0,7 мм (*в*)

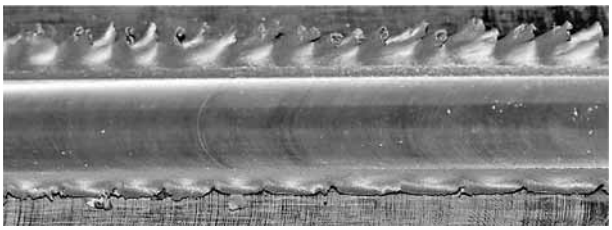


Рис. 11. Лицевая поверхность шва, полученного СТП сплава 1565чМ толщиной 5 мм при чрезмерном завышении кромки со стороны отхода инструмента. ×2

Выводы

1. Применение режима с частотой вращения инструмента 700 мин$^{-1}$ при скорости сварки трением с перемешиванием 28,2 м/ч и осевой силе инструмента 9000 Н позволяет получать стыковые соединения пластин толщиной 5 мм из сплава 1565чМ без дефектов.

2. Увеличение частоты вращения инструмента до 1000 мин$^{-1}$ и более при прочих равных параметрах режима СТП способствует возникновению несплавлений в корневой части шва.

3. Сварку следует выполнять при наклоне инструмента 2...5° "углом вперед", при постоянном прижатии и погружении заплечника инструмента в свариваемый металл на 0,2...0,3 мм. Отклонение осей инструмента и стыка допускается не более 0,8 мм, зазор между свариваемыми кромками — не более 12...18 %, а депланация кромок — не более 5...8 % толщины свариваемого металла.

4. Бездефектные швы при СТП сплава 1565чМ могут быть получены в диапазоне изменения частоты вращения 700...850 мин$^{-1}$ и скорости перемещения 6...40 м/ч инструмента.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Овчинников В.В., Дриц А.М., Малов Д.В.** Двухпроходная сварка трением с перемешиванием листов из сплава 1565чМ // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2014. № 6. С. 36—42.

2. **Павлова В.И., Алифриенко Е.А., Осокин Е.П.** Исследование температурно-временных условий сварочного нагрева, структуры и свойств металла стыковых соединений из алюминиево-магниевого сплава, выполненных сваркой трением с перемешиванием // Вопросы материаловедения. 2009. № 4. С. 74—89.

3. **Дриц А.М., Овчинников В.В., Растопчин Р.Н.** Особенности сварки листов алюминиевого сплава 1565чМ при производстве цистерн бензовозов // Машиностроение и инженерное образование. 2013. № 4. С. 24—36.

4. **Третяк Н.Г.** Сварка трением с перемешиванием алюминиевых сплавов (обзор) // Автоматическая сварка. 2002. № 7. С. 12—21.

5. **Peng Dong, Hongmei Li, Daqian Sun, Wenbiao Gong, Jie Liu.** Effects of welding speed on the microstructure and hardness in friction stir welding joints of 6005A-T6 aluminum alloy // Materials and Design. 2013. № 45. P. 524—531.

6. **Овчинников В.В., Дриц А.М., Малов Д.В.** Механические свойства сварных соединений сплавов 1565чМ и 1460Т1 в разноименном сочетании, полученных сваркой трением с перемешиванием // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 6. С. 11—17.

7. **Бакшаев В.А., Васильев П.А., Трифонов В.П. и др.** Сварка трением с перемешиванием алюминиевых сплавов при производстве автомобильных полуприцепов // Сварщик в России. 2012. № 2. С. 28—31.

8. **Лукин В.И., Иода Е.Н., Овчинников В.В. и др.** Сварка трением с перемешиванием высокопрочных алюминий-литиевых сплавов В-1461 и В-1469 // Сварочное производство. 2015. № 7. С. 21—25.

9. **Hassan Kh. A.A., Prangnell P.B., Norman A.F. et al.** Effect of welding parameters on nugget zone microstructure and properties in high strength aluminium alloy friction stir welds // Sci. and Technol. of Welding and Joining. 2003. 8. № 4. P. 257—268.

10. **Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Бруквицкий Я.** О самоорганизации системы резания в условиях электроконтактного подогрева. Ч. 1 // Безызносность: межвуз. сб. науч. ст. 1998. Вып. 5. С. 157—178.

11. **Резников А.Н., Резников Л.А.** Тепловые процессы в технологических системах: учебник для вузов. М.: Машиностроение, 1990. 288 с.

Виктор Васильевич Овчинников, д-р техн. наук, vikov1956@mail.ru;
Александр Михайлович Дриц, канд. техн. наук;
Людмила Павловна Андреева, канд. техн. наук;
Дмитрий Валерьевич Малов;
Марина Алексеевна Гуреева, канд. техн. наук

УДК 621.983; 539.374

В.И. Трегубов, С.Н. Ларин*, О.В. Пилипенко, А.В. Черняев***
*(АО "НПО "Сплав", г. Тула, *Тульский государственный университет,*
***Орловский государственный университет)*

Подход к повышению качества цилиндрических изделий, получаемых ротационной вытяжкой с утонением стенки и разделением очага деформации

Приведены соотношения для анализа кинематики течения материала, напряженного и деформированного состояния, силовых режимов ротационной вытяжки с утонением стенки цилиндрических деталей коническим роликом. Установлены особенности расчета силовых режимов для трехроликовой схемы ротационной вытяжки цилиндрических деталей с разделением деформации. Выявлено удовлетворительное согласование результатов теоретических расчетов и экспериментальных данных по силовым режимам. Рассмотрены особенности технологического процесса ротационной вытяжки с разделением деформации для изготовления сложнопрофильных оболочек с переменной толщиной стенки и наличием кольцевых центрирующих утолщений из стали 10. Внедрение предложенного технологического процесса изготовления такого типа деталей в промышленность позволило обеспечить их заданное качество, уменьшить трудоемкость и металлоемкость деталей, сократить сроки подготовки производства новых изделий.

Ключевые слова: ротационная вытяжка; разделение очага деформации; сила; напряжения.

The analysis of kinematics relations for the flow of material, the stress and strain state, power modes of rotary drawing with thinning walls of cylindrical parts by tapered roller are presented. The features of the calculation of the power modes for 3-roller scheme of rotary drawing of cylindrical parts with strain division are established. Satisfactory agreement between theoretical calculations and experimental data on the power modes is revealed. Features rotary drawing process with strain division for the manufacture of complex shells with variable wall thickness and the presence of ring centering thickening of steel 10 are considered. The implementation of the proposed technological process of manufacturing of this type of parts in the industry allowed to provide their given quality, to reduce labor intensity and specific quantity of metal of parts, to reduce the time pre-production of new products.

Keywords: rotary extractor; division of deformation zone; power; stress.

При изготовлении цилиндрических деталей с тонкой стенкой различного назначения широко применяют процессы ротационной вытяжки. Для получения этих деталей успешно используют схемы ротационной вытяжки роликами с открытой и закрытой калибровкой и разделением очага деформации [1—4].

Процесс ротационной вытяжки с разделением деформации имеет ряд важных преимуществ по сравнению с обычными схемами, которые состоят в уменьшении потребных сил деформирования, достижении более высоких степеней деформации за один проход, что разрешает интенсифицировать процесс ротационной вытяжки. Сущность данной схемы состоит в том, что общая деформация делится между роликами или группой роликов по установленной зависимости (рис. 1). Разделение деформации реализуется взаимным смещением роликов в осевом и радиальном направлении либо смещением только в радиальном направлении, при этом применяют ролики с различным профилем [3, 4].

Рассмотрим условные схемы взаимодействия деформирующего конического ролика с материалом заготовки при ротационной

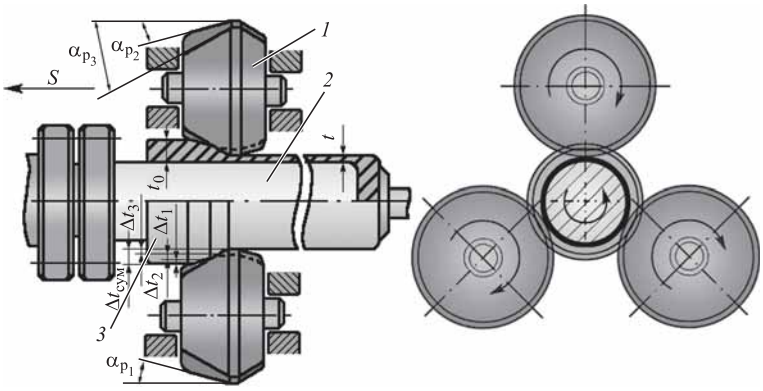


Рис. 1. Трехроликовая схема ротационной вытяжки цилиндрических деталей с разделением деформации при радиальном смещении роликов:

1 — ролик; *2* — оправка; *3* — деталь

вытяжке деталей обратным и прямым способами (рис. 2). За один оборот заготовки ролик переместился на величину рабочей подачи *S*.

При обратном способе ротационной вытяжки фактическая подача металла $S_ф$ в очаг деформации за один оборот будет равна рабочей подаче $S_ф = S$ вне зависимости от утонения стенки. При ротационной вытяжке этой же детали по прямому способу [3], недеформированная часть заготовки при деформации перемещается вдоль оси на величину

$$S' = S(t_0 - t_к)/t_0,$$

в предположении, что вдоль осевой реализуется плоская деформация.

Учитывая одинаковое направление перемещения недеформированной части заготовки и ролика, фактическую подачу $S_ф$ металла в очаг деформации определяют как разность указанных перемещений за один оборот заготовки [3]

$$S_ф = S - S' = St_к/t_0.$$

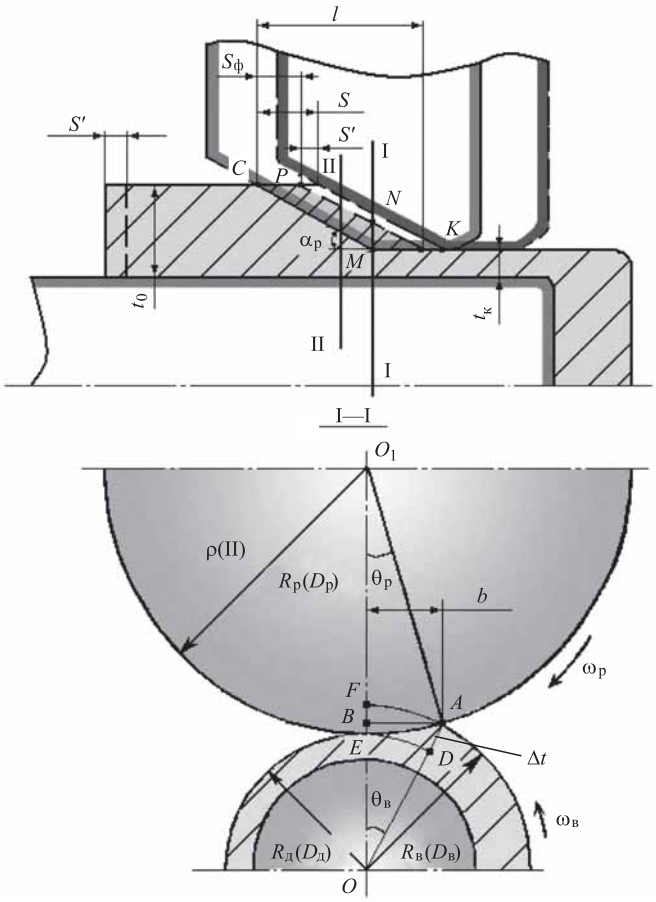


Рис. 2. Схема очага деформации при ротационной вытяжке по прямому способу

Вычислим максимальный угол контакта $\theta_в$ с заготовкой:

$$\theta_в = \left[\frac{2S_ф R_р \operatorname{tg}\alpha_р}{R_в\left(R_в + R_р\right)}\right]^{1/2}, \text{ если } S_ф \operatorname{tg}\alpha_р \leqslant \Delta t; \quad (1)$$

$$\theta_в = \left[\frac{2R_р \Delta t}{R_в\left(R_в + R_р\right)}\right]^{1/2}, \text{ если } S_ф \operatorname{tg}\alpha_р \geqslant \Delta t, \quad (2)$$

где $R_р$ — радиус ролика; $R_в$ — радиус оправки; Δt — изменение толщины заготовки в процессе вытяжки; $\alpha_р$ — угол наклона рабочей поверхности ролика.

Формулы (1) и (2) получены при условии, что величины Δt и $S_ф$ малы по сравнению с величиной $R_р$.

Максимальная протяженность контакта ролика с заготовкой в осевом направлении $l = \Delta t \operatorname{ctg}\alpha_р + S_ф$. Ширина зоны контакта в каждом сечении $b = R_в \sin\theta_в$.

Пластическая деформация под инструментом проходит в короткий промежуток времени $\Delta t_{вр}$, необходимый для прохождения зоны контакта материала заготовки с роликом, т.е. поворота оправки на угол $\theta_в$: $\Delta t_{вр} = \theta_в/\omega_в$, где $\omega_в$ — угловая скорость вращения заготовки; $\omega_в = 2\pi n_ш$; $n_ш$ — частота вращения шпинделя. В течение этого промежутка времени материал течет под роликом в осевом направлении. Угол контакта материала заготовки с роликом переменный по длине очага деформации.

Рассмотрим вопрос о распределении скоростей течения материала в очаге деформации при установившемся деформировании. Приняли, что в пластической области в цилиндрической системе координат реализуется

квазиплоская деформация, т.е. $\xi_\theta = 0$; $\xi_{\rho\theta} \neq 0$; $\xi_{z\theta} \neq 0$. Истечение материала в локальном очаге пластической деформации начинается в тот момент, когда расстояние между поверхностью ролика и деталью равно $t_1 = t_к + S_ф \operatorname{tg}\alpha$.

Приведем окончательные выражения для определения радиальной v_r, тангенциальной v_θ и осевой v_z составляющих скоростей в пластической области очага деформации [5]:

$$v_r = -\left(r_д + S_ф \operatorname{tg}\alpha_р + z\operatorname{tg}\alpha_р\right)\theta\left(\omega_р + \omega_в\right)\times \times\frac{r - r_0}{r_д + z\operatorname{tg}\alpha_р - r_0\cos\theta}\cos^2\theta; \quad (3)$$

$$v_\theta = -\omega_в r + \left(\omega_р + \omega_в\right)\left[r_д + \operatorname{tg}\alpha_р\left(S_ф + z\right)\right]\times \times\left(r - r_0\right)\int_0^\theta \frac{\theta\cos^2\theta d\theta}{r_д + z\operatorname{tg}\alpha_р - r_0\cos\theta}; \quad (4)$$

$$v_z = \theta(\omega_р + \omega_в)\cos^2\theta\int_0^z \frac{r_д + S_ф\operatorname{tg}\alpha_р + z\operatorname{tg}\alpha_р}{r_д + z\operatorname{tg}\alpha_р - r_0\cos\theta}dz - -\left(r_д + S_ф\operatorname{tg}\alpha_р\right)\theta\left(\omega_р + \omega_в\right)\times \times\operatorname{ctg}\alpha_р\left[\frac{t_0\left(t_к + S_ф\operatorname{tg}\alpha_р\right)}{t^2} - 1\right], \quad (5)$$

где $r_д$ — конечный радиус изделия;

$\omega_р$ — угловая скорость вращения ролика;

$$\omega_р = \omega_в R_в / R_р.$$

Выражение для линии контакта в цилиндрической системе координат в сечении z = const можно определить следующим образом:

$$r_к = \frac{R_в - \Delta t + z\operatorname{tg}\alpha_р}{\cos\theta}. \quad (6)$$

Данную формулу получили из геометрических соображений, используя тригонометрические преобразования и пренебрегая малыми величинами второго порядка по сравнению с 1.

Далее вычисляли компоненты скоростей деформаций по полученным скоростям течения материала в цилиндрической системе координат:

$$\xi_r = \frac{\partial v_r}{\partial r};\ \xi_\theta = \frac{1}{r}\frac{\partial v_\theta}{\partial\theta} + \frac{v_r}{r};\ \xi_z = \frac{\partial v_z}{\partial z} = -\xi_r - \xi_\theta;$$
$$\xi_{r\theta} = \frac{\partial v_\theta}{\partial r} - \frac{v_\theta}{r} + \frac{1}{r}\frac{\partial v_r}{\partial\theta};\ \xi_{\theta z} = \frac{1}{r}\frac{\partial v_z}{\partial\theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial z}; \quad (7)$$
$$\xi_{rz} = \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r}$$

и их эквивалентную скорость деформации ξ_e [5].

Применяя уравнение равновесия в цилиндрической системе координат

$$\frac{\partial\sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial\tau_{r\theta}}{\partial\theta} + \frac{\partial\tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0;$$
$$\frac{\partial\tau_{\theta r}}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial\sigma_\theta}{\partial\theta} + \frac{\partial\tau_{\theta z}}{\partial z} + \frac{2\tau_{\theta r}}{r} = 0; \quad (8)$$
$$\frac{\partial\tau_{zr}}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial\tau_{z\theta}}{\partial\theta} + \frac{\partial\sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{zr}}{r} = 0$$

и выражения для оценки пластического течения, реализующие связи между напряжениями и скоростями деформаций,

$$\sigma_r - \sigma = 2\mu_i\xi_r;\ \tau_{r\theta} = \mu_i\xi_{r\theta};\ \sigma_\theta - \sigma = 2\mu_i\xi_\theta;$$
$$\tau_{\theta z} = \mu_i\xi_{\theta z};\ \sigma_z - \sigma = 2\mu_i\xi_z;\ \tau_{r\theta} = \mu_i\xi_{r\theta}, \quad (9)$$

после подстановки данных выражений в уравнения равновесия получаем систему уравнений для оценки среднего напряжения:

$$\frac{\partial\sigma}{\partial r} + 2\frac{\partial\left(\mu_i\xi_r\right)}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial\left(\mu_i\xi_{r\theta}\right)}{\partial\theta} + +\frac{\partial\left(\mu_i\xi_{rz}\right)}{\partial z} + \frac{2\mu_i}{r}\left(\xi_r - \xi_\theta\right) = 0;$$
$$\frac{\partial\left(\mu_i\xi_{r\theta}\right)}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial\sigma}{\partial\theta} + \frac{2}{r}\frac{\partial\left(\mu_i\xi_\theta\right)}{\partial\theta} + +\frac{\partial\left(\mu_i\xi_{\theta z}\right)}{\partial z} + 2\mu_i\frac{\xi_{\theta r}}{r} = 0; \quad (10)$$
$$\frac{\partial\left(\mu_i\xi_{zr}\right)}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial\left(\mu_i\xi_{z\theta}\right)}{\partial\theta} + \frac{\partial\sigma}{\partial z} + +2\frac{\partial\left(\mu_i\xi_z\right)}{\partial z} + \mu_i\frac{1}{r}\xi_{zr} = 0,$$

где $\mu_i = \sigma_{i\,ср}/\left(3\xi_i\right)$; σ — среднее напряжение; $\sigma_{iср}$ — средняя интенсивность напряжения в очаге пластической деформации.

Локальный очаг пластической деформации в сечении z = const разобьем θ- и r-линиями: r = const θ-линия; θ = const r-линия.

Выразив уравнения равновесия (10) в виде конечных разностей и решив каждое из них относительно среднего напряжения, получим формулы для определения величины $\sigma(m, n)$.

Выявлено, что на границе входа материала в очаг пластической деформации осевое напряжение равно нулю, т.е. $\sigma_z = 0$. Данное условие позволяет определить распределение средних напряжений $\sigma(m, n)$ на входе материала в очаг пластической деформации и напряжений σ_r, σ_θ, σ_z и $\tau_{r\theta}$, $\tau_{\theta z}$, τ_{zr} по формулам (9), сначала

получив компоненты скоростей деформации по формулам (7), среднюю накопленную интенсивность деформации в очаге пластической деформации

$$\varepsilon_{i\,\text{ср}} = \xi_{i\,\text{ср}} \Delta t_{\text{вр}}$$

и среднюю интенсивность напряжения $\sigma_{i\text{ср}}$ в очаге деформации:

$$\sigma_{i\,\text{ср}} = \sigma_{0,2} + A\left(\varepsilon_{i\,\text{ср}}\right)^n,$$

где $\sigma_{0,2}$ — условный предел текучести; A, n — константы кривой упрочнения исследуемого материала; $\xi_{i\text{ср}}$ — средняя интенсивность скорости деформации.

Зная среднее напряжение и скорости деформации вместе с кривой упрочнения материала, можно получить напряженное состояние в любой точке очага деформации. Характеристики напряженного и деформированного состояния определяли с использованием метода конечных разностей.

Составляющие сил ротационной вытяжки вычисляют по формулам:

радиальная

$$P_R = \iint \sigma_R r_{\text{к}} d\theta \sin\theta dz; \qquad (11)$$

тангенциальная

$$P_\tau = \iint \sigma_{\tau|_{\theta=\theta_{\text{в}}}} dr \cos\theta_{\text{в}} dz; \qquad (12)$$

осевая

$$P'_z = \int_{r_{\text{д}}}^{r_k} \int_0^{\theta_{\text{в}}} \sigma_z(r,\theta) r dr d\theta, \qquad (13)$$

где

$$\sigma_\tau = \sigma_r \sin^2\theta + \sigma_\theta \cos^2\theta + \tau_{r\theta} \sin 2\theta;$$

$$\sigma_R = \sigma_r \cos^2\theta + \sigma_\theta \sin^2\theta - \tau_{r\theta} \sin 2\theta;\ \sigma'_z = \sigma_z.$$

Учитывая составляющую силы трения, осевую силу P_z вычисляем в данном виде

$$P_z = P'_z + \mu_{\text{о}} P_R, \qquad (13')$$

где $\mu_{\text{о}}$ — коэффициент трения между поверхностями заготовки и оправки.

На рис. 1 и 3 приведены схемы ротационной вытяжки с разделением деформации посредством радиального смещения трех роликов, установленных в одной плоскости, характеризующихся различными углами рабочего конуса. Разделение деформации при исследуемой схеме получается установкой роликов с различным зазором от оправки, причем ролик с минимальным углом устанавливается с наибольшим зазором, а ролик, имеющий максимальный угол в комплекте, устанавливается с зазором, равным толщине стенки готовой детали на обрабатываемом участке.

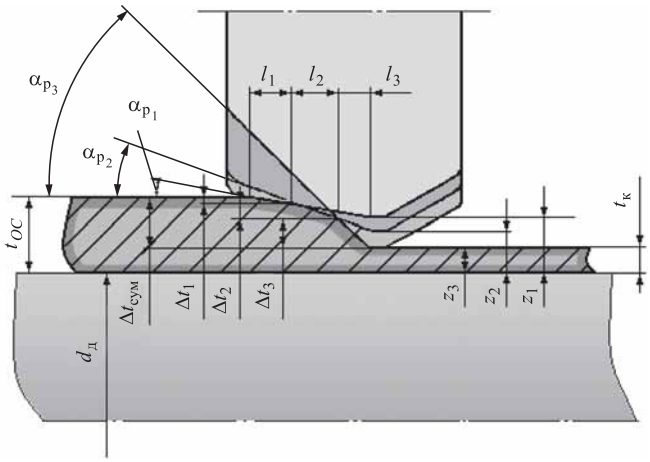


Рис. 3. Схема очага деформации при ротационной вытяжке деталей тремя роликами, смещенными в радиальном направлении

При данной схеме установки деформирующие ролики при ротационной вытяжке формируют три последовательно расположенных неразрывных участка деформации, наклоненных к оси детали под различными углами. Деформирование на начальном участке осуществляется роликом с минимальным углом, а на последнем участке — роликом с максимальным углом. Этот порядок расположения очагов деформации разрешает ограничить образование наплыва (α_{p1}), получить более высокую точность диаметральных размеров изготовляемых деталей (α_{p3}).

Важным фактором обеспечения высокой точности при применении схемы (см. рис. 3) является обеспечение равновесия радиальных сил:

$$P_{R1} = P_{R2} = P_{R3}. \qquad (14)$$

По формулам (11)—(13) можно рассчитать распределение суммарной степени деформации ε $\left(\varepsilon = 1 - t_{\text{к}}/t_0\right)$ между роликами (ε_1, ε_2, ε_3) при учете неравномерности распределения давлений на поверхности контакта ролика и

материала заготовки, геометрических параметров применяемых роликов и исходной заготовки, технологических параметров вытяжки, длины проекции поверхности контакта заготовки и ролика на площадь с нормалью в радиальном направлении и упрочнения материала детали на соответствующем участке деформирования.

Выражение (14) не разрешается в явном виде относительно степеней деформации на первом ε_1 и втором ролике ε_2, в связи с этим искомые величины устанавливают путем численных расчетов по этому условию методом последовательных приближений с учетом соотношения:

$$(1-\varepsilon)=(1-\varepsilon_1)(1-\varepsilon_2)(1-\varepsilon_3).$$

Приближенная методика разделения деформации между роликами для трехроликой схемы деформирования рассмотрена в работе [3].

Радиальную составляющую силы в этом случае определяют по выражению (11), тангенциальную — по формуле

$$P_\tau = P_{\tau 1} + P_{\tau 2} + P_{\tau 3}, \qquad (12')$$

где $P_{\tau 1}$, $P_{\tau 2}$, $P_{\tau 3}$ — тангенциальные составляющие сил на первом, втором и третьем роликах соответственно;

$$P_{\tau 1} = \iint \sigma_{\tau 1}\big|_{\theta=\theta_{в1}} dr\cos\theta_{в1}dz;$$

$$P_{\tau 2} = \iint \sigma_{\tau 2}\big|_{\theta=\theta_{в2}} dr\cos\theta_{в2}dz;$$

$$P_{\tau 3} = \iint \sigma_{\tau 3}\big|_{\theta=\theta_{в3}} dr\cos\theta_{в3}dz,$$

где $\theta_{в1}$, $\theta_{в2}$, $\theta_{в3}$ — угол контакта заготовки с первым, вторым и третьим роликами; $\sigma_{\tau 1}$, $\sigma_{\tau 2}$, $\sigma_{\tau 3}$ — тангенциальные напряжения на первом, втором и третьем роликах.

Осевую силу на суппорт стана ротационной вытяжки вычисляют по выражению

$$P_z = P_{z1} + P_{z2} + P_{z3}, \qquad (13'')$$

где P_{z1}, P_{z2}, P_{z3} при $z = 0$ — осевые составляющие сил на первом, втором и третьем роликах;

$$P_{z1} = \int_{r_0}^{r_{k1}}\int_0^{\theta_{в1}} \sigma_{z1}(r,\theta)\,rdrd\theta + \mu_o P_{R1};$$

$$P_{z2} = \int_{r_0}^{r_{k2}}\int_0^{\theta_{в2}} \sigma_{z2}(r,\theta)\,rdrd\theta + \mu_o P_{R2};$$

$$P_{z3} = \int_{r_0}^{r_{k3}}\int_0^{\theta_{в3}} \sigma_{z3}(r,\theta)\,rdrd\theta + \mu_o P_{R3},$$

где σ_{z1}, σ_{z2}, σ_{z3} — осевые напряжения на первом, втором и третьем роликах на выходе из очага деформации при $z = 0$.

На рис. 4 показаны зависимости изменения относительных величин радиальной $\bar{P}_R$, тангенциальной $\bar{P}_\tau$ и осевой $\bar{P}_z$ составляющих сил от степени деформации ε при ротационной вытяжке по трехроликовой схеме ротационной вытяжки с разделением деформации цилиндрических деталей из стали 10 при фиксированных значениях рабочей подачи S = 1,0 мм/об и углов конусности роликов ($\alpha_{p1} = 15°$; $\alpha_{p2} = \alpha_{p3} = 30°$). На рис. 4 введены обозначения:

$$\bar{P}_R = P_R/\left[(R_в - 0,5t_0)\,t_0\theta_в\sigma_{0,2}\right];$$

$$\bar{P}_\tau = P_\tau/\left[(R_в - 0,5t_0)\,t_0\theta_в\sigma_{0,2}\right];$$

$$\bar{P}_z = P_z/\left[(R_в - 0,5t_0)\,t_0\theta_в\sigma_{0,2}\right],$$

а точками обозначены результаты экспериментальных исследований. Для каждой группы фиксированных параметров проводили по шесть опытов. За основу брали среднеарифметические данные составляющих сил. Распределение суммарной степени деформации ε между роликами определяли с учетом соотношения (14).

Расчеты проводили для трубной заготовки из стали 10 с наружным радиусом трубной заготовки $R_в$ = 105,4 мм, толщине стенки трубы

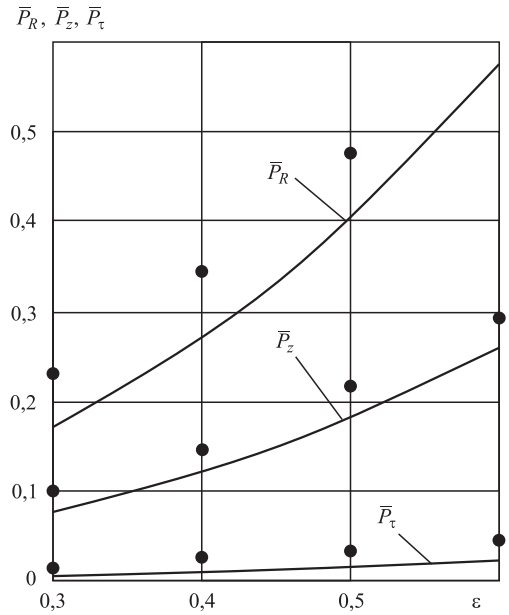


Рис. 4. Графические зависимости изменения относительных величин $\bar{P}_R$, $\bar{P}_z$, $\bar{P}_\tau$ от степени деформации ε для стали 10

t_0 = 9,2 мм, диаметре ролика $D_р$ = 280 мм; частоте вращения шпинделя $n_ш$ = 75 мин$^{-1}$; коэффициенте трения $\mu_о$ = 0,15. Механические характеристики стали 10: $\sigma_{0,2}$ = 450 МПа; A = = 340,5 МПа; n = 0,79. Радиальную P_R, тангенциальную P_τ и осевую P_z составляющие сил определяли по выражениям (11), (12′) и (13″) соответственно.

Анализ зависимостей и результатов расчетов показал, что с повышением степени деформации относительные значения радиальных $\bar{P}_R$, осевых $\bar{P}_z$ и тангенциальных $\bar{P}_\tau$ составляющих сил значительно возрастают. Установлено, что с увеличением рабочей подачи S все относительные составляющие сил повышаются. Изменение параметров трения на контактной поверхности оправки и заготовки существенно влияет на относительную осевую силу $\bar{P}_z$. С увеличением коэффициента трения на оправке $\mu_о$ относительная сила $\bar{P}_z$ возрастает.

Экспериментальные исследования ротационной вытяжки проводили на трехроликовом станке модели В-280М. Стан оснащен трехроликовой кареткой с гидравлическим приводом, реализующим осевое перемещение. Деформирующие ролики расположены через 120° по периметру окружности. В момент обработки изделий осуществляли регистрацию замеров трех составляющих сил ротационной вытяжки: радиальной P_R, осевой P_z и тангенциальной P_τ. Тангенциальную силу P_τ определяли косвенным методом по замерам разницы мощности потребляемой электроприводом при штамповке и холостом вращении оправки с деталью. Для замеров осевой P_z и радиальной P_R сил при ротационной вытяжке применительно к станку В-280М были сконструированы и получены гидроподушки.

Заготовки были подвергнуты ротационной вытяжке с различными степенями деформации в интервале от 30 до 60 % и рабочими подачами 0,5...1 мм/об.

Результаты экспериментальных работ показали хорошую сходимость расчетных и экспериментальных значений сил, которая не превышала 15 %. Установлено, что ротационная вытяжка с использованием трехроликовых схем с разделением деформации позволяет снизить значения радиальных и осевых сил деформирования на 25...30 % сравнительно с аналогичными схемами обработки без разделения деформации. Тангенциальная составляющая силы ротационной вытяжки не зависит от используемой схемы обработки.

Приведем пример использования процесса ротационной вытяжки для изготовления сложнопрофильных оболочек с переменной толщиной стенки и наличием кольцевых центрирующих утолщений изделий ответственного назначения. Важными требованиями, предъявляемыми к сложнопрофильным оболочкам с переменной толщиной стенки и наличием кольцевых центрирующих утолщений изделий ответственного назначения, являются: обеспечение высокой точности геометрической формы, линейных и диаметральных размеров и толщины стенки; обеспечение высокой конструктивной прочности при минимальных весовых характеристиках; обеспечение качества поверхности, исключающего наличие поверхностных дефектов (пятен, царапин, забоин, трещин и др.). В зависимости от назначения длина таких оболочек может быть различной и достигает до 2000 мм и более.

Существующая технология получения данных оболочек длиной более 2000 мм предусматривала получение их из двух составных частей, которые предварительно изготовляли из трубных заготовок с дальнейшей их сваркой в единую конструкцию и окончательной механической обработкой. Суммарный цикл получения типовой сварной конструкции сложнопрофильной оболочки включает в себя окончательную механическую обработку и состоит из 22 основных операций. Наличие сварных швов в сложнопрофильных оболочках, работающих в условиях высоких динамических нагрузок, в том числе и после их длительного хранения при плюсовых и минусовых температурах снижает их эксплуатационную надежность.

В АО "НПО "Сплав" были выполнены работы по получению цельнометаллической конструкции сложнопрофильных оболочек и промышленной технологии их производства. В основу данных разработок были положены результаты теоретических и экспериментальных исследований [2—5].

На рис. 5 (см. обложку) приведена схема технологического процесса изготовления цельнометаллической конструкции сложнопрофильной оболочки с использованием метода ротационной вытяжки.

Исходная заготовка — горячекатаная труба 245×16 (ГОСТ 8732) из стали 10. Мерные заготовки, получаемые после разрезки этой трубы, подвергают калибровке по наружному диаметру на гидравлическом прессе.

Перед калибровкой изделия проходят цикл подготовительных химических операций: травление и фосфатирование, которые осуществляются на специализированных агрегатах модели АФ-1 в автоматическом режиме. Учитывая жесткие требования, предъявляемые к деталям по качеству их поверхности, исключающие наличие дефектов на наружных и внутренних поверхностях, исходные заготовки необходимо подвергать механической обработке (расточка, обточка), после которой достигается требуемая размерная точность, точность взаимного расположения поверхностей, качество поверхности и др. Операции механической обработки реализуются на токарных станках модели 16К20, которые оснащены необходимыми приспособлениями. После механической обработки заготовки подвергают ротационной вытяжке.

Ротационная вытяжка является главной формообразующей операцией в технологическом процессе получения цельнометаллических корпусов. В результате выполнения операции ротационной вытяжки формируются с высокой точностью основные геометрические параметры готовой детали, точность ее геометрической формы, качество поверхности. В процессе ротационной вытяжки значительно упрочняется материал изделия (в 1,6—2 раза по сравнению с механическими свойствами исходной заготовки).

Для ротационной вытяжки корпусов применяли трехроликовый давильный раскатной станок В-280М. Инструментом служили оправка и деформирующие ролики, полученные из легированной инструментальной стали 9Х1, закаленной до твердости 56...62 HRC. Обработку полуфабрикатов осуществляли по способу ротационной вытяжки с разделением деформации.

Общая степень деформации достигла 70 %. Для формоизменения использовали комплекты роликов диаметром $D_р$ = 260 мм, шириной B = 85 мм, радиусом закругления при вершине r = 6 мм, с углами конуса $\alpha_{р1}$ = 15° и $\alpha_{р2,\,3}$ = 30°. Частота вращения шпинделя $n_ш$ = 200 мин$^{-1}$, осевая подача S = 1,2 мм/об.

Результаты проведенных работ показали, что создание цельнометаллической конструкции сложнопрофильной оболочки и прогрессивной технологии ее производства позволило: снизить трудоемкость изготовления корпусов головных частей на 45 %; снизить металлоемкость производства до 37 %; повысить качество и надежность изготовляемых деталей за счет исключения сварных швов, точности геометрической формы и взаимного расположения поверхностей.

Приведенные выше основные уравнения и соотношения можно использовать для анализа напряженного и деформированного состояния, силовых режимов ротационной вытяжки тонкостенных цилиндрических деталей различного назначения с утонением стенки коническими роликами с учетом локального очага деформации и объемного характера напряженно-деформированного состояния материала в пластической области.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Могильный Н.И.** Ротационная вытяжка оболочковых деталей на станках. М.: Машиностроение, 1983. 190 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. **Трегубов В.И.** Ротационная вытяжка с утонением стенки цилиндрических деталей из труб на специализированном оборудовании. Тула: ТулГУ, Тульский полиграфист, 2002. 148 с.

4. **Пат. 2106217 С1 РФ.** Способ ротационной вытяжки полых осесимметричных деталей / Е.А. Белов, А.А. Хитрый, Н.В. Евсеева, В.Е. Ерохин и др. Опубл. 10.03.98.

5. **Яковлев С.С., Трегубов В.И., Белов А.Е.** Новый подход к анализу процесса ротационной вытяжки цилиндрических деталей из трубных заготовок // Известия ТулГУ. Сер. Механика деформированного твердого тела и обработка металлов давлением. 2003. Вып. 1. С. 13—26.

Виктор Иванович Трегубов, д-р техн. наук;
Сергей Николаевич Ларин, д-р техн. наук,
mpf-tula@rambler.ru;
Ольга Васильевна Пилипенко, д-р техн. наук;
Алексей Владимирович Черняев, д-р техн. наук

УДК 621.983

Э.А. Назарян
(*Ереванский государственный университет*)

Проблема плоского напряженного состояния в формоизменяющих операциях листовой штамповки

Рассмотрена проблема плоского напряженного состояния (объемное деформированное состояние) при формоизменяющих операциях листовой штамповки без принудительного утонения материала в условиях осевой симметрии деформирования. Показано, что в общем случае уравнения, характеризующие пластическое плоское напряженное состояние, не приводятся к статически определимой задаче и не могут быть интегрированы с учетом деформационного упрочнения и изменения толщины. Разработана методика анализа указанных операций отображением взаимозависимых полей напряжений и деформаций на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса. Получено общее решение проблемы в параметрической форме с применением теории пластического течения и установлены всевозможные варианты взаимно согласованных схем для напряжений и деформаций.

Ключевые слова: напряжение; деформация; листовая штамповка; формоизменение; деформационное упрочнение.

The problem of plane stress (volumetric strain state) at the forming operations of sheet stamping compulsory with out thinning the material under the axial symmetry of deformation is considered. It is shown that in the general case the equations describing the plastic plane stress does not lead to statically determinate problem and can not be integrated in view of strain hardening and thickness variation. The method of analysis of such operations by mapping the of interrelated fields of stresses and strains in the π plane cylinder Mises plasticity is developed. General solution in parametric form with the use of plastic flow theory is determined and various options mutually agreed schemes to stresses and strains are installed.

Keywords: stress; strain; sheet stamping; forming; deformation hardening.

Введение. Операции осесимметричного формоизменения деталей типа тонкостенных оболочек, выполняемые без принудительного утонения заготовки, занимают важное место среди многочисленных технологических процессов листовой штамповки. Эти операции применяют для изготовления готовых деталей и при изготовлении промежуточных заготовок (полуфабрикатов) для дальнейшего формоизменения. Для указанных операций в целях сокращения технологического цикла изготовления, повышения эффективности производства и эксплуатационных характеристик деталей актуальны задачи оптимизации технологических процессов.

Положительные результаты при решении задач оптимизации могут быть получены при понимании сущности явлений, происходящих в процессах формоизменения. С помощью теоретических методов анализа процессов формоизменения станет возможным управление технологическими процессами.

Существующие теоретические методы анализа операций осесимметричного формоизменения основаны на определенной схематизации процессов формоизменения, при которой проблему сводят к приданию уравнениям, описывающим пластическое состояние, удобной для математических выкладок формы для получения замкнутых аналитических решений (см. кн.: Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение, 1968. 284 с., [1] и др.). Для этого проблему определения полей напряжений сводят к решению статически определимой задачи, вследствие чего становится возможным определение напряжений без рассмотрения их связи с деформациями (скоростями деформаций).

При этом для оценки влияния изменения толщины заготовки на поле напряжений по деформационной теории пластичности сначала решают задачу при идеально жесткопластической модели деформируемого материала постоянной толщины, далее по найденному полю напряжений и заданному формоизменению заготовки находят значение толщины, считая, что изменение толщины происходило под действием напряжений, установленных ранее без учета изменения толщины. Для получения замкнутых аналитических решений принимают дальнейшие упрощающие допущения в виде постоянства соотношения между напряжениями, и найденные зависимости толщины от координаты аппроксимируют аналитической функцией, позволяющей интегрировать уравнение с учетом переменности толщины. По изложенной методике оценивают степень влияния отдельных факторов на допустимое формоизменение.

В описанном подходе последовательных приближений теряются важные характерные особенности формоизменения заготовки.

Современные методы теоретического анализа процессов формоизменения при осевой симметрии деформирования основаны на работах А. Надаи (Пластичность и разрушение твердых тел. Т. 2. М.: Мир, 1969; Теория пластических деформаций металлов. М.: Машиностроение, 1983. 598 с. и др.), в которых, совместно рассматривая уравнения равновесия без учета изменения толщины и условия пластичности для плоского напряженного или плоского деформированного состояний, задача сводится к статически определимой, на основе чего становится возможным определение закономерностей распределения напряжений и размеров пластической области для идеально жесткопластической модели деформируемого материала. Для плоского напряженного состояния относительное значение пластической области составляет 2,963, а для плоского деформированного состояния — 2,72. Фактически в обоих случаях решается задача в условиях плоского деформированного состояния при разных формах записи условия пластичности. Полученные результаты противоречивы в связи с трудностями предположения, что объемное деформированное состояние (плоское напряженное состояние) способствует увеличению относительного размера пластической области.

В технологических процессах деформирования листового металла формоизменение без принудительного утонения материала происходит в условиях, достаточно близких к плоскому напряженному состоянию [2], вследствие чего поля напряжений и деформаций являются взаимозависимыми, и решение задач возможно только по теории пластического течения.

В статье рассмотрены процессы деформирования листового металла в условиях осевой симметрии и предпринята попытка решения проблемы плоского напряженного состояния (объемное деформированное состояние) при формоизменении тонкостенных оболочек без принудительного утонения заготовки.

Исходные уравнения и общая методика анализа. При определенном соотношении размерных характеристик заготовок, деформирующих инструментов и толщины материала примем, что формоизменение в операциях без принудительного утонения заготовки происходит в условиях обобщенного плоского напряженного состояния (см. кн.: Качанов Л.М. Основы теории пластичности. М., 1969. 420 с.). Пренебрегая трением и изгибными явлениями на радиусных кромках деформирующих инструментов, а также считая исходный листовой материал изотропным, допустимо принять, что меридиональные и окружные напряжения являются главными нормальными напряжениями, вследствие чего уравнения теории пластического течения в цилиндрической системе координат представим в виде:

критерий текучести Мизеса (энергетическое условие пластичности)

$$\sigma_\rho^2 - \sigma_\rho\sigma_\theta + \sigma_\theta^2 = \sigma_s^2, \qquad (1)$$

где σ_ρ, σ_θ — главные напряжения в меридиональном и окружном направлениях соответственно.

В (1) меридиональные и окружные напряжения в пластической области имеют определенное распределение, а по толщине материала в зависимости от меридиональной координаты рассматриваемого элемента согласно условию постоянства объема принято постоянное значение.

Соотношения между напряжениями и приращениями (скоростями) деформаций в условиях обобщенного плоского напряженного состояния имеют вид [2]:

$$d\varepsilon_\rho = \frac{2\sigma_\rho - \sigma_\theta}{2\sigma_\theta - \sigma_\rho} d\varepsilon_\theta; \;\; d\varepsilon_z = \frac{\sigma_\rho + \sigma_\theta}{\sigma_\rho - 2\sigma_\theta} d\varepsilon_\theta, \qquad (2)$$

где $d\varepsilon_\rho$, $d\varepsilon_\theta$ и $d\varepsilon_z$ — приращения (скорости) главных деформаций в меридиональном и окружном направлениях и по толщине соответственно.

Приращения (скорости) главных деформаций в окружном направлении и по толщине связаны с приращениями меридиональной координаты $d\rho$ и толщины ds зависимостями [2]:

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\rho}{\rho}; \;\; d\varepsilon_z = \frac{ds}{s}. \qquad (3)$$

Уравнение равновесия элемента, вырезанного главными плоскостями из осесимметрично нагруженной тонкостенной оболочки переменной толщины [2]:

$$\rho\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho\left(1 + \frac{\rho ds}{s d\rho}\right) - \sigma_\theta = 0. \qquad (4)$$

С учетом (2) и (3) уравнение (4) после преобразований принимает вид

$$\rho\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + 2\frac{\sigma_\rho^2 - \sigma_\rho\sigma_\theta + \sigma_\theta^2}{\sigma_\rho - 2\sigma_\theta} = 0. \qquad (5)$$

В [2] показано, что интегрирование (5) с учетом (1) возможно только для идеально жесткопластической модели деформируемого материала $(\sigma_s = \text{const})$. При попытке интегрирования (5) с учетом деформационного упрочнения становится необходимым принятие дальнейших упрощающих допущений,

основным из которых является условие постоянства толщины. Такое допущение равносильно утверждению, что формоизменение тонкостенных оболочек происходит одновременно в условиях плоского деформированного и плоского напряженного состояний. Очевидно, что при плоском напряженном состоянии рассматриваемый материальный элемент может находиться в условиях плоской деформации только при $\sigma_\rho\sigma_\theta \leqslant 0$ и $|\sigma_\rho| = |\sigma_\theta|$. Указанное условие следует из определения плоской деформации $\left(\varepsilon_z = 0,\ \sigma_z = \left(\sigma_\rho + \sigma_\theta\right)/2\right)$.

Таким образом, получение аналитических замкнутых решений для полей напряжений и деформаций при формоизменении тонкостенных оболочек без принудительного утонения материала традиционными методами невозможно, поэтому в настоящее время применяют численные методы решения подобных задач.

Анализ уравнений теории пластического течения, используемых при решении задач обобщенного плоского напряженного состояния, показал, что одни уравнения устанавливают взаимосвязи между напряжениями и координатой рассматриваемого элемента (уравнение равновесия), другие — между относительными значениями окружных и меридиональных напряжений (условие пластичности Мизеса), а третьи — между приращениями (скоростями) деформаций и напряжений. Стремление приводить указанные разнородные уравнения к единой структуре типа дифференциальных зависимостей, интегрирование которых позволит определить распределение напряжений по меридиональной координате с учетом деформационного упрочнения, связано с непреодолимыми математическими трудностями.

Поэтому становится очевидной актуальность разработки альтернативных методов теоретического анализа процессов формоизменения листового металла без принудительного утонения при осевой симметрии деформирования в условиях корректной постановки и решения проблемы обобщенного плоского напряженного состояния.

Деформации и напряжения при обобщенном плоском напряженном состоянии и их представление. В условиях больших пластических деформаций при формоизменении тонкостенных оболочек на любом этапе деформирования в пластической области приращения (скорости) и главные деформации удовлетворяют условию постоянства объема

$$d\varepsilon_\rho + d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_z = 0;\ \ \varepsilon_\rho + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z = 0. \qquad (6)$$

Из (6) следует, что главные деформации взаимозависимы и могут быть представлены на плоскости. В качестве такой плоскости примем девиаторную плоскость цилиндра пластичности Мизеса, где соответствующие главные оси напряжений и деформаций составляют относительно друг друга угол $2\pi/3$ [3]. В принятой косоугольной системе начало координат соответствует состоянию заготовки до деформирования, а геометрическое место точек, соответствующих последовательным деформированным состояниям, представляет собой путь деформации данного материального элемента. Радиальные пути деформации соответствуют пропорциональному изменению главных деформаций во времени. В общем случае текущие конечные деформации являются проекциями вектор-функции $\overline{\varepsilon}_i$ на косоугольные координатные оси. Модуль текущей вектор-функции численно равен интенсивности (накопленной) деформаций $|\overline{\varepsilon}_i| = \varepsilon_i$ [3].

Приращения (скорости) главных деформаций в рассматриваемой плоскости, удовлетворяющие условию (6), могут быть представлены в тригонометрической форме (см. кн.: Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1975. 400 с.)

$$\begin{gathered} d\varepsilon_\rho = d\varepsilon_i \cos\varphi;\ \ d\varepsilon_\theta = d\varepsilon_i \cos\left(\varphi + 2\pi/3\right); \\ d\varepsilon_z = d\varepsilon_i \cos\left(\varphi + 4\pi/3\right), \end{gathered} \qquad (7)$$

где φ — угол вида деформированного состояния.

Интенсивности приращения деформаций $d\varepsilon_i$ и деформаций ε_i с учетом (6) имеют вид [3]

$$\begin{gathered} d\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}}\left(d\varepsilon_\rho^2 + d\varepsilon_\rho d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_\theta^2\right)^{1/2}; \\ \varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}}\left(\varepsilon_\rho^2 + \varepsilon_\rho\varepsilon_\theta + \varepsilon_\theta^2\right)^{1/2}. \end{gathered} \qquad (8)$$

В (7) начало отсчета угла $\varphi = 0$ совмещено с осью ε_ρ, а его увеличение принято в направлении против часовой стрелки.

Для выяснения физической сущности параметра φ рассмотрим две различные интерпретации зависимостей (7). Если рассматривать деформированное состояние различных элементов заготовки, то (7) описывает распределение приращений (скоростей) главных деформаций на данном этапе деформирования заготовки (переменные Эйлера). Если рассматривать деформированное состояние фиксированного материального элемента, то параметр φ показывает характер изменения вектора эквивалентной деформации во времени (характер накопления деформаций в рассматриваемом материальном элементе) или историю накопления деформаций (переменные Лагранжа).

Из совместного решения (1), (2) и (7) установлены следующие зависимости для мери-

диональных и окружных напряжений от угла вида деформированного состояния:

$$\sigma_\rho = \sigma_s \frac{2}{\sqrt{3}} \cos(\varphi + \pi/6); \quad \sigma_\theta = -\sigma_s \frac{2}{\sqrt{3}} \sin\varphi. \quad (9)$$

На рисунке представлены взаимосогласованные схемы главных напряжений и деформаций, которые возможно реализовать при обобщенном плоском напряженном состоянии.

Зависимости (9) представляют собой окружности с радиусом $\sigma_s/\sqrt{3}$, проходящие через начало координат, центры которых находятся на линиях $\varepsilon_\rho = 0$, $\varepsilon_\theta = 0$. Изотропное деформационное упрочнение изображено на девиаторной плоскости увеличением радиусов окружностей путем перемещения их центров в радиальном направлении на заданное значение. Пределы изменения параметра φ в рассматриваемых операциях установлены в зависимости от схемы напряженно-деформированных состояний. Из анализа зависимостей (9) следует также, что меридионально растягивающие напряжения не могут превышать значения $2\sigma_s/\sqrt{3}$.

При изменении угла вида деформированного состояния в пределах $0 \leqslant \varphi \leqslant 2\pi$ вектор-функция $\bar{\varepsilon}_i$ поочередно становится параллельной или перпендикулярной к косоугольным координатным осям $\varepsilon_\rho, \varepsilon_\theta, \varepsilon_z$, вследствие чего главные деформации по этим осям изменяются в пределах от 1 до 0.

С учетом зависимостей (1), (3), (7) и (9) уравнение равновесия (5) можно преобразовать и представить на девиаторной плоскости в следующей форме:

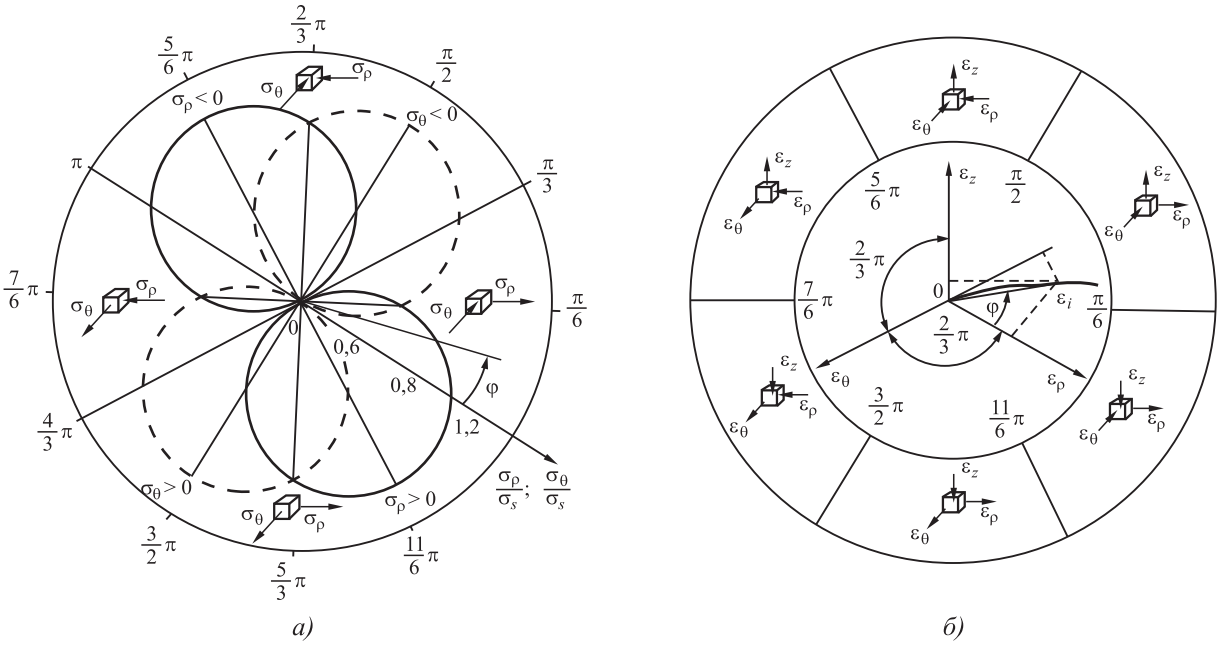
$$d\sigma_\rho = \sigma_s d\varepsilon_i. \quad (10)$$

Таким образом, система уравнений, характеризующих обобщенное плоское напряженное состояние, отображена на девиаторной плоскости в виде линейной зависимости между приращениями (скоростями) меридионального напряжения и интенсивности (накопленной) деформаций. Коэффициентом пропорциональности в (10) является истинное напряжение текучести деформируемого материала.

Проблема интегрирования (10) заключается в том, что в общем случае интенсивность приращения деформаций $d\varepsilon_i$ не равна приращению интенсивности. Поэтому интегралы вида $\int \varepsilon_i d\varepsilon_i$ можно вычислить, если известны пути деформаций [3]. Из тригонометрических форм представления приращений деформаций (7) следует зависимость угла вида деформированного состояния от отношения $d\varepsilon_\theta/d\varepsilon_\rho$

$$\operatorname{tg}\varphi = -\frac{2}{\sqrt{3}}\left(\frac{1}{2} + \frac{d\varepsilon_\theta}{d\varepsilon_\rho}\right). \quad (11)$$

Подставляя (11) в (8) и произведя необходимые преобразования с учетом дифференцирования второй зависимости в (8), получаем, что интенсивность приращения деформаций и приращение интенсивности равны между собой только при постоянстве отношения $d\varepsilon_\theta/d\varepsilon_\rho$.



Взаимосогласованные схемы главных напряжений (*а*) и деформаций (*б*) при обобщенном плоском напряженном состоянии при $0 \leqslant \varphi \leqslant 2\pi$ [3, 4]

Для этого случая из (11) следует, что пути деформаций являются радиальными.

Интегрируя (10) при степенной зависимости напряжения текучести от интенсивности (накопленной) деформации, характеризующей деформационное упрочнение — $\sigma_s = A\varepsilon_i^n$, где $A = \sigma_в e^n n^{-n}$, $n = \ln(1+\delta)$ ($\sigma_в$, δ соответственно предел прочности и относительное равномерное удлинение при испытании материала на одноосное растяжение) и $d\varepsilon_\theta / d\varepsilon_\rho = \text{const}$, получаем

$$\sigma_\rho = \frac{A}{1+n}\varepsilon_i^{1+n} + c, \qquad (12)$$

где постоянная интегрирования находится из граничных условий, по которым на свободных от нагрузки контурах заготовки меридиональные напряжения равны нулю, а окружные — пределу текучести материала при линейном сжатии.

Из (9) и (12) для этих случаев следует

$$\varepsilon_i = (1+n)\frac{2}{\sqrt{3}}\cos(\varphi + \pi/6). \qquad (13)$$

Сравнивая первую зависимость в (9) с (13), можно заметить, что на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса распределения интенсивности деформаций и меридионального напряжения подобны. По (13) можно определить максимальные размеры пластической области и установить распределение главных деформаций при взаимосвязанном изменении толщины и деформационного упрочнения для разных операций формоизменения листового металла без принудительного утонения заготовки.

Зная выражение, описывающее характер распределения интенсивности (накопленной) деформаций, можно представить распределения главных деформаций в виде

$$\begin{aligned} \varepsilon_\rho &= \frac{1+n}{2}\left(1 + \cos 2\varphi - \frac{\sqrt{3}}{3}\sin 2\varphi\right); \\ \varepsilon_\theta &= -\frac{1+n}{2}\left(\cos 2\varphi + \frac{\sqrt{3}}{3}\sin 2\varphi\right); \\ \varepsilon_z &= -\frac{1+n}{2}\left(1 - \frac{2\sqrt{3}}{3}\sin 2\varphi\right). \end{aligned} \qquad (14)$$

Из тригонометрической формы представления приращения окружной деформации с учетом (3) и (13) следует дифференциальная зависимость между меридиональной координатой рассматриваемого элемента и параметром, характеризующим угол вида деформированного состояния

$$\frac{d\rho}{\rho} = (1+n)\times \left(\sin\varphi\cos\varphi + \frac{\sqrt{3}}{2}\sin^2\varphi + \frac{\sqrt{3}}{6}\cos^2\varphi\right)d\varphi. \qquad (15)$$

После интегрирования (15) получим

$$\ln\rho = (1+n)\left(\frac{\sqrt{3}}{3}\varphi - \frac{1}{4}\cos 2\varphi - \frac{\sqrt{3}}{12}\sin 2\varphi\right) + c. \qquad (16)$$

Таким образом, зависимости (9), (14) и (16) являются общим параметрическим решением проблемы обобщенного плоского напряженного состояния, реализуемых в различных формоизменяющих операциях листовой штамповки без принудительного утонения.

По краевым условиям, определяя для каждой операции формоизменения постоянную интегрирования, получаем зависимости типа $\rho = \rho(\varphi)$ и по (9), (14) станет возможным определение полей главных напряжений и деформаций. Результаты анализа отдельных операций формоизменения без принудительного утонения материала при осевой симметрии деформирования типа вытяжка цилиндрического стакана и отбортовка из круглых плоских заготовок, а также обжим и раздача из тонкостенных трубных заготовок, выполненные по изложенной методике, будут приведены в следующих работах.

Заключение. Разработана математическая модель и решена проблема обобщенного плоского напряженного состояния при формоизменяющих операциях листовой штамповки с осевой симметрией деформирования без принудительного утонения материала.

Для общего случая обобщенного плоского напряженного состояния разработаны взаимосогласованные схемы главных напряжений и деформаций.

Для различных вариантов обобщенного плоского напряженного состояния построено аналитическое решение и в параметрической форме определено напряженно-деформированное состояние.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Marciniak Z., Dunkan J., Hu S.** Mechanics of Sheet Metal Forming. Butterworth-Heinemann. 2002. 228 p.
2. **Попов Е.А., Ковалев В.Г., Шубин И.Н.** Технология и автоматизация листовой штамповки. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2000. 480 с.
3. **Назарян Э.А., Константинов В.Ф**. Кинематика деформирования в формоизменяющих операциях листовой штамповки // Вестник машиностроения. 1999. № 2. С. 35—41.
4. **Константинов В.Ф.** Метод анализа напряженно-деформированного состояния в формоизменяющих операциях листовой штамповки // Вестник машиностроения. 2000. № 3. С. 47—50.

Эрнест Агаджанович Назарян, д-р техн. наук,
enazaryan@ysu.am

УДК 621.777.24

Б.С. Мороз
(Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону)

Влияние сил трения активного действия на напряженное состояние заготовки при горячем обратном выдавливании полых изделий

На основе результатов математического моделирования горячего обратного выдавливания полого изделия из сплава АК6 со смазкой заготовки установлено, что активное действие сил трения существенно снижает напряженное состояние деформируемой заготовки по сравнению с обычным обратным выдавливанием, но не изменяет схему ее деформированного состояния.

Ключевые слова: обратное выдавливание; математическое моделирование; напряженное состояние; заготовка; сплав АК6; смазка; активное трение.

The active action of friction forces significantly reduces the stress state of deformable workpiece compared with the conventional backward extrusion, but does not change the scheme of its strain state is established based on the results of mathematical simulation of hot backward extrusion of hollow product from the alloy AK6 with lubrication of workpiece.

Keywords: backward extrusion; mathematical simulation; stress state; billet; alloy AK6; lubrication; active friction.

Использование активного действия сил трения при холодном обратном выдавливании позволяет существенно снизить силу деформирования и значительно повысить стойкость инструмента. В большинстве публикаций снижение силы деформирования объяснено тем, что при изменении направления сил трения между заготовкой и матрицей они превращаются из сил сопротивления в силы, способствующие течению металла в зазор между пуансоном и матрицей [1, 2 и др.]. Однако в некоторых работах приведены предположения и о влиянии сил активного трения на напряженное состояние деформируемой заготовки, изменение которого приводит к снижению силы деформирования.

Так, существенное снижение силы, воспринимаемой пуансоном, С.Ш. Яшаяев [3] объясняет тем, что при обычном выдавливании схема напряженного состояния заготовки — "всестороннее неравномерное сжатие", при активном действии сил трения переходит к "сжато-растянутой", а этот "...переход в обработке давлением всегда сопровождался уменьшением деформирующего усилия". По данным А.Г. Овчинникова, "...в зависимости от активного действия сил трения можно изменить кинематику течения металла так, что деформированное состояние будет более однородным, это существенно изменит схему напряженного состояния" [4].

В опубликованных работах С.Ш. Яшаяева, Ю.П. Можейко, Н.К. Розенталь, А.Г. Овчинникова, А.М. Дмитриева, В.И. Малышева, Н.А. Макиной, В.Г. Ковалева и других авторов приведены результаты теоретического анализа и экспериментальных исследований процесса обратного выдавливания с активными силами трения. Доказано влияние сил трения на деформированное состояние заготовки и снижение неравномерности деформации в стенке получаемого изделия, определены рациональные кинематические условия ведения процесса. Предложены различные конструкции штампов, устройств и установок для реализации обратного выдавливания с активными силами трения, но экспериментальные подтверждения влияния активного трения на напряженное состояние заготовки в литературе не приведены.

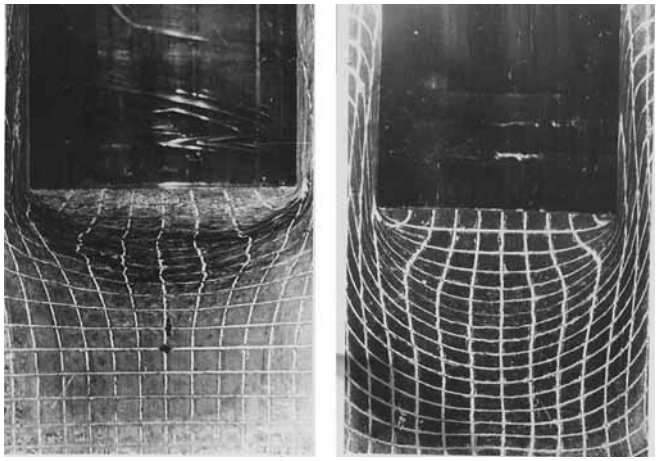
Экспериментальные исследования холодного обратного выдавливания с активным трением проведены на заготовках из свинца С00, алюминия, мягких алюминиевых сплавов АД1, АВ, меди М1, М3, латуни Л62, стали 10, диаметром $d_з$ не более 20 мм и высотой $h_з$ не более диаметра. Только в работе С.Ш. Яшаяева [3] приведен результат горячего

обратного выдавливания стакана из относительно большой заготовки стали 20Х диаметром $d_з$ = 47 мм и отношением $h_з/d_з$ = 1,32 и показана возможность получения изделия большей высоты, равной двум диаметрам матрицы за счет снижения силы деформирования.

В работе [5] приведены результаты моделирования горячего обратного выдавливания полых изделий из свинца С1 диаметром 29,5 мм и высотой 36 мм в условиях предельных значений напряжений контактного трения ($\tau_к = 0$ и $\tau_к = 0{,}58\sigma_s = \tau_s$) между заготовкой и матрицей. При выдавливании со смазкой в гладкой матрице ($\tau_к = 0$) активное трение практически не изменяет характер течения металла, типичный для обратного выдавливания со смазкой (рис. 1, *а*).

При выдавливании в шероховатой матрице ($\tau_к = \tau_s$) существенно изменяется кинематика течения металла: деформируется практически вся заготовка и происходит интенсивное течение металла в радиальном направлении от оси к периферии заготовки, а в области контакта заготовки с матрицей — в направлении истечения (рис. 1, *б*). Такой характер течения металла может привести к изменению соотношения компонентов напряжений в заготовке по сравнению с обычным обратным выдавливанием.

Экспериментально-теоретические методы анализа напряженно-деформированного состояния в обработке давлением отличаются большой трудоемкостью [6]. Поэтому в данной работе анализ напряженного состояния заготовки при обратном выдавливании и выдавливании с активным трением выполнен на основе результатов математического моделирования процессов с помощью программного комплекса QForm-2D, который позволяет получить достаточную сходимость с результатами эксперимента по силовым параметрам и характеру течения металла [7]. Таким образом, следует ожидать, что и результаты расчета напряженного состояния деформируемой заготовки в зависимости от условий ведения процесса обратного выдавливания будут качественно и количественно соответствовать их действительным значениям.



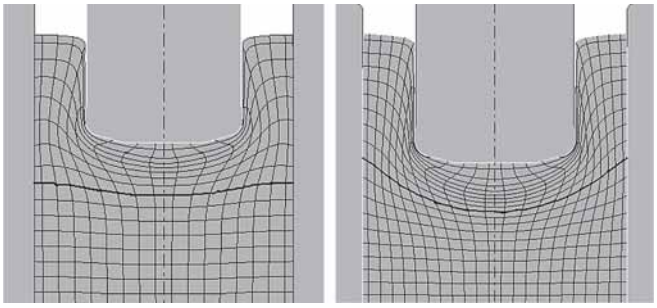
а) *б)*

Рис. 1. Характер течения свинцовых заготовок при обратном выдавливании со смазкой (*а*) и выдавливании с активным действием сил трения в шероховатой матрице (*б*)

Математическое моделирование начальной стадии процессов горячего обратного выдавливания и выдавливания с активным действием сил трения выполнено при следующих условиях: материал заготовки — сплав АК6; размеры заготовки $d_з \times h_з$ = 81×100 мм; диаметр матрицы $D_м$ = 82 мм; диаметр пуансона $d_п$ = 50 мм; форма пуансона плоско-конусная; диаметр плоской части 25 мм; угол наклона конусной части пуансона к оси 85°; высота пояска пуансона 7 мм; радиус скругления конусной части с пояском — 5 мм; температура заготовки 450 °С; температура инструмента 350 °С; скорость выдавливания 10 мм/с; отношение скорости смещения матрицы к скорости истечения металла при выдавливании с активным действием сил трения K_v = 1,2; выдавливание со смазкой заготовки — графит в эмульсии, которой соответствует фактор трения m = 0,5.

Выбор рассматриваемых размеров заготовок для моделирования процессов обусловлен, во-первых, тем, что в промышленности изготовляют полые изделия из алюминиевых сплавов с наружным диаметром более 100 мм обработкой резанием с большим отходом металла, а во-вторых, для оценки степени влияния масштабного фактора на напряженно-деформированное состояние выдавливаемой заготовки при активном действии сил трения. Поскольку изделия относительно большой высоты невозможно получать на кривошипных прессах из-за малой высоты штампового пространства, для моделирования процессов принят гидравлический пресс.

Для оценки качественной и количественной достоверности соотношения компонентов тензоров напряжений и их распределения в радиальном направлении деформируемой заготовки полученные результаты расчетов сравнены с экспериментальными данными



а) *б)*

Рис. 2. Рассчитанные лагранжевые сетки обратного выдавливания (*а*) и выдавливания с активным действием сил трения (*б*) (выделена радиальная линия сетки, вдоль которой рассчитаны компоненты тензора напряжений)

Д.П. Кузнецова о распределении осевых, радиальных, тангенциальных и касательных напряжений в заготовке из латуни Л70 при холодном обратном выдавливании, полученными методом координатной сетки (Технология машиностроения. 1959. № 2. С. 40—44), и данными работы [5, С. 273—284].

На рис. 2 приведены результаты расчетов компонентов тензора напряжений у нижней границы очага деформации на расстоянии $0{,}32d_п$ от торца пуансона [2] вдоль линий лагранжевой сетки от оси заготовки к ее наружной поверхности — к стенке матрицы. На рис. 2 показаны только части деформированных заготовок, примыкающих к очагу деформации высотой 36 мм, а линии лагранжевых сеток, вдоль которых рассчитаны напряжения, имеют большую толщину.

Рассчитанные значения осевых σ_z, радиальных σ_ρ, тангенциальных σ_θ, средних $\sigma_{ср}$ напряжений и касательных напряжений $\tau_{\rho z}$ в заготовке приведены в табл. 1 и 2, а графическое представление результатов — на рис. 3—5.

Сравнение полученных расчетных данных о соотношениях компонентов тензора напряжений и характере их изменения в радиальном направлении показало, что они близки к данным, полученным экспериментально-теоретическим методом Д.П. Кузнецовым и приведенным в [6]. Напряжения σ_z, σ_ρ и σ_θ имеют отрицательные значения — сжимающие, а их значения уменьшаются от оси заготовки к стенке матрицы по близким закономерностям. Согласно расчетным (см. рис. 3, *а—в*) и экспериментальным данным Д.П. Кузнецова максимальное абсолютное значение в обоих случаях имеют осевые напряжения, а минимальное — тангенциальные напряжения.

Касательные напряжения $\tau_{\rho z}$ в радиальном направлении осевого сечения заготовки, по-

1. Напряжения в зависимости от радиуса заготовки при обратном выдавливании

Напряжение, МПа	Радиус заготовки, мм								
	0	5	10	15	20	25	30	35	40
σ_z	−177,2	−171,5	−161,3	−142,3	−120,6	−92,6	−60,0	−44,0	−43,5
σ_ρ	−126,8	−123,7	−120,3	−116,2	−112,0	−107,6	−103,1	−97,9	−92,9
σ_θ	−126,8	−122,5	−116,8	−108,5	−98,8	−85,6	−72,5	−65,3	−65,2
$\tau_{\rho z}$	0	+8,4	+15,5	+23,2	+27,5	+27,4	+21,9	+8,5	−8,8
$\sigma_{ср}$	−143,1	−139,7	−133,2	−122,6	−110,5	−95,5	−79,9	−68,4	−66,4

2. Напряжения в зависимости от радиуса заготовки при обратном выдавливании с активным действием сил трения

Напряжение, МПа	Радиус заготовки, мм								
	0	5	10	15	20	25	30	35	40
σ_z	−127,7	−125,5	−117,4	−104,4	−85,8	−54,5	−19,8	+11,3	+16
σ_ρ	−77,4	−77,4	−72,6	−67,9	−63,3	−58,8	−55,4	−44,6	−34,7
σ_θ	−77,4	−75,6	−68,9	−59,8	−49,2	−33,1	−22,4	−11,2	−7,8
$\tau_{\rho z}$	0	+5,9	+11,4	+16,9	+22,4	+25,0	+20,9	+9,9	+7,7
$\sigma_{ср}$	−94,1	−92,0	−86,0	−77,6	−65,9	−48,7	−32,4	−14,9	−8,9

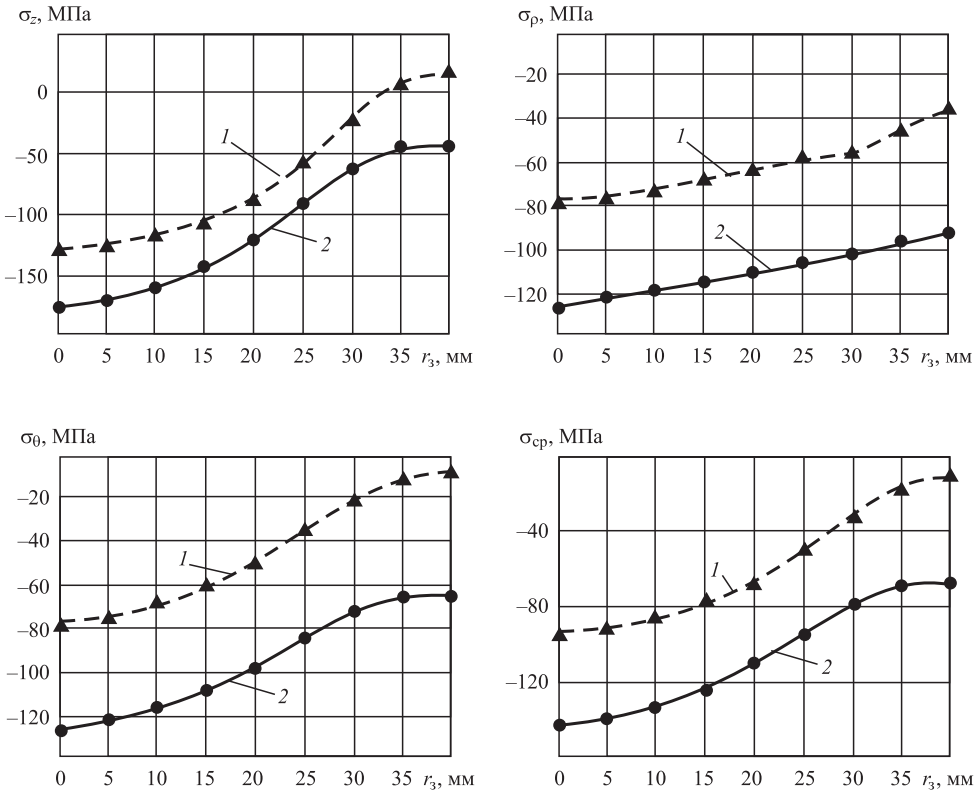


Рис. 3. Изменение компонентов тензора напряжений вдоль лагранжевой линии сетки:
1 — выдавливание с активным действием сил трения; *2* — обратное выдавливание

лученные в эксперименте на расстоянии от оси заготовки до области $r_з \approx 0{,}87R_м$ (где $R_м$ — радиус полости матрицы) имеют положительное значение (растягивающие напряжения), а непосредственно у стенки матрицы при $r_з \approx 0{,}98R_м$ — отрицательное значение (сжимающие напряжения), что препятствует течению металла в стенку изделия. Это также согласуется с результатом математического моделирования (см. табл. 2 и рис. 4): изменение знака касательных напряжений происходит при $r_з \approx 0{,}9R_м$.

Сравнение результатов математического моделирования обратного выдавливания и результатов эксперимента дает основание использовать программу QForm-2D для анализа напряженного состояния заготовки при выдавливании с активным действием сил трения.

На рис. 3 приведены сравнительные результаты величин и закономерностей изменения компонентов напряженного состояния заготовок σ_z, σ_ρ, σ_θ и $\sigma_{ср}$ при обратном выдавливании и выдавливании с активным действием сил трения. Все значения рассчитанных компонентов напряженного состояния в деформируемой заготовке в обоих случаях отрицательны (сжимающие напряжения), что соответствует схеме всестороннего неравномерного сжатия. Следовательно, *активное действие сил трения не изменяет схему напряженного состояния деформируемой заготовки.*

Закономерности изменения напряжений в обоих случаях одинаковы, но значения всех сжимающих напряжений σ_z,, σ_ρ, σ_θ и средних напряжений при выдавливании с активным действием сил трения существенно ниже, чем при обратном выдавливании. Таким образом, снижение силы деформирования при выдавливании с активным действием сил трения объясняется уменьшением всех компонентов тензора напряжений, а следовательно, и напряжения текучести (сопротивления деформации).

Осевые напряжения σ_z становятся положительными (см. табл. 2) только в небольшой периферийной области заготовки у входа металла в зазор между матрицей и пунсоном на расстоянии от оси заготовки $r_з \approx 0{,}78R_м$. Их максимальное значение не превышает +25 МПа в слое заготовки толщиной менее 1 мм, находящейся в плоскости, перпендикулярной ее

оси, на расстоянии 20 мм от торца заготовки, непосредственно у стенки матрицы. В этой области напряжения σ_ρ и σ_θ — сжимающие и равны −34 и −4 МПа соответственно.

Зная компоненты тензора напряжений, можно определить деформированное состояние материала в этой точке по их соотношениям [8, С. 154—155]: если $\sigma_{с.г} < 0{,}5\ (\sigma_{max} + \sigma_{min})$, то схема деформации — "растяжение", а при $\sigma_{с.г} > 0{,}5\ (\sigma_{max} + \sigma_{min})$ — деформация — "сжатие", где $\sigma_{с.г}$ — среднее главное напряжение [8, С. 133].

В отличие от среднего (гидростатического) напряжения $\sigma_{ср} = (\sigma_\rho + \sigma_\theta + \sigma_z)/3$ среднее главное напряжение $\sigma_{с.г}$ (с учетом знаков напряжений) должно быть больше минимального σ_{min}, но меньше максимального σ_{max} значения напряжений.

Главные напряжения в рассматриваемой точке максимума σ_z: $\sigma_1 = -20$ МПа; $\sigma_2 = +14{,}6$ МПа и $\sigma_3 = -8$ МПа. Здесь σ_{max} — напряжение $\sigma_2 = +14{,}6$ МПа; σ_{min} — напряжение $\sigma_1 = -20$ МПа, напряжение $\sigma_{с.г}$ — напряжение $\sigma_3 = -8$ МПа. Тогда соотношение напряжений будет следующим: $\sigma_{с.г} = -8 < 0{,}5(-20 + 14{,}6)$, что соответствует схеме "деформация—растяжение". Следовательно, в соответствии с расчетными данными только в этой малой зоне заготовки перед входом металла в стенку изделия при заданных кинематических условиях выдавливания имеют место незначительные растягивающие деформации.

Касательные напряжения $\tau_{\rho z}$ (см. рис. 4) в отличие от обратного выдавливания имеют положительное значение вдоль рассматриваемой линии лагранжевой сетки вплоть до стенки матрицы и способствуют течению периферийной части деформируемой заготовки в направлении течения металла в стенку изделия.

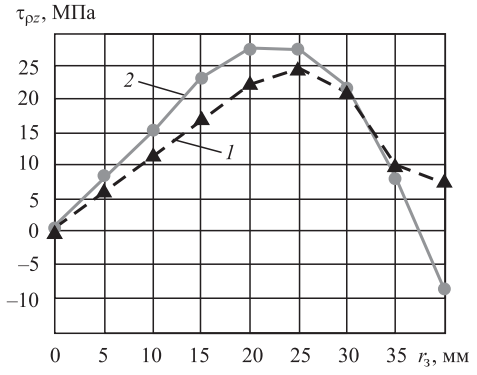


Рис. 4. Изменение касательных напряжений в заготовке в радиальном направлении:

1 — выдавливание с активным действием сил трения; *2* — обратное выдавливание

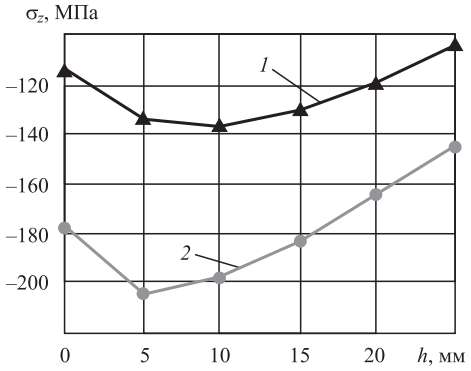


Рис. 5. Изменение осевых напряжений по оси заготовки:

1 — выдавливание с активным действием сил трения; *2* — обратное выдавливание

Согласно расчетным данным значения осевых сжимающих напряжений на оси заготовки в обоих случаях максимальны в очаге пластической деформации (см. рис. 5) и с увеличением расстояния от торца пуансона в направлении дна матрицы их значения уменьшаются. Но при активном действии сил трения величина σ_z у пуансона меньше примерно на 36 %, а на расстоянии 25 мм от торца пуансона — на 27 % меньше, чем при обратном выдавливании.

Расчетные данные дают возможность оценить и показатель жесткости схемы напряженного состояния деформируемой заготовки [9, С. 62—63] по формуле

$$\Pi_\sigma = (\sigma_\rho + \sigma_\theta + \sigma_z)/\sigma_i,$$

где σ_i — интенсивность напряжений в рассматриваемой точке деформируемой заготовки [8, С. 133].

Из полученных результатов следует, что показатель жесткости схемы напряженного состояния вдоль рассматриваемой линии лагранжевой сетки в обоих случаях имеет отрицательное значение, что соответствует схеме "всестороннее сжатие". Значения Π_σ при выдавливании с активным действием трения повышаются почти линейно от −8 на оси заготовки до −1 у стенки матрицы, т.е. $-8 < \Pi_\sigma < -1$. При обратном выдавливании значения показателя Π_σ повышаются от −12 на оси заготовки до −6 ($-12 < \Pi_\sigma < -6$) до радиуса заготовки $0{,}7R_м$ и остаются на этом уровне до стенки матрицы.

Таким образом, активное действие сил трения повышаются показатель жесткости напряженного состояния заготовки по сравнению с обычным выдавливанием, особенно в наруж-

ном слое заготовки, что снижает пластичность деформируемого материала и при выдавливании тонкостенных изделий из высоких заготовок может привести к образованию в них поверхностных дефектов. Следовательно, рационально использовать обратное выдавливание с активным действием сил трения для получения полых изделий с относительно большой толщиной стенки со степенями деформации $\Delta\varepsilon = D^2/(D^2 - d^2) > 0{,}5$.

В работе [5] показано, что именно при этом условии ($\varepsilon > 0{,}5$) с увеличением степени деформации эффект снижения силы деформирования возрастает.

По данным математического моделирования сравниваемых процессов полная сила обратного выдавливания (сила, воспринимаемая пуансоном) в начальной стадии процесса составляет 394 кН, включая силу трения между заготовкой и матрицей — 48,5 кН (т.е. 12,3 %), которая не изменяется по ходу процесса. Сила формоизменения равна разности этих сил — 345,5 кН.

Сила, воспринимаемая пуансоном при активном действии сил трения, 264 кН, что на 33 % меньше, чем при обратном выдавливании. Сила трения активного действия 150 кН, что почти в 3 раза больше силы сопротивляющегося трения при обратном выдавливании заготовки заданных размеров. Сила активного трения в отличие от обычного обратного выдавливания возрастает с увеличением отношения $h_з/d_з$, а с его уменьшением будет снижаться [6].

Из приведенных результатов следует, что снижение силы деформирования при выдавливании с активным действием сил трения можно объяснить тем, что они становятся частью деформирующей силы, которая снижает напряженное состояние заготовки и напряжение текучести (сопротивления деформации) металла.

Выводы

1. Закономерности о распределении и соотношениях компонентов тензора напряжений в заготовке при обратном выдавливании, полученные математическим моделированием процесса с помощью программы QForm, соответствуют закономерностям, полученным на основе эксперимента, что свидетельствует о достоверности приведенных в работе данных.

2. Схема напряженного состояния деформируемой заготовки при обратном выдавливании с активным действием сил трения, как и при обычном обратном выдавливании — всестороннее неравномерное сжатие.

4. Снижение силы деформирования, воспринимаемой пуансоном при выдавливании с активным действием сил трения, по сравнению с обычным обратным выдавливанием объясняется снижением значений компонент тензора напряжений и средних напряжений в заготовке.

5. Горячее обратное выдавливание в условиях активного действия сил трения даже со смазкой заготовки целесообразно использовать для получения относительно больших размеров полых изделий из трудно деформируемых алюминиевых сплавов при формоизменении со степенью деформации более 0,5.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Овчинников А.Г., Макина Н.А.** Исследование процесса обратного выдавливания с использованием активных сил трения // Кузнечно-штамповочное производство. 1972. № 6. С. 3—5.

2. **Дмитриев А.М., Воронцов А.Л.** Технология ковки и объемной штамповки. Ч. 1. Объемная штамповка выдавливанием. М.: Высшая школа, 2002. С. 360—368.

3. **Яшаяев С.Ш.** Основы дифференцированного выдавливания // Кузнечно-штамповочное производство. 1966. № 9. С. 4—6.

4. **Овчинников А.Г.** Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. М.: Машиностроение, 1983. 200 с.

5. **Бережной В.Л., Мороз Б.С., Рязанцев Ю.П.** Сопоставление разновидностей выдавливания полых изделий с полезным использованием сил трения // Обработка металлов давлением: сб. статей. Вып. 3. Ростов н/Д: РИСХМ, 1975. С. 71—78.

6. **Смирнов-Аляев Г.А., Чикидовский В.П.** Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением. Л.: Машиностроение, 1972. С. 273—284.

7. **Мороз Б.С.** Влияние кинематических условий на силовые параметры прессования и напряженно-деформированное состояние прессуемой заготовки // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 2. С. 19—23.

8. **Сторожев М.В., Попов Е.А.** Теория обработки металлов давлением. Изд. 4-е, перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.

9. **Евстратов В.А.** Теория обработки металлов. Харьков: Выща школа, 1981. 248 с.

Борис Степанович Мороз, д-р техн. наук,
bmoroz@donstu.ru

УДК 621.771

С.Б. Арюлин, Д.Т. Камоничкин
(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)

Решение вопроса обеспечения качества боковых кромок полосы при периодической прокатке

Приведено конструкторское решение обеспечения качества боковых кромок полосы при периодической прокатке.

Ключевые слова: периодическая полосовая прокатка; дефекты боковых кромок; вертикальные валки; универсальный маятниковый стан.

The design solution for quality assurance of the side edges of the strip during the periodic rolling is presented.

Keywords: periodic strip rolling; defects of side edges; vertical rolls; universal pendulum mill.

Исследования качества проката различного сортамента, получаемого на станах периодической прокатки, обеспечивающих основную деформацию слитка за один проход с вытяжками до 40 (планетарные, станы шаговой прокатки, роликовые, маятниковые и т.п.), показали, что при правильном выборе технологических параметров процесса и режимов настройки оборудования получаемая продукция отвечает предъявляемым к ней требованиям по геометрии и структуре металла.

При прокатке отдельных металлов и сплавов материал, полученный на таких станах, имел более высокие характеристики, чем на станах обычной конструкции.

Некоторые требуемые свойства продукция имела только после прокатки с деформацией свыше 80 % за проход. Так, например, для прецизионных сплавов металл, прошедший предварительную горячую прокатку на планетарном сортовом стане, характеризуется более высоким классом по уровню магнитных свойств по сравнению с продукцией, полученной на прокатном стане обычной конструкции.

При отработке новых процессов до получения требуемого качества проката на начальном этапе освоения технологии и оборудования, позволяющего вести холодную и горячую прокатку сорта и полосы с высокими степенями деформации, специалисты столкнулись с рядом дефектов получаемой продукции, которые устранялись различными способами в ходе наладочных работ. На начальном этапе эксплуатации полосового планетарного стана 150 конструкции ВНИИМЕТМАШ (диаметр рабочих валков 28 мм, диаметр задающих валков 150 мм, диапазон применяемых подач 0,065...0,52 мм/валок), представленном на рис. 1, по данным исследований Р.И. Ритмана (см.: Энергосиловые исследования процесса листовой планетарной прокатки: дис.... канд. техн. наук. М., 1973. 242 с.), фиксировались различные дефекты прокатываемой полосы (рис. 2).

В числе этих дефектов отмечалось появление чрезмерных наплывов на поверхности заготовки

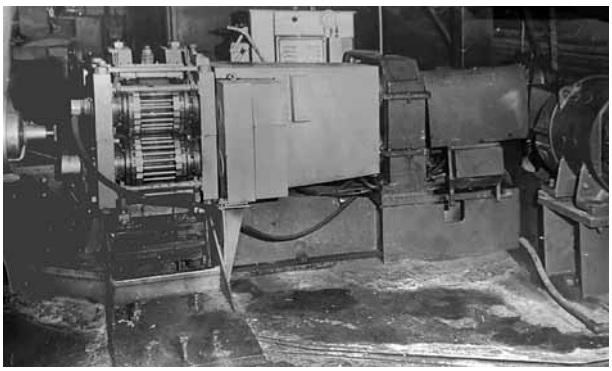


Рис. 1. Листовой планетарный стан 150

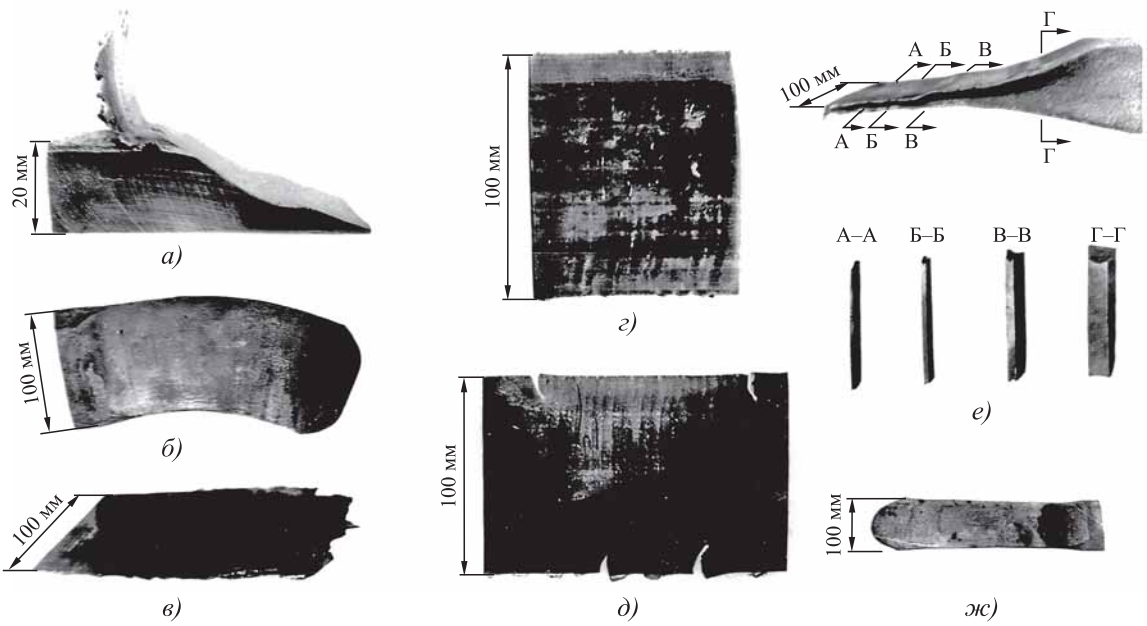


Рис. 2. Дефекты полосы на этапе освоения прокатки на планетарном стане 150

(см. рис. 2, *а*), приводящих к пленам на полосе (см. рис. 2, *г*). Путем подбора диапазонов подачи на один рабочий валок наплывы были уменьшены до незначительных утолщений в начале зоны обжатия (см. рис. 2, *ж*). Складки на боковых кромках полос (см. рис. 2, *е*), вызванные чрезмерным уширением в первой стадии прокатки, были ликвидированы подбором скосов на кромках слябов, в результате прекратилось образование рванин на кромках (см. рис. 2, *д*), причиной которых оказались складки, которые при дальнейшей прокатке не обжимались, а растягивались до разрыва средними слоями. Рассинхронизация верхнего и нижнего рабочих валков одной пары приводила к изгибу прокатываемого металла (см. рис. 2, *б*). Наблюдали продольные разрывы металла (см. рис. 2, *в*).

Разработчики станов холодной периодической (шаговой) прокатки листа (станы серии ХПЛ конструкции ОАО "Институт ЦВЕТМЕТОБРАБОТКА") установили, что фактором, ограничивающим степень суммарной деформации при шаговой прокатке, является возникновение зарождающихся на кромках полосы в поверхностных (зонах наибольшего уширения) слоях трещин, распространяющихся далее на всю ширину полосы.

В основном, это характерно для прокатки сплавов ЛС63-1 (малопластичная свинцовистая латунь), обжатие которых приходится для получения качественной полосы, вынужденно вести при заниженных для этих станов степенях деформации (<50 %). При прокатке более пластичных материалов, таких как медь, сталь Ст3, нержавеющая сталь, нейзильбер, подобного разрушения материала не наблюдали при обжатиях 88...89 %. Замеренное уширение заготовки при прокатке на стане ХПЛ-650, показанного на рис. 3 (диаметр рабочего валка 136 мм), не превышает 3 %, форма кромок вогнутая (глубина 0,5...0,8 мм) [1].

Таким образом, образование однотипных дефектов при прокатке с высокими степенями деформации свойственно как горячей, так и холодной прокатке и регистрировалось на станах различной конструкции (планетарных, циклоидальных и т.п.). Этот факт объясняется тем, что процесс деформации металла рабочим валком на разных по конструкции станах

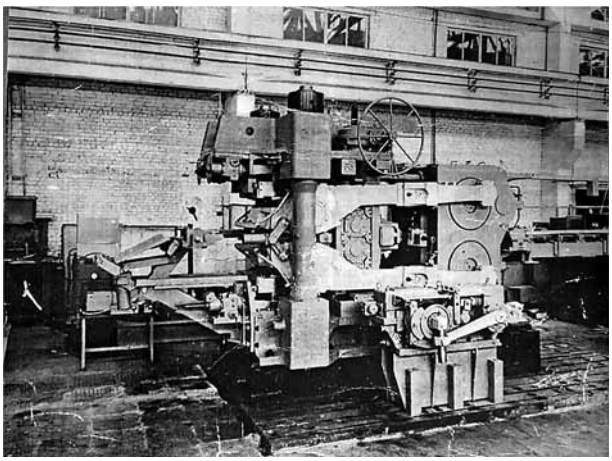


Рис. 3. Стан периодической шаговой прокатки ХПЛ-650

периодического действия осуществляется по одному и тому же принципу.

Рабочий валок (валки) во время пробега по траектории, заданной кинематикой стана на определенном ее участке, обжимает полосу, смещая в вытяжку объем металла (объем подачи), подающегося в зону деформации задающим устройством (клетью). Производя за каждый пробег относительно небольшие обжатия металла, за счет цикличности своей работы валок осуществляет высокую суммарную деформацию прокатываемой полосы.

Вместе с тем некоторые существенные отличия конструкции и технологических параметров процессов прокатки на этих станах (диаметр рабочего валка, диапазон применяемых подач металла и т. д.) диктуют применение тех или иных методов предупреждения или устранения дефектов на станах различной конструкции, однако, как показывает практика, большинство дефектов устраняются выбором режимов прокатки.

Одной из наиболее трудно решаемых задач в этом вопросе при листовой периодической прокатке является обеспечение качества боковых кромок полосы с точки зрения их геометрии и сплошности структуры (отсутствие трещин). Как правило, такой вид дефекта является следствием поверхностного уширения металла на участке обжатия его рабочими валками, где прокатываемая полоса еще имеет достаточно большую высоту и деформация не проникает на всю ее глубину.

Последующие многократные обжатия рабочими валками металла приводят к тому, что в результате его вытяжки поверхностное уширение распространяется по всей длине прокатываемой полосы в зоне деформации до образования складок на боковых кромках готового проката (см. рис. 2, *е*). Часто образование таких складок на боковых кромках прокатываемой полосы приводит к образованию на них трещин.

Протяженность участка развития поверхностного уширения прокатываемого металла по зоне его деформации зависит от кинематических параметров стана периодической прокатки и технологических условий процесса и определяется изменением величины $m = l/h_{ср}$ по зоне деформации, где l — длина дуги контакта; $h_{ср}$ — средняя высота полосы в очаге деформации.

Согласно данным Р.И. Ритмана, при $m < 0{,}12$ деформация не проникает до срединных слоев, а ограничивается пластическими зонами, расположенными на поверхности вблизи контакта с валком. Затем, начиная с $m \geqslant 0{,}12$, проникновение пластических зон до середины полосы становится энергетически более выгодным. Как показано в [2], на маятниковом прокатном стане деформация металла на подавляющей части зоны обжатия происходит при условии $m \gg 0{,}12$ (в первую очередь из-за большего, чем при плоской планетарной прокатке диаметра рабочего валка). Расчеты показали, что деформация металла проникает на всю его глубину, начиная с угла зоны обжатия, где развитие поверхностного уширения прекращается.

Поскольку дефекты боковых кромок полосы при периодической прокатке с трудом поддаются устранению настройкой стана и выбором режимов деформации, ведется поиск иных решений. Например, был предложен способ прокатки заготовки (а. с. 1787603 СССР), заключающийся в первоначальном придании ей в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок или задающей клети стана определенной формы (по крайней мере с двумя выпуклостями на поверхности контакта с валками и выпуклостями на боковых гранях), что, по мнению авторов, исключит динамическую нагрузку на стан и явление растрескивания боковых кромок получаемой полосы при прокатке.

Известны способы устранения дефектов боковых кромок, основанные на деформационном воздействии на них во время технологического процесса прокатки. Так, например, при обычной листовой прокатке для предупреждения зарождения трещин в боковых кромках сляба применяют чередование основного обжатия горизонтальными валками с обжатием в вертикальных валках в универсальной или отдельной вертикальной клети. При этом очаги деформации в горизонтальной и вертикальной плоскостях находятся на некотором расстоянии друг от друга (достаточно большом по отношению к размерам очага основной деформации), а прокатку полосы в вертикальных валках можно вести с постоянным обжатием (пусть и небольшим) до определенной (минимальной) ее высоты.

Метод деформационного воздействия вертикальными валками на кромки полосы, чередующегося с ее основной деформацией горизонтальными валками, предложен для маятниковой прокатки в а.с. 367911 СССР. Горизонтальные (осуществляющие основную деформацию) и вертикальные (деформирующие боковые кромки) валки, расположенные на соответствующих маятниках, поочередно обжимают прокат в двух взаимно перпендикулярных плоскостях, при этом процесс этих деформаций разделен во времени.

В статье рассмотрена возможность устранения дефектов боковых кромок при прокатке на маятниковом стане за счет конструкторской и технологической реализации ранее предложенной идеи создания универсальной маятниковой клети (а. с. 1129798 СССР), направленной на стремление сблизить процессы основной деформации полосы и обжатия ее боковых кромок во времени и по месту проведения друг по отношению к другу.

Конструктивно это достигается тем, что, используя как базовую конструкцию маятникового прокатного стана [3], ее рабочая клеть оснащается вертикальными валками (рис. 4).

На рис. 5 приведены конструкция опор вертикальных валков (разрез А—А на рис. 4) и взаимное положение вертикальных валков и полосы в начале рабочего хода маятников и при положении маятников в момент деформации металла.

Опоры вертикальных валков *1* (см. рис. 5) размещены непосредственно на верхних и нижних маятниках с корпусами рабочих горизонтальных валков, осуществляющих основное обжатие. Эти опоры представляют из себя стаканы *2* с расположенными в них подушками *3* вертикальных валков с клиновыми направляющими и механизмами их горизонтального поджатия *4* и вертикального уравновешивания *5*. Стаканы подвижно с помощью пальцев *6* и втулок *7* установлены в проушинах *8*, закрепленных на скобах *9*, соединяющих корпуса горизонтальных валков.

При прямом (рабочем) ходе маятников горизонтальные рабочие валки обжимают заготовку по закону, задаваемому формой опорной профилированной планки, вместе с тем за счет вертикального сближения стаканов происходит перемещение клиновых подушек вертикальных валков в поперечном направлении, валки сходятся и обжимают боковые кромки полосы. При обратном (холостом) ходе маятников горизонтальные валки движутся против хода прокатки без касания ими металла. В это время стаканы расходятся, подушки с вертикальными валками перемещаются в горизонтальном направлении в противоположные стороны друг от друга с помощью механизма поджатия, обеспечивая отрыв и удаление вертикальных валков от прокатываемого металла до начала следующего цикла прокатки.

Таким образом, основная деформация горизонтальными рабочими валками и обжатие боковых кромок заготовки вертикальными валками происходят одновременно (с минимальным смещением очагов деформации).

На рис. 6 представлена схема траектории движения горизонтальных и вертикальных валков при их совместной работе в клети универсального маятникового стана.

С учетом расстояния между осями горизонтальных и вертикальных валков обжатие боковых кромок полосы вертикальными валками осуществляется на участке появления поверхностного уширения от предшествовавшей основной деформации металла горизонтальными валками. В этот момент происходят одновременная прокатка полосы горизонтальными валками (они перемещаются по калибрующему участку, двигаясь параллельно оси прокатки) и калибровка боковых кромок вертикальными валками на начальном участке зоны обжатия полосы.

Возможность технического осуществления такого соответствия работы разноименных валков в конструкции универсального маятникового стана доказана с помощью графического построения траектории движения валков с использованием САПР Autodesk AutoCAD 2015.

Указанный выше термин "калибровка" по отношению к вертикальным валкам наиболее точно отражает характер их воздействия на боковые кромки полосы, которое не подразумевает обжатие полосы с уменьшением ее ширины, а направлено на раскатку наплывов на кромках вблизи горизонтальной поверхности прокатываемого металла, возникающих вследствие поверхностного уширения на начальном участке зоны обжатия горизонтальными валками. Такое своевременное воздействие должно препятствовать распространению дефекта в виде

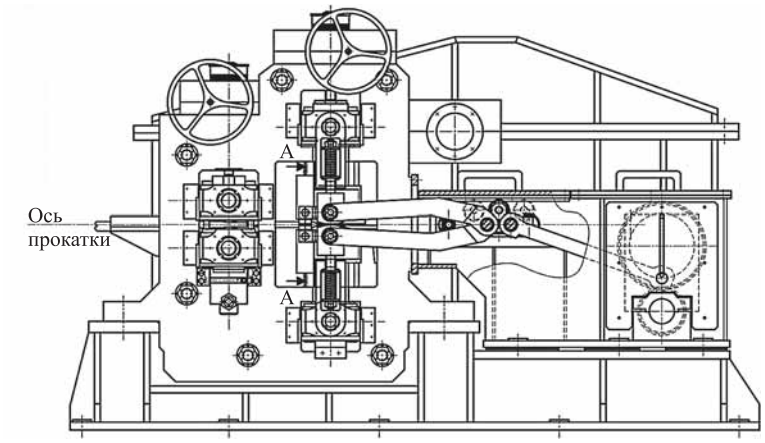


Рис. 4. Универсальный маятниковый стан

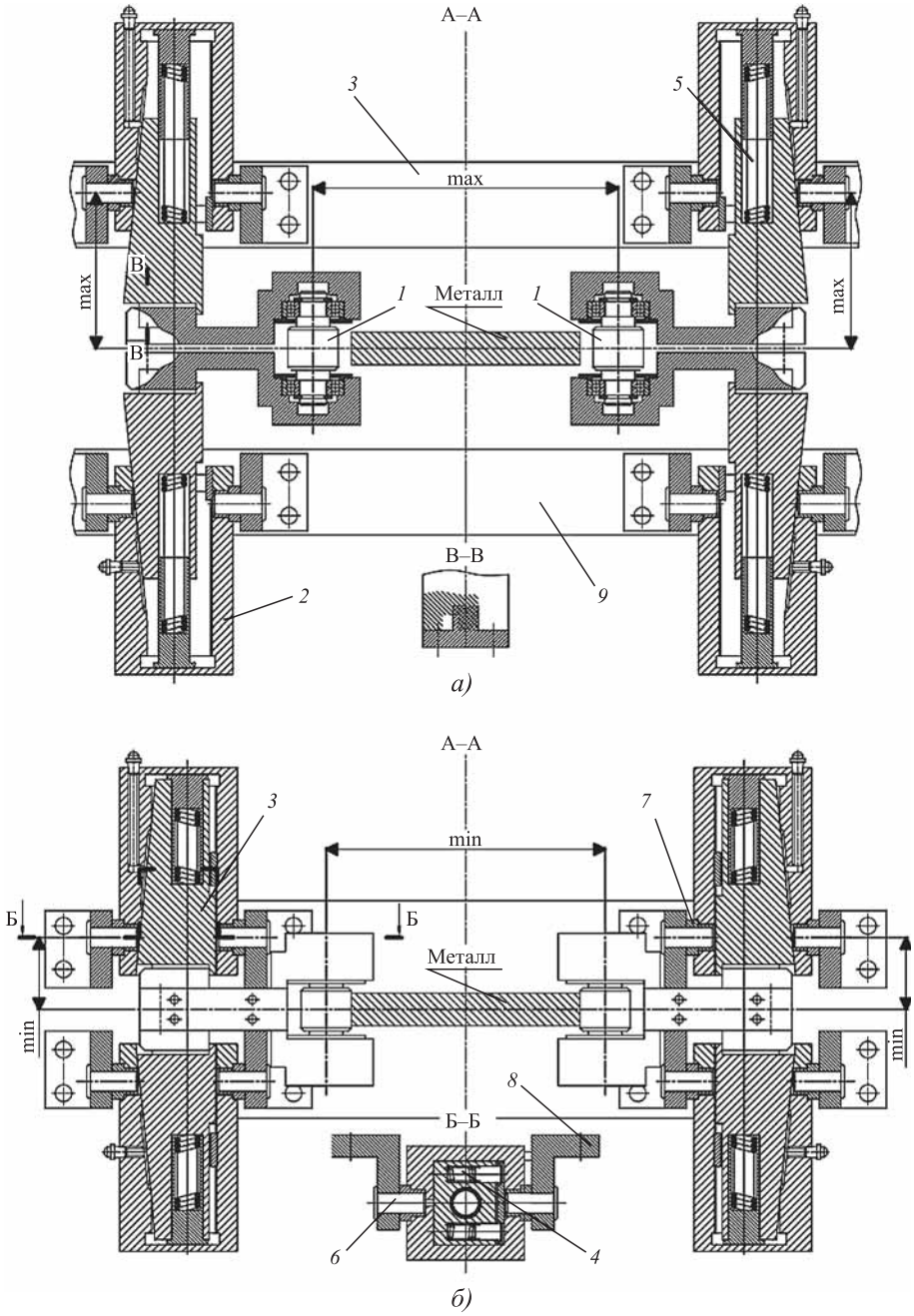


Рис. 5. Конструкция опор вертикальных валков и взаимное положение вертикальных валков и полосы:

а — в начале рабочего хода маятников; *б* — при положении маятников в момент калибровки металла; max, min — предельные значения относительных положений вертикальных валков и полосы, а также осей проушин и оси прокатки

вогнутости боковых кромок по длине полосы и после циклически повторяющихся основных деформаций превращения вогнутостей в складки с последующим появлением трещин по краям металла.

Расчеты показали, что поверхностное уширение возникает при прокатке полосы шириной 90 мм на универсальном маятниковом стане с высоты 24 мм на высоту 4 мм на участке с угловой координатой положения рабочего валка от угла встречи 21,25° до угла 21,05°, где $l/h_{ср} < 0,12$. При этом общий угловой диапазон пробега рабочего валка по зоне деформации равен 21,25...3,57°, т.е. зона поверхностного уширения составляет 1/40 части всей зоны деформации полосы. Несмотря на минимальную протяженность зоны появления поверхностного уширения и, как показала практика, небольшое его значение (не более 2 мм), пренебрегать им в силу выше указанных последствий нельзя, и деформационное воздействие на боковые кромки вертикальными валками на этом участке оправдано.

Вопрос закономерности течения металла при деформации боковых кромок полосы вертикальными валками при листовой периодической прокатке мало изучен. В работе [4] исследованы особенности горячей прокатки металла в вертикальных клетях непрерывного широкополосного стана. Характерной особенностью прокатки металла в вертикальных валках является локализация области интенсивной пластической деформации у контактной поверхности, что приводит к появлению значительного утолщения полосы у боковых кромок и уменьшению деформации средних по ширине слоев металла. При дальнейшей прокатке в горизонтальных валках металл из боковых утолщений течет преимущественно в направлении ширины, что в сочетании с естественным уширением приводит к уменьшению эффекта изменения ширины полосы за счет обжатия в вертикальных валках.

Для ликвидации утолщения металла у боковых кромок обжатие в вертикальных клетях должно определяться с учетом глубины проникновения пластической деформации. По данным авто-

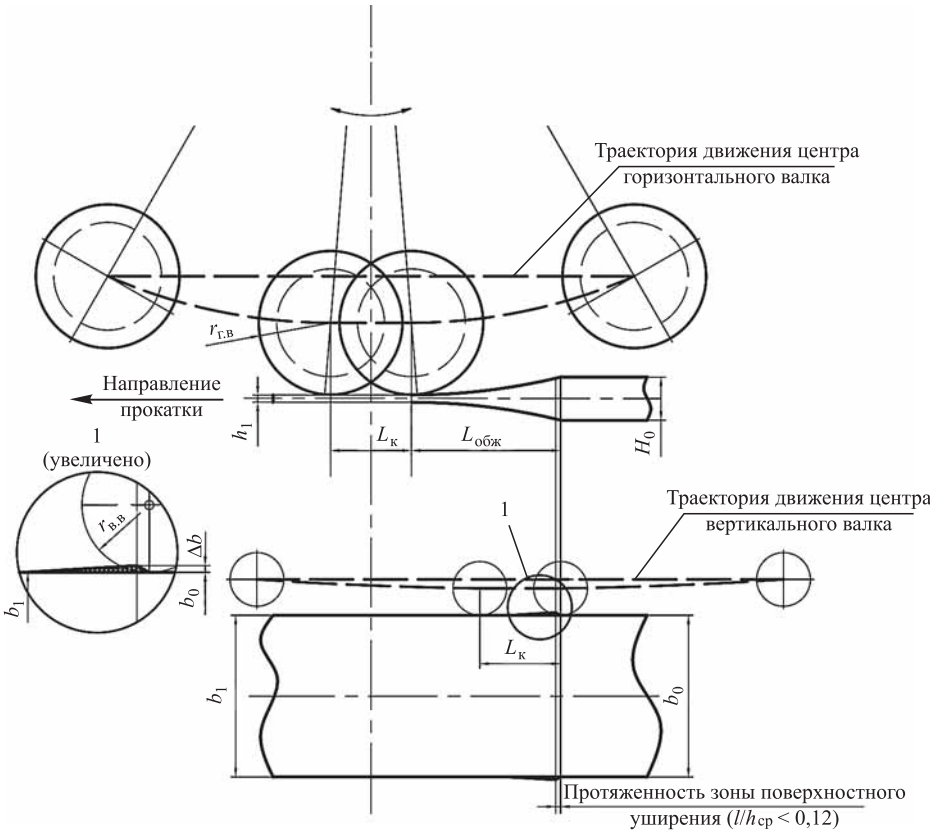


Рис. 6. Траектории движения горизонтальных и вертикальных валков при их совместной работе в клети универсального маятникового стана:

$L_{обж}$ — положение обжимного участка в зоне деформации полосы горизонтальными валками; $L_к$ — взаимное положение калибрующих участков в зоне деформации полосы горизонтальными и вертикальными валками; $r_{г.в}$ — радиус горизонтального валка

ров [4], граничное условие перехода от прокатки с вытяжкой (без утолщения боковых кромок) к прокатке без вытяжки выражается уравнением:

$$\Delta b = \frac{h_0^2}{r_{в.в}}\left(0,65 - 0,25\frac{\sqrt{b_0}}{\sqrt[4]{r_{в.в}\Delta b}}\right)^2, \qquad (1)$$

где Δb — абсолютное обжатие в вертикальных валках; $r_{в.в}$ — радиус вертикального валка; h_0 — начальная высота полосы; b_0 — начальная ширина полосы.

При прокатке с вытяжкой левая часть уравнения (1) больше правой.

Учитывая, что поверхностное уширение вызвано деформацией металла, не проникающей на всю высоту прокатываемой полосы на участке, где $l/h_{ср} < 0,12$, при калибровке металла вертикальными валками в универсальной клети маятникового прокатного стана возможны два направления течения металла на боковых кромках. С одной стороны, вертикальные валки смещают объемы металла, находящиеся в наплывах, появившихся в результате поверхностного уширения по боковым кромкам в вытяжку. С другой — возможно перемещение части объема металла на горизонтальную поверхность с образованием утолщений прокатываемой полосы у боковых кромок. При следующем цикле обжатия полосы горизонтальными валками металл из боковых утолщений смещается в вытяжку и частично переходит на боковые грани, где подвергается калибровке вертикальными валками.

Таким образом, учитывая минимальную протяженность зоны появления поверхностного уширения, за счет циклического воздействия вертикальных валков универсальной маятниковой клети на боковые кромки прокатываемой полосы обеспечивается их качество и предупреждается образование дефектов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Баканов В.М.** Теоретические основы разработки технологии и оборудования для плоской шаговой прокатки валками постоянного радиуса: автореф. дис. ... д-ра техн. наук. М., 2002. 40 с.

2. **Арюлин С.Б., Камоничкин Д.Т.** Определение параметров очага деформации при прокатке на маятниковом стане // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 9. С. 32—40.

3. **Арюлин С.Б., Халипов И.В.** Определение величины и направления сил, действующих на рабочий валок маятниковой прокатной клети // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 5. С. 23—26.

4. **Фомин Г.Г., Дубейковский А.В., Гринчук П.С.** Механизация и автоматизация широкополосных станов горячей прокатки. М.: Металлургия, 1979. 232 с.

Сергей Борисович Арюлин,
sergei.boricovich@yandex.ru;
Дмитрий Тамашевич Камоничкин

УДК 621.762

М.В. Виноградов, А.А. Протопопов, А.И. Вальтер, Е.А. Протопопов
(Тульский государственный университет)

Исследование и оптимизация процесса получения структуры порошковых композиций

Предложены методы обработки порошковой смеси на основе вольфрама для получения порошков высокого качества с мелкой структурой.

Ключевые слова: порошковая металлургия; структура; вольфрам; агломерат; дезагломерация.

The processing methods of powder composition based on tungsten for obtaining of high quality powders with fine structure are offered.

Keywords: powder metallurgy; structure; tungsten; agglomerate; desagglomeration.

Наряду с развитием традиционных способов получения заготовок (ковкой, литьем, штамповкой, резкой, сваркой) в последние десятилетия интенсивно развиваются технологии, основанные на том, что исходные вещества применяются в высокодисперсном состоянии и консолидируются в заготовках определенной формы путем воздействия давления, температуры, электрических и магнитных импульсов, ультразвука и т.д.

Примерами таких технологий является МИМ-технология (технология инжекционного формования и спекания деталей из металлических и керамических порошков), использование которой позволяет по-новому решать проблемы формообразования и формирования высокодисперсной структуры.

В процессе получения порошков на основе вольфрама восстановлением из оксидов наблюдается процесс первичной агломерации и конгломерации порошка. В связи с задачей получения мелкозернистых смесей W—Ni—Fe необходимо исследовать процесс дезагломерации порошковых смесей вольфрама, а также добиться мелкозернистой структуры порошка и ее однородности.

Получение однородной смеси, состоящей из порошков различного химического состава, достигается тщательным ее смешиванием. Высокую однородность смеси обычно проще получить, используя порошки с более мелкими частицами, т.е. чем выше дисперсность порошков, тем более однородной получается смесь. Таким образом, сочетание измельчения частиц порошка и смешивания приводит к достижению большей однородности, чем простое смешивание.

Существует множество способов измельчения порошков: дробление, размол и истирание. Дроблением является процесс механического разделения твердых тел на отдельные, сравнительно крупные части. Отличие дробления от измельчения состоит в способе воздействия на дробимый материал и в крупности конечного продукта (при дроблении это в основном частицы размером 1...10 мм, а при истирании — до микронных размеров). Размолом является механическое разделение твердых тел на отдельные, сравнительно мелкие (<1 мм) части [1].

Выбор аппаратуры осуществляли исходя из свойств и состояния измельчаемых материалов, а также размеров получаемого металлического порошка. Применяли два вида мельниц: лабораторный смеситель типа ПБ объемом 7 л и планетарную центробежную мельницу.

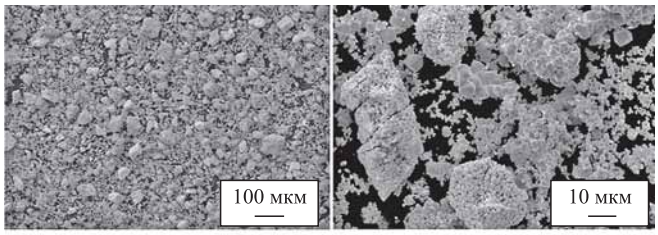


Рис. 1. Исходная смесь порошков 70 % ПВ2 и 30 % ПВВ при различных увеличениях

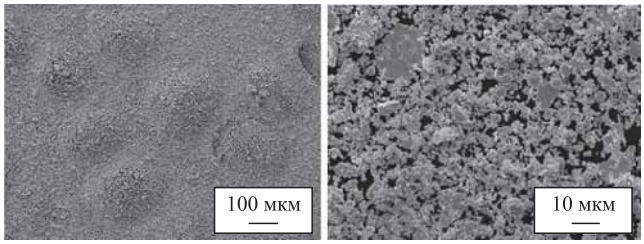


Рис. 2. Смесь порошков 70 % ПВ2 и 30 % ПВВ после 8 ч дезагломерации при различных увеличениях

1. Результаты металлографического исследования смеси с соотношением шаров и порошка 2:1

Время дезагломерации, ч	Металлографический анализ, ×1000				
	Форма частиц	Основной размер	Максимальный размер	Конгломераты	Агломераты
		мкм			
0	Губчатая, кубоидная	<1...3	7	30	20 (первичные)
1			6	20	—
2			9	25	—
4			8	—	30
8			7	—	15
12		<1...2	7	—	15 (вторичные, много)
24	Губчатая, единичные кубоиды	<1	3	—	35 (вторичные, очень много)

В лабораторном смесителе исследовали процесс дезагломерации при истирании, а в планетарной мельнице — размолом. Процесс дезагломерации исследовали на сухой смеси и в жидкой среде.

Первый процесс дезагломерации проводили в лабораторном смесителе типа ПБ. В смеситель была загружена смесь порошков вольфрама (70 % ПВ2 и 30 % ПВВ), добавлены мелющие тела (стальные шары) в соотношении 2:1 к порошку, а также залит спирт — этиловый ректификат объемом 1168 мл. Чтобы процесс дезагломерации в смесителе шел в режиме истирания, частота вращения мельницы должна составлять 35 мин$^{-1}$. В ходе процесса дезагломерации отбирали пробы: исходного состояния порошка (рис. 1) и через 1; 2; 4; 8; 12 и 24 ч после начала процесса. На рис. 2 показаны виды смеси после 8 ч дезагломерации.

Результаты исследования первого метода дезагломерации приведены в табл. 1. Форму частиц порошка анализировали по методике [2].

Второй процесс дезагломерации проводили в том же смесителе ПБ. В смеситель была загружена смесь порошков вольфрама (70 % ПВ2 и 30 % ПВВ), добавлены мелющие тела (стальные шары диаметром 5...15 мм) в соотношении 1:1 к порошку, число шаров выбрано исходя из соотношения равенства объема, занимаемого шарами разного диаметра ($V_{5\ мм} = V_{7\ мм} = V_{10\ мм} = V_{15\ мм}$), а также использован спирт — этиловый ректификат. Смешивание осуществляли до состояния консистентной смазки. Размеры и формы частиц измеряли через 1 и 2 ч (табл. 2).

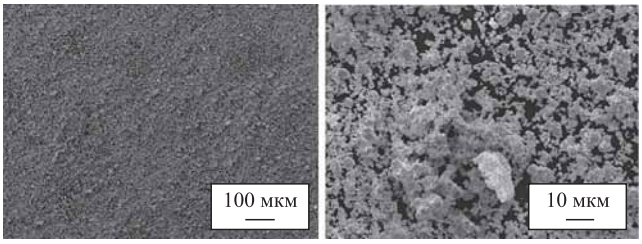
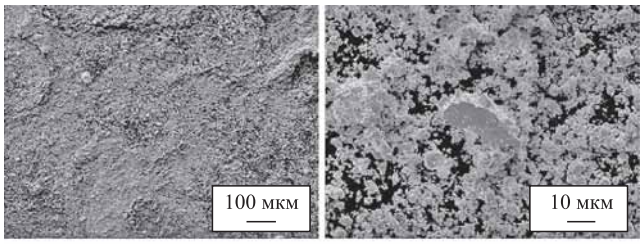


Рис. 3. Смесь порошков 70 % ПВ2 и 30 % ПВВ после 2 ч дезагломерации при различных увеличениях, с соотношением шаров и порошка 1:1

На рис. 3 показана смесь после 2 ч дезагломерации.

Третий и четвертый процессы дезагломерации проводили в планетарной центробежной мельнице. В мельницу была загружена смесь порошков вольфрама (70 % ПВ2 и 30 % ПВВ), добавлены мелющие тела в соотношении 1:1 к порошку, отсортирован размер мелющих тел (стальные шары диаметром 5...16 мм), выполнен их набор по объему ($V_{5\ мм} = V_{10\ мм} = V_{15\ мм}$), в первом случае размалывалась сухая смесь (табл. 3), а во втором случае был добавлен спирт — этиловый ректификат до состояния консистентной смазки (табл. 4).



а)

б)

Рис. 4. Смесь порошков 70 % ПВ2 и 30 % ПВВ после 11 мин дезагломерации в центробежной мельнице насухую (*а*) и в жидкой среде (*б*) при различных увеличениях

На рис. 4 приведены смеси, обработанные в центробежной мельнице насухую и в жидкой среде с различным увеличением.

2. Результаты металлографического исследования смеси с соотношением шаров и порошка 1:1

Время дезагломерации, ч	Металлографический анализ, ×1000					
	Форма частиц	d_F	Основной размер	Максимальный размер	Конгломераты	Агломераты
		мкм				
0	Губчатая, кубоидная	2,58	<1...3	7	35	20 (первичные)
1		2,76			30	
2		2,82				10 (первичные)

3. Результаты металлографического исследования смеси после дезагломерации в центробежной мельнице насухую

Время дезагломерации, мин	Металлографический анализ, ×1000				
	Форма частиц	Основной размер	Максимальный размер	Конгломераты	Агломераты
		мкм			
0	Губчатая, кубоидная	<1...3	5	35	15 (первичные)
3			7	40...70	
8			8	40	
11			7	15 (отдельные)	15 (первичные, вторичные)

4. Результаты металлографического исследования смеси после дезагломерации в центробежной мельнице в жидкой среде

Время дезагломерации, мин	Металлографический анализ, ×1000				
	Форма частиц	Основной размер	Максимальный размер	Конгломераты	Агломераты
		мкм			
0	Губчатая, кубоидная	<1...3	6	20	15 (первичные)
3			8		
8			7	—	20 (первичные), 15 (единичные)
11					15 (первичные, отдельные вторичные)

Выводы

1. При дезагломерации с соотношением шаров и порошка 1:1 истирание происходит более интенсивно, что позволяет сократить время дезагломерации.

2. Процесс дезагломерации предпочтительнее осуществлять в жидкой среде.

3. Через 4...6 ч измельчения в жидкой среде смесь порошков вольфрама становится однородной, уменьшается количество и размер агломератов. При дальнейшем увеличении времени обработки смеси наблюдается обратный процесс агломерации, а следовательно, возрастает количество вторичных агломератов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Кипарисов С.С., Либенсон Г.А.** Порошковая металлургия. М.: Металлургия, 1980. 496 с.

2. **Андреевский Р.А.** Порошковое материаловедение. М.: Металлургия, 1991. 247 с.

Максим Валерьевич Виноградов;
Александр Анатольевич Протопопов, д-р техн. наук;
Александр Игоревич Вальтер, д-р техн. наук,
valter.alek@rambler.ru;
Евгений Александрович Протопопов

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 14.11.2016. Подписано в печать 29.12.2016. 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.