ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

№ 3 март 2015

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

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

Зам. Главного редактора
СЕРИКОВА Е.А.

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

Ответственный за подготовку и выпуск номера
СЕРИКОВА Е.А.

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

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

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

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Кидалов Н.А., Осипова Н.А., Князева А.С. Технология изготовления формовочных смесей на основе водно-глинистых суспензий с добавлением углещелочного реагента 3
Овчинников В.В., Новиков В.А., Малов Д.А. Сравнительные испытания заклепочных соединений алюминиевых сплавов, полученных различными методами клепки 7

Кузнечно-штамповочное производство

Богатов А.А., Нухов Д.Ш. Научные основы повышения эффективности процесса ковки при знакопеременной деформации 13
Антонюк Ф.И., Логутенкова Е.В., Малышев А.Н. Параметры формоизменения стержневых изделий с фланцами при закрытой осадке с выдавливанием 18
Панченко Е.В., Нам Т.В. Сверхпластическая формовка однослойной ячеистой оболочки из титанового сплава ВТ6С 23

Прокатно-волочильное производство

Логинов Ю.Н., Постыляков А.Ю. Влияние натяжения между литейным агрегатом и прокатным станом на напряженное состояние металла 26

Материаловедение и новые материалы

Пучков Ю.А., Фам Хонг Фу. Построение диаграмм достижения свойств термически упрочняемых алюминиевых сплавов методом торцевой закалки 33
Чеэрова М.Н., Комарова Т.В., Дубинский В.Н. Разработка мер по повышению качества пружинной термически обработанной проволоки 39
Кохан Л.С., Шульгин А.В., Пунин В.И. Технологические основы производства слоистых композиционных прямоугольных заготовок из металлических порошков 44

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

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

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

© Издательство "Машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2015

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Forging and stamping, foundry and other productions)

№ 3 March 2015

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

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

Editorial Assistant
SERIKOVA E.A.

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

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

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 Rossi2 **39205**, catalogue "Pochta Rossii" **60261**) or immediately in the edition of the journal.

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

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

Kidalov N.A., Osipova N.A., Knyazeva A.S. Manufacturing technique of moulding sands based on water-clay suspensions with addition of lignin-alkaline reagent 3
Ovchinnikov V.V., Novikov V.A., Malov D.A. Comparative tests of rivet connections of aluminum alloys obtained by different methods of riveting 7

Forging and Stamping Production

Bogatov A.A., Nukhov D.Sh. Scientific bases for improving efficiency of forging process under alternating deformation 13
Antonyuk F.I., Logutenkova E.V., Malyshev A.N. Parameters of forming of rod articles with heads at closed upsetting with forward cold extrusion 18
Panchenko E.V., Nam T.V. Superplastic forming of single-layer mesh shell from titanium alloy VT6S 23

Rolling and Drawing Production

Loginov Yu.N., Postylyakov A.Yu. Influence of tension between casting machine and rolling mill for metal stress state 26

Physical Metallurgy and New Materials

Puchkov Yu.A., Pham Hong Phu. Development of heat treatable aluminium alloys TTP diagrams using Jominy end quench test 33
Cheerova M.N., Komarova T.V., Dubinsky V.N. Development of measures to improve of quality of heat-treated spring wire 39
Kokhan L.S., Shul'gin A.V., Punin V.I. Technological bases of production of layered composite rectangular preparations from metal powders 44

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

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

© «Mashinostroenie Publishers», «Blanking productions in mechanical engineering», 2015

УДК 621.742.4

Н.А. Кидалов, Н.А. Осипова, А.С. Князева
(Волгоградский государственный технический университет)

Технология изготовления формовочных смесей на основе водно-глинистых суспензий с добавлением углешелочного реагента

Рассмотрены схемы технологических процессов изготовления формовочной смеси с использованием сухой молотой глины и глины в виде водно-глинистой суспензии.

Ключевые слова: водно-глинистая суспензия; формовочная смесь; технология.

The schemes of technological processes of preparing of the moulding sand using dry powdered clay and clay in the form of water-clay suspension are considered.

Keywords: water-clay suspension; moulding sand; technology.

В литейном производстве основным способом получения отливок является литье в песчано-глинистые формы. Этот метод литья позволяет получать отливки практически любых размеров и конфигурации, выполненных из различных металлов и сплавов. Компоненты формовочной смеси недефицитны, дешевы и экологичны, поддаются регенерации при добавке освежения, вследствие чего формовочная смесь не теряет свои технологические и физико-механические свойства.

Около 90 % песчано-глинистой смеси составляет оборотная формовочная смесь, в качестве освежения добавляют песок и глину. По виду породообразующего минерала литейные глины подразделяются на каолиновые и бентонитовые. Их различие состоит в пакетном строении, которое определяет свойства глин.

Из-за малого межпакетного расстояния каолиновые глины обладают низкой способностью к набуханию и меньшей коллоидальностью по сравнению с бентонитовыми глинами и в составах песчано-глинистых смесей не обеспечивают им высокие технологические и физико-механические свойства, необходимые для получения качественного отпечатка формы.

У бентонитовых глин межпакетное расстояние больше, поэтому в составах формовочных смесей при взаимодействии с влагой молекулы воды проникают внутрь глинистых частиц, увеличивая межплоскостное расстояние, от чего глина набухает, число контактов между компонентами смеси возрастает, что ведет к высоким свойствам смеси.

Глину добывают на карьерах в виде комьев. Для ее использования в литейном производстве комовую глину, полученную из карьера, необходимо просушить при определенной температуре, не удаляя структурную воду [1], измельчить до необходимой фракции, просеять.

Далее сухую молотую глину используют для придания формовочным и стержневым смесям необходимого значения предела прочности во влажном состоянии в зависимости от

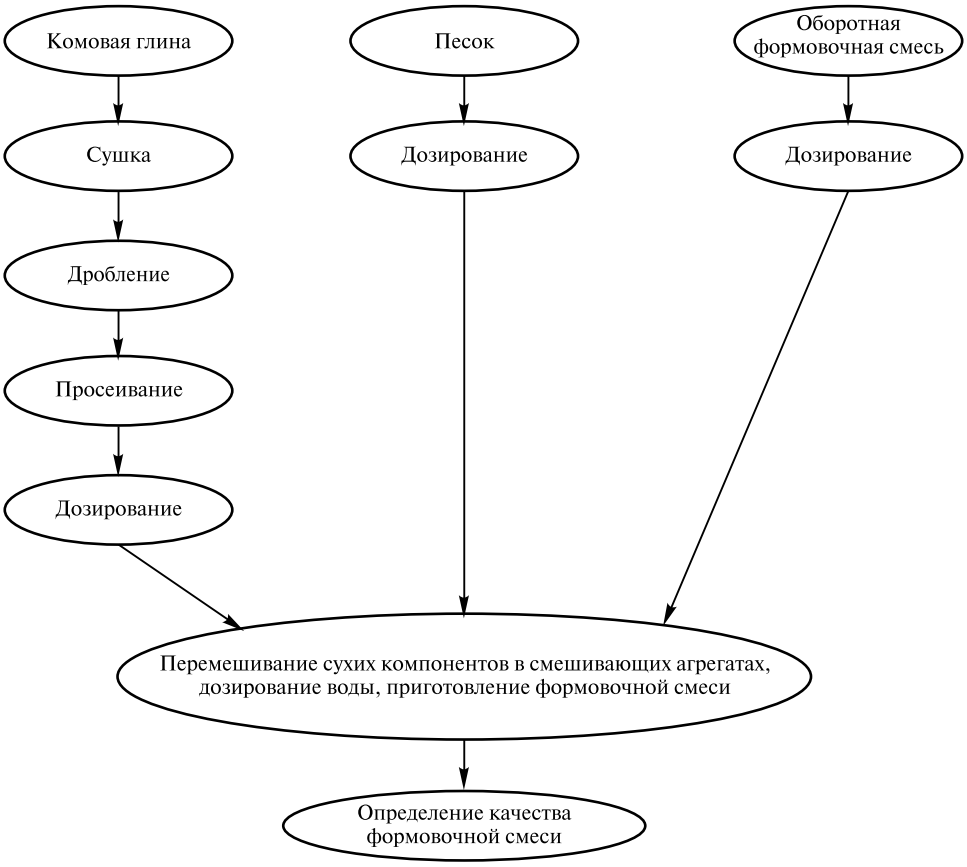


Рис. 1. Схема подготовки комовой глины и изготовления формовочной смеси с использованием глины

технологического процесса. Схема подготовки комовой глины и приготовления формовочной смеси с ее использованием приведена на рис. 1.

Применение этих подготовительных операций увеличивает стоимость формовочной глины, а также требует строгого соблюдения технологии. Например, на стадии сушки глины необходимо строго выдерживать температуру в сушиле, которая не должна превышать температуру деструкции глины. Так, при температуре 350...580 °С каолинит переходит в метакаолинит, т.е. глина теряет свои связующие свойства. В интервале температур 1200...1280 °С образуется муллит, не обладающий связующей способностью [2]. Для монтмориллонита характерно следующее. При нагреве 500...700 °С глина теряет способность набухать в воде. При 735...850 °С происходит разрушение кристаллической решетки, и материал превращается в аморфное вещество [1].

Использование глины в сухом состоянии имеет и другие недостатки. При приготовлении формовочной смеси не вся глина пропитывается водой, т.е. не все ее пакеты набухают при перемешивании в смешивающих бегунах, при этом песчано-глинистая смесь не достигает максимально возможной прочности. Во время дозирования и перемешивания молотой глины повышается содержание пыли в атмосфере литейного цеха, из-за чего загрязняется оборудование и ухудшаются санитарно-гигиенические условия работы. Поскольку глина не успевает пропитаться влагой смеси и тем самым обеспечить необходимую прочность, необходимо технологически повышать расход глины, что ухудшает газопроницаемость.

Для устранения указанных недостатков в литейном производстве нашло применение глины в виде предварительно приготовленной водно-глинистой суспензии. Использование водно-глинистой суспензии позволяет применять комовую глину непосредственно из карьера, минуя подготовительные операции, что сокращает энергетические расходы на сушку и помол глины, т.е. сокращает стоимость смеси.

Кроме того, глина используется эффективнее из-за более равномерного обволакивания зерен песка [3].

При взаимодействии глины с водой увеличивается удельная поверхность глинистых частиц под воздействием сил гидратации [4]. В результате достигается снижение расхода глинистого связующего, сокращается продолжительность перемешивания смеси в смесителях благодаря отсутствию сухой фазы, создаются возможности для комплексной автоматизации процессов транспортирования исходных материалов и смесеприготовления, улучшаются условия труда [3].

На производстве применяют высококонцентрированные суспензии, поскольку они обеспечивают высокие свойства формовочным смесям. Однако такие суспензии обладают повышенной вязкостью и для возможности их транспортирования по трубопроводу к смешивающим агрегатам используют понизители вязкости.

Одним из наиболее дешевых и доступных веществ является *углещелочной реагент* (УЩР) (пат. 486846 СССР). В работах [5, 6] проведены исследования по определению свойств водно-глинистых суспензий при добавлении УЩР, а также свойств формовочных смесей на основе данных суспензий. Результаты исследований показали, что обработка водно-глинистых суспензий раствором УЩР снижает вязкость суспензий, что позволяет транспортировать их по трубопроводу, а также обеспечивает повышение технологических и физико-механических свойств формовочной смеси: предела прочности, насыпной плотности, уплотняемости, пластичности.

В работе [7] проведены реологические исследования водно-глинистых суспензий, на основании которых рассчитаны гидродинамические параметры трубопроводов для возможности подачи суспензий к смешивающим агрегатам. По данным расчетов, для перекачивания суспензии определенного состава можно подобрать насос с необходимой мощностью, учитывая при этом диаметр трубопровода и регулируя затраты на электроэнергию.

Схема приготовления водно-глинистой суспензии и формовочной смеси на ее основе в качестве связующего представлена на рис. 2.

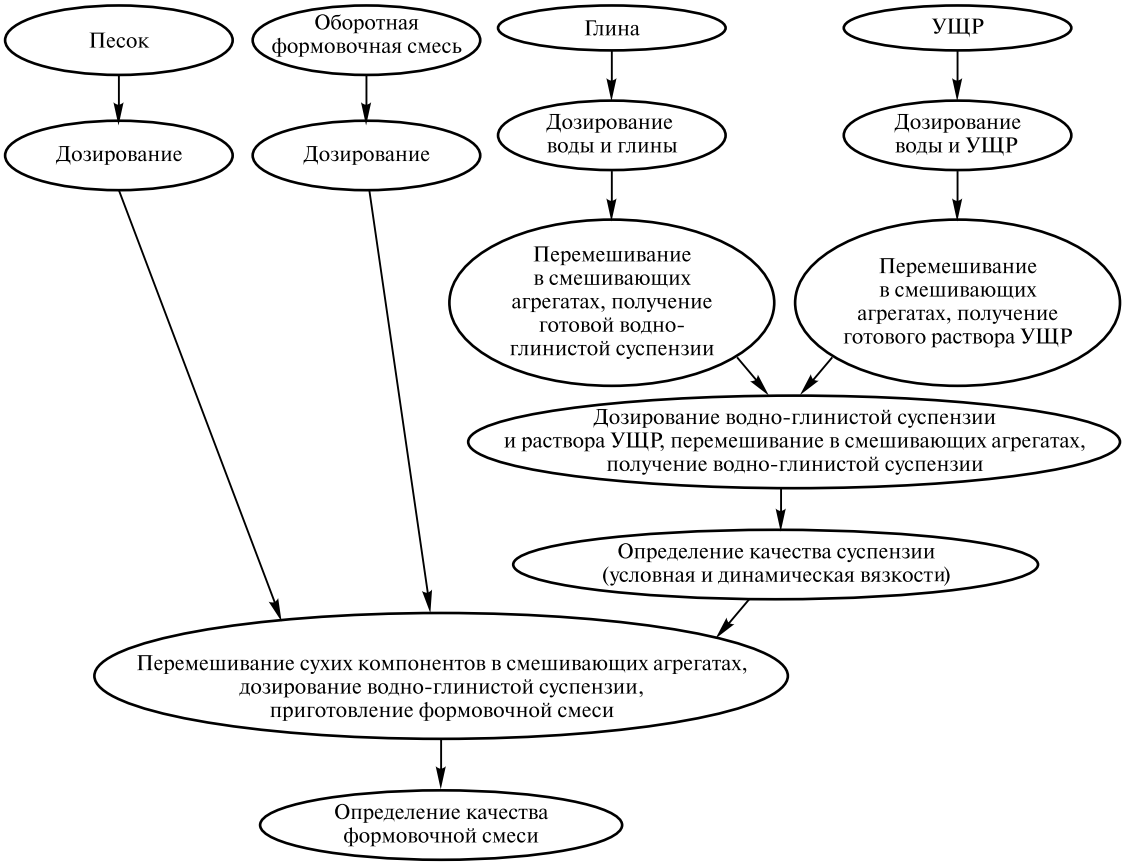


Рис. 2. Схема приготовления водно-глинистой суспензии и формовочной смеси на ее основе

При использовании водно-глинистой суспензии глина дозируется не в сухом состоянии, а в виде водно-глинистой суспензии (во влажном состоянии), при этом она не выделяет пыль. На промышленном предприятии были проведены испытания по определению массовой концентрации пыли при приготовлении песчано-глинистых смесей при дозировании сухой молотой глины и дозировании водно-глинистой суспензии.

Применяли весовой метод, заключающийся в определении разности масс фильтров, через которые с помощью ротационной установки ПРУ-4 отбирали одновременно четыре пробы, скорость прохождения воздуха составляла 20 л/мин. В качестве фильтров использовали аналитические аэрозольные фильтры АФА-В № 18, выпускаемые в соответствии с ТУ 951892—89. Отбор проб осуществляли непосредственно над смешивающими бегунами на высоте 200 мм от их верхнего края. Погрешность не превышала 3 %. Результаты исследования следующие:

Массовая концентрация пыли в рабочих зонах:
при дозировании сухой молотой глины. . .8,3 мг/м^3
при дозировании глины
в виде водно-глинистой суспензии . . . . . .2,2 мг/м^3

Согласно Гигиеническим нормативам ГН 2.2.5.1313—03 содержание диалюминия триоксида с примесью кремния диоксида в виде аэрозоля регламентируется как разовая доза 5 мг/м^3 и среднесменная 2 мг/м^3, при классе опасности 3 (опасные вещества).

По результатам исследования предельно допустимая концентрация пыли при дозировании сухой молотой глины в смешивающие бегуны в 1,66 раз больше разовой предельно допустимой концентрации и в 2,77 больше по отношению к среднесменной предельно допустимой концентрации, а при использовании водно-глинистой суспензии массовая концентрация пыли ниже предельно допустимой.

Таким образом, применение водно-глинистых суспензий в качестве связующего для получения песчано-глинистых формовочных смесей упрощает технологию: исключаются операции по подготовке глины, которые способны ухудшить ее качество; сокращаются расходы на электроэнергию вследствие регулирования реологических параметров суспензий и возможности использования насосов меньшей мощности для перекачивания суспензий; улучшаются санитарно-гигиенические условия труда в цехе.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Жуковский С.С., Болдин А.Н.** Технология литейного производства. Формовочные и стержневые смеси. Белгород: Изд-во БГТУ, 2002. 469 с.

2. **Горбачев Б.Ф., Чуприна Н.С.** Минеральное сырье. Каолин. М.: Геоинформмарк, 1998. 39 с.

3. **Высококонцентрированные** водно-глинистые суспензии / В.П. Бычков и др. // Литейное производство. 2000. № 4. С. 20—21.

4. **Новый** справочник химика и технолога. Ч. 1. Сырье и продукты промышленности органических и неорганических веществ. Санкт-Петербург: Профессионал; Мир и семья, 2002. 988 с.

5. **Влияние** углещелочного реагента на вязкость водно-глинистых суспензий для песчано-глинистых смесей / Н.А. Кидалов и др. // Литейное производство. 2013. № 9. С. 27—29.

6. **Влияние** углещелочного реагента на свойства формовочных смесей с применением высококонцентрированных водно-глинистых суспензий / Н.А. Кидалов, Н.А. Осипова, А.С. Князева, А.А. Сахарова // Литейное производство. 2014. № 1. С. 21—23.

7. **Князева А.С., Кидалов Н.А., Голованчиков А.Б.** Реологические свойства и гидродинамика в трубопроводах водно-глинистых суспензий с добавлением углещелочного реагента (УЩР) для формовочных смесей // Известия ВолгГТУ: межвуз. сб. науч. ст. Серия “Реология, процессы и аппараты химической технологии”. Вып. 7. 2014. № 1 (128). С. 69—71.

Николай Алексеевич Кидалов, д-р техн. наук,
nich@vstu.ru;
Нионилла Александровна Осипова, канд. техн. наук;
Анна Сергеевна Князева

УДК 629.735.33.023.8.018.4

В.В. Овчинников
(Московский государственный индустриальный университет),
В.А. Новиков, Д.А. Малов
(АО "Российская самолетостроительная корпорация "МиГ")

Сравнительные испытания заклепочных соединений алюминиевых сплавов, полученных различными методами клепки

Представлены результаты испытаний клепаных соединений из алюминиевых сплавов Д19АТ и 1420, выполненных ударной клепкой, термоимпульсной клепкой и сваркой-клепкой, на разрушающую силу при срезе и отрыве однозаклепочных соединений. Испытания однозаклепочных образцов на срез и отрыв показали, что при статическом однократном нагружении заклепок ударная клепка в среднем на 25...30 % имеет более высокие значения, чем термоимпульсная. Сварные заклепки обеспечивают получение монолитного, герметичного и жесткого заклепочного соединения. Однако применение сварных заклепок ограничивается свариваемыми материалами склепываемого пакета и самой заклепки.

Ключевые слова: алюминиевые сплавы; заклепочные соединения; ударная клепка; термоимпульсная клепка; испытания на срез; испытания на отрыв.

The results of the tests of riveted connections from the aluminum alloys D19AT and 1420, executed by the hammer riveting, thermal impulse riveting and welding-riveting, for the breaking stress with shear and detachment of connections are presented. The tests of one-rivet models for the shear and the detachment showed that with the static single load of rivets the hammer riveting on the average to 25...30 % has higher values than thermal impulse. Welded rivets provide obtaining monolithic, sealed and rigid rivet joint. However, the application of welded rivets is limited to the welded materials of the riveted packet and rivet itself.

Keywords: aluminum alloys; rivet connections; hammer riveting; thermal impulse riveting; testing for shear; tear-apart tests.

Введение. Несмотря на широкое применение сварки, и в частности контактной сварки, при изготовлении деталей фюзеляжа самолета клепаные соединения остаются очень распространенными при изготовлении конструкций летательных аппаратов.

Основной вид клепки — ручная ударная, вызывает резкий шум в производственном помещении и травматизм суставов рук. Это заставляет разрабатывать методы клепки, исключающие указанные отрицательные факторы. К таким методам относится прессовая и односторонняя клепка.

Указанные методы недостаточно технологически гибкие и производительные по сравнению с обычной ударной клепкой. Поэтому были предложены два дополнительных метода, использующие термический способ и не требующие ударных сил.

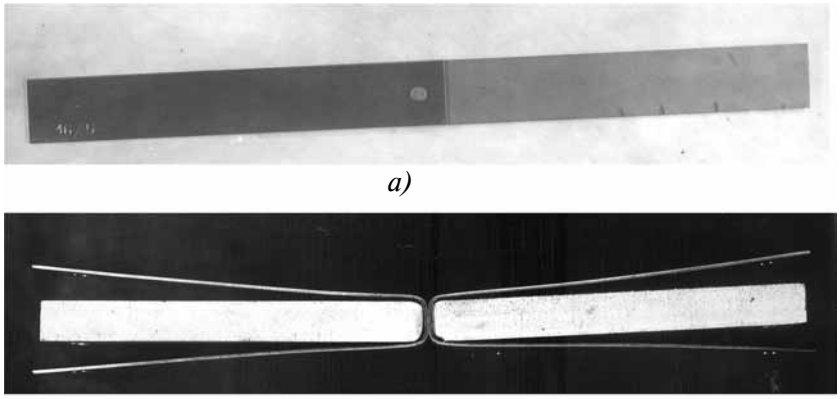
Первый метод состоит в нагреве стержня заклепки за счет выделения тепла его электросопротивлением при пропускании импульса электрического тока и последующем деформировании стержня постоянным статическим давлением 70 Н.

Второй метод включает в себя расплавление выступающего стержня заклепки электрической дугой в среде защитных газов для формирования замыкающей головки на обшивке.

Оба отмеченных метода относятся к термическим методам и поэтому оказывают влияние на состояние и свойства склепываемого металла.

Цель работы заключалась в сравнительной оценке состояния и свойств клепаного соединения, выполненного термическим методом, с широко используемой ударной ручной клепкой.

Методика проведения исследований. Рассматривали клепаные соединения из листов алюминиевых сплавов Д19АТ и 1420. Из этих сплавов изготовляли однозаклепочные образ-



а)

б)

Рис. 1. Образец для испытаний заклепок на срез (*а*) и на отрыв (*б*) (с вкладышами)

цы под заклепку диаметром 3 мм для испытаний заклепок на срез, отрыв, а также для испытаний соединений на коррозионную стойкость (рис. 1).

Ударную ручную клепку образцов осуществляли по существующей производственной технологии. Термическую клепку образцов выполняли на режимах, прошедших отработку на технологических образцах, на оптимальных параметрах (мощность и продолжительность нагрева).

Расплавление заклепок осуществляли с помощью ручной дуговой сварки неплавящимся электродом в аргоне от источника переменного тока.

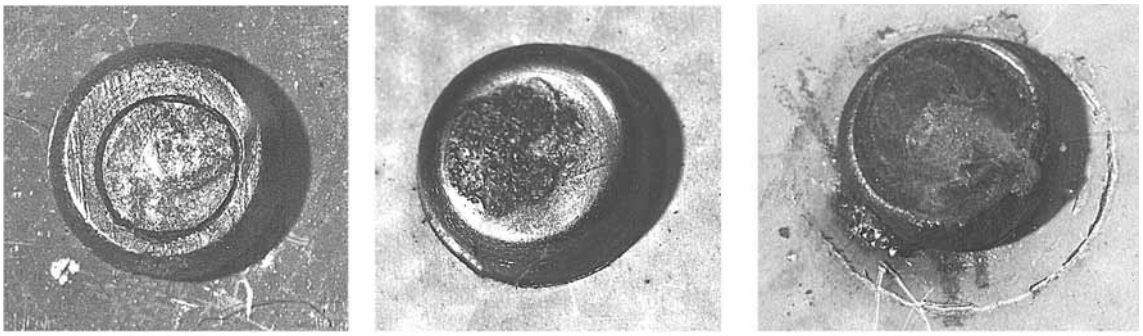
Все заклепанные образцы обрабатывали химической и лакокрасочной защитой в соответствии с установленной технологией для изделия.

Образцы, заклепанные всеми исследуемыми способами, испытывали на статические срез и отрыв. Специальные образцы, склепанные из двух пластинок, подвергали металлографическому анализу и коррозионным испытаниям.

Результаты испытаний и их обсуждение. Первоначально на образцах было осуществлено технологическое опробование возможности замены ударно-клепаных соединений на термические. Опробование показало, что только примерно 70...75 % вариантов из предусмотренных программой исследований могли быть по качеству оставлены для проведения дальнейших исследований.

Внешний осмотр деформированных с помощью нагрева электроимпульсным методом замыкающих головок обнаруживает в них круговые складки, соответствующие по диаметру контактной поверхности стержня заклепки, охлаждаемой электроконтактом, и поэтому не деформируемой при образовании головки заклепки (рис. 2, *б*). На отдельных замыкающих головках наблюдаются выплески, указывающие на перегрев до температуры плавления стержня заклепки (рис. 2, *в*). На закладных головках наблюдаются контактные прижоги (рис. 2, *а*).

Сварные заклепки имеют геометрически правильную чечевицеобразную форму замыкающей головки с плавным переходом к основному металлу, образованную в результате расплавления выступающего стержня заклепки (рис. 3). Отдельные сварные головки заклепок вследствие увеличения диаметра



а) *б)* *в)*

Рис. 2. Внешний вид закладной (*а*) и замыкающей (*б*, *в*) головки заклепки при термоимпульсной клепке (×6):

а — электроконтактные прижоги; *б* — складка от охлаждаемого электроконтакта; *в* — выплески расплавленного металла заклепки от чрезмерного местного нагрева

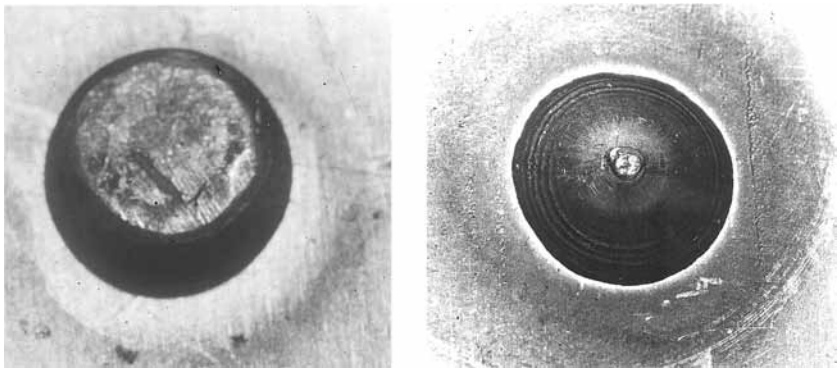


Рис. 3. Внешний вид головок заклепок заклепочно-сварного соединения. ×10

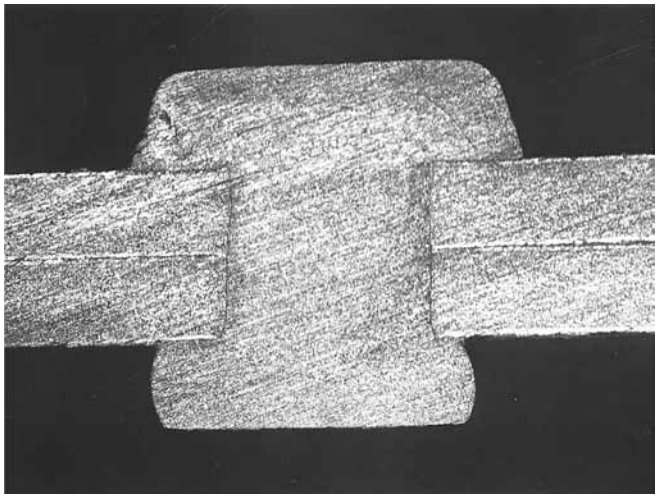


Рис. 4. Макроструктура поперечного сечения соединения Д19АТ + Д19АТ толщиной 1,5 мм с заклепкой Д19П, полученного ударной клепкой. ×10

и высоты, а следовательно, и усадочных напряжений, имели трещины.

Металлографическим анализом заклепок, расклепанных различными методами, получены следующие результаты.

Метод ударной клепки обеспечивает плотное прилегание металла заклепки к склепываемому материалу за счет пластической раздачи ее тела, закладной и замыкающей головки, а также натяга остаточными упругими напряжениями в результате ее деформации и склепываемого пакета для всех исследуемых сплавов заклепок (рис. 4).

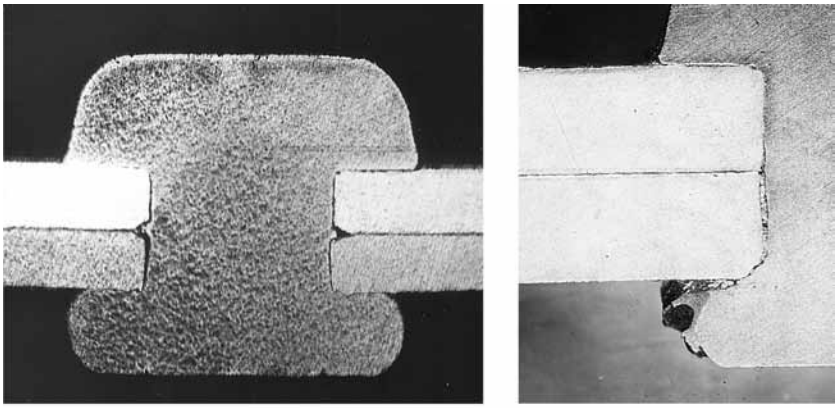
Метод электроимпульсной клепки благодаря нагреву создает достаточную пластичность тела заклепки, поэтому заполнение отверстия при клепке вполне удовлетворительное. Наличие термических усадочных напряжений в разогретой деформированной заклепке способствует некоторому ее натягу (рис. 5).

Визуально видимый круг на замыкающей головке представляет собой складку (рис. 6), образующуюся в процессе деформации головки ввиду разнотемпературного, а следовательно, разнопластичного сплава на данном участке. Глубина складки составляет примерно 0,1 мм.

Нагрев заклепки за счет теплопроводности оказывает термическое влияние на склепываемый металл. В частности, сплав Д19 снижает твердость по линии контакта на 30...40 %. Соответственно, нарушается и структурная однородность, что при свободном доступе электролита к данному участку может способствовать снижению коррозионных свойств сплава.

Метод сварных заклепок представляет собой локальный сварочный процесс аргонодуговой сварки со всей его спецификой и вытекающими последствиями — нагрев, плавление металла, кристаллизация и возможные дефекты сварного соединения: непровар, поры, трещины, смещения зоны расплавления от оси заклепки (рис. 7); усадочные, термические и структурные напряжения; деформации; зоны термического влияния с соответствующими структурными изменениями в зависимости от склепываемого сплава.

В то же время сварные заклепки обеспечивают получение монолитного, герметичного и жесткого заклепочного соединения.



а) *б)*

Рис. 5. Макроструктура поперечного сечения соединения Д19АТ + Д19АТ толщиной 1,5 мм с заклепкой Д19П, полученного термоимпульсной клепкой (*а*) и подплавление материала заклепки (*б*). ×10

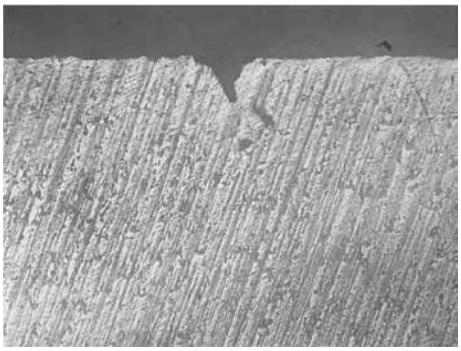


Рис. 6. Складка от охлаждаемого электрода, соответствующая диаметру заклепки. ×70

Испытания однозаклепочных образцов на срез и отрыв показали, что при статическом однократном нагружении заклепок ударная клепка в среднем на 25...30 % имеет более высокие значения, чем термоимпульсная (см. таблицу).

Сварные заклепки обеспечивают более высокие значения разрушающей нагрузки на срез и отрыв по сравнению с ударной клепкой в среднем на 10 %.

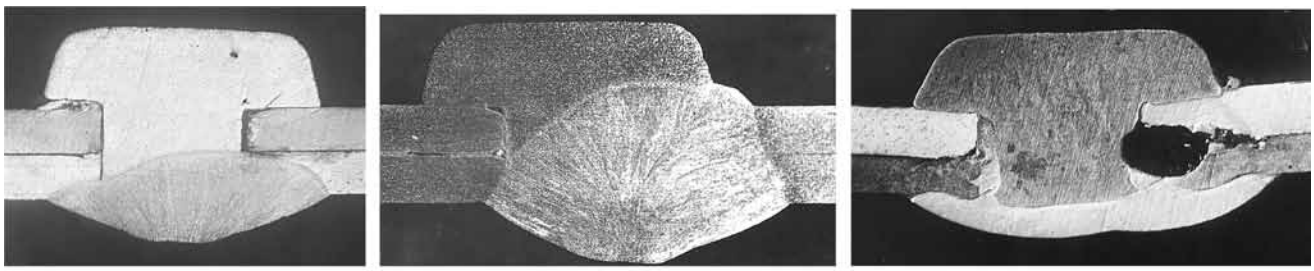
Сравнительный характер разрушения образцов различных видов клепки показан на рис. 8.

Из представленных данных следует, что ударная клепка при одинаковых условиях обеспечивает более высокую разрушающую силу срезу и отрыву за исключением сварных заклепок, создающих одинаковую силу разрушения с ударной клепкой.

При сравнительных испытаниях образцов на коррозию в среде 3 % NaCl + 0,1 % H_2O_2 в течение трех месяцев при предварительном

Сравнительная сила среза и отрыва однозаклепочных соединений алюминиевых сплавов Д19АТ и 1420, выполненных различными методами клепки

Склепываемые материалы	Материал заклепки	Вид заклепки	Разрушающая сила, Н	
			на срез	на отрыв
Д19АТ + Д19АТ (1,5 + 1,5) мм	Д19П	Ударная	2270	3350
		Термоимпульсная	1890	2260
		Сварная	2380	4100
	В65	Ударная	2480	3230
		Термоимпульсная	1680	2150
		Сварная	2580	3950
1420 + 1420 (1,5 + 1,5) мм	Д19П	Ударная	2380	2980
		Термоимпульсная	1650	2350
		Сварная	2450	3200
	В65	Ударная	2530	2750
		Термоимпульсная	1720	2640
		Сварная	2650	3220



а) *б)* *в)*

Рис. 7. Макроструктура поперечного сечения заклепочно-сварного соединения (×10):

а — одностороннее смещение сварной заклепки; *б* — одностороннее смещение сварной заклепки и начало проплава пакета; *в* — поры в металле сварной заклепки

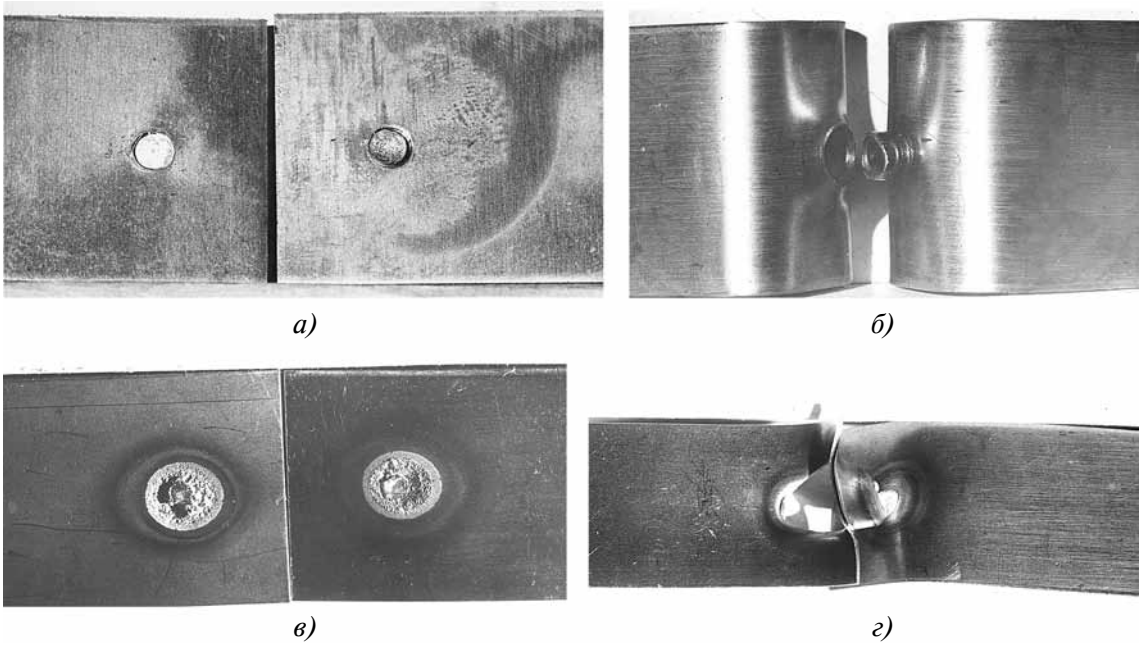


Рис. 8. Характер разрушения клепаных соединений Д19АТ + Д19АТ, выполненных ударной клепкой (*а*, *б*) и с применением сварки (*в*, *г*) (×1,5):

а — срез заклепки; *б* — вырыв заклепки; *в* — хрупкий излом; *г* — вырыв заклепки

их осмотре обнаружено появление продуктов коррозии различной интенсивности на образцах, заклепанных всеми методами клепки, за исключением образцов с ударными заклепками и сплава Д19П, на которых не появились продукты коррозии (рис. 9).

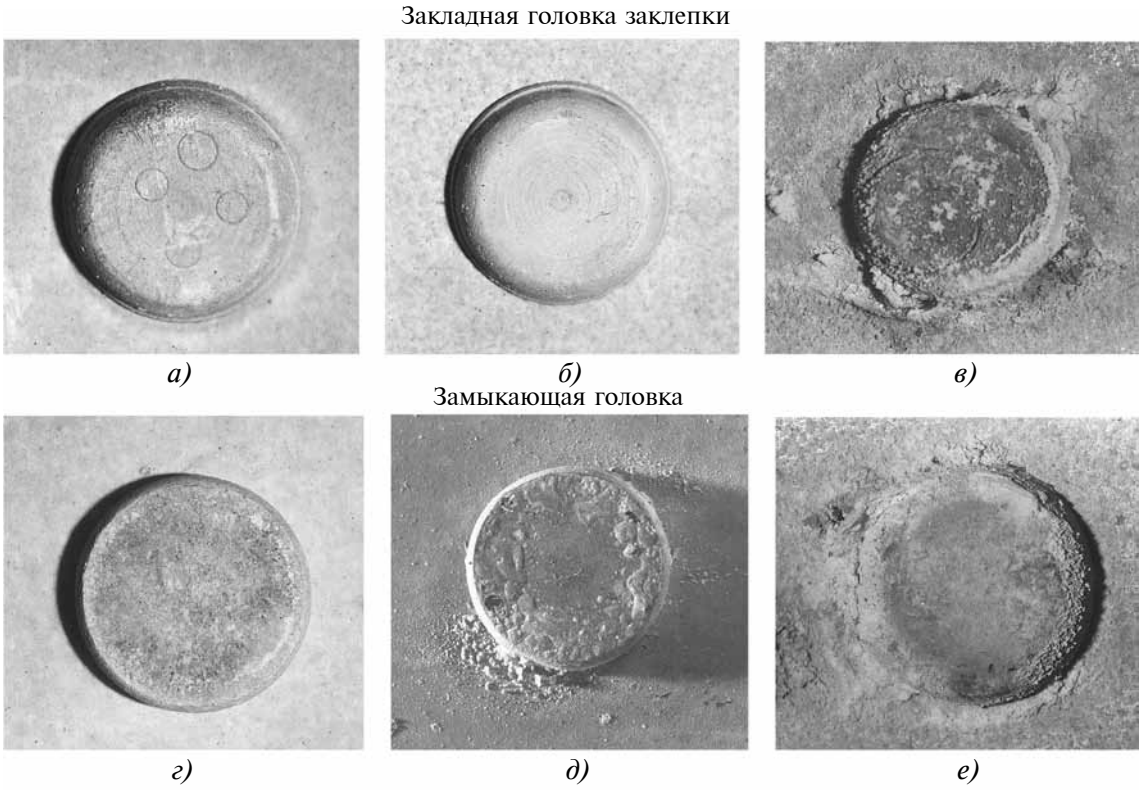


Рис. 9. Вид головок заклепок после коррозионных испытаний:

а, *г* — ударная клепка, заклепка Д19П; *б*, *д* — ударная клепка, заклепка В65; *в*, *е* — электроимпульсная клепка, заклепка В65. Склепываемый сплав 1420

В зоне заклепок, имеющих продукты коррозии, коррозионных разрушений материала не обнаружено.

Для объективной сравнительной оценки влияния коррозионной среды на тот или иной метод клепки рационально подвергать испытаниям не только клепаные пластины, а также клепаные образцы, предназначенные для статических и динамических испытаний, сравнивая с их помощью влияние одинаковой коррозионной среды и метода клепки на изменение разрушающей нагрузки.

Химическая, электрохимическая и лакокрасочная защита заклепочных соединений, подвергаемых коррозионным испытаниям, должна быть выполнена в соответствии с документацией на изделие, в котором данное соединение применяется.

Выводы

1. Технологическое опробование термических методов клепки показало их ограниченные возможности, в особенности для сварных заклепок, применение которых возможно только для сплавов, допустимых по техническим условиям к сварке. В то же время сварные заклепки обладают достаточной конструкционной жесткостью и герметичностью.

2. Клепка нагретыми заклепками с помощью электроимпульсного метода допускает более широкое их применение, чем сварных заклепок, но требует проверки конструкционной прочности (статические, динамические и коррозионные испытания) и исследования степени термического влияния на склепываемый металл.

3. Для дальнейшей отработки технологического процесса и его использования для изготовления элементов конструкций можно применять сварные заклепки для свариваемых материалов и нагреваемые электроимпульсом заклепки Д19П и В65 с соответствующей коррозионной защитой клепаного соединения.

Виктор Васильевич Овчинников, д-р техн. наук,
vikov1956@mail.ru;
Виктор Алексеевич Новиков;
Дмитрий Валерьевич Малов

ИЗДАТЕЛЬСТВО МАШИНОСТРОЕНИЕ

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ЛИТЕЙНОГО ПРОИЗВОДСТВА.
Теория формирования отливки
Учебник

Чернышов Е.А., Евстигнеев А.И.

480 с. ISBN 978-5-94275-757-1 2015 г.

Изложены основы теории формирования отливок, начиная от приготовления расплава до получения готовой отливки. Приведены физические и литейные свойства металлов и сплавов, вопросы кристаллизации, затвердевания и охлаждения, теоретические и практические аспекты, оказывающие влияние на качество отливок.

Для студентов машиностроительных и металлургических направлений и специальностей высших учебных заведений. Может быть использован инженерно-техническими работниками, аспирантами и преподавателями в практической и учебной работе.

Цена 800 р.

Приобрести книгу в издательстве можно, прислав заявку:
по факсу: (499) 269-48-97; по e-mail: realiz@mashin.ru
Дополнительная информация по телефонам: (499) 269-52-98 или на сайте WWW.MASHIN.RU

УДК 621.73.043

А.А. Богатов, Д.Ш. Нухов *(Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург)*

Научные основы повышения эффективности процесса ковки при знакопеременной деформации

Рассмотрена идея реализации знакопеременной деформации при ковке литых слитков и определена рациональная форма ковочного инструмента. Использование нового инструмента обеспечивает в первых проходах проработку структуры металла путем дополнительной знакопеременной деформации без существенного изменения формы поперечного сечения заготовки. Представлены результаты анализа деформированного состояния металла при ковке ребристыми и плоскими бойками. Найдены способы управления технологическим процессом ковки для повышения однородности деформированного состояния по сечению слитка, стимулирования образования полигонизованной субструктуры во время обжатия и ультрадисперсной структуры после метадинамической рекристаллизации во время паузы.

Ключевые слова: литая структура; знакопеременная деформация; дисперсность структуры; математическое моделирование; напряженное и деформированное состояние; показатели напряженного состояния; степень деформации сдвига; кузнечный слиток; гравюра штампа.

The idea of alternating deformation under the forging of cast ingots and determinates the reasonable form of forging tools is considered. The use of the new tool provides working out of metal structure in first passes by additional alternating deformation without significantly changing the shape of the cross section of the workpiece. The results of the analysis of the strain state of metal under forging by ribbed and flattened hammer head are presented. The ways of forging process control to improve the homogeneity of the stain state of ingot, stimulating of polygonized substructure formation during reduction and ultrafine structure after metadynamic recrystallization during pause are founded.

Keywords: cast structure; alternating deformation; degree of dispersion; math modeling; stress and strain states; stress state parameters; hot forming ratio; forging ingot; die impression.

Введение. Улучшение макро- и микроструктуры, повышение уровня механических свойств и эксплуатационной надежности металлопродукции являются важнейшими проблемами машиностроения. Применение непрерывно-литой заготовки (НЛЗ) по сравнению с горячекатаной заготовкой уменьшает себестоимость продукции, однако слитки, получаемые на МНЛЗ, имеют грубую литую структуру и внутренние дефекты (трещины и пористость) [1].

Известны идеи деформации слитка без изменения формы поперечного сечения способом равноканального прессования [2], а также интенсификации знакопеременной деформации по всему объему деформируемого металла [3—8]. Знакопеременная деформация способствует увеличению накопленной деформации без изменения формы поперечного сечения заготовки, стимулирует образование полигонизованной субзеренной структуры и повышению дисперсности зеренной структуры.

Цель работы — изучение деформированного состояния при ковке непрерывно-литой заготовки поочередно — в ребристых и гладких бойках таким образом, чтобы сохранилась первоначальная форма поперечного сечения, определение рациональных размеров очага деформации, обеспечивающих удовлетворительное заполнение гравюры штампа и проработку структуры на все сечение поковки при минимальных обжатиях.

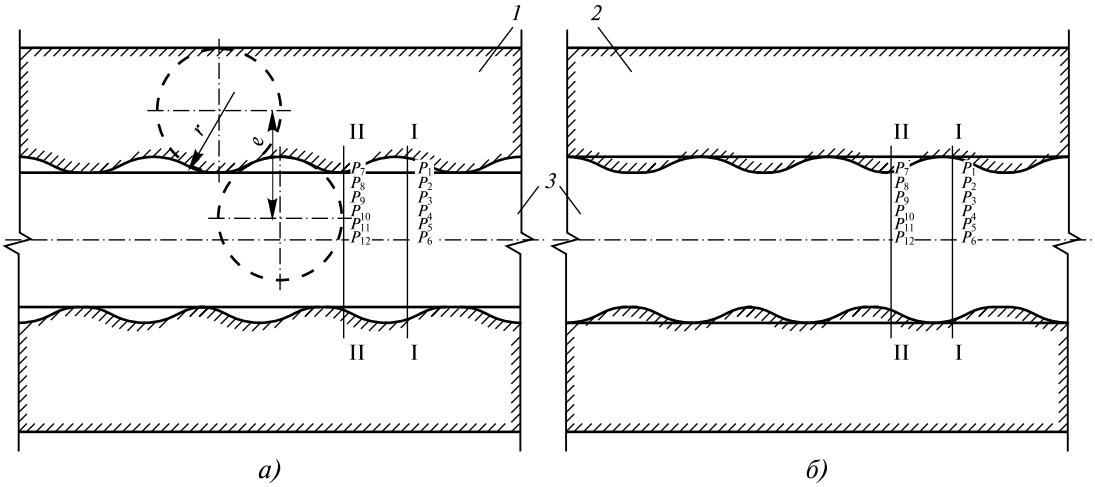


Рис. 1. Деформирование заготовки в бойках с ребристой поверхностью на первом этапе обжатия (*а*) и плоскими бойками на втором этапе (*б*):

1, *2* — рельефный и плоский боек соответственно; *3* — заготовка; *r* — радиус окружности гравюры бойка; *e* — расстояние между центрами окружностей соседних гравюр (углубление и выступ) бойка; P_1—P_{12} — траектории частиц металла в сечениях I и II

МКЭ-моделирование процесса ковки заготовок в ребристых и гладких бойках в условиях плоской деформации. В статье представлены результаты анализа деформированного состояния металла в бойках с ребристой поверхностью (рис. 1, *а*), а также в гладких бойках — на втором этапе деформирования (рис. 1, *б*).

Длина поковки и бойков принята неограниченно большой, поэтому ее деформация в направлении длины отсутствует, выполняется условие плоской деформации. Для определения рациональной геометрии бойка варьировали параметрами очага деформации — e/r, r/h, $\Delta h/h$ на трех уровнях, где r — радиус окружности гравюры бойка; e — расстояние между центрами окружностей соседних элементов гравюры (углубление и выступ); h — высота заготовки; Δh — обжатие по высоте заготовки.

Заполнение металлом элементов гравюры бойка количественно оценивали через коэффициент заполнения

$$\delta = h_{м} h_{угл} \cdot 100\ \%,$$

где $h_{м}$ — высота элемента поковки, заполнившего гравюру бойка; $h_{угл} = r - 0{,}5e$ — высота углубления бойка.

Матрица планирования эксперимента представлена в таблице.

Для упрощения процедуры твердотельного моделирования инструмента варьирование параметра r/h осуществляется изменением высоты заготовки: 250; 300 и 350 мм, а значение радиуса осталось неизменным (r = 50 мм). Обжатие заготовки по высоте $(\Delta h/h)\cdot 100$ % принято: 10; 14 и 20 %.

Для оценки неравномерности деформации по высоте слитка выполнен расчет накопленной степени деформации частицами ε_i в очаге деформации по шести траекториям в сечении углубления на бойке (сечение I): P_1 — траектория частицы на наружной поверхности заготовки ($y = h/2$); P_6 — траектория частицы по плоскости симметрии ($y = 0$) и по шести траекториям в сечении выступа бойка (сечение II): P_7 — траектория частицы на наружной поверхности заготовки ($y = h/2$); P_{12} — траектория частицы по плоскости симметрии ($y = 0$) (см. рис. 1).

Среднее значение накопленной степени деформации по высоте определяется по формуле

$$\varepsilon_{ср} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \varepsilon_i,$$

где i — номер траектории частицы; n = 5,5.

Неравномерность деформации по высоте слитка оценивается с помощью коэффициента вариации $\dfrac{S}{\varepsilon_{ср}}$, где $S = \left[\dfrac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}\left(\varepsilon_i - \varepsilon_{ср}\right)^2\right]^{\frac{1}{2}}$ — среднеквадратичное отклонение.

Накопленная степень деформации для конкретной частицы ε_i определяется из решения задачи с помощью программы Deform для плоско-деформированного состояния в изо-

Матрица полного факторного эксперимента 3^3

Расчетные параметры	Параметры очага деформации								
	$e/r = 0$								
	$r/h = 1/5$			$r/h = 1/6$			$r/h = 1/7$		
	$\Delta h/h$			$\Delta h/h$			$\Delta h/h$		
	0,1	0,14	0,2	0,1	0,14	0,2	0,1	0,14	0,2
δ	28,7	43,4	48,6	31	44,4	51,6	32,3	45,5	60,6
ε_6	0,001	0,002	0,00	0,004	0,005	0,005	0,03	0,05	0,05
ε_Σ^6	0,162	0,222	0,23	0,235	0,214	0,22	0,18	0,21	0,24
ε_{12}	0,084	0,0127	0,16	0,091	0,102	0,181	0,10	0,10	0,17
ε_Σ^{12}	0,208	0,283	0,37	0,311	0,255	0,299	0,100	0,103	0,17
Расчетные параметры	$e/r = 1$								
	$r/h = 1/5$			$r/h = 1/6$			$r/h = 1/7$		
	$\Delta h/h$			$\Delta h/h$			$\Delta h/h$		
	0,1	0,14	0,2	0,1	0,14	0,2	0,1	0,14	0,2
δ	44,5	68,4	89,1	49,3	72,5	90,1	56,1	76,4	94,6
ε_6	0,001	0,0	0,038	0,001	0,001	0,004	0,015	0,017	0,055
ε_Σ^6	0,204	0,37	0,363	0,187	0,274	0,346	0,157	0,298	0,375
ε_{12}	0,071	0,09	0,170	0,076	0,109	0,221	0,077	0,012	0,256
ε_Σ^{12}	0,197	0,25	0,382	0,187	0,274	0,346	0,221	0,479	0,382
Расчетные параметры	$e/r = 1,75$								
	$r/h = 1/5$			$r/h = 1/6$			$r/h = 1/7$		
	$\Delta h/h$			$\Delta h/h$			$\Delta h/h$		
	0,1	0,14	0,2	0,1	0,14	0,2	0,1	0,14	0,2
δ	100	100	100	100	100	100	100	100	100
ε_6	0,047	0,064	0,16	0,025	0,068	0,128	0,020	0,065	0,21
ε_Σ^6	0,204	0,291	0,243	0,171	0,257	0,375	0,176	0,232	0,46
ε_{12}	0,181	0,230	0,430	0,123	0,227	0,330	0,108	0,157	0,30
ε_Σ^{12}	0,203	0,406	0,403	0,203	0,324	0,408	0,214	0,315	0,53

термических условиях. Показатель трения (по Зибелю) между бойками и заготовкой принят равным $\psi = 0,6$. Для достоверности результатов расчетов минимальный размер элемента принят равным 3 мм при высоте заготовки от 250 до 350 мм.

Результаты расчета формоизменения и накопленной степени деформации при обжатии в ребристых бойках (см. рис. 1, *а*) с отношением $e/r = 0$ ($e = 0$; $r = 50$ мм) показали, что заполнение металла в полость впадины штампа во всем диапазоне значений r/h, $\Delta h/h$ не обеспечивается (коэффициент заполнения δ изменяется в интервале 28,7...60,6 % (см. таблицу)).

При всех вариантах обжатия (10; 14 и 20 %) для всех значений толщины заготовки h (250; 300 и 350 мм) деформация практически не проникает в осевую зону заготовки, а значение накопленной степени деформации в центральной зоне очага деформации составляло $\varepsilon_6 = 0,001...0,05$ (сечение I) и $\varepsilon_{12} = 0,084...0,181$ (сечение II). После обжатия плоскими бойками на втором этапе суммарные деформации ε_Σ^6 и ε_Σ^{12} не превышают 0,24 и 0,37 соответственно.

Результаты решения задач при обжатии заготовки в бойках с отношением $e/r = 1$ ($e = 50$ мм; $r = 50$ мм) показали, что коэффициент заполнения увеличивается и составляет 44,5...94,6 % (см. таблицу), а накопленная в осевой зоне деформация $\varepsilon_6 = 0,001...0,055$ и $\varepsilon_{12} = 0,071...0,256$. Суммарные деформации после обжатия ребристыми и плоскими бойками ε_Σ^6 и ε_Σ^{12} увеличиваются по сравнению с предыдущим вариантом и составляют 0,375 и 0,479 соответственно.

Иная картина наблюдается при деформировании заготовки в ребристых бойках с отношением $e/r = 1,75$ ($e = 87,5$ мм; $r = 50$ мм). Полное заполнение гравюры бойка происходит при минимальном обжатии по толщине 10 % (рис. 2, см. обложку).

На рис. 3 и 4 представлены графики, полученные по результатам исследования ковки заготовки в ребристых бойках с отношением $e/r = 1,75$ при обжатии $\Delta h/h \cdot 100\ \% = 10\ \%$. На рис. 3, *а*, *б* показан характер распределения накопленной степени деформации после обжатия ребристыми (на первом этапе) и плоскими бойками (на втором этапе) в сечении I, а на рис. 3, *в*, *г* — в сечении II.

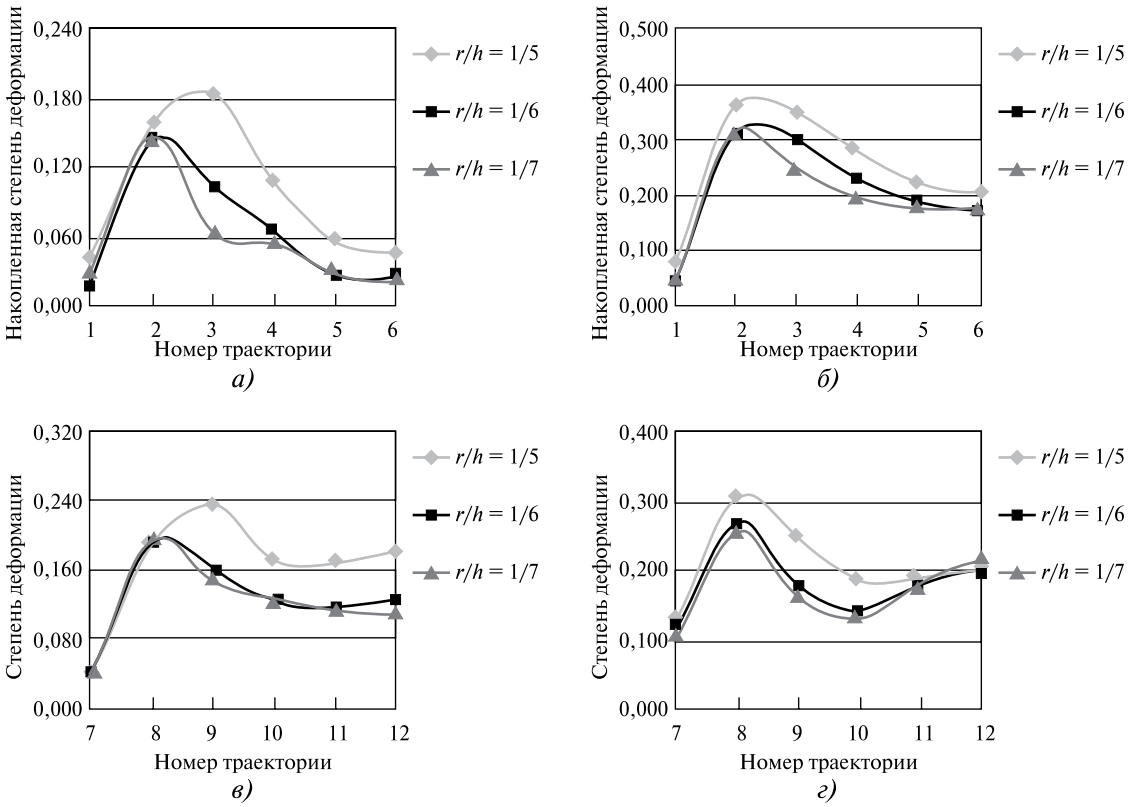


Рис. 3. Распределение степени деформации после первого (*а*) и второго (*б*) этапов деформации в сечении I (углубление бойка) и после первого (*в*) и второго (*г*) этапов деформации в сечении II (выступ бойка)

Из рис. 3 видно, что в точках P_1 и P_7 деформация незначительна (ε = 0,03...0,12). В приконтактных слоях деформация минимальна, так как имеются зоны затрудненной деформации (зоны прилипания), протяженность которых по мере продвижения в глубь металла уменьшается; в начале пластической деформации возникает свободная поверхность — поверхность не находящейся под рабочим инструментом. Распределение ε в сечениях I и II неравномерно, но при этом деформация проникает в центральную зону заготовки.

Результаты расчета ε (см. рис. 3) позволяют определить оптимальные размеры очага деформации (параметр r/h) с точки зрения проникновения деформации при минимальном обжатии по высоте 10 %. Относительная степень деформации ε максимальна при r/h = 1/5 и достигает значений в центральной зоне заготовки 0,204 (сечение I) и 0,214 (сечение II) после обжатия ребристыми и плоскими бойками.

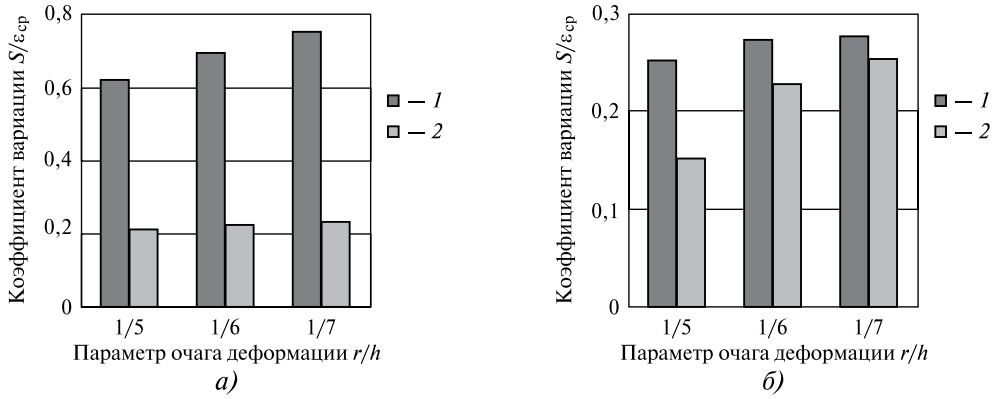


Рис. 4. Коэффициенты вариации $S/\varepsilon_{ср}$ в зависимости от параметра очага деформации r/h в сечениях I (*а*) и II (*б*):
1 — обжатие ребристыми бойками; *2* — обжатие плоскими бойками

На рис. 4 показано распределение коэффициента вариации $S/\varepsilon_{ср}$ в сечениях I и II в зависимости от параметра очага деформации r/h после обжатия на первом и втором этапах ребристыми и плоскими бойками. Наименьшее значение $S/\varepsilon_{ср}$ в очаге деформации с параметром $r/h = 1/5$ – $S/\varepsilon_{ср} = 0{,}62$ и 0,20 — в сечении I после обжатия ребристыми и плоскими бойками соответственно, и $S/\varepsilon_{ср} = 0{,}25$ и 0,15 — в сечении II.

Определение показателя напряженного состояния в ребристых бойках в условиях знакопеременной деформации. Знакопеременная деформация характеризуется числом этапов n и амплитудой ε_i на этапе, при этом на каждом этапе деформация является либо монотонной, либо квазимонотонной и отвечает условиям: $\omega_к = 0$; либо $\operatorname{sign}\omega_к = \text{const}$, где $\omega_к$ — компоненты антисимметричного тензора скорости жесткого вращения материальной частицы в сопутствующей системе координат, связанной с базисом собственных векторов тензора скоростей деформации [3].

Применение инструмента с ребристой поверхностью, с углублениями и впадинами гравюры позволяет получить обжатую заготовку с рифленой поверхностью и на следующем этапе обжатия плоскими бойками совершить знакопеременную деформацию при выравнивании поверхности поковки (рис. 5, см. обложку).

При плоской деформации интенсивность касательных напряжений равна максимальному касательному напряжению, равному пределу текучести на сдвиг:

$$T = \tau_{max} = \tau_s,$$

а условие идеальной пластичности имеет вид:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2\tau_s,$$

где σ_1, σ_2 — главные нормальные напряжения.

Главное нормальное напряжение, перпендикулярное плоскости течения, равно среднему нормальному напряжению [3]:

$$\sigma_2 = \sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}.$$

Учитывая граничные условия для плоской деформации при ковке слитков:

$$\sigma_{nn} = \sigma_1;\ \sigma_{\tau\tau} = \sigma_2 \ \text{ и } \ \sigma_{zz} = \sigma_2 = \frac{1}{2}\left(\sigma_{\tau\tau} + \sigma_{nn}\right),$$

где σ_{nn} и $\sigma_{\tau\tau}$ — нормальные напряжения (рис. 6).

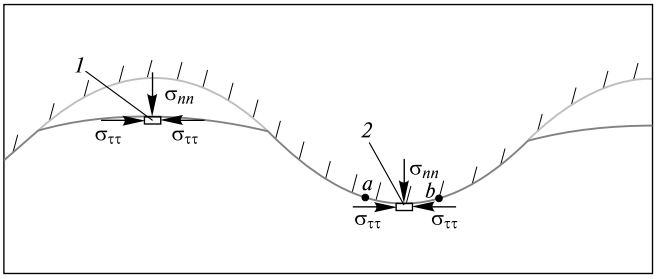


Рис. 6. Действие напряжений на свободной и контактной поверхностях заготовки:

1 — свободная поверхность; *2* — контактная поверхность; σ_{nn}, $\sigma_{\tau\tau}$ — нормальные напряжения

На свободной поверхности (*1*, см. рис. 6): $\sigma_{nn} = 0$, значит $\sigma_{\tau\tau} = -2\tau_s$, а $\sigma_{zz} = -\tau_s$, тогда напряженное состояние на свободной поверхности $\sigma/T = -1$ ($T = \tau_s$ — условие идеальной пластичности).

На поверхности контакта (*2*, см. рис. 6): $\sigma_{\tau\tau} = 0$, $\sigma_{nn} = -2\tau_s$, следовательно — $\sigma/T = -1$. При продвижении в глубь металла (ниже линии *ab*) напряженное состояние $\sigma/T \leqslant -1$, так как нормальные напряжения σ_{nn} и $\sigma_{\tau\tau}$ уменьшаются и зависят от условий трения.

Заключение. Показано, что актуальной проблемой развития процессов обработки металлов давлением непрерывно-литых слитков является разработка нового способа ковки, обеспечивающего деформационную проработку без изменения формы поперечного сечения и знакопеременный характер деформации.

Полученные результаты анализа формоизменения и деформированного состояния металла при обжатии в два этапа (в ребристых, а затем в гладких бойках) позволили найти оптимальную форму ковочного инструмента с точки зрения заполнения металла гравюры штампа, а также проникновения деформации по всему сечению литой заготовки.

При обжатии заготовки бойками с $e/r = 1{,}75$ ($e = 175$ мм; $r = 100$ мм) металл полностью заполняет гравюру бойка (коэффициент заполнения $\delta = 100$ %) при минимальном обжатии по толщине заготовки 10 %.

Обеспечивается проникновение деформации к осевой зоне металла в очаге деформации при обжатии 10 % — накопленная степень деформации в осевой зоне заготовки в сечении углубления бойка $\varepsilon_6 = 0{,}02...0{,}047$ — на первом этапе обжатия ребристыми бойками и 0,171...0,204 — на втором этапе обжатия плоскими бойками, а в сечении выступа бойка

ε_{12} = 0,123...0,181 — на первом этапе обжатия ребристыми бойками и 0,203...0,214 — на втором этапе обжатия плоскими бойками. При выравнивании заготовки плоскими бойками на втором этапе обжатия минимальные коэффициенты вариации $S/\varepsilon_{ср}$ = 0,2 и 0,15 для сечения I и II соответственно были получены при использовании заготовки с отношением r/h = 1/5 (r = 50 мм; h = 250 мм), обжатой на 10 % ребристыми бойками на предыдущем этапе деформирования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Логунова А.С., Парсункин Б.Н.** Определение областей непрерывно-литой заготовки с наибольшей вероятностью нарушения сплошности металла // Вестник Уральского государственного технического университета — УПИ. 2004. Т. 1. С. 95—98.
2. **Сегал В.М., Резников В.И., Копылов В.И. и др.** Процессы пластического структурообразования. Минск: Наука и техника, 1994. 232 с.
3. **Богатов А.А.** Механические свойства и модели разрушения металла: учеб. пособие. Екатеринбург: УГТУ—УПИ, 2002. 328 с.
4. **Колмогоров В.Л.** Механика обработки металлов давлением: учебник. Екатеринбург: УГТУ—УПИ, 2001. 835 с.
5. **Панов Е.И., Эскин Г.И.** Влияние поперечно-винтовой прокатки на структуру и свойства заэвтектических силуминов // Металловедение и термическая обработка металлов. 2004. № 9. С. 7—13.
6. **Овчинников Д.В., Богатов А.А., Ерпалов М.В.** Разработка и внедрение технологии производства высококачественных насосно-компрессорных труб из непрерывно-литой заготовки // Черные металлы. 2012. Март. С. 18—21.
7. **Валиев Р.З.** Создание наноструктурных металлов и сплавов с уникальными свойствами, используя интенсивные пластические деформации // Российские нанотехнологии. 2006. Т. 1—2. С. 208.
8. **Валиев Р.З., Александров И.В.** Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М.: Логос, 2000. 272 с.
9. **Исследование** процесса деформирования заготовки в равноканальной ступенчатой матрице / А.Б. Найзабеков, Ж.А. Ашкеев, С.Н. Лежнев, А.Р. Толеуова // Известия вузов. Черная металлургия. 2005. № 2. С. 16—18.

Александр Александрович Богатов, д-р техн. наук;
Данис Шамильевич Нухов,
danis_nuchov@mail.ru

УДК 621.777.2

Ф.И. Антонюк, Е.В. Логутенкова, А.Н. Малышев
(Калужский филиал МГТУ им. Н.Э. Баумана)

Параметры формоизменения стержневых изделий с фланцами при закрытой осадке с выдавливанием

Изложены результаты экспериментальных исследований формоизменения стержневых заготовок с головкой в процессе их закрытой осадки и выдавливания части объема в стержень. Предложены математические модели по определению среднего значения увеличения длины стержня от степени осадки головки. Определены доверительные интервалы их возможного изменения.

Ключевые слова: закрытая осадка с выдавливанием; степень деформации; статистические методы анализа; полный факторный эксперимент.

The results of experimental studies of forming of rod blanks with the head are set out during their closed upsetting and extrusion of the volume in the rod. The mathematical models for determining of mean value increase the rod length on the rate of upsetting of the head are offered. Confidence intervals of their possible change are determined.

Keywords: closed upsetting with forward cold extrusion; rate of strain; statistical analysis methods; complete factorial experiment.

Выбор варианта технологии изготовления холодной объемной штамповкой на прессах изделий типа стержень с фланцем зависит от отношения диаметров этих конструктивных элементов. При $D/d \geqslant$ 2,5...3,0 целесообразно применять двухоперационную технологию.

На первой операции прямым выдавливанием изготовляют стержень диаметром d и

головкой диаметром D_0 = (2,0...2,5)d. Высота головки ограничена потерей устойчивости в процессе ее последующей осадки: $H_0 \leqslant 2{,}0D_0$. На второй, комбинированной, операции закрытой осадкой с прямым выдавливанием диаметр головки увеличивают в зависимости от технологической деформируемости сплава до 4,5d (сталь 15) или до 6,5d (алюминий АД1). При этом часть объема головки выдавливается, удлиняя стержень (Δl). Показателем формоизменения является отношение приращения длины стержня к его диаметру, характеризующее объем выдавленного металла $\Delta l/d$. На рис. 1 показаны две стадии процесса закрытой осадки с выдавливанием.

Таким образом, применение двухоперационной технологии позволяет значительно повысить эффективность формоизменения по сравнению с многопереходностью высадки и избежать высоких удельных сил, присущих выдавливанию.

Несмотря на очевидные преимущества комбинированной операции осадки с выдавливанием она практически не изучена и не нашла отражения в специальной справочной литературе [1]. Это объясняется тем, что в отличие от простых операций с одним направлением течения металла закрытая осадка с выдавливанием характеризуется двумя направлениями возможного течения. Это создает неопределенность конечного формоизменения деформируемой заготовки, обусловленную влиянием достаточно большого числа факторов.

Закрытая осадка головки состоит из двух стадий: на первой происходит свободная осадка, сопровождаемая прямым выдавливанием

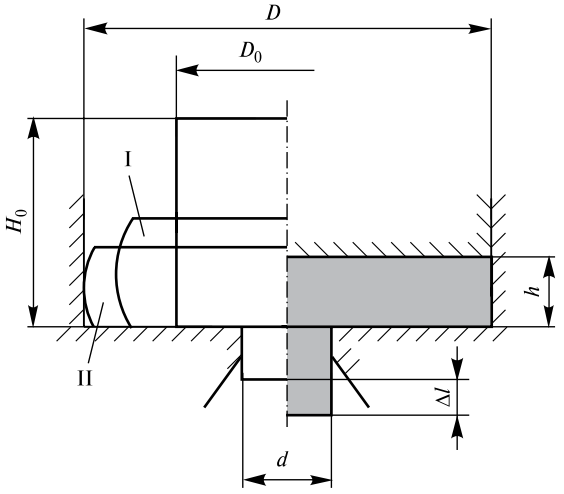


Рис. 1. Стадии процесса закрытой осадки с выдавливанием

(удлинением стержня Δl). В момент касания боковой поверхности осаживаемой заготовки с вертикальной стенкой матрицы начинается вторая стадия — стесненная осадка, также сопровождаемая выдавливанием части объема в стержень. Длительность второй стадии зависит от бочкообразности осаживаемой заготовки. Последняя, как известно, определяется относительной высотой H_0/D_0 исходной заготовки (головки) и степенью ее деформации ε. Максимальная относительная бочкообразность у относительно низких заготовок $H_0/D_0 \leqslant 1{,}0$ возникает при малых степенях деформации (ε = 0,25), а у высоких ($H_0/D_0 \geqslant 2{,}0$) — при больших (ε = 0,55) .

Исследованию формоизменения заготовок свободной осадкой с выдавливанием, что соответствует первой стадии комбинированной осадки с выдавливанием, посвящено большое количество теоретических и экспериментальных работ. В специальной литературе такую операцию также называют "контурной осадкой" или "осадкой на кольце".

Л.А. Шофман (см. кн.: Теория и расчеты процессов холодной штамповки. 2-е изд. М.: Машиностроение, 1964. 375 с.) впервые выполнил комплексные теоретические и экспериментальные исследования формоизменения цилиндрических заготовок, деформируемых осадкой на кольце. Он определил факторы, влияющие на относительную длину стержня, выдавливаемого в отверстие плиты ($\Delta l/d$). К таким факторам автор отнес не только относительные размеры исходных заготовок и отверстия в кольце, но и относительную высоту фланца. Однако его исследования ограничены формоизменением только относительно низких ($H_0/D_0 \leqslant 1{,}0$) заготовок.

А.Л. Воронцов выполнил наиболее всесторонние и корректные теоретические и экспериментальные исследования параметров формоизменения относительно низких заготовок, осаживаемых на кольце [2]. Автор пришел к выводу, что полученные Л.А. Шофманом расчетные зависимости можно использовать с осторожностью, так как они связаны с такими факторами неопределенности, как коэффициент трения и упрочнение материала заготовки, изменяющимися в процессе деформирования. По данным А.Л. Воронцова, относительно точные результаты расчетов параметров формоизменения можно получить применением низких заготовок.

Таким образом, исследования А.Л. Воронцова и Л.А. Шофмана представляют определенный научный и практический интерес для понимания механизма и характера формоизменения цилиндрических заготовок, деформируемых свободной осадкой на кольце. Однако расчетные зависимости, предложенные ими, для определения параметров формоизменения ограничены относительно низкими ($H_0/D_0 \leqslant 1{,}0$) заготовками.

Следует обратить внимание на важный вывод А.Л. Воронцова о неопределенности, т.е. стохастическом характере связи параметров исходных заготовок и изменяющимися в процессе осадки граничных условий с параметром конечного формоизменения — удлинением стержня при затекании металла в отверстие матрицы ($\Delta l/d$). Это предопределяет целесообразность для определения численных значений параметров формоизменения применить статистические методы их оценки.

Исходя из анализа литературных источников, сформулирована *цель экспериментальных исследований* — определение параметров формоизменения заготовок типа стержень с головкой при деформировании головки закрытой осадкой с выдавливанием на двух стадиях процесса — свободной и закрытой осадки.

На первом этапе экспериментов исследовали степень и характер влияния на удлинение стержня $\Delta l/d$ следующих факторов: отношения диаметра головки к диаметру стержня (диаметру отверстия кольца) — $\frac{D_0}{d}$; относительной высоты головки (относительной высоты исходной заготовки) — $\frac{H_0}{D_0}$, а также степени деформации головки $\left(\varepsilon = 1 - \frac{h}{H_0}\right)$. С этой целью выполнен полный факторный эксперимент (ПФЭ 2^3), в котором все факторы устанавливали на двух уровнях: $x_1\left(\frac{D_0}{d}\right)$: $\frac{D_0}{d} = 2\ (-1)$ и $\frac{D_0}{d} = 4\ (+1)$; $x_2\left(\frac{H_0}{D_0}\right)$: $\frac{H_0}{D_0} = 1\ (-1)$ и $\frac{H_0}{D_0} = 2\ (+1)$; $x_3(\varepsilon)$: $\varepsilon = 0{,}4\ (-1)$ и $\varepsilon = 0{,}8\ (+1)$.

1. Результаты полного факторного эксперимента (ПФЭ 2^3)

Номер эксперимента	x_1	x_2	x_3	S_i^2, 10^{-4}	$\bar{y}_i$
1	+	+	+	1,03	1,2
2	−	+	+	1,11	1,16
3	+	−	+	1,00	1,0
4	−	−	+	1,00	1,05
5	+	+	−	1,21	0,35
6	−	+	−	1,03	0,33
7	+	−	−	1,00	0,32
8	−	−	−	1,00	0,35

В качестве отклика y фиксировали показатель формоизменения $\Delta l/d$. Материал заготовок — медь М1, в качестве смазочного материала применяли животный жир. План ПФЭ 2^3 и результаты его обработки представлены в табл. 1.

В результате обработки эксперимента по известной методике получили следующее уравнение регрессионного анализа:

$$\begin{aligned} y(\Delta l/d) = {} & 0{,}72 + 0{,}0001x_1\left(\frac{D_0}{d}\right) + \\ & + 0{,}042x_2\left(\frac{H_0}{D_0}\right) + 0{,}38x_3(\varepsilon) + \\ & + 0{,}01x_1x_2\left(\frac{D_0}{d}\right)\left(\frac{H_0}{D_0}\right) + \\ & + 0{,}0001x_1x_3\left(\frac{D_0}{d}\right)(\varepsilon) + 0{,}036x_2x_3\left(\frac{H_0}{D_0}\right)\times \\ & \times(\varepsilon) + 0{,}004x_1x_2x_3\left(\frac{D_0}{d}\right)\left(\frac{H_0}{D_0}\right)(\varepsilon). \end{aligned} \quad (1)$$

Из анализа (1) видно, что доминирующее влияние на отклик $\Delta l/d$ оказывает степень деформации ε. Сила влияния этого фактора на отклик в 9 раз сильнее влияния относительной высоты исходной заготовки $\frac{H_0}{D_0}$ и более чем в 10 раз сильнее эффекта взаимодействия факторов $\frac{H_0}{D_0}$ и ε. Для объективной оценки влияния факторов регрессионный анализ дополнили дисперсионным, результаты которого свидетельствуют о том, что вклад фактора степени деформации в дисперсию отклика $\Delta l/d$ составляет 97,7 %.

Таким образом, на основании результатов регрессионного и дисперсионного анализов можно заключить, что в области, ограниченной уровнями факторов, доминирует влияние степени деформации. Влияние на показатель

формоизменения $\Delta l/d$ двух других факторов значительно меньше и сопоставимо с общепринятой погрешностью определения технических и технологических параметров.

На следующем этапе исследований выполнены однофакторные эксперименты для выявления влияния степени деформации подвергаемых осадке исходных заготовок (головок со стержнем) на показатель увеличения длины стержня $\Delta l/d$ на двух стадиях: свободной и закрытой осадки.

Исходные заготовки характеризовались следующим отношением их диаметров к диаметру отверстия матрицы (d = 5 мм): $\frac{D_0}{d}$ = 2; 3 и 4. Их относительную высоту устанавливали на двух уровнях: $\frac{H_0}{D_0}$ = 1 и 2. Таким образом, все штампуемые заготовки относились к категории высоких $\left(\frac{H_0}{D_0} \geqslant 1{,}0\right)$.

На каждой стадии процесса осадку выполняли со степенями деформации ε = 0,4...0,8. На каждой степени деформации осаживали 10 исходных заготовок и на каждой стадии процесса — 50 заготовок. Результаты эксперимента приведены в табл. 2.

Статистическую обработку многократных наблюдений [3] выполняли в следующей последовательности. Для каждой степени деформации с учетом повторных опытов (n = 10) определяли выборочные средние значения показателя формоизменения $\bar{y}_i = \frac{\Delta l}{d}$, а также выборочную оценку дисперсии S_i^2. Затем проверяли гипотезу об однородности дисперсий всего объема измерений на каждой стадии (n = 50). Так как отдельные серии повторяли равное число раз (n = 10), то гипотезу проверяли с помощью критерия Кохрана (G-критерия). На основании того, что расчетное (экспериментальное) значение критерия меньше табличного, то выдвинутая гипотеза с 95%-ной доверительной вероятностью была принята.

Если дисперсии для общей совокупности (n = 50) однородны, их можно усреднить и вычислить дисперсию воспроизводимости для каждой стадии процесса осадки с выдавливанием $S_{\bar{y}}^2$.

Применяя доверительные (квантильные) оценки, можно вычислить симметричные, относительно среднего арифметического $\bar{y} = \frac{\Delta l}{d}$, границы интервала неопределенности, в который попадают 95 % всех значений исследуемого параметра формоизменения:

$$\Delta_{y_i} = t_{p,f}\sqrt{S_{\bar{y}}^2},$$

где $t_{p,f}$ — табличное значение коэффициента Стьюдента для доверительной вероятности P = 0,95 % и числа степени свободы $f \geqslant 30$; $t_{0,95;\,30}$ = 1,96 [3];

$S_{\bar{y}}^2$ — дисперсия воспроизводимости:

$$S_{\bar{y}}^2 = \frac{1}{5}\sum_{i=1}^{5} S_i^2 = 1{,}33 \cdot 10^{-4}.$$

Тогда ширина полосы неопределенности для степеней деформации от ε = 0,4 до ε = 0,8 на первой стадии (свободной осадки) будет равна:

$$2\Delta_{y_i} = 0{,}044\ (\pm 0{,}022).$$

Подобным образом определим ширину полосы неопределенности для выборочных средних значений параметра $\bar{y}_i = \frac{\Delta l}{d}$:

$$2\Delta_{\bar{y}} = \frac{2\Delta_{y_i}}{\sqrt{n}} = 0{,}006\ (\pm 0{,}003). \qquad (2)$$

2. Результаты однофакторных экспериментов

Номер эксперимента	ε	Свободная осадка				Закрытая осадка			
		n	$\bar{y}_i = \frac{\Delta l}{d}$	S_i^2, 10^{-4}	S_i	n	$\bar{y}_i = \frac{\Delta l}{d}$	S_i^2, 10^{-4}	S_i
1	0,4	10	0,275	1,33	0,0115	10	0,375	1,3	0,0114
2	0,5	10	0,4	2,00	0,0141	10	0,47	1,1	0,0101
3	0,6	10	0,55	1,33	0,0115	10	0,63	1,05	0,0102
4	0,7	10	0,80	1,03	0,0101	10	0,90	1,00	0,010
5	0,8	10	1,10	1,00	0,0100	10	1,23	1,00	0,010

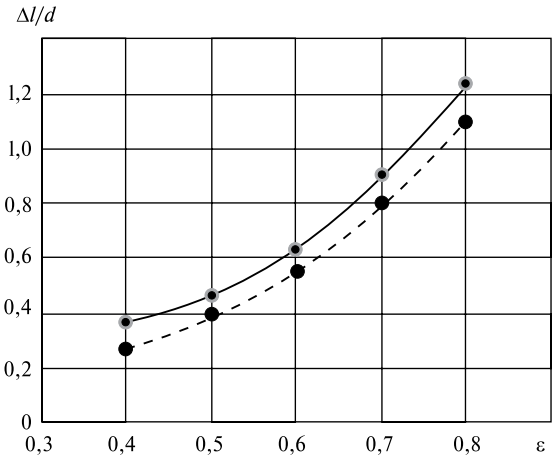


Рис. 2. Зависимость выборочного среднего значения увеличения длины стержня от степени деформации

Используя данные табл. 2, можно найти аппроксимирующую функцию зависимости выборочного среднего значения параметра $\Delta l/d$ от степени деформации ε на стадии свободной осадки относительно высоких исходных заготовок (на рис. 2 показана штриховой линией) [3]:

$$\bar{y} = \frac{\Delta l}{d} = 3,2143\varepsilon^2 - 1,8071\varepsilon + 0,4879.$$

Следуя изложенной выше методике, используя данные табл. 2, определим ширину полосы неопределенности исходных данных и средних значений параметра формоизменения на стадии закрытой осадки:

$$\begin{aligned} 2\Delta_{y_i} &= 0,042(\pm 0,021); \\ 2\Delta_{y_i} &= 0,007(\pm 0,0035). \end{aligned} \qquad (3)$$

Аппроксимирующая функция зависимости выборочного среднего значения параметра формоизменения $\bar{y} = \frac{\Delta l}{d}$, от степени деформации ε, показанная на рис. 2 сплошной линией, имеет вид:

$$\bar{y} = \frac{\Delta l}{d} = 4,1429\varepsilon^2 - 2,8314\varepsilon + 0,8456.$$

С учетом ширины полосы неопределенности можно найти относительную погрешность ω вычислений по формуле (2) для большей и меньшей степени деформации:

$$\varepsilon = 0,4,\ \bar{y} = \left(\frac{\Delta l}{d}\right) = 0,375,\ \omega = \frac{2\Delta_{y_i}}{\bar{y}} = 0,11(\pm 5,5\ \%);$$

$$\varepsilon = 0,8,\ \bar{y} = \left(\frac{\Delta l}{d}\right) = 1,23,\ \omega = \frac{2\Delta_{y_i}}{\bar{y}} = 0,034(\pm 1,7\ \%).$$

Выводы

1. На основе результатов выполненных многофакторных экспериментов с использованием статистических методов анализа установлено, что показатель формоизменения при закрытой осадке с выдавливанием относительно высоких заготовок ($H_0/D_0 \geqslant 1,0$) определяется степенью их деформации. Степень влияния других факторов не превышает 3...5 %.

2. Так как степень деформации является доминирующим фактором, влияющим на показатель формоизменения ($\Delta l/d$) на обеих стадиях комбинированной операции закрытой осадки с выдавливанием, предложено оценивать влияние других факторов, используя статистический показатель — ширину полосы неопределенности — как интервал, в который попадает 95 % всех возможных значений исследуемого параметра. Преимущество доверительного значения погрешности параметра заключается в том, что оно может быть достаточно просто оценено непосредственно по экспериментальным данным.

3. Полученные экспериментальные данные аппроксимированы полиномиальными функциями, связывающими параметры формоизменения со степенью деформации осаживаемых заготовок на стадии свободной осадки и закрытой осадки для относительно высоких заготовок $\left(1,0 \leqslant \frac{H_0}{D_0} \leqslant 2,0\right)$ в диапазоне степеней деформации от 0,4 до 0,8.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Ковка** и штамповка: справочник. В 4 т. Т. 3. Холодная объемная штамповка. Штамповка металлических порошков / под ред. А.М. Дмитриева. 2-е изд., перераб. и доп. / под общ. ред. Е.И. Семёнова. М.: Машиностроение, 2010. 352 с.

2. **Воронцов А.Л.** Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением: учеб. пособие: в 2 т. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014.

3. **Новицкий П.Ф., Зограф И.А.** Оценка погрешностей результатов измерений. Л.: Энергоатомиздат, 1991. 304 с.

Феликс Иванович Антонюк, д-р техн. наук,
antonyuk.f.i@yandex.ru;
Екатерина Владимировна Логутенкова;
Александр Николаевич Малышев, канд. техн. наук

УДК 621.983; 539.374

Е.В. Панченко, Т.В. Нам
(Тульский государственный университет)

Сверхпластическая формовка однослойной ячеистой оболочки из титанового сплава ВТ6С

Рассмотрена технологическая операция изготовления сверхпластической формовкой однослойной оболочки с квадратными ячейками из титанового сплава ВТ6С. На основе математического моделирования определены силовые параметры процесса формоизменения листовой заготовки и изменение толщины стенки отформованной ячейки.

Ключевые слова: сверхпластическая формовка; давление газовой среды; конечно-элементное моделирование; относительная толщина.

The technological operation of production by superplastic forming of single-layer shell with square cells from titanium alloy VT6S is considered. On the basis of mathematical modeling force parameters of the forming process of sheet blank and change of wall thickness the formed cell are determined.

Keywords: superplastic forming; pressure of gas medium; finite element simulation; relative thickness.

Сверхпластическая формовка является эффективным методом изготовления сложнопрофильных изделий из труднодеформируемых сплавов на основе титана, алюминия и магния.

Рассмотрим процесс формообразования однослойной оболочки типа стенки с квадратными ячейками (рис. 1) из титанового сплава ВТ6С. Детали данной конструкции являются типовыми изделиями авиакосмической отрасли [1].

Теоретический анализ процесса формообразования оболочки из листовой заготовки проведен на основе конечно-элементного моделирования. Численный анализ технологической операции выполнен в специализированном программном комплексе для компьютерного моделирования процессов сверхпластической формовки [2].

Программный комплекс состоит из модуля подготовки исходных данных, расчетного ядра и модуля визуализации результатов математического моделирования. Для моделирования формообразующего инструмента и других элементов оснастки программный комплекс использует твердотельные модели, созданные в *CAD*-системах (КОМПАС-3D, SolidWorks и др.), которые импортируются через *STL*-файлы. Результаты конечно-элементного моделирования представляются в виде графической информации, иллюстрирующей распределение исследуемого параметра (эквивалентная скорость деформации, эквивалентное напряжение, степень деформации и др.) по объему заготовки. При этом возможно визуализировать процесс деформирования в виде трехмерной анимации. Также результатами моделирования являются графические зависимости, которые могут быть сохранены в файл в виде рисунков (bmp, png, jpeg-файлы) или численной информации (txt-файлы).

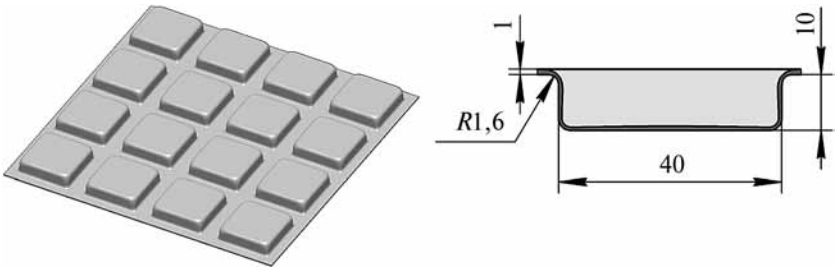


Рис. 1. Схема детали типа стенки с квадратными ячейками

На рис. 2 представлены графики нагружения заготовки давлением газовой среды, которые рассчитаны при математическом моделировании процесса формообразования детали. Графические зависимости

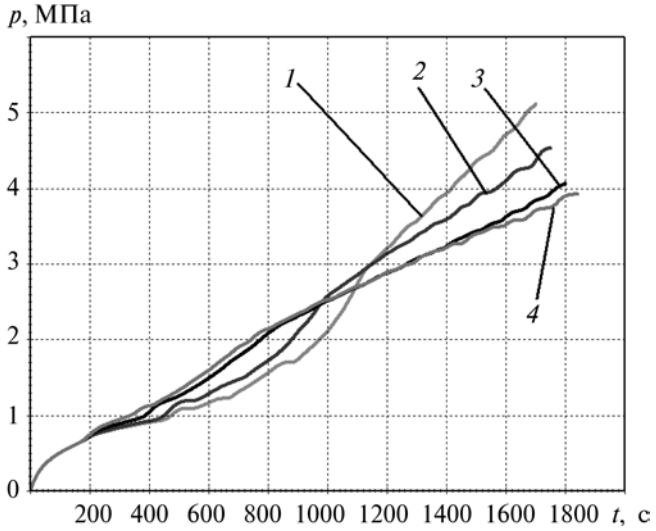


Рис. 2. Графики нагружения листовой заготовки:
1 — трение А.Н. Леванова, $m_f = 0{,}4$; *2* — трение А.Н. Леванова, $m_f = 0{,}8$; *3* — трение Прандтля, $m_f = 0{,}4$; *4* — трение Прандтля, $m_f = 0{,}8$

получены для различных условий контактного трения.

Как видно из рис. 2, время формовки детали в зависимости от принятых в расчетах модели и фактора трения изменяется от 1700 до 1840 с. Характер кривых нагружения заготовки также зависит от принятых в расчетах условий трения. При этом максимальная деформирующая среда изменяется от 3,9 до 5,15 МПа.

На рис. 3 представлены стадии формоизменения листовой заготовки. В начале процесса изготовления детали происходит свободное формоизменение заготовки (см. рис. 3, *а*). После образования контакта происходит формирование дна ячейки (см. рис. 3, *б*, *в*). На завершающем этапе деформирования заготовки происходит формообразование углов (см. рис. 3, *г*).

На рис. 4 представлены схемы, иллюстрирующие изменение толщины стенки в сечениях А—А и Б—Б (см. рис. 4, *а*). В сечении А—А можно выделить две области, в которых заготовка получает наибольшее утонение. К ним относятся зона угла ячейки и область, примыкающая к радиусной кромке матрицы. При этом наибольшее утонение заготовка получает в области ребра матрицы и в зоне угла при применении в расчетах модели трения А.Н. Леванова.

При факторе трения $m_f = 0{,}4$ относительная толщина стенки в зоне угла детали составляет $s/s_0 \approx 0{,}61$, при этом в области ребра относительная толщина стенки принимает наименьшее значение $s/s_0 \approx 0{,}47$ (см. рис. 4, *б*). При $m_f = 0{,}8$ утонение стенки в зонах угла ($s/s_0 \approx 0{,}57$) и ребра ($s/s_0 \approx 0{,}55$) примерно одинаковое (см. рис. 4, *в*).

При использовании закона трения Прандтля наибольшее утонение стенки наблюдается в зоне угла. При значениях фактора трения $m_f = 0{,}4$ и $m_f = 0{,}8$ относительная толщина стенки в этой зоне соответственно составляет $s/s_0 \approx 0{,}54$ и $s/s_0 = 0{,}51$ (см. рис. 4, *г*, *д*), а в зоне ребра — $s/s_0 \approx 0{,}71$ и $s/s_0 \approx 0{,}77$ соответственно.

В сечении Б—Б максимальное утонение стенки происходит в зоне трехмерного угла. При использовании в расчетах модели трения А.Н. Леванова для $m_f = 0{,}4$ и $m_f = 0{,}8$ относительная толщина стенки в этой зоне соответственно составляет

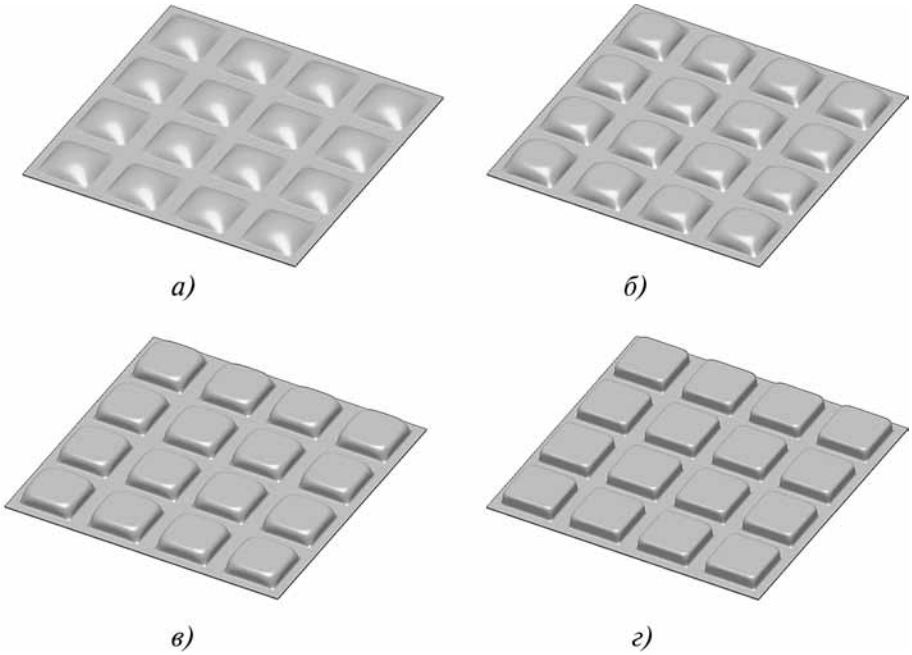


Рис. 3. Стадии формоизменения листовой заготовки:
а — время формовки 450 с; *б* — 800 с; *в* — 1200 с; *г* — 1750 с

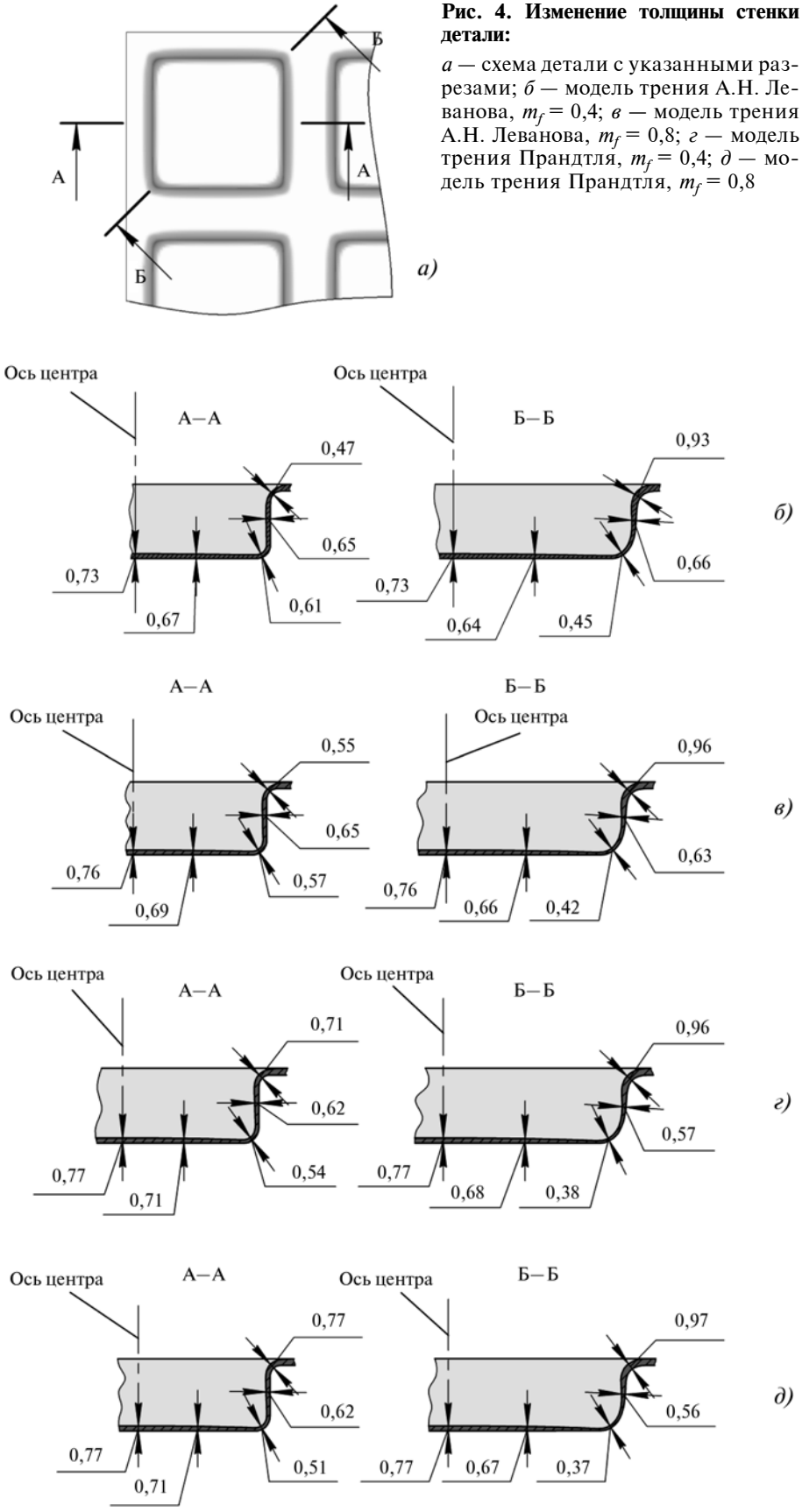


Рис. 4. Изменение толщины стенки детали:

а — схема детали с указанными разрезами; *б* — модель трения А.Н. Леванова, $m_f = 0{,}4$; *в* — модель трения А.Н. Леванова, $m_f = 0{,}8$; *г* — модель трения Прандтля, $m_f = 0{,}4$; *д* — модель трения Прандтля, $m_f = 0{,}8$

$s/s_0 \approx 0{,}45$ и $s/s_0 \approx 0{,}42$ (см. рис. 4, *б*, *в*). При применении модели трения Прандтля для $m_f = 0{,}4$ и $m_f = 0{,}8$ относительная толщина стенки соответственно составляет $s/s_0 \approx 0{,}38$ и $s/s_0 \approx 0{,}37$ (см. рис. 4, *г*, *д*).

На основе математического моделирования технологической операции формообразования однослойной оболочки с квадратными ячейками установлены силовые параметры процесса формоизменения листовой заготовки из титанового сплава ВТ6С и изменение толщины стенки в характерных сечениях отформованной ячейки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Изотермическое** деформирование высокопрочных анизотропных металлов / С.П. Яковлев, В.Н. Чудин, С.С. Яковлев, Я.А. Соболев. М., Тула: Машиностроение-1; ТулГУ, 2003. 427 с.

2. **Алексеев П.А.** Программный комплекс для моделирования процессов сверхпластической формовки // Сб. науч. тр. Междунар. МНК "XXXVIII Гагаринские чтения". М.: МАТИ—РГТУ им. К.Э. Циолковского. 2012. Т. 1. С. 126—127.

Евгений Васильевич Панченко, д-р техн. наук,
pmdm@tsu.tula.ru;
Тимур Вячеславович Нам

УДК 621.771

Ю.Н. Логинов, А.Ю. Постыляков
(Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина", г. Екатеринбург)

Влияние натяжения между литейным агрегатом и прокатным станом на напряженное состояние металла

Выполнен анализ влияния натяжения медной полосы между литейным агрегатом и прокатным станом в установке CONTIROD на напряженное состояние металла в очаге деформации и его окрестностях. Применен метод конечных элементов, реализованный в программном модуле DEFORM-3D. Варьированию подвергнуты скорости поступления металла в прямоугольный калибр прокатного стана. Построены поля напряжений и деформаций. Продольные напряжения на входе в очаг деформации при увеличении натяжения меняют знак, напряжения сжатия переходят в напряжения растяжения, что может приводить к раскрытию дефектов литейного производства с образованием трещин. Направленность трещин в реальном процессе совпадает с прогнозом, сделанным на основе решения задачи методом конечных элементов.

Ключевые слова: процесс CONTIROD; напряжения; пластическая деформация; медь; сортовая прокатка; метод конечных элементов.

Analysis of influence of the tension between the copper strip casting machine and rolling mill at installation CONTIROD on the stress state of the metal in the deformation zone and its surroundings is performed. They used the finite element method, implemented in a software module DEFORM-3D. The authors varied the arrival rate of the metal in rectangular caliber of rolling mill. They built the stress and strain fields. By increasing the longitudinal tension input stresses changes sign, moving compression stress in the tensile stresses that can lead to the disclosure of foundry defects to form cracks. Direction of the crack in the actual process coincides with the forecast made on the basis of solving the task of the finite element method.

Keywords: process CONTIROD; stress; plastic deformation; copper; bar rolling; finite element method.

Постановка цели исследования

Результаты действия натяжения при сортовой прокатке изучены в основном для случая прокатки стали [1, 2]. От наличия натяжения или подпора при работе сортопрокатных станов зависит устойчивость процесса прокатки. При чрезмерном натяжении сечение проката может значительно уменьшаться вплоть до обрыва, а при чрезмерном подпоре полоса может потерять устойчивость, что выведет из строя проводковую арматуру.

На малых размерах проката создают петлевые промежутки, в которых полоса может накапливаться, образуя петлю. Прокатные клети до и после петли могут считаться разгруженными от действия напряжений подпора или натяжения в отличие от полосы, находящейся между остальными клетями. В линиях совмещенной обработки литья — прокатки важным фактором является наличие натяжения или подпора между литейной установкой и прокатным станом.

В статье [3] изложены результаты анализа влияния натяжения при горячей прокатке углеродистой стали по системе "круг—овал", при этом авторы ограничились определением эпюры контактных давлений без анализа внутренних напряжений в очаге деформации.

При производстве медной катанки методом CONTIROD задача определения напряженно-деформированного состояния решалась методом конечных элементов в программном комплексе DEFORM-3D в [4—6], но без приложения натяжения.

Целью работы является исследование влияния натяжения между литейным агрегатом и прокатным станом на напряженное состояние металла при сортовой прокатке медной полосы.

Исходные данные для расчета

Параметры прокатки соответствуют условиям производства медной катанки на литейно-прокатном агрегате по схеме CONTIROD [7].

Конечно-элементная модель заготовки представляет собой прямоугольный параллелепипед, длина, ширина и высота которого составляют 350, 60 и 35 мм соответственно. С учетом симметрии постановки задачи поперечный и высотный размеры модели соответствуют половине фактических размеров заготовки. Реологические свойства в условиях назначенной пластической упрочняющейся среды заданы кривыми сопротивления деформации меди ETP (220 ppm oxygen) [8]. Температура заготовки в соответствии с производственными данными 880 °С [9].

Прокатка осуществляется в прямоугольном (ящичном) калибре при частоте вращения валка, равной 10,82 об/мин. Калибр имеет следующие размеры: высота 46 мм; ширина дна ручья 120 мм; радиусы закруглений по дну и буртам 8 мм; глубина вреза ручья 20,5 мм; выпуск калибра 48,78 %.

Граничные условия задачи, к которым относятся значения показателя трения и обобщенного коэффициента теплопроводности, составляют 0,552 и 5000 Вт/(м^2·°С) [9].

Натяжение задавали посредством уменьшения и фиксации линейной скорости поступления металла в клеть относительно номинальной скорости $v_н$, определяемой литейным агрегатом в линии CONTIROD и составляющей 183 мм/с.

В первом приближении принимали, что при данном значении скорости существенное натяжение полосы отсутствует. В производственных условиях это соответствует совпадению скоростей работы литейной установки и первой клети прокатного стана.

При решении задачи методом конечных элементов для заднего торца заготовки ставили дополнительное граничное условие по максимальной линейной скорости $v_{гр}$, значения которой рассчитывали в следующих процентных соотношениях $\Delta v_{\%}$ от номинальной скорости $v_н$: 5; 10; 15 и 20 по формуле

$$v_{гр} = v_н - \frac{\Delta v_{\%} v_н}{100}.$$

С округлением до ближайшего целого скорости составляют соответственно: 174; 165; 155 и 146 мм/с. Все остальные условия постановки задачи (геометрия заготовки и калибра, обжатие, условия трения, температура заготовки и т.д.) остаются неизменными. В качестве основного аргумента для последующего сравнительного анализа использовали не абсолютное значение $v_{гр}$, а относительную разницу линейных скоростей поступления металла в клеть $\Delta v_{\%}$.

Анализ скольжения на контактной поверхности

Скольжением называют относительную скорость смещения точек деформируемого тела по контактной поверхности инструмента. При прокатке скорость скольжения Δv_x в любой точке контактной поверхности может быть рассчитана по следующим формулам:

$$\Delta v_x = \frac{v_x}{\cos\varphi} - v_в,$$

где v_x — проекция вектора скорости перемещения на ось прокатки; $v_в$ — линейная скорость вращения валков; φ — текущий центральный угол.

После подстановки формул для определения v_x, получим

$$\Delta v_x = v_в \left(\frac{\left(H_1 + D\left(1-\cos\gamma\right)\right)\cos\gamma}{\left(H_1 + D(1-\cos\varphi)\right)\cos\varphi} - 1 \right),$$

где D — диаметр валка; γ — нейтральный угол.

Расчетная схема для определения скольжения при моделировании методом конечных элементов приведена на рис. 1. В соответствии с особенностями постановки задачи, описанными ранее, на схеме показаны верхний валок в поперечном разрезе и четверть прокатываемой заготовки в продольном разрезе по их центральным осям симметрии.

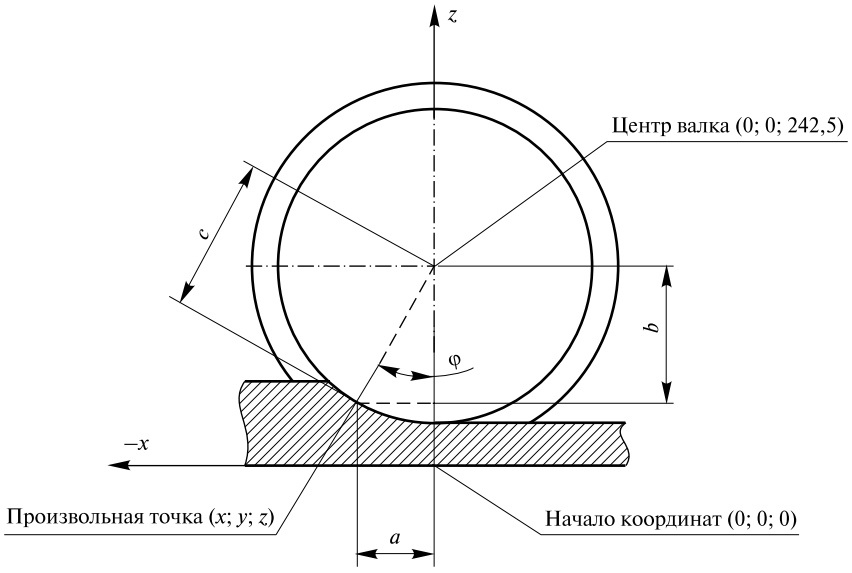


Рис. 1. Расчетная схема в системе координат *x*0*z*:
c — радиус валка по дну калибра; φ — текущий угол; *a*, *b* — координаты текущей точки по *x* и *z* соответственно

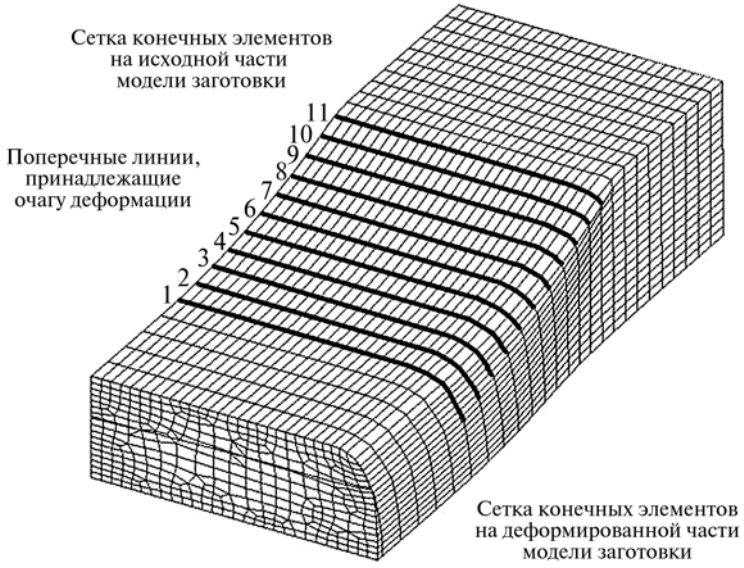


Рис. 2. Сетка конечных элементов на поверхности заготовки и поперечные линии, принадлежащие очагу деформации

Исходная конечно-элементная сетка на поверхности модели заготовки представляет собой набор продольных и поперечных линий, параллельных соответственно продольной и поперечной осям заготовки (рис. 2). Узлы конечно-элементной сетки расположены в местах пересечения линий. Поскольку число конечных элементов в процессе моделирования остается постоянным и переразбиения сетки не происходит, ее рисунок также остается неизменным (см. рис. 2).

Горизонтальную проекцию скорости полосы $v_x^{п}$ определяли в узлах конечно-элементной сетки вдоль поперечных линий, принадлежащих контактной поверхности между заготовкой и валком. Поперечные линии, в случае обращения к величинам, определяемым в узлах конечно-элементной сетки, удобно использовать в качестве относительного аргумента для описания распределения этих величин вдоль очага деформации ввиду их неизменного количества для всех вариантов постановки задачи и простоты определения средних значений. Номера поперечных линий отсчитываются от плоскости входного сечения по направлению прокатки (см. рис. 2).

По координатам узлов, принадлежащих поперечным линиям, рассчитывали соответствующий каждому из них текущий угол по приведенной ниже последовательности

$$a = -x;\ b = 242,5 - z;\ c = \sqrt{a^2 + b^2};$$

$$\cos\varphi = \frac{b}{c};\ \varphi = \arccos\frac{b}{c}.$$

Горизонтальную проекцию окружной скорости валка в любой точке контактной поверхности определяли с учетом угла φ:

$$v_x^{в} = v_{в}\cos\varphi.$$

Тогда скольжение для данного узла можно рассчитать по формуле

$$\Delta v_x = v_x^{n} - v_x^{в}.$$

Скольжение для каждой поперечной линии определяли как среднее арифметическое величин скольжения лежащих на ней узлов. На основе расчетных данных построили график, иллюстрирующий распределение скольжения вдоль очага деформации при вариации относительной разности линейных скоростей поступления металла в клеть (рис. 3).

Из графика видно, что скольжение для всех рассмотренных вариаций имеет схожий линейный характер распределения. Отрицательное скольжение максимально на входе в очаг деформации (линия № 1). Далее (при переходе

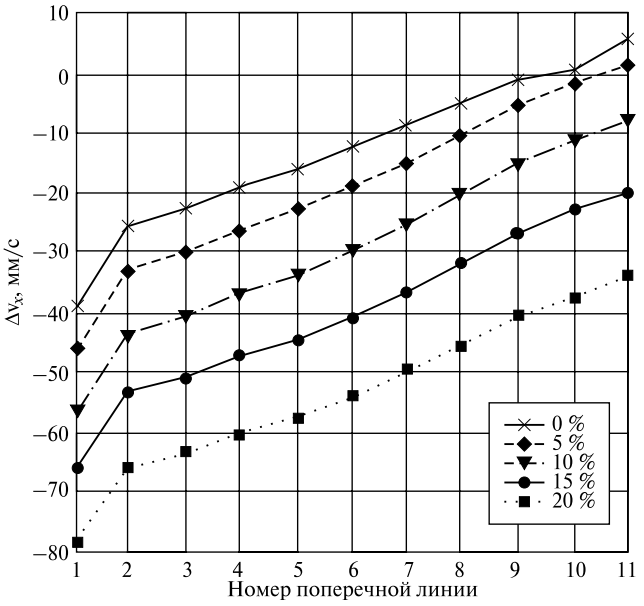


Рис. 3. Распределение скольжения вдоль очага деформации при вариации относительной разности линейных скоростей поступления металла в клеть

к линии № 2) наблюдается его резкое скачкообразное уменьшение (на 15...30 %) с последующим монотонным снижением.

Изменение знака скольжения с отрицательного (зона отставания) на положительный (зона опережения) указывает на положение линии нейтрального сечения. Однако смена знака происходит только при малых значениях относительной разности линейных скоростей ($\Delta v_{\%} \leqslant 5$ %). Увеличение рассогласования сверх указанной величины приводит к полному исчезновению нейтрального сечения и зоны опережения, инициируя распространение зоны отставания на всю длину очага деформации (до линии № 12 включительно).

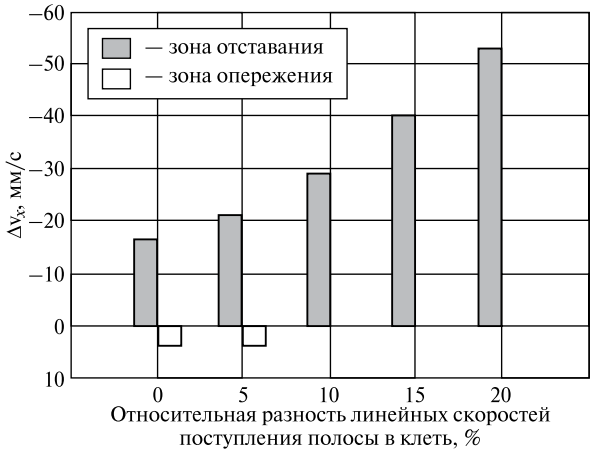


Рис. 4. Среднее скольжение при вариации относительной разности линейных скоростей поступления металла в клеть

Малые значения $\Delta v_{\%}$ приводят к уменьшению нейтрального угла и соответственному смещению положения нейтрального сечения по направлению к плоскости выхода. При отсутствии рассогласования ($\Delta v_{\%} = 0$ %) смена знака наблюдается между линиями № 9 и 10, тогда как при значении $\Delta v_{\%} = 5$ % переход наступает между линиями № 10 и 11.

Среднее скольжение $\langle \Delta v_x \rangle$ при вариации относительной разности линейных скоростей поступления металла в клеть приведена на рис. 4. Значения рассчитаны отдельно для зоны отставания и опережения (в том случае, если она присутствует).

Как следует из диаграммы, с увеличением относительной разности линейных скоростей поступления металла в клеть наблюдается линейный рост среднего скольжения в зоне отставания с одновременным линейным уменьшением среднего скольжения в зоне опережения вплоть до нулевого значения. В среднем, повышение рассогласования скоростей на каждые 5 % приводит к увеличению среднего скольжения в зоне отставания на 25...30 % и его уменьшению в зоне опережения на 50 %. Последнее связано, главным образом, с уменьшением нейтрального угла и соответственно длины зоны опережения.

Увеличение скольжения приводит к пробуксовке металла относительно поверхности валков, в результате увеличивается износ калибров. В случае прокатки меди он имеет свою специфику. В отличие от стали медь относится к металлам, обладающим склонностью к налипанию, поэтому валки выходят из строя из-за нарастания слоя меди на рабочей поверхности [10, 11]. Это ведет к повышению шероховатости проката, отслоениям налипшего металла на последующих стадиях обработки. Борьба с массопереносом меди в условиях прокатки вызывает необходимость использовать эмульсионные системы, отсутствующие, как правило, в технологии прокатки черных металлов.

Анализ напряжений на боковой поверхности

На рис. 5 приведено распределение касательных напряжений σ_{zx} (удельных сил трения) на поверхности модели заготовки для двух значений относительной разности линей-

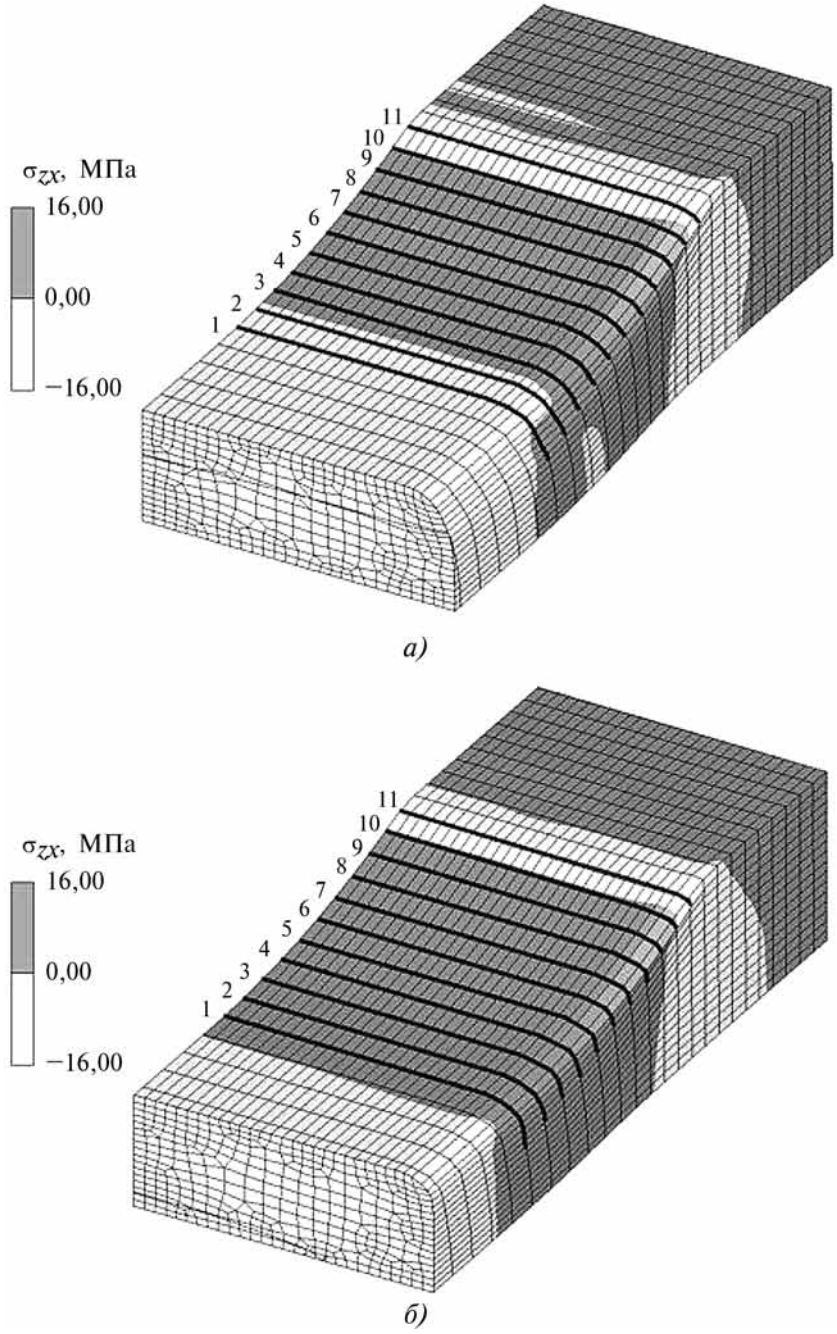


Рис. 5. Распределение напряжения σ_{zx} на поверхности модели заготовки при вариации относительной разности линейных скоростей поступления металла в клеть:

а — 0 %; *б* — 10 %; 1—11 — номера сечений

ных скоростей поступления металла в клеть: 0 и 10 % соответственно. Как видно из рис. 5, *а*, смена знака сил трения с положительного на отрицательный, определяющая положение нейтрального сечения при $\Delta v_{\%} = 0$ % наблюдается между поперечными линиями № 2 и 3, а при $\Delta u_{\%} = 10$ % находится за пределами очага деформации, что совпадает со сделанными ранее выводами.

На рис. 6 приведена эпюра продольных напряжений σ_{xx} на боковой поверхности полосы, построенная вдоль очага деформации. Отсчет расстояния ведется по направлению прокатки от плоскости входного сечения. Длина очага деформации по дну калибра равна 76 мм.

Как следует из эпюры (см. рис. 6), явное влияние заднего натяжения на напряженное состояние боковой поверхности полосы ограничивается 1/3 длины очага деформации. На обозначенном участке при приложении заднего натяжения наблюдается повышение уровня продольных напряжений с их переходом из сжимающих (−15 МПа при $\Delta v_{\%} = 0$ %) в растягивающие (12 МПа при $\Delta v_{\%} = 20$ %) с тенденцией к дальнейшему монотонному повышению до локального максимума, расположенного на расстоянии 1/3 длины очага деформации.

Значения относительной разности линейных скоростей поступления металла в клеть, превышающие 5 %, создают на боковой поверхности полосы растягивающие напряжения, сопоставимые между собой по уровню, значения которых находятся в интервале 8...12 МПа (см. рис. 6). На следующем участке, охватывающем оставшиеся 2/3 длины очага деформации, для всех значений $\Delta u_{\%}$ наблюдается монотонное снижение уровня напряжений по единой траектории с их обратным переходом из растягивающих в сжимающие. Даже при отсутствии натяжения большая часть боковой поверхности вдоль очага деформации (~75 %) находится под действием растягивающих напряжений. При приложении натяжения этот показатель составляет соответственно ~85 %.

Максимальные значения растягивающих напряжений на боковой поверхности полосы приведены на рис. 7.

С увеличением относительной разности линейных скоростей поступления металла в

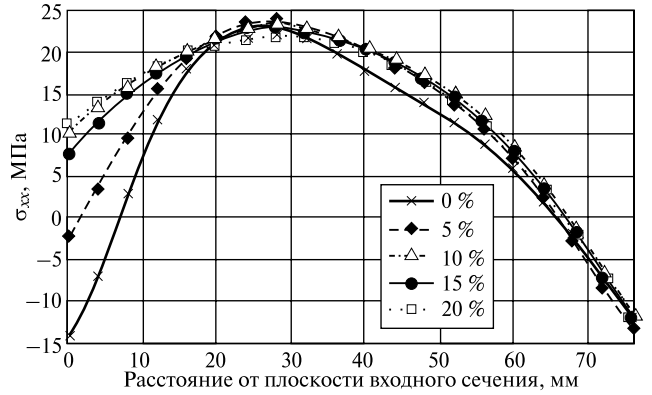


Рис. 6. Распределение напряжения на боковой поверхности полосы вдоль очага деформации при вариации относительной разности линейных скоростей поступления металла в клеть

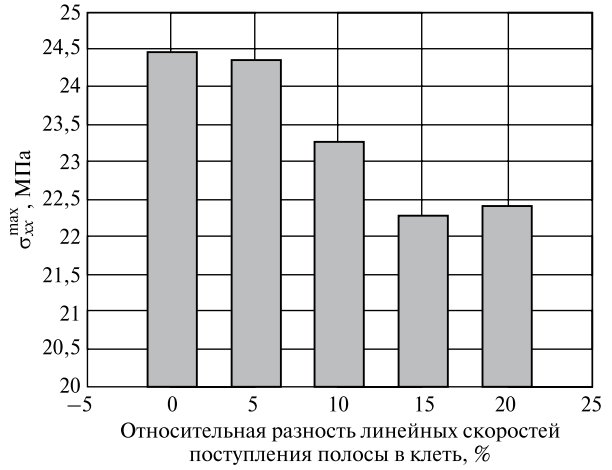


Рис. 7. Максимальные растягивающие напряжения на боковой поверхности полосы при вариации относительной разности линейных скоростей поступления металла в клеть

клеть происходит незначительное уменьшение растягивающих напряжений σ_{xx} на боковой поверхности полосы. Максимальное снижение происходит при $\Delta v_{\%} = 15$ % и составляет 2,19 МПа (8,97 %) в сравнении со случаем прокатки без натяжения.

Растягивающие напряжения, действующие вдоль продольной оси, способны разрывать металл при недостаточной его пластичности. Кислородсодержащая медь в отличие от фосфорсодержащей не обладает высокой пластичностью, кроме того, ее прочностные и пластические свойства анизотропны [12], что приводит к локализации деформации и образованию трещин. Характерный вид трещины на медной полосе после первого прохода прокатки показан на рис. 8, *а*, с пояснением направления действия продольных растягивающих напряжений на рис. 8, *б*. Видно, что вектор действия продольных напряжений направлен ортогонально фронту распространения трещины.

Остальные компоненты первого инварианта тензора напряжений могут иметь отрицательные значения, т.е. создавать схему сжатия, однако наличие трещин и их направленность свидетельствуют о негативном влиянии именно напряжений σ_{xx}. Благоприятствует развитию трещин дендритная структура литого металла [13] и наличие дефектов литейного происхождения.

В [14] установлено, что место появления поперечных трещин при прокатке действительно смещено в сторону входа в очаг деформации. Отсюда можно сделать вывод о том, что для снижения вероятности образования трещин следует снижать уровень именно продольных растягивающих напряжений и именно со стороны входа в очаг деформации, т.е. со стороны литейного агрегата.

Следует отметить, что на рис. 6 график продольных напряжений имеет минимум при относительной разности скоростей 15 %. Его можно объяснить тем, что при прокатке возникают два конкурирующих процесса. С одной стороны, натяжение полосы заведомо приводит к увеличению растягивающих напряжений, а с другой — приложение натяжения способствует снижению нормального давления на валок, поэтому для деформации потребуется пониженный уровень напряжений.

Практическая значимость выполненных расчетов заключается в установлении причин возможного возникновения трещин в медных заготовках при прокатке, а также повышенного износа калибров прокатного стана.

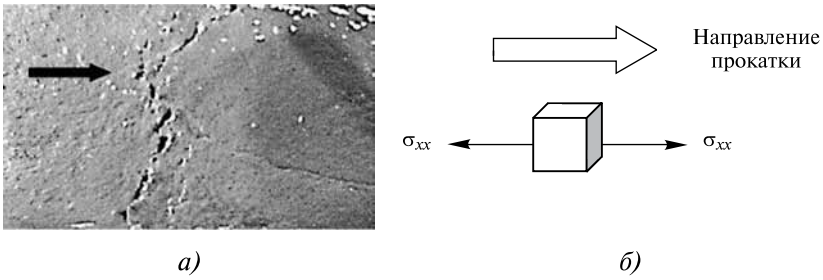


Рис. 8. Расположение трещины на боковой поверхности медного проката (*а*) и элементарный объем с указанием направления действия продольных напряжений (*б*), черная стрелка указывает на фронт развития трещины

Выводы

1. Расчетами, выполненными методом конечных элементов, выявлено, что при сортовой прокатке медной полосы уже при 5%-ной разнице скоростей перемещения полосы и вращения валков ликвидируются зона опережения и нейтральное сечение.

2. Продольные напряжения на входе в очаг деформации при увеличении натяжения меняют знак, напряжения сжатия переходят в напряжения растяжения, что может приводить к раскрытию дефектов литейного производства с образованием трещин.

3. Максимальные растягивающие напряжения внутри очага деформации могут достигать 22...24 МПа и мало зависят от приложенного натяжения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Салганик В.М., Тулупов Д.Н.** Исследование уширения металла при сортовой прокатке с натяжением // Перспективные материалы, технологии, конструкции: сб. науч. тр. КГАЦМИЗ. Красноярск, 1999. Вып. 5. С. 327—329.
2. **Салганик В.М., Тулупов Д.Н.** Исследование и совершенствование процесса непрерывной сортовой прокатки с натяжением // Производство проката. 2004. № 7. С. 26—31.
3. **Bayoumi Laila S., Lee Youngseog.** Effect of interstand tension on roll load, torque and workpiece deformation in the rod rolling process // Journal of Materials Processing Technology. 2004. V. 145. P. 7—13.
4. **Кинзин Д.И., Рычков С.С.** Использование программного комплекса DEFORM-3D при моделировании процессов сортовой прокатки // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2011. № 2. С. 45—48.
5. **Постыляков А.Ю., Логинов Ю.Н.** Исследование влияния размера выпуска калибра на деформированное состояние полосы методом МКЭ-моделирования // Материалы XV Междунар. науч. конф. "New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering". Ченстохова: Политехника Ченстоховска, 2014. С. 276—279.
6. **Постыляков А.Ю., Логинов Ю.Н.** Расчет деформированного состояния медной полосы при горячей сортовой прокатке // Науч. тр. X Междунар. науч.-техн. конф. "Пластическая деформация металлов". Днепропетровск: Акцент ПП, 2014. С. 91—94.
7. **Логинов Ю.Н., Зуев А.Ю.** Формоизменение и сопротивление деформации анизотропной непрерывно-литой меди // Заготовительные производства в машиностроении. 2011. № 1. С. 32—37.
8. **Prasad Y. V. R. K., Sasidhara S.** Hot working guide: a compendium of processing maps. Ohio. ASM International, 1997. 545 p.
9. **Логинов Ю.Н., Инатович Ю.В., Зуев А.Ю.** Исследование контактного трения при непрерывной горячей прокатке катанки из электротехнической меди // Производство проката. 2010. № 2. С. 14—18.
10. **Логинов Ю.Н., Инатович Ю.В.** Механизм образования дефектов на полосе при прокатке от налипаний на валке // Производство проката. 2008. № 8. С. 5—7.
11. **Логинов Ю.Н.** Налипание металла на валки при листовой прокатке // Производство проката. 2006. № 10. С. 9—13.
12. **Логинов Ю.Н., Мысик Р.К., Романов В.А.** Анизотропные характеристики непрерывно-литой кислородсодержащей меди // Литейщик России. 2008. № 3. С. 25—27.
13. **Неоднородность** структуры непрерывнолитой меди / Ю.Н. Логинов, А.Г. Илларионов, С.Л. Демаков, М.А. Иванова, Р.К. Мысик, А.Ю. Зуев // Литейщик России. 2011. № 11. С. 28—32.
14. **Chaohui Zhang, Sisi Liu, Chenhui Zhang.** Micro Crack of Aluminum Sheet During Cold Rolling // World Journal of Mechanics. 2011. V. 1. P. 169—175. doi:10.4236/wjm.2011.14022.

Юрий Николаевич Логинов, д-р техн. наук,
j.n.loginov@urfu.ru;
Александр Юрьевич Постыляков

УДК 669.715:621.78

Ю.А. Пучков, Фам Хонг Фу
(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)

Построение диаграмм достижения свойств термически упрочняемых алюминиевых сплавов методом торцевой закалки

Приведено математическое описание диаграмм достижения свойств (С-образных диаграмм), закалочного фактора, кинетики образования выделений из пересыщенного твердого раствора. Установлены зависимости механических свойств (временного сопротивления, твердости) от закалочного фактора. Приведена методика построения диаграмм достижения свойств с применением метода торцевой закалки термически упрочняемых алюминиевых сплавов.

Ключевые слова: алюминиевые термически упрочняемые сплавы; закалочный фактор; диаграмма достижения свойств; торцевая закалка; твердость; временное сопротивление.

The mathematical description of the TTP diagrams, quenching factor, kinetics of formation of precipitates in supersaturated solid solution is given. The dependences of the mechanical properties (ultimate tensile strength, hardness) on the quenching factor are established. The new methodology of determining TTP diagrams using the method of Jominy end quench test for heat treatable aluminum alloys is suggested.

Keywords: heat treatable aluminum alloys; TTP diagrams; C-curves; quench factor; Jominy end quench test; hardness; ultimate tensile strength.

Введение. Диаграммы достижения свойств термически упрочняемых сплавов с переменной растворимостью компонентов в твердом состоянии являются важным инструментом для выбора режимов охлаждения при закалке. Эти диаграммы построены для ряда алюминиевых, титановых, никелевых и других сплавов и сталей.

Математическая обработка диаграмм достижения свойств и кривых охлаждения сплавов при закалке позволяет, применяя закалочный фактор [1—4], оптимизировать режимы закалки и прогнозировать свойства деталей из термически упрочняемых сплавов. Однако построение С-образных диаграмм выполняют на основе результатов определения характеристик сплава после различной продолжительности выдержек при изотермической закалке и определенного режима последующего старения, что является длительной и трудоемкой процедурой.

В то же время теория закалочного фактора устанавливает математическую связь между характеристиками термоупрочненного сплава и закалочным фактором, что позволяет строить С-образные диаграммы с применением менее трудозатратного метода торцевой закалки.

Целью работы является разработка расчетно-экспериментальной методики прогнозирования свойств изделий из термически упрочняемых сплавов на основе данных торцевой закалки и теории закалочного фактора.

Математическая модель. Температурная зависимость скорости зародышеобразования dN/dT выражается уравнением [1]:

$$dN/dT = \beta \exp\left(-\frac{\Delta G^*}{kT}\right)\exp\left(-\frac{Q_d}{kT}\right), \qquad (1)$$

где ΔG^* — энергия активации образования зародыша, Дж/моль;

Q_d — энергия активации процесса диффузии, Дж/моль;

β — плотность потенциальных мест образования зародышей, 1/см^3;

k — постоянная Больцмана;

T — температура, К.

Кинетика изменения доли выделившейся фазы при изотермических условиях описывается уравнением Джонсона—Мела—Аврами—Колмогорова (JMAK) [1]:

$$\alpha = 1 - \exp\left[-\left(k_t \tau\right)^n\right], \qquad (2)$$

где α — доля выделившейся фазы;

k_t — коэффициент, зависящий от температуры, 1/с;

τ — продолжительность выдержки при данной температуре, с;

n — экспоненциальный множитель;

Уравнение, описывающее С-образную кривую (кривую время—температура—свойство), было предложено Стейли (Staley J.T.) в 1993 г. [1]:

$$t_C(T) = -k_1 k_2 \exp\left(\frac{k_3 k_4^2}{RT\left(k_4 - T\right)^2}\right)\exp\left(\frac{k_5}{RT}\right), \qquad (3)$$

где $t_C(T)$ — время до образования определенной доли выделения, с;

k_1 — коэффициент, равный $\ln(1 - x)$, где x — доля образовавшегося выделения (для сплава, содержащего 0,5 % выделений данного типа, $k_1 = -0{,}00501$);

k_2 — коэффициент, связанный с обратной величиной скорости зародышеобразования, 1/с;

k_3 — коэффициент, связанный с работой образования зародыша, Дж/моль;

k_4 — коэффициент, связанный с температурой растворения выделившейся фазы, К;

k_5 — коэффициент, связанный с энергией активации процесса диффузии, Дж/моль;

R — газовая постоянная, 8,314 Дж/(моль·К).

При расчете закалочного фактора для данного температурного интервала ΔT по кривой охлаждения находят изменение времени $\Delta\tau$ и среднюю температуру T, для которой на С-образной кривой определяют значение t_C. Далее вычисляют отношение

$$q = \frac{\Delta\tau}{t_C(T)}. \qquad (4.1)$$

Этот процесс выполняют по всему интервалу температур, соответствующему времени начала $\tau_н$ и окончания $\tau_к$ образования выделения. Суммируя значения q, рассчитывают закалочный фактор:

$$Q = \sum_{i=1}^{n} \frac{d\tau}{t_C(T_i)}. \qquad (4.2)$$

В интегральной форме закалочный фактор

$$Q = \int_{\tau_н}^{\tau_к} \frac{d\tau}{t_C(T)}, \qquad (4.3)$$

где $d\tau$ — приращение времени.

Приняв допущение, что временное сопротивление после старения линейно зависит от количества упрочняющей фазы, выделившейся при старении, Стейли предложил следующее уравнение:

$$\frac{\sigma_в - \sigma_{в\,min}}{\sigma_{в\,max} - \sigma_{в\,min}} = \exp\left(k_1 Q\right), \qquad (5)$$

где $\sigma_в$ — временное сопротивление после данного режима термической обработки;

$\sigma_{в\,max}$ — максимальное значение временного сопротивления сплава, полученное при закалке;

$\sigma_{в\,min}$ — минимальное значение временного сопротивления сплава;

$$k_1 = \ln\left(\frac{\sigma_{вx} - \sigma_{в\,min}}{\sigma_{в\,max} - \sigma_{в\,min}}\right);$$

$\sigma_{вx}$ — номинальное значение временного сопротивления для данной С-образной кривой.

Схема определения закалочного фактора по кривой охлаждения и С-образной кривой приведена на рис. 1.

В то же время для твердости по Виккерсу, которая линейно зависит от временного сопротивления, также получаем:

$$\frac{HV - HV_{min}}{HV_{max} - HV_{min}} = \exp\left(k_1 Q\right). \qquad (6)$$

В некоторых случаях значение $\sigma_{в\,min}(HV_{min})$ очень мало по сравнению с $\sigma_{в\,max}(HV_{max})$:

$$\frac{\sigma_в}{\sigma_{в\,max}} = \exp\left(k_1 Q\right); \quad \frac{HV}{HV_{max}} = \exp\left(k_1 Q\right). \qquad (7)$$

Материалы и методика проведения исследования. Исследования выполнены на образцах из сплава 1341, изготовленных из листа толщиной 2,5 мм размерами 20×20×2,5 мм и образцах

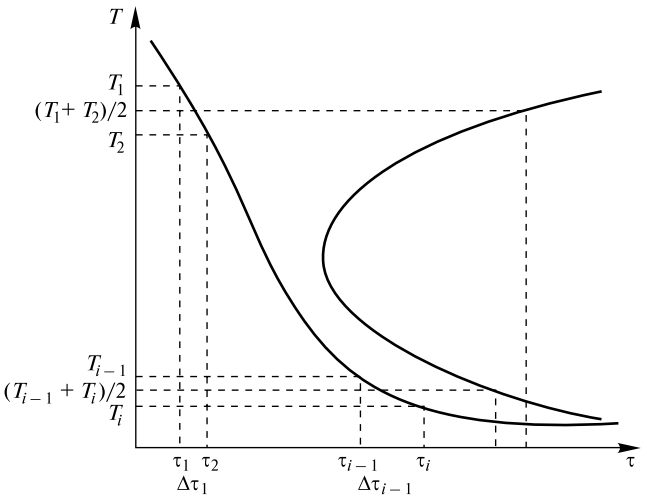


Рис. 1. Схема определения закалочного фактора по кривой охлаждения и С-образной кривой

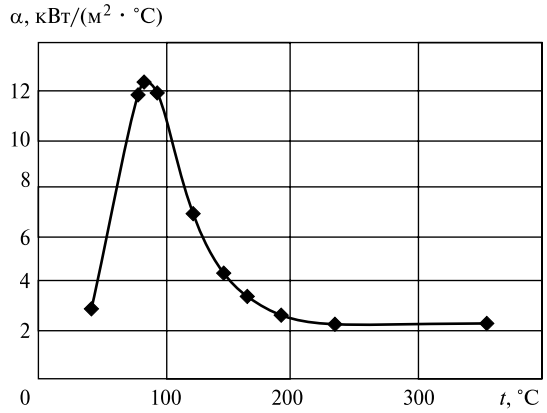


Рис. 2. Зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры охлаждаемой поверхности для случая охлаждения в воде с температурой 20 °С

для торцевой закалки в виде прямоугольного параллелепипеда с размерами 40×40×140 мм. Химический состав образцов определен на атомно-эмиссионном спектрометре с лазерным возбуждением "ЛАЭС" (табл. 1).

Для построения диаграмм достижения свойств методом изотермической закалки с последующим ступенчатым старением использовали две шахтные печи.

В нижней части образца для торцевой закалки для исключения попадания воды во время закалки на боковую поверхность образца выполнена цилиндрическая выточка диаметром 36 мм и высотой 10 мм. К боковой поверхности образцов с помощью винтов и шайб поджимали головки хромель-алюмелевых термопар с толщиной проволоки 0,3 мм.

Для закалки образцы помещали в печь с температурой (530 ± 5) °С и выдерживали после прогрева до 525 °С в течение 10 мин. Закалку проводили на специальной установке, состоящей из бака емкостью 0,050 м^3 и водяного насоса, создающего вертикальную струю воды, истекающую из сопла диаметром 12 мм со скоростью 0,17 л/с на высоту 100 мм. Образец подвешивали над соплом, расстояние от торца образца до сопла составляло 20 мм. Закалку проводили в воде с температурой 20 °С. Зависимость температуры от времени в точках крепления термопар определяли, используя плату АЦП Е14-140 и ПК. После закалки образцы подвергали старению: 170 °С, 14 ч.

Для расчета тепловых полей при закалке использовали метод конечных элементов. В качестве начальных условий было принято равенство температур всех точек образца температуре закалки. При определении теплового взаимодействия поверхности образца с охлаждающей средой применяли граничные условия 3-го рода, которые определяются законом конвективного теплообмена между поверхностью образца и окружающей средой, т.е. разностью температур поверхности образца и охлаждающей среды и значениями коэффициента теплоотдачи α.

При расчете использованы следующие физические характеристики сплава В1341: плотность ρ = 2720 кг/м^3; теплоемкость C_P = = 838 Дж/(кг·°С); теплопроводность λ = = 159 Вт/(м·°С). Для расчета теплоотвода с поверхности торца, охлаждаемого водой, применяли зависимости коэффициента теплоотдачи от температуры охлаждаемой поверхности для случая охлаждения в воде с температурой 20 °С (рис. 2), а для расчета теплоотвода с остальных поверхностей — зависимости коэффициента

1. Химический состав образца из сплава В1341, % мас.

Способ определения	Mg	Si	Cu	Mn	Cr	Ca	Zn	Fe	Ti
Атомно-эмиссионный спектрометр с лазерным возбуждением "ЛАЭС"	0,636	0,814	0,301	0,259	0,16	—	0,06	0,19	0,07
По ТУ 1-804-428—2005 [5]	0,450...0,900	0,500...1,200	0,100...0,500	0,150...0,350	< 0,25	< 0,10	< 0,20	< 0,5	< 0,15

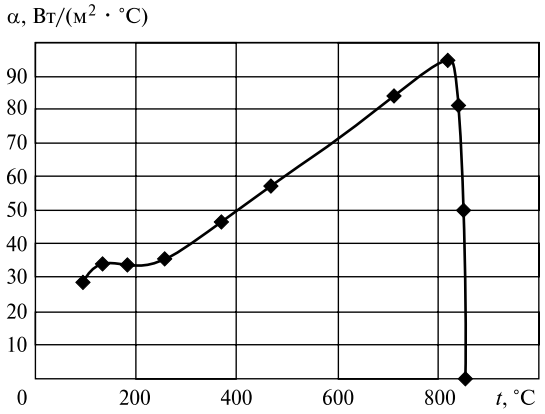


Рис. 3. Зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры охлаждаемой поверхности для случая охлаждения на воздухе с температурой 20 °С

теплоотдачи от температуры охлаждаемой поверхности для случая охлаждения на воздухе (рис. 3) [6].

Для проверки результатов построения С-образной кривой методом торцевой закалки использовали метод изотермической закалки. При изотермической закалке образцы помещали в первую печь с температурой 530 °С и выдерживали в течение 10 мин, после этого образцы быстро (за 1...2 с) переносили в соляную ванну второй печи. Соляной расплав состоял из 55 % $NaNO_3$ и 45 % $NaNO_2$. Температуру в соляной ванне поддерживали равной одной из температур: 250; 300; 350 и 400 °С, а продолжительность выдержки выбирали равной 5; 60; 120; 300 и 1200 с. После выдержки образцы немедленно охлаждали в воде.

Рис. 4. Порядок построения С-образной кривой методом торцевой закалки

После ступенчатой закалки все образцы подвергали старению в воздушной атмосфере при 170 °С в течение 14 ч. После термической обработки определяли твердость образцов и строили диаграмму достижения свойств. Твердость измеряли на твердомере ИТ5010 по методу Виккерса с нагрузкой 49,05 Н (5 кгс) и выдержкой 10 с. Аналитическое описание полученных диаграмм выполнено с применением метода подгонки программой Matlab.

Построение С-образной диаграммы методом торцевой закалки проводили по схеме, приведенной на рис. 4.

Расчет температурного поля при закалке изделия выполняли методом конечных элементов с использованием программного комплекса ANSYS. Для удобства расчета закалочного фактора аппроксимировали полученные кривые охлаждения полиномом 5-го порядка:

$$\tau = c_0 + c_1T + c_2T^2 + c_3T^3 + c_4T^4 + c_5T^5. \quad (8)$$

Кинетические параметры С-образных кривых (k_2—k_5) определяли аппроксимацией экспериментальных данных уравнением (9), полученным при логарифмировании левой и правой частей уравнения (6):

$$\ln\left(\frac{\mathrm{HV} - \mathrm{HV}_{\min}}{\mathrm{HV}_{\max} - \mathrm{HV}_{\min}}\right) = \int_{T_2}^{T_1} \frac{c_1 + c_2T + c_3T^2 + c_4T^3 + c_5T^4}{k_1k_2\exp\left(\frac{k_3k_4^2}{RT(k_4 - T)^2}\right)\exp\left(\frac{k_5}{RT}\right)}dT. \quad (9)$$

Для достижения этой цели применяли метод покоординатного спуска, реализованный с помощью пакета Matlab.

Результаты исследований и их обсуждение. Результаты измерения твердости в различных точках торцевого образца из сплава В1341 приведены в табл. 2.

Результаты расчета температур в точках торцевого образца при охлаждении от температуры закалки представлены на рис. 5.

Коэффициенты полинома, аппроксимирующего кривые охлаждения, приведены в табл. 3.

Кинетические параметры k_2—k_5 С-образных кривых, определенных методом изотермической закалки и методом торцевой закалки, представлены в табл. 4. При одновременном вычисле-

2. Твердость в различных точках торцевого образца

Расстояние от охлажденного торца, мм	HV			$\overline{HV}_{ср}$
	1	2	3	
2	117	109	115	113,67
14	114	113	117	114,67
26	110	112	108	110,00
38	106	107	103	105,33
50	100	102	105	102,33
62	94,7	96,7	94,8	95,40
74	96,4	96,5	97,6	96,83
86	94,1	90,3	95,7	93,37
96	93,0	97	94,5	94,83
111	93,9	93,9	92,7	93,50
123	92,3	93	93,2	92,83

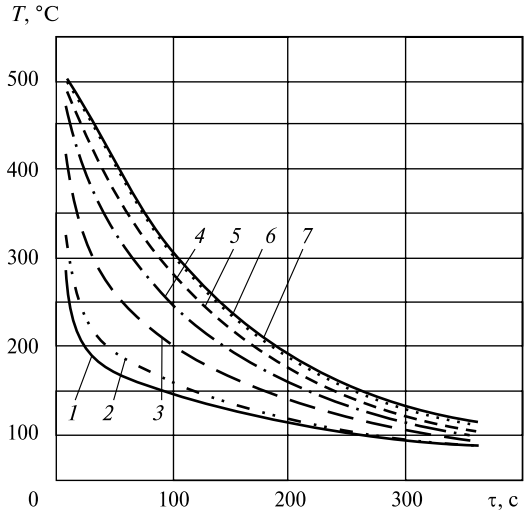


Рис. 5. Кривые охлаждения для различных точек торцевого образца:

1 — расстояние от торца 2 мм; *2* — 14 мм; *3* — 38 мм; *4* — 50 мм; *5* — 74 мм; *6* — 96 мм; *7* — 123 мм

3. Коэффициенты полинома, аппроксимирующего кривые охлаждения

Коэффициенты	Номер линии					
	1	2	3	4	5	6
c_5	$1{,}62\cdot10^{-10}$	$-9{,}97\cdot10^{-12}$	$-8{,}97\cdot10^{-12}$	$-7{,}81\cdot10^{-12}$	$-1{,}29\cdot10^{-12}$	$-9{,}06\cdot10^{-12}$
c_4	$-3{,}63\cdot10^{-7}$	$8{,}86\cdot10^{-9}$	$8{,}24\cdot10^{-9}$	$7{,}21\cdot10^{-9}$	$1{,}65\cdot10^{-9}$	$7{,}53\cdot10^{-9}$
c_3	$2{,}97\cdot10^{-4}$	$9{,}96\cdot10^{-7}$	$9{,}57\cdot10^{-7}$	$9{,}98\cdot10^{-7}$	$5{,}48\cdot10^{-7}$	$1{,}00\cdot10^{-6}$
c_2	$-1{,}02\cdot10^{-1}$	$9{,}99\cdot10^{-4}$	$1{,}00\cdot10^{-3}$	$3{,}28\cdot10^{-4}$	$-8{,}71\cdot10^{-5}$	$1{,}00\cdot10^{-3}$
c_1	9,99	−3,38	−3,61	−2,94	−1,57	−3,40
c_0	999,99	1084,17	1239,07	1135,33	779,59	1255,79

нии коэффициентов k_2, k_3 k_4, k_5 в уравнении (3) методом подгонки точность их определения снижается, поэтому часть коэффициентов, например k_4, k_5, желательно считать постоянными и их значения брать из результатов ранее выполненных работ [7] для данной группы сплавов.

По полученным значениям k_2—k_5 рассчитали диаграммы достижения твердости для сплава В1341.

Построенная диаграмма достижения твердости хорошо согласуется с расчетной диа-

4. Кинетические параметры С-образных кривых, определенные методами изотермической и торцевой закалки

Метод	k_2, с	k_3, Дж/моль	k_4, К	k_5, Дж/моль
Изотермическая закалка	$2{,}85\cdot10^{-10}$	1000	791	120 000
Торцевая закалка	$1{,}95\cdot10^{-11}$	1665	791	120 000

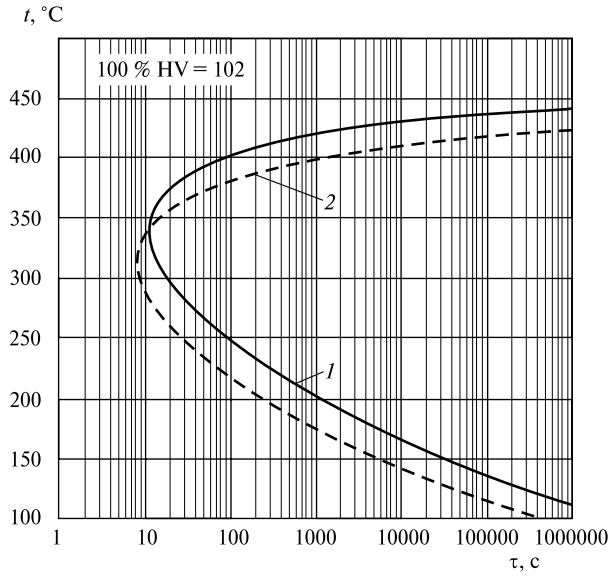


Рис. 6. Диаграмма достижения 95%-ной твердости (С-образных кривых) сплава В1341:

1 — метод изотермической закалки; *2* — метод торцевой закалки

5. Влияние легирующих элементов на положение С-образной кривой

Mg	Si	Cu	Mn	Cr	Ca	Zn	Fe	Ti	t, °C	t_C, с
% мас.										
0,450...0,900	0,500...1,200	0,100...0,500	0,150...0,350	<0,25	<0,10	<0,20	<0,5	<0,15	—	—
0,636	0,814	0,301	0,259	0,16	—	0,06	0,19	0,07	370	14,70
0,450	0,50	—	—	—	—	—	—	—	340	61,22
0,900	1,200	—	—	—	—	—	—	—	380	11,30

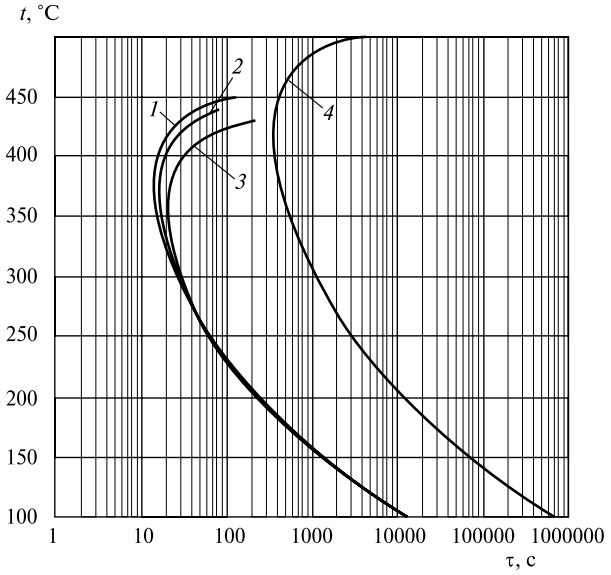


Рис. 7. Диаграмма изотермического распада сплава В1341: *1* — B^{I}; *2* — β^{I}-фаза; *3* — β^{II}-фаза; *4* — β-фаза (Mg_2Si)

граммой изотермического распада данного сплава при процентной доли выделений, равной 0,5 % от их максимально возможного количества (рис. 6). Как показали расчеты, при изменении химического состава сплава в диапазоне, регламентированном техническими условиями, положение крайней левой точки диаграммы изотермического распада может изменяться на 30 °С, а время, необходимое для образования 0,5 % выделений, — в 3—4 раза (табл. 5).

Заключение. Метод торцевой закалки можно использовать для построения диаграмм достижения свойств, наличие которых при применении теории закалочного фактора позволяет прогнозировать изменение свойств (твердости, временного сопротивления и т.д.) изделий из термически упрочняемых алюминиевых сплавов.

Данный метод построения С-образной кривой по сравнению с традиционным методом имеет следующие преимущества:

- быстрый и малозатратный способ построения при погрешности не больше 5 %;
- данные, полученные методом торцевой закалки, дают полную картину изменения свойств материала при охлаждении, так как при торцевой закалке сплав охлаждается в широком диапазоне скоростей, от самых высоких (при прямом касании с водой) до очень низких значений (в самом удаленном от охлаждаемого водой торца месте).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Staley J.T., Doherty R.D., Jaworski A.P.** // Metal Trans. 1993. № 24A. P. 2417—2427.

2. **Влияние** скорости охлаждения при закалке на структуру и свойства сплава В91Т3 системы Al—Zn—Mg—Cu / Ю.А. Пучков, Ван Яньлун, С.Л. Березина, С.А. Прудиус, В.С. Шмелева, А.Ю. Ампилогов // Технология металлов. 2010. № 8. С. 15—21.

3. **Прогнозирование** свойств деталей из сплава В91Т3 системы Al—Zn—Mg—Cu / Ю.А. Пучков, Ван Яньлун, С.А. Герасимов, Г.Г. Мухин, С.П. Щербаков, В.А. Ларкин // Заготовительные производства в машиностроении. 2010. № 8. С. 37—42.

4. **Исследование** распада переохлажденного твердого раствора сплава В91 системы Al—Zn—Mg—Cu / Ю.А. Пучков, Ван Яньлун, В.М. Полянский, Ван Ян Вей, Вен Джиц Зан, Э.А. Елисеев // Металловедение и термическая обработка металлов. 2010. № 8. С. 16—22.

5. **Овчинников В.В., Грушко О.Е.** Высокотехнологичный свариваемый алюминиевый сплав В1341 системы Al—Mg—Si // Машиностроение и инженерное образование. 2005. № 3. С. 2—11.

6. **The Measurement** and Calculation of Heat Transfer Coefficient under Different Cooling Conditions / Yuan Jian, Zhang Wei-min, Liu Zhan-Cang, Chen Nai-lu, Wang Ming-hua, Xu Jun // Trans Mater. Heat. Treat. 2005. V. 26. No. 4. P. 115—119.

7. **Darko Simonovic, Marcel H.F.** SluiterImpurity diffusion activation energies in Al from first principles // Physical review. 2009. № B 79. 054304. P. 1—12.

Юрий Александрович Пучков, канд. техн. наук,
putchkov_bmstu@mail.ru;
Фам Хонг Фу

УДК 669.017

Чеэрова М.Н., Комарова Т.В., Дубинский В.Н.
(Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева)

Разработка мер по повышению качества пружинной термически обработанной проволоки

Приведены практические рекомендации по оптимизации маршрутов волочения и корректировке температуры аустенитизации при закалке, направленные на повышение уровня и равномерности механических свойств пружинной термически обработанной проволоки. В качестве критерия оценки комплекса механических свойств, определяемого уровнем характеристик прочности и пластичности, предложен обобщенный показатель качества D. Показано, что предложенные рекомендации обеспечивают увеличение D в 1,5—2 раза.

Ключевые слова: пружинная проволока; локальная неравномерность свойств; внутренняя дефектность; структурная неоднородность; критерий зарождения трещины; температура аустенитизации; обобщенный показатель качества.

Practical recommendations for route optimization and adjustment of drawing austenitizing temperature quenching, aimed at improving the uniformity and mechanical properties of heat-treated spring wire are given. As criterion for evaluation of complex mechanical properties, determined by the level characteristics of both strength and ductility, proposed generalized indicator of quality D. It is shown that the proposed recommendations provide increase in D by 1.5—2 times.

Keywords: spring wire; local non-uniformity of properties; internal defects; structural heterogeneity; criterion for crack initiation; austenitizing temperature; generalized indicator of quality.

В условиях рыночной экономики перед предприятиями стоит непростая задача повышения качества при снижении себестоимости выпускаемой продукции.

В данной работе предложен комплекс мер, позволяющий оптимизировать технологический процесс производства пружинной термически обработанной проволоки ответственного назначения, изготовляемой согласно ГОСТ 1071.

Основным недостатком этого вида металлопродукции является нестабильность механических характеристик (временного сопротивления $\sigma_в$, числа перегибов n, числа кручений k) по длине мотка и, в частности, их разброс на соседних образцах небольшой длины (что особенно характерно для числа кручений). Как показали исследования [1, 2], это явление *локальной неравномерности свойств* (ЛНС) свойственно термически обработанной проволоке разных производителей.

Будучи скрытым дефектом, не выявляемым при стандартных испытаниях, ЛНС приводит к нестабильности свойств пружин, даже изготовленных из одного мотка, что недопустимо при использовании их в высоконагруженных и ответственных узлах машиностроения.

При комплексном исследовании технологического процесса изготовления проволоки, включающего в себя холодную пластическую деформацию (волочение из заготовок с разной микроструктурой), предварительную, промежуточную и окончательную термическую обработку (ТО), установлено, что ЛНС имеет два источника:

— дефектность, накапливаемую при волочении, степень развития которой зависит от рациональности технологической схемы (наличия и режимов предварительной и промежуточной ТО; степени холодной пластической деформации);

— структурную неоднородность проволоки, формирующуюся при окончательной ТО (закалке с отпуском), особенностью которой является ускоренный нагрев с кратковременными выдержками, позволяющий сохранить субструктуру, образованную при волочении.

Целью работы, являющейся завершающим этапом исследований ЛНС [1, 2], является разработка практических рекомендаций, направленных на повышение уровня и равномерности механических свойств термически обработанной проволоки.

В качестве объекта исследования выбрана проволока ответственного назначения марки А по ГОСТ 1071 из сталей 51ХФА, 70ХГФА (I класса) и 68А, 65ГА (II класса).

Учитывая выявленные причины появления ЛНС, оптимизацию технологического процесса изготовления проволоки необходимо проводить по двум направлениям:

1) разработка рациональной технологической схемы изготовления проволоки, позволяющей уменьшить степень внутренней дефектности, накапливающейся при волочении;

2) корректировка режима окончательной ТО, а именно температуры аустенитизации при закалке.

Разработка мер по уменьшению степени внутренней дефектности. Использован новый подход к оптимизации технологической схемы изготовления проволоки на основе критерия зарождения трещины $K_{з.т}$ [3], количественно определяющего способность материала сопротивляться возникновению трещин при нагружении, который рассчитывают по формуле

$$K_{з.т} = \frac{W_c}{\sigma_т}, \qquad (1)$$

где W_c — предельная удельная энергия, затраченная на деформацию материала до момента разрушения, МДж/м^3, и определяемая по формуле Л. Жильмо [4]:

$$W_c = \frac{\sigma_т + \sigma_к}{2}\varepsilon^{пред} = \frac{\sigma_т + \sigma_к}{2}\ln\frac{1}{1-\psi}; \qquad (2)$$

$\sigma_т$ — предел текучести;

$\sigma_к$ — истинное сопротивление разрушению;

$\varepsilon^{пред}$ — истинное сужение площади поперечного сечения образца к моменту разрушения;

ψ — относительное сужение образца.

Этот критерий является более объективной характеристикой внутренней дефектности (поврежденности) проволоки по сравнению со стандартными механическими характеристиками. Вероятность появления микротрещин тем ниже, чем выше уровень $K_{з.т}$ [5].

Полученные в работе [1] зависимости критерия зарождения трещины в холоднодеформированной проволоке от структуры исходной заготовки и степени деформации позволяют установить оптимальные маршруты волочения, определить необходимость проведения предварительной и промежуточной ТО, их место в технологическом цикле, оптимальные степени деформации между предварительной и промежуточной ТО.

Оптимальными степенями предварительной холодной пластической деформации (ПХПД) являются такие, которые при данной структуре заготовки обеспечивают достижение максимального значения $K_{з.т}$ (см. рисунок). Поврежденность проволоки при таких степенях уменьшается в результате формирования благоприятной ячеистой структуры прежде, чем происходит существенное накопление дефектов (микропор), и потому способной локализовать их. Оптимальные суммарные степени деформации при разной структуре заготовки под волочение приведены в табл. 1.

Примеры оптимизации маршрута волочения проволоки приведены в табл. 2.

1. Оптимальные суммарные степени деформации проволоки при различной структуре заготовки под волочение [1]

Исходное состояние	Структура заготовки	Оптимальные обжатия, %, для различных марок сталей			
		68А	65ГА	51ХФА	70ХГФА
Горячекатаное (г/к)	ПРСД	26...32	35...40	—	—
Нормализованное	ПСД	32...38	45...50	40...43	—
Отожженное	ЗП	—	—	>50	—
Патентированное	ТПП	72...76	45...52	—	58...62
Бейнитированное	НБ	—	—	—	44...46

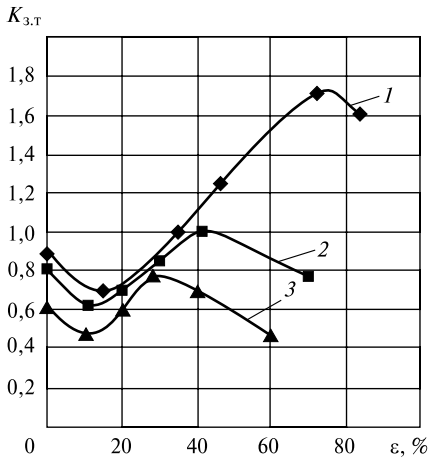
Обозначения: ПРСД — перлит разной степени дисперсности; ПСД — перлит средней степени дисперсности; ЗП — зернистый перлит; ТПП — тонкопластинчатый перлит; НБ — нижний бейнит.

2. Пример оптимизации маршрутов волочения проволоки из стали 68А

Диаметр проволоки, мм	Действующая схема*				Рекомендуемая схема					Результат	
	Маршрут волочения	Степень деформации		Вывод	Мероприятия	Маршрут волочения	Степень деформации		Вывод	Затраты	Преимущества
		действующая $\varepsilon_д$	оптимальная $\varepsilon_{опт}$				рекомендуемая $\varepsilon_р$	оптимальная $\varepsilon_{опт}$			
5,0	г/к 6,5 → 5,0	40,5	26...32	$\varepsilon_д > \varepsilon_{опт}$	Введение предварительной ТО — нормализации	△6,5 → 5,0	40,5	32...38	$\varepsilon_р$ близка к оптимальной	Дополнительная нормализация	Увеличение $K_{з.т}$ в 1,45 раза, уменьшение вариации кручений
3,4	г/к 6,5 → → 4,6 – (4,6) → 3,4	53	26...32	$\varepsilon_д > \varepsilon_{опт}$	Использование патентирования в качестве предварительной ТО (вместо промежуточной ТО)	(6,5) → 3,4	72,5	72...76	Оптимальная	—	1. Увеличение $K_{з.т}$ в 1,5 раза, уменьшение вариации кручений. 2. Сокращение одной операции – травления (уменьшение затрат и потерь металла). 3. Уменьшение трудоемкости патентирования
		45	72...76	$\varepsilon_д < \varepsilon_{опт}$							
3,0	г/к 6,5 → → 4,6 – (4,6) → 3,0	53	26...32	$\varepsilon_д > \varepsilon_{опт}$	Перераспределение степеней деформации до и после промежуточной ТО	г/к 6,5 → 5,5	28	26...32	Оптимальная	—	1. Увеличение $K_{з.т}$ в 1,2 раза. 2. Уменьшение вариации кручений. 3. Уменьшение трудоемкости патентирования
		57	72...76	$\varepsilon_д < \varepsilon_{опт}$		(5,5) → 3,0	70,5	72...76	Близка к оптимальной		

*Схема, принятая на специализированном предприятии по изготовлению метизной продукции для Автопрома.

Обозначения: ◯ — нормализация; △ — патентирование.



Влияние степени ПХПД на критерий зарождения трещины в холоднотянутой проволоке из стали 68А:

1 — после патентирования; *2* — после нормализации; *3* — после горячей прокатки

Мерами, обеспечивающими достижение оптимальных степеней деформации, могут быть следующие:

— введение дополнительной предварительной термической обработки;

— изменение вида ТО (вместо нормализации — патентирование, обеспечивающее больший ресурс пластичности);

— перераспределение степеней деформации между ТО.

Некоторые из этих мер требуют дополнительных затрат, но уменьшают вариацию числа кручений до разрушения, повышают $K_{з.т}$; другие — позволяют получить определенный экономический выигрыш (например, в результате сокращения числа травлений, снижения трудоемкости патентирования вследствие уменьшения длины мотка при осуществлении его на большем диаметре проволоки).

Оптимизация параметра режима окончательной термической обработки. При использовании рациональной схемы технологического процесса дополнительным резервом повышения уровня и равномерности свойств проволоки является оптимизация температуры закалки и, соответственно, процесса аустенитизации, позволяющая уменьшить структурную неоднородность, обусловленную различным уровнем характеристик состояния аустенита.

В качестве последних для пружинной проволоки в силу кратковременности выдержек при аустенитизации выступают величина зерна $D_{усл}$, разнозернистость R, степень негомогенности по химическому составу N, а также плотность дислокаций в мартенсите ρ, коррелирующая с этим показателем в аустените, в результате наследования субструктуры при $\alpha \to \gamma$-превращении.

Как показали исследования, температура нагрева под закалку должна назначаться не просто в соответствии с критической температурой для данной марки стали, как это обычно принято, а дифференцировано: с учетом влияния степеней деформации при ПХПД и исходной структуры заготовки под волочение.

Оптимальной температурой аустенитизации является такая, при которой достигается максимальное значение обобщенного показателя состояния аустенита P, обеспечивающее оптимальное (компромиссное) соотношение характеристик аустенита, влияющих на механические свойства проволоки разнонаправленно.

Величина P имеет смысл среднего геометрического и определяется в соответствии с рекомендациями Ф.С. Новика (см. кн.: Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. М.-София: Машиностроение-Техника, 1986. 304 с.) по формуле

$$P = \frac{1}{\sqrt[n]{p_1 p_2 \cdots p_n}}. \qquad (3)$$

3. Практические рекомендации по оптимизации технологического процесса изготовления проволоки

Марка стали	Исходная структура	ε, %	Температура аустенитизации, °С	
			рекомендуемая $T_р$	существующая в производстве $T_с$
68А	Тонкопластинчатый перлит	74	820	880
65ГА		56	820	900
70ХГФА	НБ	64	900	830
65ГА	ЗП	23	860	860
65ГА	ПСД	23	820	860
65ГА		56	820	860

Примечание: Значения $T_с$ определены непосредственным замером температуры на металле с помощью контрольной термопары, присоединенной к проволоке, в процессе термической обработки по технологическому режиму на действующем оборудовании.

4. Сравнение уровня и равномерности механических свойств термически обработанной проволоки при оптимальных степенях деформации для существующей в производстве и рекомендуемой температуре аустенитизации

Маркоразмер	Структура заготовки под волочение	Степень ПХПД, %	Температура аустенитизации, °С		Относительное изменение показателей качества по рекомендуемым и существующим режимам аустенитизации*		
			рекомендуемая $T_р$	существующая $T_с$	Обобщенный показатель качества стандартных механических свойств $D_{отн} = \frac{D_р}{D_с}$	Число кручений $k_{отн} = \frac{k_р}{k_с}$	Коэффициент вариации числа кручений* $\gamma_{отн} = \frac{\gamma_р}{\gamma_с}$
65ГА ∅3,0 мм	ТПП	56	820	900	1,3	1,15	3,5
68А ∅2,1 мм	ТПП	74	820	880	1,59	1,5	5,2
70ХГФА ∅3,5 мм	НБ	65	900	830	1,98	2	3,9

* Коэффициент вариации числа кручений γ рассчитывали по формуле $\gamma = \frac{\sigma_k}{\bar{k}}$ (где σ_k — среднеквадратичное отклонение числа кручений; $\bar{k}$ — среднее значение числа кручений).

Для исследуемых параметров формула (2) принимает вид:

$$P = \frac{1}{\sqrt[4]{D_{усл}^{отн} R N \rho_{отн}^{-1}}}, \quad (4)$$

где $D_{усл}^{отн} = D_t/D_{780\,°C}$; $\rho_{отн} = \rho_t/\rho_{780\,°C}$.

Чем меньше значения характеристик $D_{усл}$, R, N и больше величина $\rho_{отн}$, тем выше значение P.

Температуры, при которых достигаются максимальные значения P, приведены в табл. 3.

Использование рациональных технологических схем изготовления проволоки и режимов аустенитизации при закалке позволяет повысить уровень и равномерность механических свойств, что видно из результатов, представленных в табл. 4.

Для оценки комплекса механических свойств, определяемого уровнем характеристик прочности и пластичности, можно использовать обобщенный показатель качества D, имеющий смысл функции желательности, поскольку в нем учитываются требования стандарта по уровню механических характеристик.

В соответствии с рекомендациями Ф.С. Новика, показатель D рассчитывали по формуле

$$D = \frac{\left(\sigma_в - \left(\frac{\sigma_в^{max} + \sigma_в^{min}}{2}\right)\right)^2}{\left(\frac{\sigma_в^{max} - \sigma_в^{min}}{2}\right)^2} + \left(\frac{k - k_{min}}{k_{min}}\right)^2 + \left(\frac{n - n_{min}}{n_{min}}\right)^2, \quad (5)$$

где $\sigma_в^{max}$, $\sigma_в^{min}$ — двусторонние ограничения значений предела прочности для проволоки данного размера по ГОСТ 1071; k_{min}, n_{min} — норма кручений и перегибов, имеющих односторонние ограничения согласно тому же стандарту.

Как видно из табл. 4, в результате предложенных мер возможно повышение общего уровня механических свойств, характеризуемого с помощью обобщенного показателя качества (по стандартным механическим свойствам), и равномерности числа кручений (до разрушения) по длине мотка.

Заключение. Одной из проблем обеспечения качества пружинной термически обработанной проволоки является локальная неравномерность свойств по длине мотка, причинами которой является внутренняя дефектность, накапливаемая при волочении, и структурная неоднородность, формирующаяся при окончательной термической обработке.

Оптимизацию технологического процесса изготовления проволоки проводили по двум направлениям: разработке рациональной технологической схемы изготовления проволоки и корректировке температуры аустенитизации при окончательной термической обработке.

Показана эффективность применения критерия зарождения трещины $K_{з.т}$ для оптимизации маршрутов волочения проволоки из стали 68А.

Предложенные маршруты волочения и корректировка температуры аустенитизации при закалке обеспечивают увеличение обобщенного показателя качества D и равномерности свойств по длине мотка, и, таким образом, повышение качества продукции.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Уменьшение** неравномерности механических свойств пружинной термически обработанной проволоки / Т.В. Комарова, В.А. Скуднов, М.Н. Гаврова // Заготовительные производства в машиностроении. 2008. № 7. С. 39—45.

2. **Структурная** неоднородность в пружинной термически обработанной проволоке / Т.В. Комарова, М.Н. Чеэрова, Н.Н. Терентьева // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 4. С. 37—45.

3. **Скуднов В.А.** Новые комплексы разрушения синергетики для оценки состояния стали // Материаловедение и металлургия: сб. науч. тр. Н. Новгород: НГТУ, 2003. С. 155—159.

4. **Скуднов В.А.** Деформация и разрушение металлов с позиций синергетики // Физические технологии в машиноведении: сб. науч. тр. Н. Новгород: НГТУ, 1998. С. 97—99.

5. **Скуднов В.А.** Синергетика явлений и процессов в металловедении, упрочняющих технологиях и разрушении: учеб. пособие. Н. Новгород: НГТУ, 2011. 198 с.

Маргарита Николаевна Чеэрова, канд. техн. наук,
gavrita@yandex.ru;
Татьяна Владимировна Комарова, канд. техн. наук;
Владимир Наумович Дубинский, канд. техн. наук

УДК 621.762

Л.С. Кохан, А.В. Шульгин
(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ)),
В.И. Пунин
(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)

Технологические основы производства слоистых композиционных прямоугольных заготовок из металлических порошков

Рассмотрены технологические процессы шихтования и компактирования слоистых композиционных прямоугольных заготовок из металлических порошков. Установлены необходимые зависимости для определения параметров напряженно-деформированного состояния и плотности по слоям и всей заготовке, по выбору штампового инструмента и оборудования. Приведена методика для отработки качества получаемых заготовок и изделий.

Ключевые слова: композиты; порошки; плотность; концентрация; контактные давления; компактирование.

Technological processes of blending and compaction of layered composite rectangular preparations made of metal powders are considered. Necessary dependences for determination of parameters of intense the deformed condition and density on layers and all preparation, at the choice of the punching tool and the equipment are established. The technique for working off of quality of received preparations and products is given.

Keywords: composites; powders; density; concentration; contact pressure; compaction.

В ряде отраслей промышленности широкое применение находят слоистые композиционные материалы на основе металлических порошков. Использование слоистых материалов определяется заданными свойствами изделия, такими как электропроводность, теплопроводность, пластичность, прочность и т.д. Однако ограниченная растворимость одних металлов с другими при образовании композиционных сплавов ставит задачу применения порошковых металлических материалов после их компактирования и спекания.

В работе исследовано получение заготовок из двухслойного композиционного материала прямоугольного сечения из порошков меди, железа, хрома и никеля.

Для первого слоя "медь—железо" с заданными свойствами электропроводности требуется выбор определенного соотношения массы меди и железа в слое $\frac{m_м}{m_ж}$. Для второго слоя — "никель—хром" задаются коррозионные свойства, что также требует соотношения массы никеля и хрома в слое $\frac{m_н}{m_х}$.

После смешивания шихты в виде слоев "медь—железо" и "никель—хром" осуществляется компактирование с последующим спеканием заготовок.

Рассмотрим процесс получения прямоугольных заготовок.

Выбираем первым слоем композита слой "медь—железо" с массой медного порошка $m_м = 60$ г, железного порошка $m_ж = 30$ г, тогда в слое "медь—железо" концентрация составила:

по медному порошку

$$K_м = \frac{m_м}{m_м + m_ж} = 0,667,$$

по железному порошку

$$K_ж = \frac{m_ж}{m_ж + m_м} = 0,333.$$

Соответственно удельная электропроводность слоя:

$$R_{сл1} = R_м K_м + R_ж K_ж$$

и при удельной электропроводности $R_м = 0,017$ Ом·мм^2/м, $R_ж = 0,02$ Ом·мм^2/м, $R_{сл1} = 0,018$ Ом·мм^2/м.

Аналогично по заданным свойствам подбираются массы компонентов второго слоя "хром—никель" порошка: хрома $m_х = 30$ г, никелевого порошка $m_н = 20$ г и их концентрации $K_х = 0,6$ и $K_н = 0,4$.

Особенностью процесса является то, что при компактировании объединение двух слоев возникает при установлении одинаковых контактных сил или с учетом контактных площадей равенство давлений [1—3]:

$$\sigma_1 \bar{\rho}_1^{n_1} = \sigma_2 \bar{\rho}_2^{n_2}, \qquad (1)$$

где $\bar{\rho}_1^{n_1}$, $\bar{\rho}_2^{n_2}$ — плотности первого и второго слоев при соответствующих коэффициентах пористости.

Давление в верхнем слое равно

$$\sigma_1 = \sigma_м K_м + \sigma_ж K_ж.$$

Сопротивление пластической деформации при горячем компактировании для меди $\sigma_м = 40$ МПа, для железа $\sigma_ж = 100$ МПа. Следовательно, давление в первом слое $\sigma_1 = 60$ МПа, а давление во втором слое при $\sigma_х = 60$ МПа, $\sigma_н = 70$ МПа будет равно $\sigma_2 = 64$ МПа.

При коэффициентах $n_м = 2$; $n_ж = 3$; $n_х = 2,15$ и $n_н = 2,3$ в первом слое коэффициент пористости будет равен $n_1 = 2,3$, во втором слое $n_2 = 2,15$.

Устанавливаем связь плотностей по формуле (1)

$$60\bar{\rho}_1^{2,3} = 64\bar{\rho}_2^{2,15},$$

следовательно:

$$\bar{\rho}_1 = \left(\frac{60}{64}\right)^{1/2,3} \bar{\rho}_2^{2,15/2,3} = 1,028\bar{\rho}_2^{0,923}. \qquad (2)$$

Проведем линеаризацию полученной степенной функции (2) в виде:

$$\bar{\rho}_1 = A + B\bar{\rho}_2 \qquad (3)$$

в интервале от начальной плотности шихты $\bar{\rho}_0 = 0,4$ до плотности заготовки после компактирования $\bar{\rho}_{заг} = 0,7$, тогда по этим двум плотностям $\bar{\rho}_2 = 0,4...0,7$ по зависимости (3) получим $\bar{\rho}_1 = 0,441...0,74$, $B = 0,997$ и $A = 0,042$, следовательно:

$$\bar{\rho}_1 = 0,042 + 0,997\bar{\rho}_2. \qquad (4)$$

Проверяем зависимость (4) по средней величине интервала для $\bar{\rho}_2 = 0,6$, тогда $\bar{\rho}_1 = 0,64$.

По общей заданной плотности материала заготовки:

$$\bar{\rho}_{заг} = 0,7 = \bar{\rho}_1 K_1 + \bar{\rho}_2 K_2 = \\ = \left(0,042 + 0,997\bar{\rho}_2\right) K_1 + \bar{\rho}_2 K_2.$$

Определяем $\bar{\rho}_2 = \dfrac{\bar{\rho}_{заг} - 0,042K_1}{K_2 + 0,997K_1}$ и концентрацию компонентов в первом слое $K = \dfrac{m_м + m_н}{m_ж + m_м + m_н + m_х} = 0,643$ и во втором слое $K_2 = \dfrac{m_н + m_х}{m_ж + m_м + m_н + m_х} = 0,357.$

Соответственно, относительные плотности во втором и первом слое:

$$\bar{\rho}_2 = 0,674 \text{ и } \bar{\rho}_1 = 0,714.$$

Проверяем расчет $\bar{\rho}_{заг} = 0,7$.

Второй особенностью при получении слоистых композиционных материалов из металлических порошков является выбор силы, который проводим используя полученные плотности слоев.

Для первого слоя соотношение плотностей составит:

$$\bar{\rho}_ж = \bar{\rho}_м^{n_м/n_ж}\left(\frac{\sigma_м}{\sigma_ж}\right)^{1/n_ж} = 0,737\bar{\rho}_м^{0,667}.$$

По приведенной выше методике проводим линеаризацию $\bar{\rho}_ж = 0,603\bar{\rho}_м + 0,159$, тогда при плотности первого слоя $\bar{\rho}_1 = 0,714$ плотность $\bar{\rho}_м = 0,768$ и $\bar{\rho}_ж = 0,622$.

С полученными данными для первого слоя сопротивление пластической деформации $\sigma_{т1} = 24,7$ МПа. Для второго слоя соотношение плотностей $\bar{\rho}_х = 1,1\bar{\rho}_н - 0,337$. Из общей плотности второго слоя получим $\bar{\rho}_н = 0,654$ и $\bar{\rho}_х = 0,682$. Для второго слоя $\sigma_{т2} = 25,3$ МПа. Различие между слоями 2,3 %.

Подбор оборудования и штампа определяем методом баланса работ.

Предварительно для штампа с размерами $A \times B = 40\times30$ мм, предназначенного для компактирования, определяем высоту засыпки шихты. С этой целью по удельной массе компонентов: $\gamma_м$ = 8,96 г/см^3, $\gamma_ж$ = 7,85 г/см^3, $\gamma_х$ = 7,15 г/см^3, $\gamma_н$ = 8,9 г/см^3 и их концентрации по всему объему заготовки $K'_м = 0,428$, $K'_ж = 0,214$, $K'_н = 0,143$, $K'_х = 0,214$.

Следовательно, удельная масса шихты

$$\gamma_ш = 8,305 \text{ г/см}^3.$$

По общей массе и плотности шихты $\bar{\rho}_ш = 0,4$ определяем насыпную высоту $H_ш = \dfrac{m}{AB\gamma_ш\rho_ш} = 35,12$ мм. При компактировании $\bar{\rho}_{заг} = 0,7$, $H_{заг} = 20$ мм.

Соответственно, деформация обжатия $\varepsilon = 0,43$ или по плотности $\varepsilon = 0,429$. С полученными результатами относительная работа деформации

$$\bar{A}_д = AB\bar{\rho}_{заг}\ln\frac{1}{1-\varepsilon} = 9443,6.$$

Относительная работа трения в штампе проходит по двум торцам и боковой поверхности:

$$\bar{A}_{тр} = f\left[\frac{AB(A+B)}{3} + \frac{2(A+B)H_ш^2}{2}\right] = 35\ 818,9,$$

где f = 0,31 — коэффициент трения.

Общая внутренняя работа $\bar{A}_{общ} = 45\ 262,2$.

Внешняя работа инструмента

$$\bar{A}_{вн} = \bar{\sigma}_{ср}AB\left(H_ш + H_{заг}\right) = 18\ 144\bar{\sigma}_{ср}.$$

Откуда $\bar{\sigma}_{ср} = 2,5$, таким образом, сила компактирования при коэффициенте упрочнения $K_{упр}$ = 1,8 будет равна $P = \left(\dfrac{\sigma_{т1} + \sigma_{т2}}{2}\right)\bar{\sigma}_{ср}AB \times$ $\times K_{упр}$ = 136 620 Н. Экспериментальная проверка установила, что P = 140 000 Н, отличие от расчетного 2,86 %.

Устойчивость процесса компактирования проявляется при выпрессовке заготовки из штампа.

В первом слое сопротивление пластической деформации $\sigma_{т1} = 44,86$ МПа, а во втором слое — $\sigma_{т2} = 46,5$ МПа.

Согласно кривой упрочнения направление раздачи определяет зависимость $\varepsilon_{раз} = \dfrac{\sigma_т \cdot 0,002}{\sigma_{т0}}$, следовательно, для первого слоя $\varepsilon^1_{раз} = 0,0036$ и $\Delta A_1 = 0,145$ мм; для второго слоя $\varepsilon^2_{раз} = 0,00367$ и $\Delta A_2 = 0,147$ мм. Различие размеров $\Delta = 0,002$ мм.

Оценим раздаточные напряжения. У первого слоя модуль упругости

$$E_1 = E_ж\rho_ж^{n_ж}K_ж + E_м\rho_м^{n_м}K_м = 42\ 690 \text{ МПа},$$

тогда $\sigma^1_{раз} = E_1\varepsilon^1_{раз} = 153,6$ МПа.

Для второго слоя модуль упругости

$$E_2 = E_н\rho_н^{n_н}K_н + E_х\rho_х^{n_х}K_х = 43\ 300 \text{ МПа},$$

тогда $\sigma^2_{раз} = E_2\varepsilon^2_{раз} = 158,9$ МПа. Откуда напряжение $\Delta\sigma_{раз} = 5,3$ МПа, что намного меньше предела прочности.

Помимо наружных силовых проверок при изготовлении слоистых композиционных материалов требуется проводить проверку внутренней сплошности заготовки. Для этого используется методика В.А. Колмогорова.

Для заданного технического режима вычисляем степень деформации сдвига $\lambda = 2\sqrt{\varepsilon^2 + \varepsilon_r^2 + \varepsilon\varepsilon_r}$. При $\varepsilon_r = \frac{1}{\sqrt{1-\varepsilon}} - 1 = 0,323$ величина $\lambda = 0,774$. Разрушающая деформация сдвига $\lambda_р$ определяется жесткостью напряженно-деформированного состояния $K_ж = \frac{\sigma_{ср}}{\sqrt{3}} = 1,092$. По диаграммам пластичности устанавливаем величины $\lambda_р$ для всех компонентов материала: $\lambda_р^м = 8,2$; $\lambda_р^ж = 9,2$; $\lambda_р^н = 10,2$; $\lambda_р^х = 8,7$.

Тогда для первого слоя $\lambda_{р1} = \lambda_р^ж K_ж + \lambda_р^м K_м =$ $= 8,533$, для второго слоя $\lambda_{р2} = 9,3$.

Соответственно, запас использования ресурса пластичности $\psi_1 = \frac{\lambda}{\lambda_{р1}} = 0,091 < [\psi] = 0,2$ и $\psi_2 = \frac{\lambda}{\lambda_{р2}} = 0,083 < [\psi] = 0,2$.

Таким образом, существенное различие допускаемых величин подтверждает отсутствие внутренних трещин в заготовке и выбор технологического процесса производства.

Проведенные лабораторные исследования и промышленное опробование подтвердили перспективность предложенного технологического режима обработки многослойных композиционных изделий из металлических порошков.

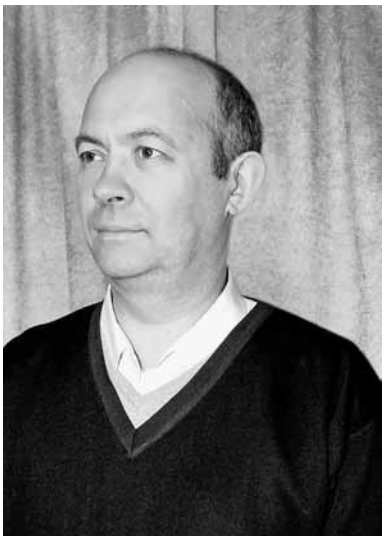
БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Кохан Л.С., Шульгин А.В.** Новое в теории формообразования композиционных порошковых материалов. М.: МГВМИ, 2011. 20 с.

2. **Обработка** давлением металлических материалов / Л.С. Кохан, А.Б. Коростелев, И.Г. Роберов, Н.А. Мочалов. М.: МГВМИ, 2009. 520 с.

3. **Kokhan L.S., Shulgin A.V., Semenova L.M.** Physico-Mechanical Properties of an Iron—Copper—Zinc Composite // Metallurgist. 2010. V. 54. № 7—8. P. 468—471.

Лев Соломонович Кохан, д-р техн. наук;
Александр Васильевич Шульгин, канд. техн. наук;
Владимир Иванович Пунин, канд. техн. наук,
vipunin@mail.ru



Поздравляем

Андрея Юрьевича Коротченко,

кандидата технических наук

с 55-летием!

Андрей Юрьевич Коротченко родился 25 марта 1960 г. в г. Березе Брестской области.

Окончил МВТУ им. Н.Э. Баумана по специальности "Машины и технология литейного производства" в 1983 г. Ученая степень кандидата технических наук присуждена в 1989 г., доцент с 2011 г. В феврале текущего года Андрей Юрьевич защитил диссертацию на соискание ученой степени доктора технических наук.

Всю жизнь работает в МГТУ им. Н.Э. Баумана в должностях от инженера (1983—1985 гг.) до заведующего кафедрой "Литейные технологии" (с 2011 г. по настоящее время). В течение 12 лет работал заместителем декана факультета "Машиностроительные технологии".

Андрей Юрьевич — автор более 40 печатных научных трудов, 5 изобретений, член-корреспондент Академии проблем качества с 2011 г., член редакционного совета журнала "Заготовительные производства в машиностроении".

Внес вклад в развитие теории уплотнения формовочных смесей под действием статических и динамических нагрузок. Сформулированные принципы уплотнения формовочной смеси нашли свое воплощение в 12 новых конструкциях виброударных механизмов.

Им предложена методология проектирования технологического процесса изготовления фасонных литых заготовок в песчаных формах с заданными служебными свойствами на основе единой реологической модели и новых критериальных зависимостей.

В его работах доказана на примерах изготовления отливок и литейных форм новизна и перспективность использования новых способов изготовления разовых литейных форм и новых критериальных решений и систем моделирования литейных процессов для получения требуемых служебных свойств отливок. Введены новые критерии для оценки образования пористости в отливках и обобщенный параметрический критерий оценки вероятности образования бездефектных зон в песчаной форме и затвердевающей отливке.

Андрей Юрьевич установил, что если для описания разных этапов технологического процесса используется одна и та же реологическая модель и единый критерий качества, то по аналогии можно утверждать: технологические приемы, разработанные для повышения качества какого-либо из этапов технологического процесса, могут быть использованы для повышения качества любого другого этапа технологического процесса.

Коллектив редакции и редакционный совет журнала желают Андрею Юрьевичу здоровья, благополучия и дальнейших творческих успехов на благо России!

ООО "Издательство **Машиностроение"**, 107076, Москва, Стромынский пер., 4
Учредитель ООО "Издательство Машиностроение". **E-mail: zpm@mashin.ru**
Тел. редакции журнала: (499) 268-47-19, 269-54-96. http://www.mashin.ru
Дизайнер *Подживотов К.Ю.* Технический редактор *Патрушева Е.М.* Корректор *Сажина Л.И.*
Сдано в набор 21.01.2015. Подписано в печать 11.03.2015. Формат 60 × 88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Адвансед солюшнз".
119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1. Сайт: **www.aov.ru**
Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.