ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

№ 5 май 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

Леушина Л.И., Кошелев О.С., Леушин И.О. Повышение энергоэффективности стального литья по выплавляемым моделям 3
Цурихин С.Н., Кязымов Ф.А., Бальбеков Р.Р. Методика исследования поверхностного слоя металла прошивной оправки на отслоение 7
Шолохов М.А., Мельников А.Ю., Гончаров С.Н. Пути повышения производительности сварки корпусных конструкций специальной техники 10

Кузнечно-штамповочное производство

Власов А.В., Пономаренко А.Б. Снижение силы деформирования при штамповке радиально-упорных металлофторопластовых подшипников скольжения путем оптимизации геометрических размеров заготовки 15
Албагачиев А.Ю., Фигуровский Д.К., Зернов Е.В., Якобовская И.М., Бухинник В.Н. Особенности формообразования прямоугольной пластины, осаживаемой шероховатыми плитами 21
Назарян Э.А., Аракелян М.М., Симонян А.С. Теоретическое исследование параметров качества в процессе вытяжки цилиндрических деталей 24

Прокатно-волочильное производство

Снигирев А.И., Железняк Л.М., Ковин Д.С. Совершенствование волочильного инструмента при использовании альтернативной технологии получения полос из нихрома и ферронихрома 31

Материаловедение и новые материалы

Чумаков Е.В. Экспресс-метод оценки длительных механических свойств конструкционных материалов 37
Малая Е.В., Решенкин А.С., Гончаров Р.А., Воробьёв С.С. Свойства порошковых композиционных магнитомягких материалов электротехнического назначения. 45

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

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

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

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

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Forging and stamping, foundry and other productions)

№ 5 May 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 Rossii" **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

Leushina L.I., Koshelev O.S., Leushin I.O. Increase in power efficiency of steel investment casting 3
Tsurikhin S.N., Kyazymov F.A., Bal'bekov R.R. Technique of study of surface layer of metal by mandrel for piercing rolling mill on peeling 7
Sholokhov M.A., Mel'nikov A.Yu., Goncharov S.N. Ways to increase of welding productivity of special equipment hull structures 10

Forging and Stamping Production

Vlasov A.V., Ponomarenko A.B. Reducing of deformation force due to forming of metal-fluoroplastic radial thrust bearings by optimizing of geometric dimensions of workpiece 15
Albagachiev A.Yu., Figurovsky D.K., Zernov E.V., Yakobovskaya I.M., Bukhinnik V.N. Peculiarities of formation of rectangular platter at setting by rough plates 21
Nazaryan E.A., Arakelyan M.M., Simonyan A.S. Theoretical investigation of quality parameters in drawing process of cylindrical parts 24

Rolling and Drawing Production

Snigirev A.I., Zheleznyak L.M., Kovin D.S. Improving of drawing tool using alternative technology of production of strips from nichrome and ferronihrome 31

Physical Metallurgy and New Materials

Chumakov E.V. Express method of assessment of long mechanical properties of structural materials 37
Malaya E.V., Reshenkin A.S., Goncharov R.A., Vorob'ev S.S. Properties of powder composite soft magnetic materials for electrical appointment 45

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

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

© "Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2015

УДК 621.74.045

Л.И. Леушина, О.С. Кошелев, И.О. Леушин
(Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева)

Повышение энергоэффективности стального литья по выплавляемым моделям

Рассмотрен вариант повышения энергоэффективности технологического процесса точного стального литья за счет интенсификации операции прокаливания оболочковых литейных форм.

Ключевые слова: стальное литье по выплавляемым моделям; прокаливание; повышение энергоэффективности.

The variant of power efficiency rise of investment steel casting process due to intensification of shell mold firing procedure is considered.

Keywords: investment steel casting; firing; increase in power efficiency.

В современном мире обеспечение ресурсосбережения является обязательным требованием к технике, технологии, организации производства и непроизводственной деятельности, хозяйственному механизму. В частности, в процессе производства и эксплуатации новой техники расход ресурсов должен снижаться, а новые технологии должны быть ресурсосберегающими.

Стратегия инновационного развития Российской Федерации на период до 2020 г., Стратегия развития науки и инноваций в Российской Федерации на период до 2015 г. подчеркивают необходимость выхода страны на инновационный путь для удержания позиций в мировой экономике. Очевидно, что их реализация невозможна без эффективного решения проблемы ресурсосбережения в таких наиболее затратных отраслях промышленности, как литейное производство.

Проблема ресурсосбережения является одной из центральных проблем современного литейного производства, поскольку оно характеризуется высокими материало- и энергоемкостью, а большинство его технологий требует объемных затрат, связанных с обеспечением работы оборудования, экологической безопасности и стабилизации качества выпускаемой продукции. В этом смысле литье по выплавляемым моделям не является исключением.

В практике литья по выплавляемым моделям термин “ресурсосбережение” в полной мере выступает как синоним энергосбережения. Основанием для этого служит тот факт, что энергоемкость этого технологического процесса в 2—3 раза выше, чем у других способов литья. Нерациональное использование ресурсов во многом обусловлено слабыми учетом и контролем их расходования, а также несовершенством действующей технологии.

При этом для практики точного литья актуально рассматривать понятие не энергосбережения, а энергоэффективности, которое более полно выражает состояние предприятия в данный момент времени в отношении возможности интегрирования новых технологий.

В отличие от энергосбережения, направленного главным образом на уменьшение энергопотребления, энергоэффективность (т.е. полезность энергопотребления) представляет собой показатель, отражающий полезное (эффективное) расходование энергии.

Энергоэффективность — это рациональное использование энергии, или "пятый вид топлива" — использование меньшего количества энергии для обеспечения установленного уровня потребления энергии в ходе реализации производственных технологических процессов [1].

Отливки, получаемые способом точного литья, находят применение во многих отраслях промышленности: машиностроение, механика, производство технологического оборудования, автомобилестроение, лабораторная и измерительная техника, электроника, производство насосов и арматуры, авиационная, атомная, оборонная промышленность и в других сферах.

Главное преимущество данного вида литья — высокая точность геометрии получаемых отливок, позволяющая минимизировать затраты на последующую механическую обработку до получения готовой детали. Однако широкое применение данного способа литья сдерживается следующими его недостатками: высокие трудо-, материало- и энергоемкость технологических операций и переходов, длительность производственного цикла изготовления отливок и необходимость серьезной подготовки производства, в том числе специальной оснастки и оборудования.

Проведенный авторами статьи технологический аудит ряда предприятий Приволжского федерального округа, реализующих технологический процесс литья по выплавляемым моделям, доказал, что основным проблемным местом технологии точного литья в действующем производстве выступает изготовление многослойных оболочковых литейных форм. При этом наиболее длительной, трудоемкой, энергоемкой операцией во всем технологическом цикле точного литья, определяющей качество оболочковых форм и будущих отливок, является прокаливание форм перед подачей их на заливку металлическим расплавом.

Исследования были направлены на поиск резервов повышения энергоэффективности данной операции.

Прокаливание необходимо для полного удаления из литейной формы остатков модельного состава и воды после выплавления модельной композиции, завершения основных превращений в связующем, а также формирования прочности и спекания огнеупорного материала оболочки на основе кварца при одновременном обеспечении необходимой газопроницаемости формы и минимальной ее газотворности.

В качестве варианта интенсификации прокаливания может выступать введение в состав материала оболочковой формы кислородсодержащего вещества. При этом ключевую роль играют температура начала термического разложения вещества (в сравнении с температурами полиморфных превращений кварца) и технический вариант прокаливания оболочковых форм (без опорного наполнителя или с ним).

Оболочковая форма имеет определенное число слоев (для варианта с опорным наполнителем обычно их 3...5; для варианта без опорного наполнителя соответственно не менее 5). Для прокаливания в опорном наполнителе число слоев оболочки, как правило, делают меньшим, чем у оболочек, прокаливаемых без опорного наполнителя. Это связано с тем, что наполнитель, окружающий оболочку во время прокаливания, препятствует расширению формы и соответственно развитию (распространению) трещин.

При прокаливании без опорного наполнителя число слоев оболочки увеличивают по сравнению с предыдущим вариантом для предотвращения разрушения оболочки. Кроме того, возможен вариант замены кварцевого песка на материалы с меньшим коэффициентом линейного термического расширения либо применение дуплекс-процессов [2] в целях защиты оболочки от трещинообразования и возможного разрушения.

Многослойная оболочковая форма в результате прокаливания должна освободиться от остатков модельной композиции, приобрести необходимые технологические свойства, обеспечивающие высокое качество будущей отливки: термическую и механическую прочность, газопроницаемость, податливость и минимальную газотворность.

При осуществлении выбора подходящих кислородсодержащих окислителей нельзя не учитывать тот факт, что введение выбранных веществ не должно ухудшать качество керамических оболочковых форм, в противном случае задача выбора веществ будет решена нерационально.

При этом важно, что температуры начала термодеструкции технологических кислородсодержащих добавок не должны превышать температурного барьера второго полиморфного превращения кварца α-кварц $\rightarrow$ α-тридимит, равного 870 °С. Поэтому критическим является прохождение материалом формы барьера первого полиморфного превращения.

Проанализируем состояние нагреваемой оболочковой формы с кислородсодержащими веществами, имеющими температуру начала термодеструкции ниже (первый случай) и выше (второй случай) температуры первого полиморфного превращения кварца β-кварц $\rightarrow$ $\rightarrow$ α-кварц, равной ~573 °С.

В первом случае выделяющийся кислород имеет существенно меньшие возможности для выхода из формы, поскольку она еще относительно холодная и обладает большей плотностью материала по сравнению с материалом, уже прошедшим полиморфное превращение. Очевидно, что кислород — продукт термической диссоциации технологической добавки в материал формы — оказывает механическое воздействие на материал и усложняет напряженно-деформированное состояние оболочки.

В этой связи при нагреве в многослойной оболочке еще до достижения ею температурного барьера первого полиморфного превращения происходят накопление термических и механических напряжений, образование микропор и микротрещин и, как следствие, разупрочнение. Такая оболочковая форма при определенных условиях может не выдержать механической перегрузки, связанной с переходом критической температурной границы 573 °С, и вероятность ее разрушения повышается. Для предотвращения этого можно использовать техническую схему прокаливания формы в опорном наполнителе, который подобно каркасу повысит жесткость конструкции, подвергающейся термомеханическим нагрузкам.

Во втором случае кислород, выделяющийся при разложении технологической добавки, имеет возможность поступления в микропоры, пустоты и микротрещины формы, которые еще до начала выделения газа уже сформировались как результат первого полиморфного превращения кварца. Механическое воздействие кислорода на материал меньше, чем в первом случае, а вероятность разрушения формы ниже. Очевидно, в таких условиях необходимость применения технической схемы прокаливания с опорным наполнителем отпадает.

Для дальнейших работ выбирали следующие кислородсодержащие вещества:

— перманганат калия — при проведении прокаливания в опорном наполнителе;

— дихромат калия — при проведении прокаливания без опорного наполнителя.

В температурном интервале прокаливания оболочковых форм возможно протекание следующих реакций:

$$KMnO_4 + C_nH_{2n+2} \rightarrow$$
$$\rightarrow K_2O + CO_2\uparrow + MnO_2 + H_2O\uparrow$$

$$4KMnO_4 = 2K_2O + 4MnO_2 + 3O_2\uparrow$$
(при $t \geqslant 200$ °С)

$$4K_2Cr_2O_7 = 2Cr_2O_3 + 4K_2CrO_4 + 3O_2\uparrow$$
(при $t \geqslant 610$ °С)

$$K_2Cr_2O_7 + C_nH_{2n+2} \rightarrow K_2CO_3 + Cr_2O_3 + H_2O\uparrow$$

По мнению авторов, совместно с выбранными кислородсодержащими окислителями при проведении прокаливания оболочек как в опорном наполнителе, так и без него, для "залечивания" трещин, образующихся при полиморфных превращениях кварца, необходимо вводить в состав материала оболочковой формы небольшое количество борной кислоты (см. а.с. 1201055 СССР).

При прокаливании происходит разложение борной кислоты до борного ангидрида по реакции:

$$2H_3BO_3 = B_2O_3 + 3H_2O\uparrow \ (t > 171\ °C)$$

Образующийся борный ангидрид, не имеющий запаха, в температурном интервале прокаливания оболочковых форм плавится, заполняя макро- и микротрещины, формирующиеся в керамической оболочке в результате полиморфных превращений (переход β-кварца в α-кварц) и выделения кислорода из кислородсодержащего вещества, входящего в состав материала оболочковой формы. При этом коэффициент линейного термического расширения образующегося борного ангидрида минимален по сравнению с материалом оболочковой формы.

Таким образом, введение борной кислоты в состав материала оболочковой формы способствует повышению прочности оболочковых форм при их прокаливании и улучшению качества поверхности отливок вследствие спекания керамического материала оболочки и уменьшения "гребешков" на поверхности отливок.

При прокаливании одновременно идут два главных процесса, касающиеся остатков модельной композиции в оболочковой форме: горение предельных углеводородов (при достаточном количестве кислорода) и их пиролиз (в условиях недостатка кислорода).

Введение определенного количества кислородсодержащего вещества позволяет интенсифицировать оба этих процесса, поскольку обеспечивается получение дополнительного количества кислорода, необходимого для более полного сгорания остатков модельной композиции, и выделение тепла экзотермических реакций для повышения спекаемости оболочковой формы и термодеструкции связующего материала оболочки. При этом из технологической цепочки изготов-

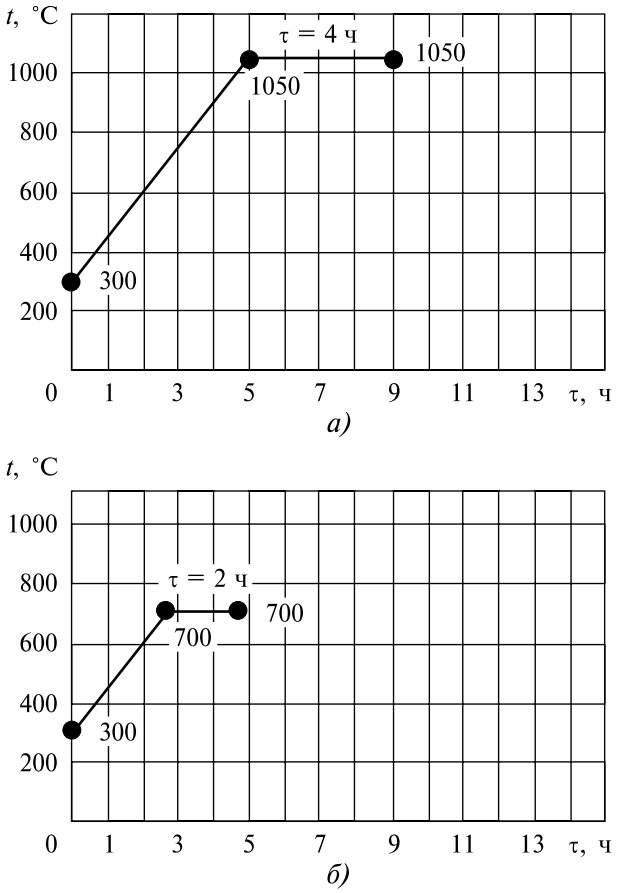

Рис. 1. Базовый (*а*) и предлагаемый (*б*) термовременные режимы прокаливания оболочковых форм без опорного наполнителя

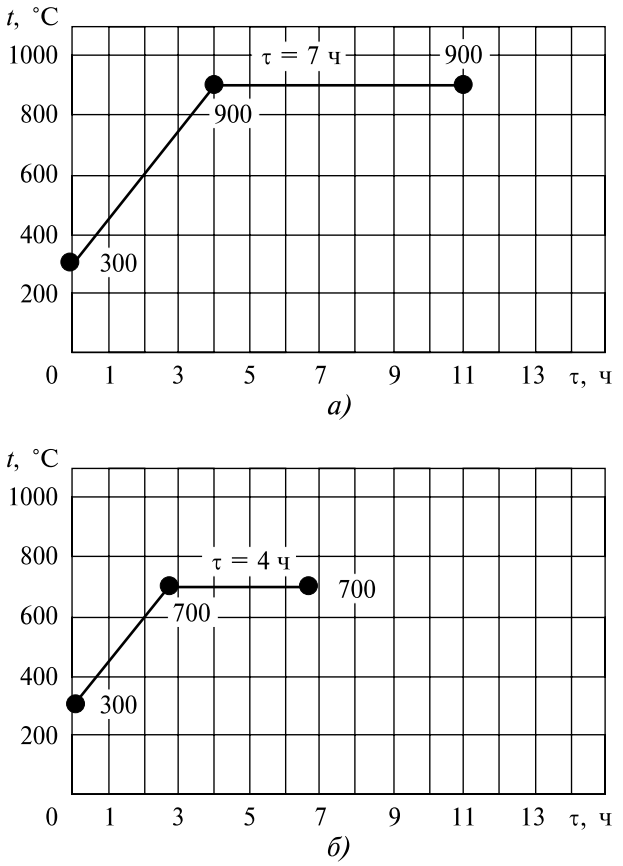

Рис. 2. Базовый (*а*) и предлагаемый (*б*) термовременные режимы прокаливания оболочковых форм в опорном наполнителе

ления оболочковой формы исключаются дополнительные трудоемкие операции, сокращается время прокаливания форм, снижается температурный максимум их пребывания в печи.

Режимы прокаливания форм в случае применения базовой и предлагаемой технологий представлены на рис. 1 и 2.

Переход от базовых режимов к новым позволяет заменить дорогостоящие высокотемпературные прокалочные печи (с рабочей температурой свыше 1000 °С) на более дешевые среднетемпературные (с рабочей температурой от 500 °С), а также существенно увеличить эксплуатационный ресурс опочной оснастки для прокаливания оболочковых форм и нагревательных элементов электрических печей.

Количественная оценка энергоэффективности от внедрения нового режима прокаливания оболочковых форм на нескольких машиностроительных предприятиях Приволжского федерального округа показала, что энергозатраты на проведение операции прокаливания без опорного наполнителя снизились более чем в 3,5 раза, а с опорным наполнителем — в 2,5 раза при сохранении высокого качества получаемых отливок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Энергоэффективные** технологии // ALTENERGO-NII.RU: сайт Белгородского института альтернативной энергетики. URL: http://www.altenergo-nii.ru (дата обращения: 05.08.2014).

2. **Емельянов В.О., Мартынов К.В., Тихонов Д.С.** Дуплексное отверждение форм ЛВМ // Материалы X съезда литейщиков России. Казань: Вертолет, 2011. С. 359—361.

Любовь Игоревна Леушина;
Олег Сергеевич Кошелев, д-р техн. наук;
Игорь Олегович Леушин, д-р техн. наук,
igoleu@yandex.ru

УДК 620.1.051

С.Н. Цурихин, Ф.А. Кязымов, Р.Р. Бальбеков
(Волгоградский государственный технический университет)

Методика исследования поверхностного слоя металла прошивной оправки на отслоение

Представлена методика исследования поверхностного слоя металла на отслоение, дающая приближение к реальному процессу деформирования трубопрошивной оправкой трубной заготовки, которую можно применять для косвенной оценки стойкости трубопрошивной оправки.

Ключевые слова: методика; отслоение; стойкость; деформирование трубопрошивной оправкой.

The technique of study of surface layer of metal on peeling giving approach to real process of deformation by mandrel for piercing rolling mill of billet, which can be used to indirect assessment of durability of mandrel for piercing rolling mill is presented.

Keywords: technique; peeling; durability; deformation by mandrel for piercing rolling mill.

Современный этап развития техники обусловливает повышение требования к быстроизнашивающемуся металлургическому инструменту, к которому относятся, в частности, оправки трубопрошивного стана. Оправка трубопрошивного стана в процессе работы подвергается *циклическим температурно-силовым воздействиям* (ЦТСВ) при температуре в зоне контакта с обрабатываемой стальной трубной заготовкой до 1000 °С и значительным давлениям до 170 МПа, что вызывает ее быстрый износ наиболее нагруженных частей — носка и раскатной поверхности [1, 2].

Эффективным способом повышения износостойкости оправки является нанесение жаропрочного и жаростойкого материала на рабочую поверхность металлургического инструмента. Одними из таких способов являются: дуговая наплавка под флюсом, плазменная наплавка, электрошлаковая наплавка, горячий метод или метод погружения в расплавленный металл и т.д. [3].

На износ оправок влияет большое количество факторов: химический состав материала и режим термической обработки оправок, их калибровка, марка прокатываемой стали, качество нагрева заготовок, режим прокатки, условия охлаждения оправок, поэтому материал оправок должен обладать высокой прочностью, термостойкостью и повышенной теплопроводностью.

Высокая износостойкость оправок достигается путем рационального выбора материала и нанесением износостойкого, жаропрочного покрытия; выбором режимов, обеспечивающих минимальное время прошивки; конструкцией и калибровкой, обеспечивающими интенсивный отвод тепла от оправки. При этом также надо учитывать при выборе покрытия стоимость, технологические и эксплуатационные параметры.

Благодаря жаропрочному сплаву износостойкость оправки увеличивается в 1,5—2 раза. В настоящее время в трубном производстве в качестве материала оправок широко применяют сталь марки 20ХН4ФА, %: 0,17...0,24 C; 0,25...0,35 Mn; 0,17...0,37 Si; 0,7...1,0 Cr; 3,17...4,25 Ni; 0,15...0,30 V; используют также сталь марок 40ХМФС, 38Х2МФЮА, 4Х5МФС; сплавы на никелевой основе типа ЭП567 (06Х15Н60М15В4 "Хастеллой-С") следующего состава, %: 15,4 Mo; 3,5 W; до 4 Fe; 0,02 C; 0,3 Mn; 0,12 Si; до 0,01 S и P; 15 Cr; Ni — основа; 50Х20Н65В3М3Ю6Ц, %: 3 Mo; 3 W; 4 Cr; 11 Al; 2 Zr; 2 Ta; 0,03 B; 0,5 C; Ni — основа и др.

Цель работы — разработка методики исследования поверхностного слоя металла прошивной оправки на отслоение, дающей косвенную оценку стойкости трубопрошивной оправки.

Основное воздействие при работе испытывает наплавленный металл, поверхность которого вступает в химические реакции с другими элементами и сложными веществами, например с кислородом воздуха, окалиной, водой и т.д. В числе этих свойств — окисляемость, растворимость, коррозионная стойкость, жаропрочность. В результате происходят разрушения металлов и необратимые изменения их структуры и свойств, ведущих к разрушению.

Переходная зона от основного к наплавленному металлу имеет переменный химический состав и содержит различного типа микрослои переменной структуры.

В большинстве случаев она менее нагружена, чем наплавленный металл на поверхности. Вместе с тем в условиях ЦТСВ металлургического инструмента переходная зона биметаллического соединения подвержена переменным циклическим напряжениям, сочетающимися с остаточными напряжениями первого рода. При наличии объемных структурных превращений могут возникать и напряжения второго рода. Совместное действие напряжений может привести к отколам наплавленного металла по условной линии сплавления.

Преимущественное влияние на качество металла в переходной зоне оказывают химические составы наплавленного и основного металлов, а также технология их нанесения.

Ширина зоны и ее строение могут сильно изменяться, и размер переходной зоны от основного металла к наплавленному металлу может значительно влиять на работоспособность прошивной оправки. При изменении температуры также происходит объемное расширение или сжатие твердого тела. Неравномерный нагрев приводит к возникновению внутренних напряжений, к деформированию твердого тела. Все это может создать условие для формирования в переходной зоне трещин и в переходном слое — зоны сплавления диффузионных прослоек, приводящих при эксплуатации к отслоению наплавленного металла.

Общепринятого метода испытания материалов на отслоение при ЦТСВ не существует. Для испытания износостойкого слоя металла с малой глубиной проплавления можно использовать установку, представленную на рис. 1.

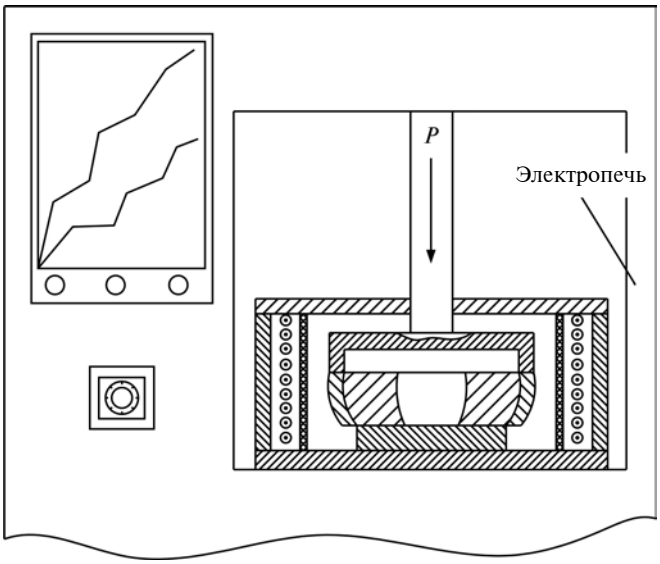

Рис. 1. Схема установки для испытаний на отслоение

Рис. 2. Исследуемый образец (*а*) и его поперечный срез (*б*)

Испытуемый образец (рис. 2) устанавливают на неподвижный стол таким образом, что сжимающая сила давит сверху на износостойкий слой металла. Толщина испытуемого образца влияет на возможность поверхностного сдвига износостойкого слоя относительно его основы или отслоения его по переходной зоне сплавления.

Образец при испытаниях находится внутри электропечи. Нагружение исследуемого образца осуществляется при температуре 1000 °С и с начальной силой P = 500 Н и непрерывно с постоянной скоростью растет до тех пор, пока не произойдет отслоение износостойкого слоя металла от основного или его видимый сдвиг.

На основании полученных данных построена монограмма зависимости выдерживаемой нагрузки прошивной оправки при заданной

Результаты испытаний различных износостойких поверхностных слоев

Износостойкий слой	$\sigma_в$, МПа	δ, %	НВ, МПа	Твердость НВ, МПа, при температуре, °С				Число прошитых заготовок оправкой	
	при 25 °С			800	900	1000	1100	[4]	Эксперимент
20ХН4ФА	890	15	269	—	—	—	—	1920	2000
160Х28К60В8Н	900	8,0	3500	2700	2300	500	—	—	2800
250Х22Н66М4Б2Ц	940	8,0	3000	2300	1700	400	—	—	3200
50Х20Н65В3М3Ю6Ц ("АЛ-400"), (пат. № 2254219, 2274536)	870	8,5	3200	2200	900	700	500	6600	6500
06Х15Н60М15В4 ЭП567 ("Хастеллой-С")	960	7,5	4400	2500	2000	—	—	4500	4600

температуре от числа ее проходов. Результаты экспериментальных испытаний различных износостойких поверхностных слоев, широко применяемых в настоящее время в трубном производстве в качестве материала оправок, приведены в таблице.

Из анализа таблицы следует, что эксплуатационные свойства трубопрошивных оправок по литературным данным соотносятся с полученными экспериментальными данными.

Заключение. На основании разработанной методики испытания можно максимально приблизить к реальности процесс деформирования трубопрошивной оправкой трубной заготовки.

Эти данные можно применять для косвенной оценки стойкости прошивной оправки (число проходов оправки) при сокращении затрат на дорогостоящие износостойкие материалы, что повысит технические и экономические показатели производственного процесса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Вавилкин Н.М., Бухмиров В.В.** Прошивная оправка: науч. изд. М.: МИСИС, 2000. 128 с.

2. **Романцев А.В., Гончарук А.В. и др.** Обработка металлов давлением: учебник для вузов. М.: МИСИС, 2008. 960 с.

3. **Соколов Г.Н.** Способы наплавки и плакирования металлов: учеб. пособие. Волгоград: ВолгГТУ, 2002. 80 с.

4. **Цурихин С.Н.** Разработка технологии электрошлаковой наплавки оправок трубопрошивного стана термостойким сплавом на основе Ni_3Al: автореф. дис. ... канд. техн. наук. Волгоград, 2007. 22 с.

Сергей Николаевич Цурихин, канд. техн. наук,
madgestic@yandex.ru;
Фузули Агабаба Оглы Кязымов;
Ренат Рашидович Бальбеков

УДК 621.791.75

М.А. Шолохов, А.Ю. Мельников *(ООО "ШТОРМ", г. Екатеринбург)*,
С.Н. Гончаров *(ОАО "Уралтрансмаш", г. Екатеринбург)*

Пути повышения производительности сварки корпусных конструкций специальной техники

Эффективным методом повышения производительности сварки при изготовлении корпусных конструкций специальной техники является применение двухдуговой сварки в узкую разделку. Использование зауженных разделок позволяет значительно сократить объем наплавленного металла и количество проходов. При анализе экспериментальных исследований определено, что уровень деформаций всех видов при двухдуговой сварке ниже, чем при использовании стандартных разделок. В конечной стадии сварки в непосредственной близости от кромки изделия необходимо выполнять корректировку параметров режима для устранения эффекта перегрева, вызванного отражением теплового потока от кромки.

Ключевые слова: двухдуговая сварка; узкая разделка кромок; высокопрочные стали; корпусные конструкции; угловая деформация; термический цикл; отражение теплового потока; производительность сварки.

Effective method of productivity improvement in the manufacturing of hull structures of special equipment is the usage of twin-arc welding in narrow groove. Application of narrow grooves significantly reduces the amount of weld metal and the number of passes. While analyzing conducted experimental studies it is determined that the level of all kinds of deformation under twin-arc welding is lower in comparison with ordinary grooves usage. At the final stage of welding in the close proximity to edges of the workpiece it is necessary to make adjustments of mode parameters to eliminate the effects of overheating which is caused by the reflection of the heat flow from the edge.

Keywords: twin-arc welding; narrow groove; high-strength steels; hull structures; angular distortion; thermal cycle; reflection of heat flow; productivity of welding.

Важной задачей совершенствования технологии производства корпусов специальной техники является применение современного оборудования и передовой технологии. Преимущественное применение механизированной сварки в защитных газах для производства корпусов специальной техники из высокопрочных сталей малых (до 10 мм) и средних (до 40 мм) толщин сдерживает повышение производительности процесса сварки. Кроме того, необходимость привлечения большого количества рабочих сварщиков высокой квалификации ставит производство перед значительными трудностями.

Использование для изготовления корпусов специальной техники высокопрочных среднелегированных сталей с ухудшенными характеристиками свариваемости требует применения технологии сварки, обеспечивающей технологическую прочность сварных соединений.

Преимущественное применение угловых и тавровых соединений и значительная протяженность прямолинейных швов в конструкциях корпусов специальной техники предопределяют целесообразность использования автоматической сварки.

Разработка новой технологии сварки высокопрочных среднелегированных сталей, направленной на существенное повышение производительности процесса и снижение вероятности образования дефектов в сварных соединениях конструкций, актуальна для производства корпусов специальной техники.

Научный анализ большого экспериментального материала, накопленного по автоматической сварке специальных высокопрочных сталей, а также потребность дальнейшего повышения качества сварных корпусов специальной техники и совершенствование методов их изготовления, позволили на первом этапе выдвинуть как перспективное направление дальнейшего развития автоматической сварки корпусов специальной техники разработку метода многодуговой сварки в защитных газах (рис. 1), а в дальнейшем, используя преимущества данного метода для последующего

Рис. 1. Двухдуговая сварка листов большой толщины с Х-образной разделкой кромок

развития, рассмотреть вопрос применения зауженных разделок кромок деталей при многодуговой сварке [1].

В работе исследовали влияние угла разделки кромок и расстояния между дугами на распределение тепла и деформации при сварке высокопрочных сталей.

Одно- и двухдуговую сварку выполняли на образцах из стали 30ХГСА толщиной 20 мм,

Рис. 2. Общий вид установки для проведения экспериментов

со стандартной (угол раскрытия кромок 60°) и узкой (угол раскрытия кромок 12°) разделкой кромок. Режимы сварки приведены в табл. 1.

Регулирование термического цикла двухдуговой автоматической сварки осуществляли варьированием расстояния между дугами. Расстояние между дугами 50, 100 и 200 мм выбрано в соответствии с рекомендациями работы [2].

Экспериментальная установка (рис. 2) была построена на основе двух инверторных аппаратов S8 (табл. 2) и механизме перемещения горелки NB-5JB. Сварочный аппарат S8 подбирали из условия обеспечения необходимой мощности дуг и поддержания стабильности параметров режима в процессе сварки за счет возможностей инверторной техники.

1. Режимы сварки образцов

Параметр	Однодуговой процесс	Двухдуговой процесс
Сварочный ток на первой/второй дуге, А	300	300/300
Напряжение на первой/второй дуге, В	33	31/33
Скорость сварки, м/ч	20	40
Скорость подачи проволоки на первой/второй дуге, м/мин	11	10,4/11,0
Диаметр сварочной проволоки на первой/второй дуге, мм	1,2	1,2/1,2
Вылет электрода на первой/второй дуге, мм	20	20/20

2. Технические характеристики сварочного аппарата S8

Параметр	Значение
Диапазон изменения сварочного тока, А	25...500
Диапазон изменения напряжения на дуге, В	15,2...39
Напряжение холостого хода, В	81
Диаметр сварочной проволоки, мм	0,6...1,6
Скорость подачи проволоки, м/мин	0,1...25
Напряжение питания, В	3×400

Технические характеристики сварочной установки представлены в табл. 3.

Во время сварки температуру нагрева образцов фиксировали с помощью шести термопар (рис. 3). Три термопары были установлены в середине образца на различном расстоянии от оси сварного шва, остальные термопары — в конце образца на одинаковом расстоянии от оси шва.

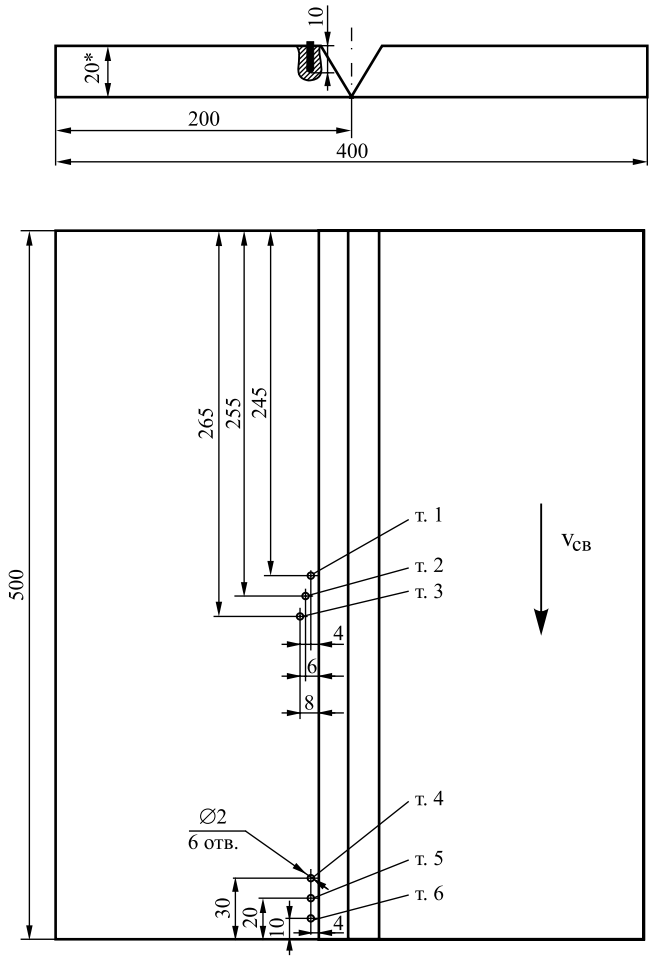

Рис. 3. Схема установки термопар

3. Технические характеристики сварочной установки

Параметр	Значение
Сварочный ток, А	25...500
Скорость сварки, м/ч	0...43
Расстояние между дугами, мм	30...200
Расход защитного газа, л/мин	0...25
Число каналов измерения температуры	6

На первом этапе сравнивали площади различных видов разделок (стандартной и зауженной), которые показали минимальное количество наплавленного металла для получения сварного соединения (рис. 4).

При использовании зауженных разделок удается получить значительное сокращение площади разделки (231 мм^2 при стандартных разделках против 122 мм^2 при зауженных при толщине пластин 20 мм) и количества наплавленного металла. Очевидно, что применение зауженных разделок позволяет значительно повысить производительность сварки благодаря сокращению количества наплавленного металла и уменьшению числа проходов. Особенности геометрии разделки позволяют получать более высокий КПД процесса, что положительно сказывается на эффективности проплавления металла [3].

Были измерены деформации образцов при использовании различных разделок и различного расстояния между дугами.

Анализ полученных данных позволяет выделить следующие закономерности:

1) деформации образцов, сваренных при использовании зауженных разделок (угол скоса кромок 6°), значительно меньше, чем при использовании стандартных разделок (угол скоса кромок 30°): угловая деформация меньше на 80 %, поперечная усадка меньше на 22 %;

2) применение двухдуговой сварки позволяет дополнительно снизить деформации при использовании как стандартных, так и зауженных разделок (на 20...50 %);

3) минимальные уровни деформаций удается достичь при использовании двухдуговой сварки в зауженную разделку (угол скоса кромок 6°) при расстоянии между дугами 100 мм: угловая деформация составляет 1°15′, а поперечная усадка 1,63 мм.

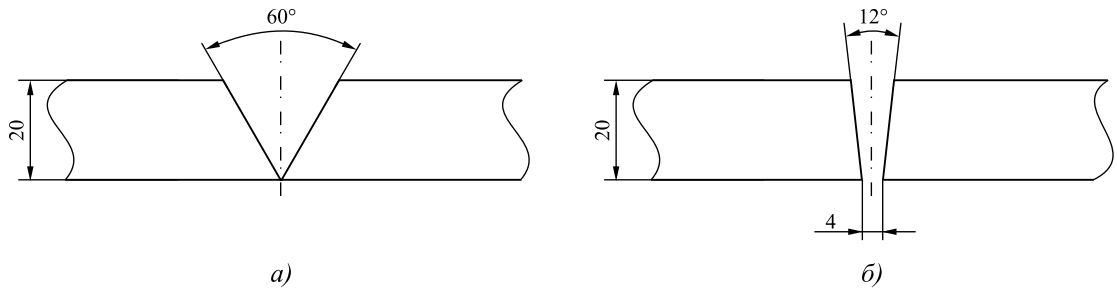

Рис. 4. Площадь разделок при различном угле скоса кромок:
а — стандартная разделка, $S_{разд}$ = 231 мм^2; *б* — зауженная разделка, $S_{разд}$ = 122 мм^2

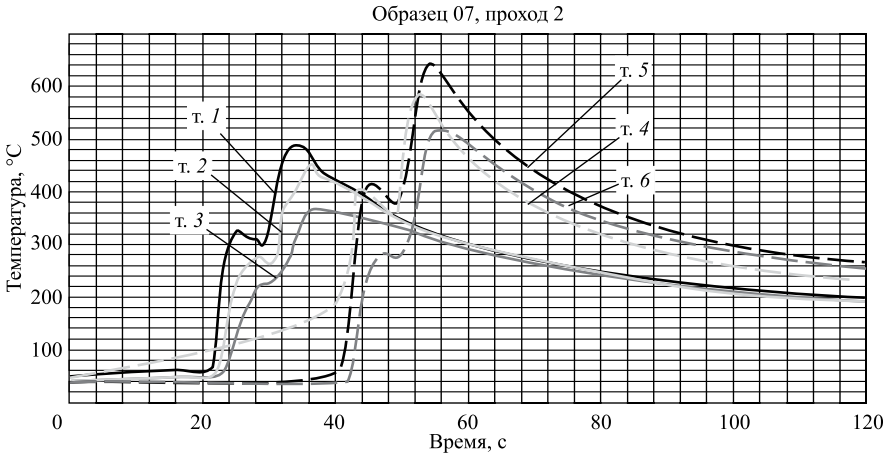

Рис. 5. Характерные термические циклы в исследуемых точках (двухдуговая сварка в зауженную разделку при расстоянии между дугами 100 мм)

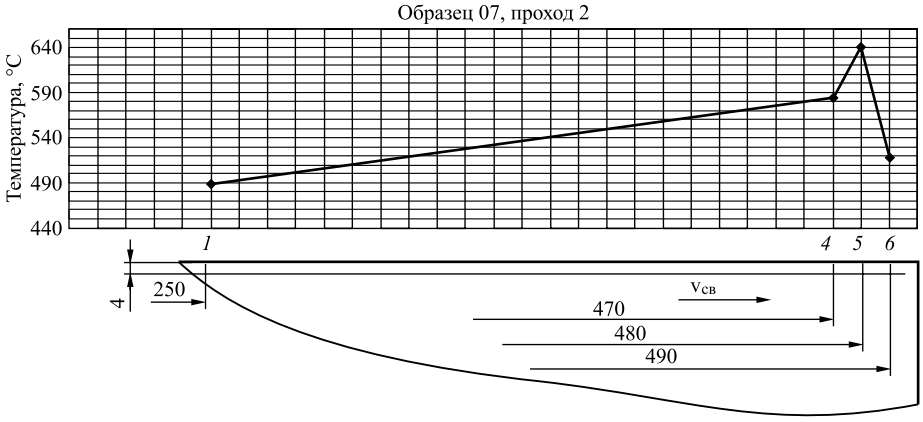

Рис. 6. Характерное распределение максимальной температуры нагрева по длине пластины в измеряемых точках

Результаты, полученные в данном исследовании, относительно изменения деформаций при двухдуговой сварке в целом подтверждают результаты, приведенные в работе [4].

Данные, полученные при измерении температуры, позволили построить термические циклы нагрева и охлаждения для каждого прохода в исследуемых точках. Характерные термические циклы при многодуговой сварке показаны на рис. 5.

Из рис. 5 отчетливо видны охлаждение после прохождения первой дуги и повторный нагрев от второй дуги. Такое распределение температуры определяет специфические особенности формирования шва при двухдуговой сварке, отмеченные в работе [5]. Также следует обратить внимание на более сильный нагрев в точках, расположенных в конце образца (т. *4*, *5*, *6*). Разница максимальных температур в середине и конце пластины в зависимости от параметров режима может достигать 250 °С.

Более сильный нагрев точек, расположенных в конце свариваемых пластин, может быть вызван отражением теплового потока от боковой кромки пластины. Для более четкого понимания данного явления были построены графики распределения максимальных температур нагрева в измеряемых точках по длине шва (характерное распределение представлено на рис. 6).

Перегрев в конце изделия, вызванный отражением теплового потока от кромки, может приводить к изменению заданного сварочного термического цикла и образованию нежелательных закалочных структурных составляющих, приводящих к образованию холодных трещин. Таким образом, конечные области сварного соединения являются зонами повышенной опасности образования холодных трещин и могут служить причиной начала разрушения всего изделия.

Двухдуговая сварка, как известно, позволяет в широких пределах регулировать термический цикл сварки. Таким образом, использование двухдуговой сварки является эффективным инструментом для устранения эффекта перегрева конечных областей сварного соединения. При достижении конца изделия первой дугой скорость перемещения второй дуги может быть изменена для корректировки термического цикла и устранения эффекта перегрева или изменены значения параметров режима во избежание данного эффекта.

Еще одним путем устранения эффекта перегрева может быть наложение импульсов тока различной формы для обеспечения требуемого тепловложения. Более подробное исследование возможностей устранения эффекта перегрева является темой отдельного изучения и планируется для дальнейшего исследования.

Выводы

1. Применение зауженных разделок в сравнении со стандартными позволяет повысить производительность и значительно сократить количество наплавленного металла (на 47 % при использовании разделки с углом скоса кромок 6° и толщине металла 20 мм), что приводит к сокращению числа проходов (5 проходов при стандартной разделке против 3 при зауженной разделке) и увеличению производительности процесса в целом.

2. При сварке с использованием зауженных разделок угловые деформации и поперечная усадка значительно меньше в сравнении с использованием стандартных разделок. Наиболее сильно снижается угловая деформация (до 80 %). Применение двухдуговой сварки позволяет дополнительно снизить уровни угловой и деформации поперечной усадки в среднем на 20...50 %.

3. При сварке обнаружено явление отражения теплового потока от кромки в конце свариваемого образца, приводящее к перегреву конечного участка сварного соединения. Перегрев наблюдается в измеряемых точках *4* и *5* на расстоянии 30 и 20 мм от края пластины соответственно. Максимальные температуры нагрева в середине и конце изделия могут отличаться на величину до 250 °С или 23...30 % от температуры в середине изделия (в отдельных случаях до 60 %). Данное явление может быть причиной образования нежелательных закалочных структур и повышает вероятность образования холодных трещин.

4. Для устранения эффекта перегрева конечного участка шва необходимо использовать регулирование параметров режима для снижения вводимого тепла в изделие:

1) изменение скорости движения второй дуги при достижении первой дугой конца изделия;

2) наложение импульсов тока на вторую дугу в конечной стадии процесса сварки.

5. Полученные результаты можно также распространить на соединения с Х-образной разделкой.

6. Целесообразно применение зауженных разделок и многодуговой сварки для повышения производительности и качества сварных соединений корпусных конструкций специальной техники.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Рахматуллин Т.А., Шолохов М.А., Бузорина Д.С.** Проблемы внедрения зауженных разделок при сварке корпусных конструкций специальной техники // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2012. № 4. С. 64—66.

2. **Гончаров С.Н.** Исследования и разработка технологии двухдуговой автоматической сварки в защитных газах корпусов из высокопрочных среднелегированных сталей: дис. ... канд. техн. наук. Екатеринбург, 2009. 177 с.

3. **Распределение** тепловой мощности дуги при сварке плавящимся электродом по узкому зазору / М.А. Шолохов, И.Э. Оськин, В.А. Ерофеев, С.И. Полосков // Сварка и Диагностика. 2012. № 4. С. 18—23.

4. **Шолохов М.А., Куркин А.С., Полосков С.И.** Оценка влияния формы разделки и режимов сварки на остаточные напряжения в корпусных конструкциях специальной техники // Сварка и Диагностика. 2014. № 6. С. 50—55.

5. **Шолохов М.А., Ерофеев И.Э., Полосков С.И.** Компьютерный анализ особенностей заполнения разделки при двухдуговой сварке плавящимся электродом по узкому зазору // Сварка и Диагностика. 2013. № 3. С. 14—19.

Михаил Александрович Шолохов, канд. техн. наук,
shmihael@yandex.ru;
Антон Юрьевич Мельников;
Семён Николаевич Гончаров, канд. техн. наук

УДК 621.986:621.822.178:620.173.25

А.В. Власов, **А.Б. Пономаренко**
(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)

Снижение силы деформирования при штамповке радиально-упорных металлофторопластовых подшипников скольжения путем оптимизации геометрических размеров заготовки

Статья посвящена снижению силы деформирования в процессе штамповки металлофторопластовой втулки. Экспериментально, с использованием новой методики определена кривая упрочнения материала. На основе математического моделирования методом конечных элементов получена регрессионная модель зависимости силы деформирования от геометрических размеров заготовки. Определены размеры заготовки, соответствующие минимуму силы деформирования.

Ключевые слова: металлофторопластовая втулка; штамповка фланца; кривая упрочнения; математическое моделирование; регрессионная модель.

The article deals with decreasing of the technologic force during manufacturing process of producing metal-fluoroplastic bearings. The new methodology is used for defined hardening curve of the material. The regression model of technological force is computed by simulation with finite element method. The workpiece dimensions appropriate of the minimum of force is defined.

Keywords: metal-fluoroplastic bush; forming of flange; hardening curve; FEM simulation; regression model.

Металлофторопластовые подшипники скольжения обладают высокими антифрикционными свойствами в широком диапазоне температур и нагрузок в условиях сухого трения, в том числе в вакууме. Наибольшее распространение получили "свертные" подшипники, исходной заготовкой для которых является лист с фторопластовым покрытием (на листовую сталь 10кп наносят бронзовые гранулы с фторопластовым наполнителем).

К недостаткам свертных радиально-упорных подшипников относится разрушение антифрикционного слоя (часто уже в процессе изготовления), что снижает их ресурс [1].

Технология изготовления свертных подшипников предусматривает предварительную холодную гибку (свертку) вырубленной листовой заготовки с V-образными пазами в трубчатую заготовку (рис. 1). Фторопластовое покрытие после гибки расположено на внутренней части трубчатой заготовки. Затем

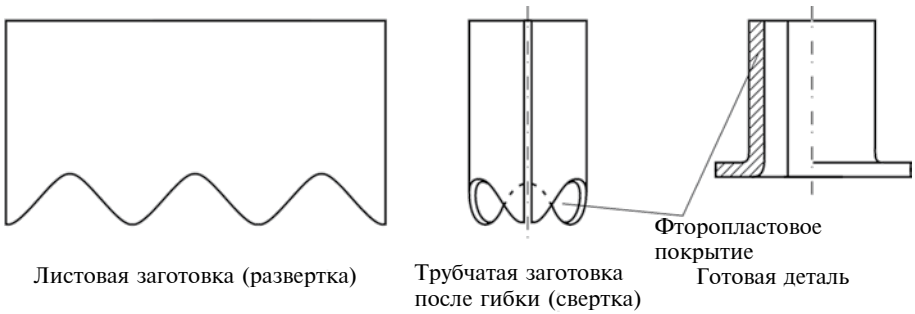

Рис. 1. Изменение формы заготовки в процессе изготовления свертных металлофторопластовых подшипников

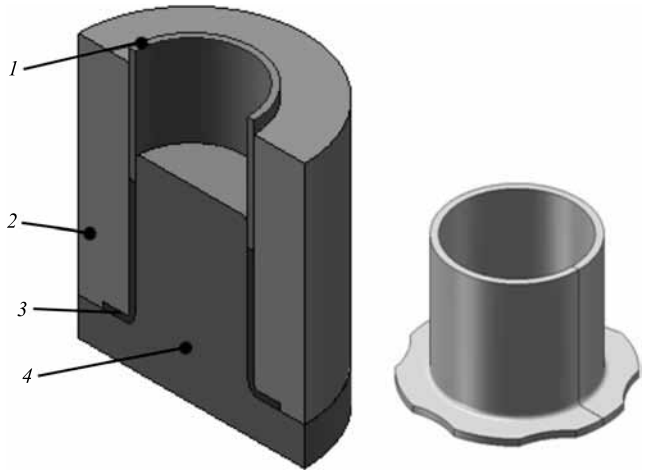

Рис. 2. Схема процесса формовки фланца радиальным выдавливанием и внешний вид заготовки после формовки:
1 — трубчатый пуансон; *2* — матрица; *3* — формованная заготовка; *4* — пуансон нижний

фланец упорного подшипника формуют радиальным выдавливанием трубчатым пуансоном (рис. 2).

Процесс формовки на начальном этапе близок к гибке и только после упора лепестков в бурт матрицы начинается радиальное выдавливание.

Внешняя поверхность фланца после формовки имеет волнистую форму, количество волн совпадает с количеством лепестков. Цилиндрическую форму фланца в дальнейшем получают обработкой резанием.

При изготовлении свертных подшипников больших диаметров (от 60 до 120 мм) по этой технологии возникает разнотолщинность цилиндрической части заготовки, а также разрушение штампа в виде отрыва бурта матрицы и образование трещин в матрице и пуансоне (рис. 3).

В работе [2] показано, что основной причиной этих проблем является большая сила

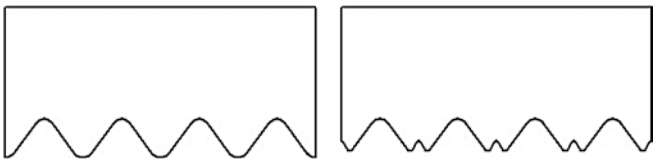

Рис. 4. Традиционная V-образная и предлагаемая W-образная формы лепестка заготовки

деформирования, которая приводит к неравномерной деформации наружного контура матрицы и появлению напряжений, значительно превышающих предел текучести в упорном бурте.

Для снижения силы деформирования предложено изменить форму лепестка заготовки после вырубки. В работе [2] предложена W-образная форма лепестка заготовки, получаемой после вырубки. Такая форма, как показали расчеты, позволяет снизить силу деформирования, однако оптимальные размеры определены не были. Анализ результатов показал, что, целенаправленно изменяя размеры лепестка, можно добиться существенного снижения силы деформирования.

На рис. 4 показана традиционная V-образная и предлагаемая W-образная формы лепестка заготовки.

Оптимальные размеры заготовки можно определить, осуществив математическое моделирование процесса штамповки методом конечных элементов.

Для определения напряженно-деформированного состояния и энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением применяют программные комплексы, основанные на методе конечных элементов. Одним из исходных данных, используемых для расчета в подобных программах, является кривая упрочнения материала.

Кривые упрочнения определяют экспериментально, предпочтительно в условиях одноосного нагружения. Поэтому базовым методом определения кривых упрочнения являются опыты на растяжение.

Испытание на растяжение в области равномерного удлинения (до истинной деформации, примерно равной 0,1...0,2 для различных материалов) позволяет получить кривые упрочнения, так как при одноосном напряженном состоянии

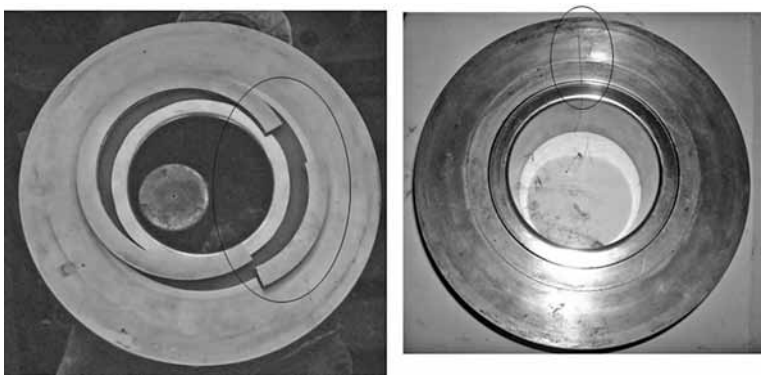

Рис. 3. Разрушение инструмента при формовке фланца заготовки

главное напряжение равно сопротивлению деформации.

Определение истинного напряжения после образования шейки требует коррекции, так как напряженное состояние становится объемным, а деформация локализуется в шейке, что затрудняет ее экспериментальное определение. Поэтому точность построения кривой упрочнения после образования шейки невелика. В то же время при холодной деформации листовых заготовок часто достигаются истинные деформации, большие 1. Экстраполяция кривых упрочнения, полученных по результатам опытов на растяжение, может привести к значительным ошибкам, влияющим на точность моделирования.

Существует ряд методик, позволяющих строить кривые упрочнения в диапазоне истинных деформаций до 0,4. Обзор таких методик, использующих опыты на сдвиг, поперечное сжатие стопки, двухосное растяжение, приведен в [3], однако ни одна из них не является общепринятой. В работе [4] предложен новый метод, основанный на парных испытаниях на продольное сжатие в условиях плоского деформированного состояния двух стопок разной толщины, составленных из одинаковых листовых заготовок.

В экспериментальном исследовании использовали металлофторопластовую ленту толщиной 2,5 мм. Испытания проводили на испытательной машине Instron DX600, установленной в лаборатории кафедры МТ6 МГТУ им. Н.Э. Баумана. Испытания на сжатие осуществляли с использованием специальной оснастки. Предварительно были проведены испытания на растяжение. Деформации рассчитывали по перемещению, которое измеряли навесным экстензометром Instron. Силу измеряли датчиком силы испытательной машины.

Образцы имели ширину 10 мм и высоту 20 мм. Отношение высоты заготовки к ее ширине превышало 1,8, что позволило уменьшить влияние трения на торцах заготовки. Торцы заготовок смазывали дисульфидом молибдена. Использовали стопки по 5 и 3 заготовки (рис. 5).

При обработке результатов испытаний были построены кривые упрочнения по результатам парных опытов (стопки из заготовок одного размера), затем вычислены средние значения.

Сравнение кривых упрочнения, полученных по результатам испытания образцов на

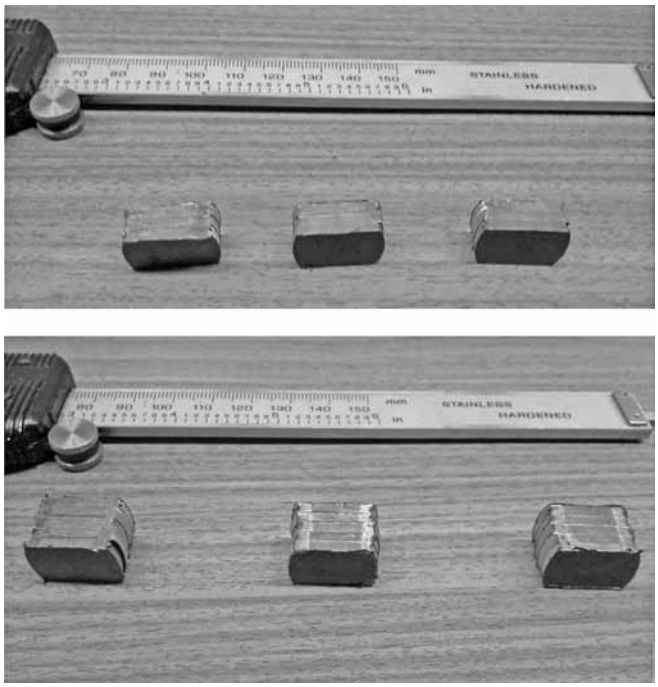

Рис. 5. Образцы после испытаний

растяжение и сжатие стопки, выявило их различие, что объясняется анизотропией материала, так как опыты проводили для различных напряженных состояний. Следуя методике [5], использованной зарубежными исследователями, масштабировали кривую упрочнения на сжатие. Поправочный коэффициент определяли как отношение истинных напряжений при растяжении и сжатии для истинной деформации, соответствующей моменту образования шейки в опытах на растяжение. Для выполненных испытаний корректирующий коэффициент составил 0,905. Полученная кривая упрочнения приведена на рис. 6.

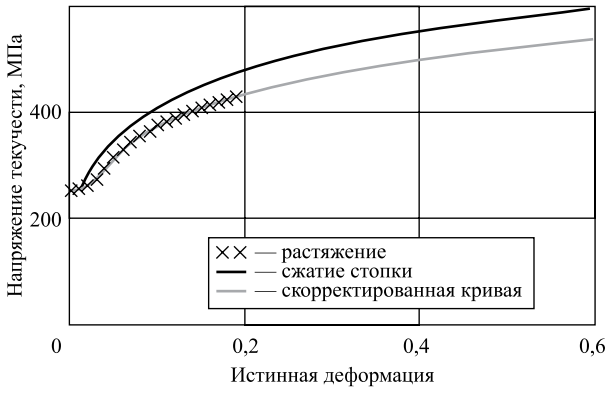

Рис. 6. Сравнение кривых упрочнения по результатам опытов на растяжение и продольное сжатие стопки заготовок из металлофторопластовой ленты толщиной 2,5 мм

1. Факторы и уровни их варьирования

Фактор	X_i	F_i
Число лепестков	6	0
	7	1
	8	2
	9	3
Высота лепестка V-образной формы, мм	17	0
	19	1
	21	2
	23	3
Относительная глубина впадины W-образной формы	0,4	0
	0,5	1
	0,6	2
Радиус впадины, мм	2	0
	3	1
Радиус вершин W-образной формы, мм	1	0
	2	1
Радиус впадины W-образной формы, мм	1	0
	2	1

Форму лепестка W-образной формы полностью определяют шестью геометрическими параметрами (табл. 1, рис. 7), которые были приняты варьируемыми факторами.

Используя метод преобразований, на основании матрицы симметричного плана $4^5//16$ была построена матрица несимметричного плана главных эффектов $4^2\times3\times2^3$.

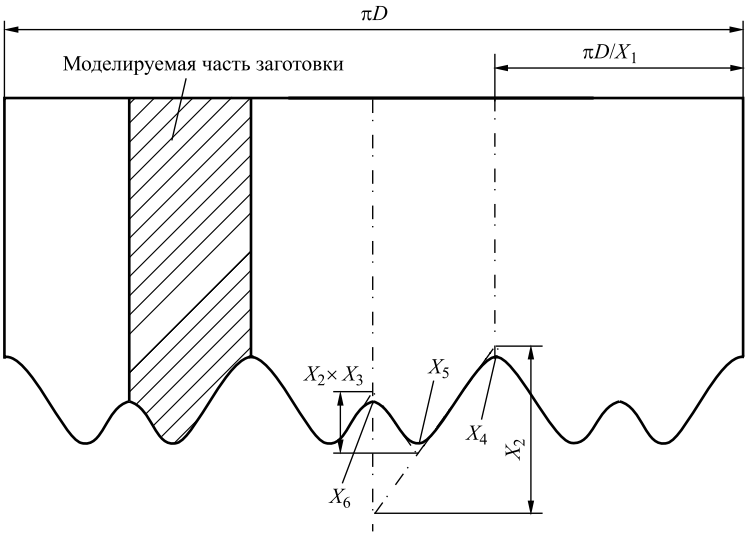

Рис. 7. Варьируемые параметры и геометрия заготовки

Рис. 8. Отслеживаемая точка, определяющая диаметр фланца после обработки резанием

Для определения коэффициентов регрессионной модели

$$y = b_0 + b_1X_1 + b_2X_2 + b_3X_3 + b_4X_4 + \\ + b_5X_5 + b_6X_6 + b_{11}X_1^2 + b_{22}X_2^2 + \\ + b_{33}X_3^2 + b_{111}X_1^3 + b_{222}X_2^3 \quad (1)$$

выполнили 16 вариантов моделирования процесса формовки фланца с геометрическими параметрами, указанными в табл. 2, где там же приведена сила деформирования, полученная в результате моделирования.

Значения силы деформирования во всех вариантах определяли по единой методике. Исходя из симметрии детали после операции гибки (свертки), моделировалась деформация половины лепестка (см. рис. 7). Втулка должна иметь определенный диаметр с учетом припуска на обработку резанием. Для его измерения в каждом опыте было выполнено координатное отслеживание точки *P*1 вершины впадины лепестка (рис. 8). В момент достижения радиальной координаты точки требуемого значения 60,5 мм фиксиро-

2. Матрица плана в натуральном масштабе и результаты моделирования

Номер опыта	X_1	X_2, мм	X_3	X_4	X_5	X_6	Сила, МН
				мм			
1	6	17	0,4	2	1	1	4,40
2	8	17	0,4	3	2	1	3,84
3	9	17	0,6	2	2	2	3,71
4	7	17	0,5	3	1	2	3,70
5	6	21	0,6	3	1	2	4,15
6	8	21	0,5	2	2	2	4,46
7	9	21	0,4	3	2	1	4,45
8	7	21	0,4	2	1	1	4,45
9	6	23	0,5	3	2	1	4,45
10	8	23	0,6	2	1	1	4,51
11	9	23	0,4	3	1	2	4,84
12	7	23	0,4	2	2	2	5,04
13	6	19	0,4	2	2	2	4,28
14	8	19	0,4	3	1	2	4,03
15	9	19	0,5	2	1	1	4,68
16	7	19	0,6	3	2	1	4,05

валось значение силы деформирования. Полученное значение умножалось на удвоенное число лепестков.

Коэффициенты модели (1) были найдены с помощью Microsoft Excel, после чего модель приняла вид:

$$y = -944,43 + 98,99X_1 + 112,26X_2 + 46,35X_3 - \\ -2,55X_4 - 0,61X_5 - 0,77X_6 - 13,90X_1^2 - \\ -5,58X_2^2 - 62X_3^2 + 0,64X_1^3 + 0,09X_2^3. \quad (2)$$

С помощью процедуры "Поиск решения" в Microsoft Excel получили минимальное значение силы деформирования по регрессионной модели (2). Значения варьируемых параметров, соответствующих минимуму, представлены в табл. 3.

Для проверки результатов оптимизации по регрессионной модели было выполнено прямое моделирование в программе DEFORM-3D лепестка с оптимальными параметрами. Расчет показал, что сила деформирования уменьшается до 3,2 МН. Таким образом, снижение силы относительно базового варианта с V-образной формой лепестка составило 19,2 %.

3. Оптимальная сила и соответствующие параметры лепестка по результатам поиска решения в Microsoft Excel

Сила, МН	X_1	X_2, мм	X_3	X_4	X_5	X_6
				мм		
3,4	8	17	0,6	3	2	2

Качество заготовки сравнивали по двум параметрам — накопленным деформациям и критерию разрушения Кокрофта—Лэзема (см., например, [6]).

Накопленные деформации в оптимальном варианте достигают максимальных значений в области, удаляемой резанием, в то время как в базовом варианте высокие значения находятся у самого основания фланца — вблизи радиусной части (рис. 9, см. обложку).

Сравнение характера распределения критерия разрушения во фланце оптимального и базового вариантов (рис. 10, см. обложку) показало, что максимум в базовом вариан-

те расположен в части фланца, которая будет принадлежать детали. Он составляет 0,407, и так как на практике разрыва в этом месте не происходит, это значение можно считать допустимым. В оптимальном варианте максимум критерия разрушения достигается в большой и в малой впадинах лепестка. Эти области удаляются резанием, и не попадают в тело детали. На рабочей части фланца критерий принимает значение ниже 0,407. Следовательно, применение оптимальной формы заготовки позволяет снизить критерий разрушения в рабочей части фланца втулки.

Требуемое значение радиуса минимального радиуса фланца при оптимальных геометрических размерах W-образной заготовки достигается при меньшем значении хода деформирования по сравнению с базовой V-образной формой. Это позволяет уменьшить начальную высоту заготовки и, как следствие, снизить расход материала на 17,6 %. Деловые отходы от вырубки исходной заготовки в ленте можно использовать для изготовления свертных подшипников без фланца.

Заключение. Экспериментально определена кривая упрочнения металлофторопластовой ленты толщиной 2,5 мм в диапазоне истинных деформаций до 0,6.

Определены оптимальные размеры заготовки для штамповки металлофторопластового радиально-упорного подшипника скольжения по критерию минимальной силы деформирования. Математическое моделирование показало, что полученные размеры заготовки позволят снизить силу деформирования на 19,2 %. Качество получаемой детали, определяемое по максимальным накопленным деформациям и критерию разрушения Кокрофта—Лэзема превосходит существующий технологический процесс.

Применение оптимизированной заготовки позволит снизить расход материала на 17,6 % по сравнению с базовой технологией.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Титов В.В.** Экспериментальное определение потерь на трение на цилиндрической и торцевой поверхностях металлофторопластового подшипника скольжения // Вестник машиностроения. 2008. № 9. С. 23—25.

2. **Господчикова А.Б., Власов А.В.** Исследование проблем при изготовлении свертных радиально-упорных металлофторопластовых подшипников скольжения // Обработка давлением: сб. науч. тр. 2013. № 2 (35). С. 154—162.

3. **Kuwabara T.** Advances in experiments on metal sheets and tubes in support of constitutive modeling and forming simulations // International Journal of Plasticity. 2007. Т. 23. № 3. С. 385—419.

4. **Построение** кривых упрочнения листовых материалов с помощью опытов на продольное сжатие / А.В. Власов, Ю.В. Майстров, А.И. Алимов, А.Б. Пономаренко // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып. 10: в 2 ч. Ч. 1. Тула: Изд-во ТулГУ, 2014. С. 43—56.

5. **A viscous** pressure bulge test for the determination of a plastic hardening curve and equibiaxial material data / M. Sigvant, K. Mattiasson, H. Vegter, P. Thilderkvist // International Journal of Material Forming. 2009. Т. 2. № 4. С. 235—242.

6. **Prediction** of Ductile Fracture in Cold Forging / A. Watanabe, S. Fujikawa, A. Ikeda, N. Shiga // Procedia Engineering. 2014. Т. 81. С. 425—430.

Андрей Викторович Власов, д-р техн. наук,
anvvlasov@mail.ru;
Анна Борисовна Пономаренко

УДК 669-1

А.Ю. Албагачиев, Д.К. Фигуровский, Е.В. Зернов, И.М. Якобовская, В.Н. Бухинник
(Московский государственный университет приборостроения и информатики)

Особенности формообразования прямоугольной пластины, осаживаемой шероховатыми плитами

Представлен сравнительный анализ теоретического расчета и результатов испытаний по оценке напряженного деформированного состояния при осадке прямоугольной пластины плитами различной шероховатости. Установлено влияние шероховатости плиты на формообразование пластины в процессе деформации.

Ключевые слова: напряжение; пластическая деформация; шероховатость; осадка; пластичность; пластина; формообразование; перемещение; проекция; вектор.

The comparative analysis of theoretical calculation and test results on base of stress deformed state estimation at the setting of rectangular platter by plates of various roughness is presented. Influence of the plate roughness on the platter formation in deformation process is established.

Keywords: tension; plastic deformation; roughness; setting; plasticity; platter; formation; movement; projection; vector.

Данная статья является продолжением ранее проведенных исследований [1, 2], в которых были теоретически получены параметры напряженного и деформированного состояния квадратной и прямоугольной пластин при осадке шероховатыми плитами.

Контакт плит с поверхностью осаживаемой пластины происходит вначале по отдельным неровностям шероховатых поверхностей, а затем — в процессе осадки, с увеличением приложенной нагрузки количество контактирующих неровностей увеличивается пропорционально нагрузке. В начальный момент соприкосновения фактическая площадь контакта значительно отличается от номинальной. Площадь контакта в процессе осадки при пластической деформации растет по мере увеличения нормальных напряжений до достижения ими предела текучести более мягкого материала, в этом случае площадь контакта может достигнуть половины номинальной площади поверхности.

Цель работы — оценка полученных раннее теоретических зависимостей и изучение особенностей формообразования пластины в зависимости от шероховатости осаживающих плит.

Были проведены испытания по осадке прямоугольной пластины размерами $2b = 20$ мм; $2a = 10$ мм; $2h = 10$ мм (рис. 1). В качестве материала использован припой ПОС 60 (60 % Sn, 30 % Pb). Осаживающие плиты изготовлены из стали 12Х18Н10Т. Испытания проведены на прессе с максимальной нагрузкой 100 кН, скорость деформации осадки (сжатия) 5 мм/мин.

В процессе деформации осадка достигала 7,4 мм. Параметр шероховатости плит Rz составлял от 20 до 200 мкм. В ходе каждого опыта у пластины определенной шероховатости измеряли перемещения в различных точках боковой поверхности и напряжение текучести при различных степенях осадки.

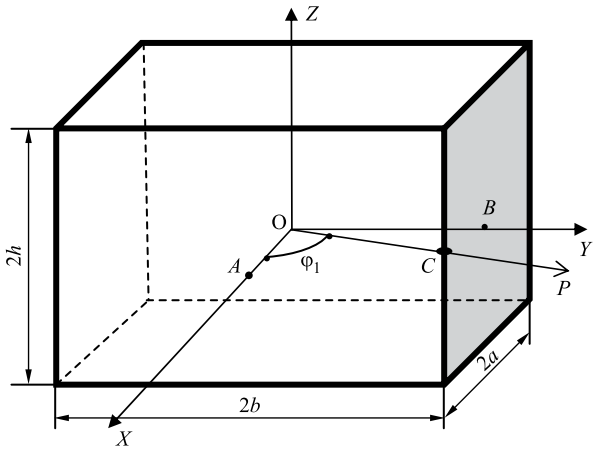

Рис. 1. Прямоугольная осаживаемая пластина:
точки пересечения: оси OX с гранью — т. A; оси OY с гранью — т. B; луча OP с ребром — т. C

При изучении формообразования пластины важно знать скорость перемещения ее точек в различных участках. Зависимости для цилиндрических координат вектора скорости в момент внедрения плиты в заготовку:

$$v_z = -\frac{v_z}{h}; \quad (1)$$

$$v_\varphi = Cv\rho^3 \sin 2\varphi \sin 2(\varphi_1 - \varphi); \quad (2)$$

$$v_\rho = v\left[\frac{\rho}{2h} + \frac{C}{2h}\rho^3 \sin 2(\varphi_1 - 2\varphi)\right] \quad (3)$$

были получены из условий несжимаемости, уравнений Леви—Мизеса и уравнений равновесия с учетом граничных условий:

$$v_z|_{z=0} = 0;$$

$$v_z|_{z=h} = -v;$$

$$v_\varphi|_{\varphi=0} = v_\varphi|_{\varphi=\frac{\pi}{2}} = v_\varphi|_{\varphi=\varphi_1} = 0,$$

где (φ, ρ, z) — цилиндрические координаты точки пластины; v — скорость осаживающих плит; C — коэффициент, значение которого получено в работе [2]. Остальные обозначения приведены на рис. 1.

При выводе формул (1)—(3) принято допущение $v_\varphi|_{\varphi=\varphi_1} = 0$. Это допущение очевидно для квадратной пластины, но для прямоугольной требовало проверки, поэтому угол φ_1 измеряли при различных степенях осадки. В недеформированном состоянии для пластины размерами 20×10×10 мм $\varphi_1 = \mathrm{arctg}\,2$.

При испытаниях получены значения $\mathrm{tg}\varphi_1$ от 1,9 до 2,2, что можно объяснить погрешностью измерения. Коэффициент C определен в работе [2] приближенно с помощью усреднения проекции вектора касательных напряжений на составляющие вектора скорости на торцевой поверхности пластины. В ходе экспериментов этот коэффициент был уточнен.

Для проверки точности формул для скоростей замеряли перемещения в т. *A*, *B*, *C* образца (см. рис. 1), поэтому в формулах (1)—(3) удобно перейти к перемещениям. Если учитывать упрочнение материала, то можно рассчитать перемещения в т. *A*, *B*, *C* в течение всего процесса осадки и сравнить результаты с измеренными экспериментально. Так как в т. *A*, *B*, *C* $v_\varphi = 0$, то для расчета перемещений в этих точках удобно использовать формулу (3), которая в окончательном виде в перемещениях будет иметь вид:

$$\Delta\rho_i = \frac{\Delta S}{2}\left[\frac{\rho_{i-1}}{2h_i} + C\left(\frac{\rho_{i-1}}{a}\right)^3 \frac{\mu}{2}\left(\frac{h_{i-1}}{h_i}\right)\sin 2(\varphi_1 - 2\varphi)\right]. \quad (4)$$

Расчеты осуществляли при следующих значениях параметров: осадка с шагом $\Delta S = 0{,}1$ мм; $a = 5$ мм; μ — коэффициент трения по напряжению текучести 0,1...0,5; $C = 0{,}95$; $\varphi = 0, \frac{\pi}{2}, \varphi_1$. На первом шаге при $i = 1$ параметры формулы (4) принимают значения $\rho_1 = -5$ мм, $h_1 = 5$ мм. По формуле (4) были рассчитаны перемещения в т. *A* и *B* для различных степеней осадки для образцов с параметром шероховатости $Rz = 20$ и 200 мкм. Графики этих зависимостей приведены на рис. 2, 3.

Результаты экспериментов показали, что параметр шероховатости влияет на изменение формы пластины в процессе осадки. Формообразование прямоугольной пластины, так же как для случая цилиндрических образцов [3], проходит последовательно три состояния:

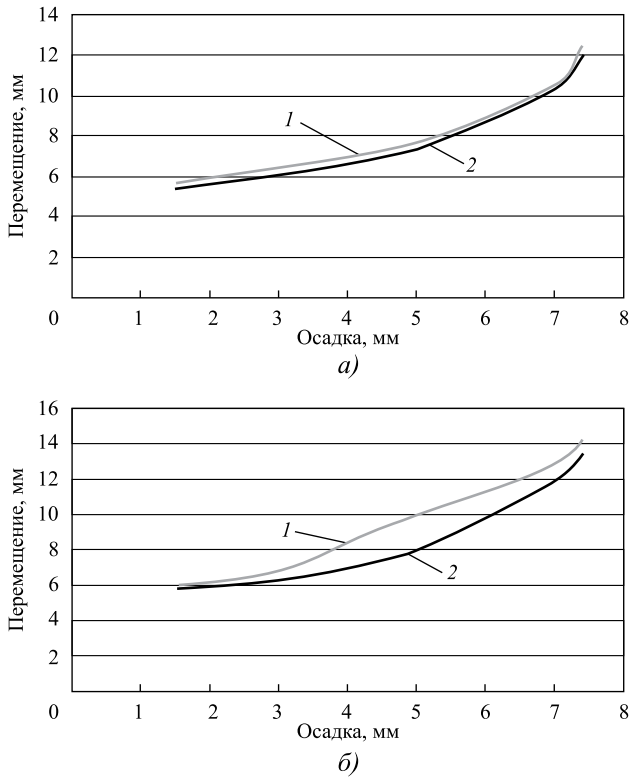

Рис. 2. Зависимость перемещения в т. *A* от осадки при различных значениях параметра шероховатости осаживающей плиты:

а — $Rz = 20$ мкм; *б* — $Rz = 200$ мкм; *1* — эксперимент; *2* — расчет

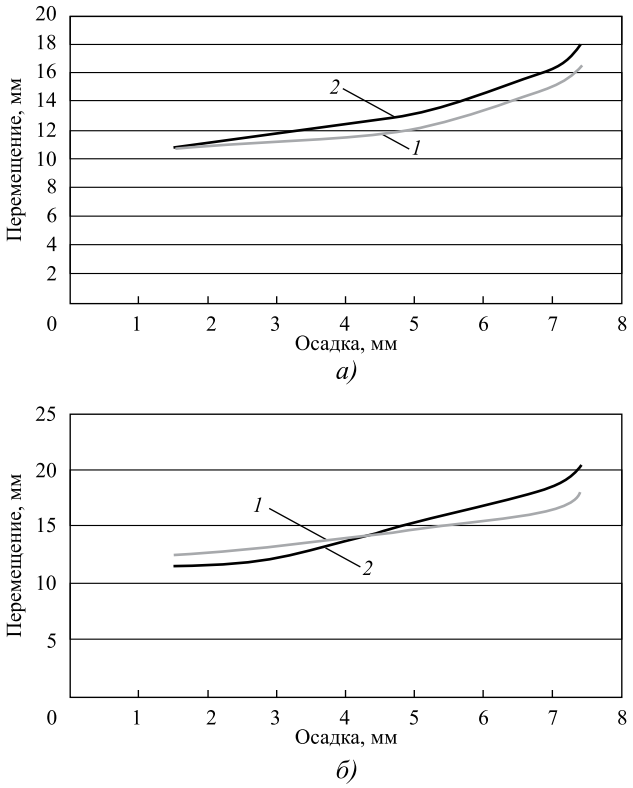

Рис. 3. Зависимость перемещения в т. *B* от осадки при различных значениях параметра шероховатости осаживающей плиты:

а — Rz = 20 мкм; *б* — Rz = 200 мкм; *1* — эксперимент; *2* — расчет

свободного течения, затрудненного течения и прилипания. Моменты перехода от одного состояния к следующему по мере увеличения степени осадки можно довольно точно определить, замеряя перемещения в т. *A*, *B*, *C* образца, а также визуально, так как момент прилипания хорошо фиксируется.

При относительной степени осадки 0...0,1 шероховатость мало влияет на формообразование. В этом случае наблюдается состояние свободного течения. Пластина сохраняет в плане форму прямоугольника. При дальнейшем увеличении степени осадки пластины с Rz = 100...200 мкм переходят в состояние затрудненного течения, в то время как образцы с Rz < 100 мкм находятся еще в состоянии свободного течения.

При степени осадки более 0,15 образцы с Rz = 20...100 мкм переходят в состояние затрудненного течения. При этой же степени осадки образцы с Rz > 100 мкм переходят в состояние прилипания. В дальнейшем переход к прилипанию для образцов с Rz = 20...100 мкм наблюдается при степени осадки более 0,3, а для образцов с Rz < 20 мкм при S > 0,5. При

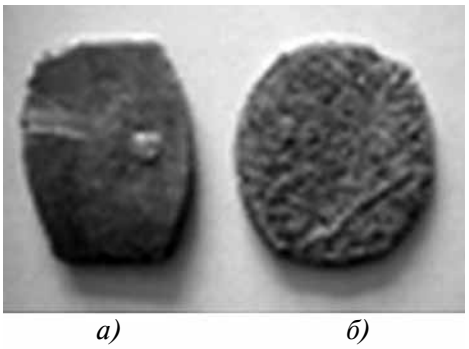

Рис. 4. Образцы после осадки до 7,4 мм:

а — Rz = 20 мкм; *б* — Rz = 200 мкм

этом перемещения в т. *A* и *B* образца значительно возрастают. В результате при осадке 7,4 мм образцы с Rz = 100...200 мкм имеют в плане форму, близкую к кругу (рис. 4). Изменение состояний при осадке можно объяснить увеличением сцепления поверхностей плиты и пластины за счет проникновения неровностей шероховатой плиты в тело пластины.

Выводы

1. В результате сравнения перемещений, рассчитанных по формуле (4), с экспериментальными, максимальная погрешность радиальных перемещений составляет 20 % при осадке до 7,4 мм. Замеры напряжения текучести в функции степени осадки позволили оценить влияние упрочнения на изменение формы заготовки.

2. Шероховатость осаживающих плит также влияет на изменение формы пластины.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Албагачиев А.Ю., Якобовская И.М., Зернов Е.В.** Напряженное и деформированное состояние при осадке жесткопластической заготовки квадратного сечения // Вестник МГУПИ. 2012. № 40.

2. **Албагачиев А.Ю., Моисеенко А.М., Зернов Е.В.** Напряженное и деформированное состояние прямоугольной пластины, осаживаемой шероховатыми плитами // Материалы XI межвузовского науч.-практ. семинара, 28—29 июня 2012 г. Орел: Орловский гос. аграрный ун-т, 2012.

3. **Воронцов А.Л.** Технологические задачи теории пластичности. Т. 3. М.: Машиностроение, 2006. 475 с.

Али Юсупович Албагачиев, д-р техн. наук;
Дмитрий Константинович Фигуровский, канд. техн. наук, dkfigurov@bk.ru;
Евгений Владимирович Зернов, канд. техн. наук;
Инга Михайловна Якобовская;
Владимир Николаевич Бухинник

УДК 621.983

Э.А. Назарян, М.М. Аракелян, А.С. Симонян
(Ереванский государственный университет)

Теоретическое исследование параметров качества в процессе вытяжки цилиндрических деталей

Рассмотрена теоретическая возможность оценки параметров качества при вытяжке цилиндрических деталей. Установлено итоговое распределение компонент и накопленных деформаций с учетом взаимозависимого изменения толщины материала и деформационного упрочнения. Определены относительные погрешности линейных и диаметральных размеров с учетом объемности деформированного состояния.

Ключевые слова: напряжение; деформация; упрочнение; вытяжка; листовая заготовка.

Theoretical possibility of estimation of parameters quality for drawing of cylindrical parts is considered. Final distribution of component and the accumulated strain, taking into account the interdependent change in the thickness and strain hardening is established. Relative errors of linear and diametrical sizes with volume strain state are determined.

Keywords: stress; strain; hardening; drawing; sheet blank.

Введение. Одной из слабо разработанных теоретических проблем процесса вытяжки является оценка влияния величин и распределения напряжений и деформаций на показатели точности и прочности изготовляемых деталей. В научно-технической и справочной литературе отсутствуют расчетные зависимости, позволяющие определять предельно возможные отклонения линейных и диаметральных размеров и показатели прочности при разных степенях деформаций и технологических характеристик применяемых материалов [1, 2 и др.].

Такое состояние объясняется тем, что существующие теоретические подходы по созданию научно обоснованных методов анализа напряженно-деформированного состояния построены, как правило, на основе упрощающих предположений, основными из которых являются принятие плоской схемы деформированного состояния, проведение анализа методами деформационной теории с использованием приближенных условий пластичности, принятие идеально жесткопластической модели деформируемого материала и т.д. Решения, полученные на основе подобных подходов, являются приближенными и дают грубые представления о напряженно-деформированном состоянии заготовки. Разработанные теоретические методы анализа во многом зависят также от научных интересов авторов исследований и носят в определенной степени субъективный характер.

Существенной особенностью процесса вытяжки является то, что исходно одинаковые материальные элементы листовой заготовки, пластически деформируясь, приобретают определенные индивидуальности, характеризующиеся изменением толщины, величиной накопленной деформации и вследствие явления упрочнения изменением показателя сопротивления деформированию. Очевидно, что показатели точности линейных и диаметральных размеров цилиндрических деталей из изотропного материала, изготовленных методами вытяжки, без учета влияния упругого последействия должны быть обусловлены величинами и распределением конечных деформаций, а показатели прочности при тех же условиях — итоговыми величинами и распределением показателя сопротивления деформированию.

В связи с этим в настоящее время стало актуальным решение задач, позволяющих на основе установленных показателей точности и прочности оценить качество изготовляемых деталей. Актуальность исследования подобных задач связана также со стремлением

использования явления упрочнения для создания дополнительных возможностей изготовления облегченных конструкций при заданной прочности и жесткости.

В статье рассмотрен процесс вытяжки цилиндрических деталей и поставлены следующие задачи:

— установление расчетных зависимостей, позволяющих определить размеры заготовок с учетом объемности деформированного состояния;

— определение распределения и конечных величин компонент деформаций и показателя сопротивления деформированию.

Анализ начальной стадии процесса вытяжки. Многочисленными исследованиями установлено, что процесс вытяжки начинается с пластической деформации кольцевой незажатой части заготовки, находящейся между контактными зонами деформирующих инструментов [3, 4]. На этой стадии по мере перемещения деформирующего инструмента увеличивается сила деформирования и пластическими деформациями охватывается весь фланец заготовки. Устанавливается определенное равновесие между силой вытяжки и сопротивлением фланца пластическому деформированию и начинается вторая стадия процесса — втягивание фланца заготовки в матрицу.

На начальной стадии внешняя граница пластической области и материальные элементы перемещаются радиально в противоположных направлениях, а во второй стадии — в одинаковом направлении. В обеих стадиях размеры пластической области непрерывно меняются, вследствие чего процесс формоизменения заготовки носит нестационарный характер. Следовательно, научно обоснованные методы анализа процесса вытяжки должны базироваться на теории пластического течения с учетом упрочнения материала и объемности деформированного состояния.

Учитывая сложность анализа процессов, происходящих на начальной стадии вытяжки, рассмотрим сначала осесимметричное растяжение тонкой пластинки с вырезом, ограниченным круговым контуром радиуса r_0, вдоль которого задано равномерно распределенное поле нормальных напряжений σ_ρ. Существующие решения подобных задач, как правило, выполнены для пластинки постоянной толщины или для идеально жесткопластической модели деформируемого материала с применением условия пластичности по гипотезе постоянства максимальных касательных напряжений, вследствие чего не могут быть применены для решения поставленных задач [5 и др.].

В [6, 7] показано, что напряженно-деформированное состояние в процессах осесимметричного формоизменения деталей из листового металла целесообразно и удобно представить на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса в двумерной косоугольной системе координат. Возможность такого представления следует из условия, по которому для несжимаемых материалов три линейные деформации взаимозависимы и имеют только две степени свободы, а также из допущения о том, что формоизменение фланца заготовки при вытяжке происходит в условиях, близких к плоскому напряженному состоянию [3]. В указанных работах установлено, что модуль текущей величины вектора эквивалентной деформации численно равен накопленной деформации (интенсивности деформаций), текущие значения линейных деформаций являются проекциями вектора эквивалентной деформации на косоугольные координатные оси, а закономерность накопления деформаций в рассматриваемом материальном элементе описывается характером изменения вектора эквивалентной деформации во времени.

Следовательно, проблема оценки показателей точности линейных и диаметральных размеров, а также итоговых величин показателя сопротивления деформированию сводится к анализу нестационарных полей векторов эквивалентных деформаций.

В [6, 7] исходные уравнения теории пластического течения при плоском напряженном состоянии и осевой симметрии деформирования, а именно: уравнение равновесия с учетом изменения толщины материала, условие пластичности Мизеса, условие постоянства объема, уравнение связи напряжений и приращений (скоростей) деформаций приведены к единой структуре и отображены на девиаторной плоскости цилиндра пластичности в виде дифференциальной зависимости между

радиальным растягивающим напряжением и накопленной деформацией $d\sigma_\rho = \sigma_s d\varepsilon_i$.

Принятие степенного закона деформационного упрочнения $\sigma_{si} = A\varepsilon_i^n$ позволило проинтегрировать указанную дифференциальную зависимость и получить зависимости для накопленных и компонент деформаций от параметра φ в виде:

$$\left.\begin{aligned} |\vec{\varepsilon}|_1 &= \varepsilon_i = (\ln K + n)\frac{2}{\sqrt{3}}\cos(\varphi + \pi/6); \\ \varepsilon_\rho &= \frac{\ln K + n}{2}\left(1 + \cos 2\varphi - \frac{\sqrt{3}}{3}\sin 2\varphi\right); \\ \varepsilon_\theta &= -\frac{\ln K + n}{2}\left(\cos 2\varphi + \frac{\sqrt{3}}{3}\sin 2\varphi\right); \\ \varepsilon_z &= -\frac{\ln K + n}{2}\left(1 - \frac{2\sqrt{3}}{3}\sin 2\varphi\right), \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

где $|\vec{\varepsilon}|_1$ — модуль вектора эквивалентной деформации на начальной стадии процесса вытяжки; $n = \ln(1 + \delta)$ — показатель степени в принятом законе деформационного упрочнения; δ — относительная равномерная деформация при испытании материала на одноосное растяжение; φ — полярный угол между осью радиальных деформаций и вектором эквивалентной деформации, изменяющийся в пределах $0 \leqslant \varphi \leqslant \pi/3$ (рис. 1), ε_ρ, ε_θ, ε_z — линейные деформации соответственно в радиальном и окружном направлениях, а также перпендикулярно поверхности заготовки; $K = R_0/r_0$ — коэффициент вытяжки; R_0, r_0 — соответственно наружный радиус заготовки и радиус очка матрицы.

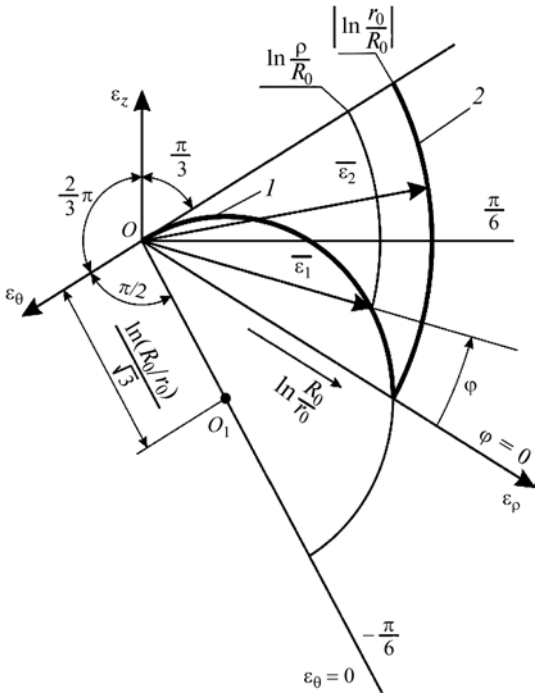

Рис. 1. Векторное поле эквивалентных деформаций на девиаторной плоскости для начальной (*1*, масштаб в направлении оси ε_ρ увеличен в $\ln K$ раз) и конечной (*2*) стадий процесса вытяжки

Зависимость $\varepsilon_i(\varphi)$ на девиаторной плоскости представляет собой окружность радиуса $(\ln K + n)/\sqrt{3}$, центр которой находится на линии $\varepsilon_\theta = 0$ и проходит через начало координат [6].

Возможность интегрирования приведенной выше дифференциальной зависимости основана на принятии допущения о неизменности для рассматриваемого материального элемента направления приращения вектора эквивалентной деформации на девиаторной плоскости, что равносильно допущению о пропорциональном изменении во времени отношения компонент деформаций ($\varepsilon_\rho/\varepsilon_\theta$ = const).

Для определения физической сущности параметра φ рассмотрим две различные интерпретации полученного решения. Если рассматривать деформированное состояние различных материальных элементов, то (1) описывает распределение компонент деформаций на данном этапе деформирования (переменные Эйлера). Если рассматривать деформированное состояние фиксированного материального элемента, то параметр φ показывает характер изменения вектора эквивалентной деформации во времени (характер накопления деформаций в рассматриваемом материальном элементе) или историю накопления деформаций (переменные Лагранжа).

При получении (1) использованы следующие зависимости для радиальных и окружных напряжений:

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

удовлетворяющие условию пластичности Мизеса при плоском напряженном состоянии и установленные из совместного решения уравнений связи напряжений и приращений (скоростей) деформаций с использованием условия постоянства объема [7].

Из анализа (1) следует, что полученное решение можно представить в виде суммы двух деформированных состояний. Первое слагаемое описывает начальное пластическое состояние для идеально жесткопластической модели деформируемого материала ($n = 0$) при наибольших размерах пластической области ($K = e$) и характеризует распределение деформаций по параметру φ. Второе слагаемое, линейно накладываясь на первое, описывает приращение деформаций при данном показателе n в принятом степенном законе деформационного упрочнения. Подобная интерпретация полученного результата основана на том, что косоугольные координатные оси на девиаторной плоскости имеют логарифмическую размерность, вследствие чего становится возможным аддитивное суммирование деформаций.

Зависимости (1) и (2), характеризуя напряженно-деформированное состояние, являются замкнутым параметрическим решением задачи осесимметричного растяжения тонкой пластинки с вырезом, ограниченным круговым контуром, с учетом взаимозависимого изменения толщины материала и деформационного упрочнения.

Из (1) следует также, что по мере возрастания показателя n, относительная величина пластической области увеличивается в направлении внутреннего контура (уменьшается радиус внутреннего контура). Такой результат вытекает из условия, согласно которому на внешнем контуре заготовки реализуется напряженное состояние линейного сжатия независимо от относительной величины пластической области и технологических характеристик деформируемого материала.

В пластической области реализуются следующие деформированные состояния: при $\varphi = 0$ — линейное растяжение $\sigma_\rho \leqslant \sigma_s$, $\sigma_\theta = 0$, $\varepsilon_i = (\ln K + n)$, при $\varphi = \pi/6$ — сдвиг в плоскости $(\rho;\ \theta)(\varepsilon_z = 0)$, $\sigma_\rho = |\sigma_\theta|$, $\varepsilon_i = (\ln K + n)/\sqrt{3}$, при $\varphi = \pi/3$ — линейное сжатие $\sigma_\rho = 0$, $\sigma_\theta = -\sigma_s$, $\varepsilon_i = 0$. В промежутках между указанными видами деформированных состояний происходит плавный переход от одного вида деформированного состояния в другой. Графики зависимостей (1) и (2), а также характерные особенности распределения главных напряжений и деформаций подробно рассмотрены в [7, 8].

Из (1) определяется наибольшая относительная величина пластической области $R_0/r = \exp(1 + n)$ (R_0, r — соответственно радиусы внешнего и внутреннего контуров пластинки в деформированном состоянии). Очевидно, что при $n = 0$, $r = r_0$ относительная величина $K = R_0/r_0 = e \approx 2{,}718$ и совпадает с результатами известных решений для пластинки постоянной толщины при идеально жесткопластической модели деформируемого материала [3, 5].

Анализ второй стадии процесса вытяжки. Основной проблемой анализа второй стадии процесса вытяжки является отображение полученного для начальной стадии параметрического решения (1) и (2) в материальную среду деформируемой заготовки. Для этого рассмотрим сначала процесс втягивания фланца заготовки в матрицу без учета упрочнения ($n = 0$) и влияния изгибных явлений на напряженно-деформированное состояние.

При сокращении внешнего радиуса фланца заготовки материальные элементы с координатами $R_0 \leqslant \rho \leqslant r_0$, радиально перемещаясь, накапливают определенную деформацию и, достигая радиуса r_0, далее перемещаются вертикально без деформирования. В конце этого процесса по образующей цилиндрической детали устанавливается определенное переменное распределение накопленных деформаций, величины которых могут быть определены при известной взаимосвязи между параметром φ на девиаторной плоскости и относительной координатой ρ/r_0 в материальной среде деформируемой заготовки.

В предыдущем разделе установлено, что для идеально жесткопластической модели деформируемого материала характер распределения накопленной деформации в (1) и радиальные напряжения в относительных единицах (2) на девиаторной плоскости подобны и описываются одинаковой функциональной зависимостью $F(\varphi) = \left(2/\sqrt{3}\right)\cos(\varphi + \pi/6)$. Из (1) и (2) следует также, что на начальной стадии вытяжки ($\sigma_s = \sigma_{0,2}$; $\varepsilon_i = 0{,}2$ %; $n = 0$) толщина заготовки остается постоянной, распределение радиальных напряжений в относительных единицах по общеизвестным решениям имеет вид: $\sigma_\rho/\sigma_s = \ln R_0/\rho$ [3 и др.], на основе чего из (2) следует

$$\frac{\rho}{r_0} = K^{\left[1-\frac{2}{\sqrt{3}}\cos\left(\varphi+\frac{\pi}{6}\right)\right]}. \qquad (3)$$

Аналогичный результат можно получить также графическим образом на основе увеличения на девиаторной плоскости масштаба в направлении оси ε_ρ на $\ln K$. В этом случае векторное поле $\vec{\varepsilon}_2$ для второй стадии процесса вытяжки является центрально симметричным, вследствие чего текущее значение модуля вектора $|\vec{\varepsilon}_2|$ равно $\ln(R_0/\rho)$ (см. рис. 1).

По (1) и (3) становится возможным найти распределения накопленных деформаций на девиаторной плоскости и по образующей цилиндрической детали. Для различных φ в диапазоне $0 \leqslant \varphi \leqslant \pi/3$ и фиксированных K по (3) определяют отношения ρ/r_0 и по формуле $\varepsilon_\theta = \ln(r_0/\rho)$ рассчитывают окружные деформации. Из соответствующих точек отрицательного направления оси ε_θ опускают перпендикуляры до пересечения с радиальными лучами φ. Соединением начала косоугольных координат с точками пересечения устанавливают векторное поле эквивалентных деформаций для всех материальных элементов. Исходя из общности методического подхода и для упрощения численных расчетов, внешний радиус пластической области R_0 при изменении K принимают фиксированным, а переменным считается радиус матрицы r_0.

Из тригонометрического представления деформаций на девиаторной плоскости (см. рис. 1) следует $\varepsilon_\rho/|\varepsilon_\theta| = \cos\varphi/\cos(\pi/3 - \varphi)$, где абсолютную величину окружной компоненты, согласно (3), определяют из равенства $\varepsilon_\theta = \ln(\rho/r_0)$. На основе установленной взаимосвязи между параметром φ и относительной координатой ρ/r_0 в материальной среде деформируемой заготовки становится возможным определить распределение компонент конечных деформаций и соответствующее векторное поле эквивалентных деформаций

$$\left.\begin{aligned}
&|\vec{\varepsilon}|_2 = \frac{|\varepsilon_\theta|}{\cos(\pi/3-\varphi)};\\
&\varepsilon_\rho = \left[1-F(\varphi)\right]\frac{\cos\varphi}{\cos(\pi/3-\varphi)}\ln K;\\
&\varepsilon_\theta = -\left[1-F(\varphi)\right]\ln K;\\
&\varepsilon_z = \left[1-F(\varphi)\right]\left[1-\frac{\cos\varphi}{\cos(\pi/3-\varphi)}\right]\ln K,
\end{aligned}\right\} \quad (4)$$

где $|\vec{\varepsilon}_2|$ — модуль вектора эквивалентной деформации (накопленная деформация) на второй стадии процесса вытяжки.

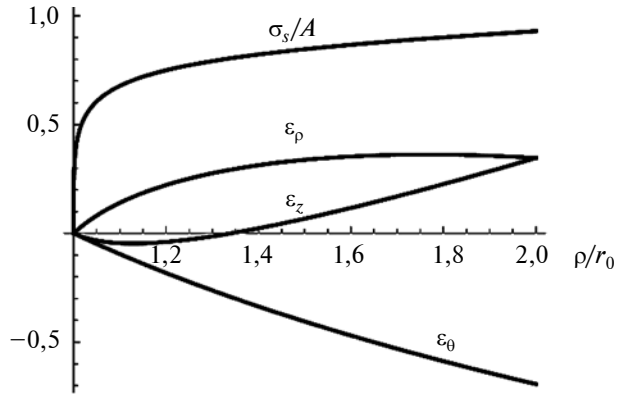

Рис. 2. Распределения компонент деформаций и показателя сопротивления деформированию в конце второй стадии вытяжки

На рис. 2 представлены графики зависимостей компонент деформаций и показателя сопротивления деформированию в конце второй стадии вытяжки при $K = 2$, отнесенные согласно (3) к начальному пластическому состоянию.

Из анализа (4) и представленных графиков следует, что радиальная компонента вблизи внешнего контура заготовки (на некотором удалении от торца вытянутой детали ($\rho/r_0 = 1{,}76$) достигает максимального значения (0,36), а деформация по толщине достигает минимального (−0,047) значения вблизи очка матрицы (на некотором удалении от дна вытянутой детали $\rho/r_0 = 1{,}13$).

На основе (3) и (4) вычисляют размеры заготовок по заданным размерам детали и распределение толщины по образующей с учетом объемности деформированного состояния.

Текущее значение относительной высоты $h(\varphi)$ при заданном K можно определить из сопоставления кольцевых элементов шириной $d\rho$ на исходной заготовке и приращения dh на цилиндрической детали, согласно выражению $\varepsilon_\rho = \ln(dh/d\rho)$, которое после преобразований с учетом (3) и (4) приводится к следующему дифференциальному уравнению

$$d\left(\frac{h}{r_0}\right) = K^{\left[1-F(\varphi)\right]\left[\frac{\cos\varphi}{\cos(\pi/3-\varphi)}+1\right]}\frac{2}{\sqrt{3}}\sin(\varphi+\pi/6)\ln K d\varphi. \quad (5)$$

Интегралы вида $\int_0^\varphi \Phi(\varphi;\ K)\ln K d\varphi$ позволяют вычислить текущие значения относительной

высоты цилиндрической детали $h/r_0(\varphi)$ из кольцевого участка заготовки $\rho - r_0$, а также распределение толщин в условиях объемности деформированного состояния.

Основным отличием между изложенным и реальным процессом вытяжки является то, что при вытяжке деформирующий инструмент в некоторой области вблизи внутреннего контура заготовки оказывает ограничивающее влияние радиальному перемещению определенных материальных элементов. Материальный элемент, первоначально расположенный на радиусе r_0, перемещается вертикально при отсутствии окружной деформации ($\varepsilon_\theta = 0$) и согласно равенству $\varepsilon_\rho = |\varepsilon_z|$ деформируется в условиях сдвига в плоскости (ρ; z).

При этом вектор эквивалентной деформации, характеризующий деформацию этого элемента, на девиаторной плоскости смещается влево и становится перпендикулярным оси ε_θ, а параметр φ принимает значения в пределах $-\pi/6 \leqslant \varphi \leqslant \pi/3$. Отсутствие окружной деформации при постоянстве модуля вектора эквивалентной деформации компенсируется ростом деформации утонения.

Результаты исследований и их обсуждение. Сопоставим результаты исследований с аналогичными результатами, полученными на основе принятия допущения о постоянстве толщины материала в процессе вытяжки цилиндрической детали диаметром $2r_0$ и высотой h без учета радиуса закругления [2]:

$$\frac{h}{r_0} = \frac{1}{2}\left(K^2 - 1\right). \qquad (6)$$

При одинаковых K значения h/r_0 с учетом объемности деформированного состояния значительно меньше соответствующих значений, рассчитанных по (6) ($2{,}72 \to h/r_0 = 2{,}66$; $2 \to h/r_0 = 1{,}34$; $1{,}5 \to h/r_0 = 0{,}59$). Выражая указанную разность в виде квадратного трехчлена, после определения соответствующих постоянных, получаем выражение: $\Delta(h/r_0) = 1/3[(2/3)K^2 - (5/3)K + 1]$, из которого следует, что относительную высоту цилиндрической детали с учетом объемности деформированного состояния при $1{,}5 \leqslant K \leqslant e$ можно представить в виде:

$$\frac{h}{r_0} = \frac{1}{2}\left(K^2 - 1\right) - \frac{1}{3}\left(\frac{2}{3}K^2 - \frac{5}{3}K + 1\right). \qquad (7)$$

Из сопоставления (6) и (7) следует, что относительная погрешность высоты цилиндрической детали без учета изменения толщины достигает 20 %.

Погрешность диаметральных размеров можно оценить на основе зависимостей (4) и (5). Для фиксированных K при текущем значении относительной высоты $h(\varphi)$ из (4) определяют деформацию по толщине $\varepsilon_z(\varphi)$ и по формуле $S/S_0 = \exp\varepsilon_z(\varphi)$ устанавливают распределение толщин по высоте вытянутого изделия. Для разных K(e; 2,0; 1,5) при дискретных значениях параметра φ по (5) рассчитывают соответствующие значения относительной высоты h/r_0, деформации по толщине и относительные толщины. Результаты расчетов приведены в таблице.

Результаты расчетов

Параметры		φ						
		0	$\pi/18$	$\pi/15$	$\pi/10$	$\pi/6$	$\pi/4$	$\pi/3$
K =2,72	h/r_0	0	0,135	0,17	0,3	0,69	1,486	2,66
	ε_z	0	−0,063	−0,067	−0,063	0	0,19	0,5
	S/S_0	1	0,94	0,937	0,94	1,0	1,21	1,648
K =2	h/r_0	0	0,08	0,11	0,19	0,41	0,808	1,34
	ε_z	0	−0,04	−0,044	−0,043	0	0,13	0,345
	S/S_0	1	0,958	0,957	0,956	1,0	1,14	1,41
K =1,5	h/r_0	0	0,05	0,062	0,1	0,208	0,38	0,59
	ε_z	0	−0,0235	−0,023	−0,03	0	0,072	0,2
	S/S_0	1	0,978	0,977	0,97	1,0	1,074	1,22

Из приведенных данных следует, что относительная погрешность диаметральных размеров с увеличением K растет, а ее предельная величина у кромки детали совпадает с результатами работ [1, 2, 4].

Несмотря на некоторую условность проведенного анализа, полученные расчетные зависимости позволяют определять относительные погрешности линейных и диаметральных размеров, а также показатели сопротивления деформированию и оценить качество цилиндрических деталей.

Выводы

1. Дана теоретическая оценка погрешности линейных и диаметральных размеров и показателя сопротивления деформированию при вытяжке цилиндрических деталей.
2. Установлены векторные поля эквивалентных деформаций для начальной и конечной стадий процесса вытяжки.
3. На основе отображения конечных деформаций в материальную среду деформируемой заготовки выявлены характерные особенности распределения радиальной деформации и деформации по толщине.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Metal Forming Handbook/Shuler Springer-Verlag.** Heidelberg, 1998.
2. **Ковка и штамповка:** справочник в 4-х т. / под ред. Е.И. Семенова. Т. 4. Листовая штамповка. М.: Машиностроение, 2010. 544 с.
3. **Попов Е.А., Ковалев В.Г., Шубин И.Н.** Технология и автоматизация листовой штамповки. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2000. 480 с.
4. **Электронный справочник по холодной штамповке**. Омский государственный университет, 2006.
5. **Hill R.** The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford Classic Texts in the Physical Sciences. 1998. 362 p.
6. **Назарян Э.А., Константинов В.Ф.** Кинематика деформирования в формоизменяющих операциях листовой штамповки // Вестник машиностроения. 1999. № 2. С. 35—41.
7. **Назарян Э.А., Аракелян М.М. и др.** Механика формоизменения тонких кольцевых пластин // Изв. НАН РА, Механика. 2009. Т. 62. № 4. С. 80—88.
8. **Назарян Э.А., Аракелян М.М.** Аналитическая модель процесса осесимметричной вытяжки // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 12. С. 23—27.

Эрнест Агаджанович Назарян, д-р техн. наук,
enazaryan@ysu.am;
Милета Мартиросовна Аракелян,
канд. физ.-мат. наук;
Аветис Самвелович Симонян

ООО "Издательство Машиностроение" продолжает подписку на журнал

"ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ"

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

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

107076, г. Москва, Стромынский пер., д. 4
тел.: (499) 269-5298, факс: (499) 269-4897,
e-mail: realiz@mashin.ru, www.mashin.ru

УДК 621.365.4:669.245

А.И. Снигирев *(ОАО "Завод Уралпрокат", г. Каменск-Уральский)*,
Л.М. Железняк, Д.С. Ковин *(Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург)*

Совершенствование волочильного инструмента при использовании альтернативной технологии получения полос из нихрома и ферронихрома

Для повышения технико-экономических показателей при получении полос из сплавов сопротивления согласно альтернативной технологии решены следующие задачи: стабилизировано поступление смазки в канал волок, повышена его стойкость, ликвидирована обрывность, улучшено качество полос, резко снижена вероятность разрушения твердосплавных вставок. Задачи решены путем реализации ряда технических решений, защищенных патентами РФ. Освоен промышленный выпуск полос для нагревательных элементов печей электросопротивления, полностью отвечающих требованиям стандарта по всем качественно-количественным показателям.

Ключевые слова: волочильный инструмент; полосы; нихром; ферронихром.

To increase the technical and economic data in obtaining strip of resistance alloys according to alternative technology solved the following problems: stable supply of lubricant in the die holes, increasing their resistance, eliminate breakage, improved strips quality, dramatically reduced the probability of failure of hard-ally inserts. Problems are solved through the implementation of technical solutions protected by patents of the Russian Federation. Mastered industrial production of strips for electrical resistance furnace heating elements, fully meet the requirements of the standard.

Keywords: drawing tool; strips; nichrome; ferronihrome.

Проблема производства полос из сплавов сопротивления была вызвана резким падением (около 20 лет назад) объемов металла, заказываемых заводам черной металлургии со стороны российских потребителей, в связи с чем получение полос по традиционной схеме, содержащей горячую прокатку слитков массой до 2 т, холодную рулонную прокатку и продольную резку на готовые полосы, оказалось нерентабельным. На основе проведенных НИР спроектирована и реализована следующая альтернативная технология [1]:

— выплавка сплавов с применением соответствующих шихтовых материалов, флюсов, раскислителей и модификаторов, наполнительное литье слитков массой 55...60 кг в чугунные изложницы;

— нагрев слитков в камерной печи, горячая прокатка на мелкосортном стане 300 полосовых заготовок;

— травление заготовок, нанесение подсмазочного покрытия, острение переднего конца;

— волочение на полосы за ряд проходов на стане ВСГ 1/650 через твердосплавные волоки с промежуточными отжигами и травлениями, смазка — мыльный порошок с присадками.

Однако процесс волочения профилей из малопластичных и труднодеформируемых сплавов — нихрома и ферронихрома существенно усложняется в сравнении с электро-

техническими изделиями из сплавов невысокой прочности и повышенной пластичности (медных шин и коллекторных полос из низколегированных бронз).

Параметры волочильного канала и технологические приемы, используемые для производства этих изделий, оказались неприемлемы для полос из хромоникелевых сплавов, которым присущи высокие силовые параметры (напряжение и сила волочения, давление на волоку) и затрудняющая обработку повышенная адгезионная способность, несмотря на применение смазки и наличие подсмазочного слоя. Наряду с неравномерностью обжатий на большой и малой гранях профиля вследствие значительного допуска на размеры сечения горячекатаной заготовки, это приводит к интенсивному износу канала волок, падению их стойкости, снижению качества поверхности полос и частой обрывности.

Например, эксплуатация волок с параметрами канала, применяемого при волочении указанных электротехнических профилей, показала неудовлетворительную износостойкость, а в некоторых случаях — и разрушение твердосплавных вставок, особенно при волочении нихромовых полос максимальной ширины 40 мм: в лучшем случае удавалось протянуть 180...200 кг полос сечением 4×40 мм, а в худшем (при фактическом отклонении толщины заготовки +0,5 мм) вставка разрушалась при волочении первого бунта.

Повышение технико-экономических показателей при использовании альтернативной технологической схемы обеспечено решением задач в трех направлениях:

— улучшено поступление смазки в очаг деформации, ликвидирована обрывность, увеличена износостойкость волок;

— повышено качество поверхности полос и стабилизирован процесс волочения;

— резко снижена вероятность разрушения твердосплавных вставок.

На основе литературного анализа данных о параметрах волочильного канала установлено следующее.

1. Вопреки значимости сведений о параметрах зон волочильного канала (рабочей, калибрующей, выходной) существующая информация противоречива, а о выходной зоне — крайне скудна. Противоречие заключается в широком интервале рекомендованных углов рабочей зоны 2α — от 6 до 30°, что вызвано особенностями волочения изделий разнообразных форм и размеров сечения из различных металлов и сплавов и возможностями инструментальных участков волочильных цехов.

2. При полноте сведений о параметрах каналов волок для получения проволоки и прутков гораздо слабее представлена информация по волокам для производства полосовых профилей. В частности, в работе [2] указано, что при волочении полос из прямоугольных заготовок возникает различие длин контакта на разных участках рабочей зоны, деформация металла на них начинается не одновременно, в результате на поверхности продукции появляются дефекты.

3. Минимальные данные о выходной зоне (кроме углов наклона) состоят в следующем. Ее назначение — предупреждение скалывания выходной кромки калибрующей зоны и повреждения протягиваемого металла об эту кромку при нестабильности процесса — вибрациях, несоосности канала, заготовки и изделия, динамических рывках и др. Выходная зона смещает очаг деформации к середине длины волочильного канала.

4. Практически нет данных о длине выходной зоны, которая становится важным условием для повышения стойкости твердосплавных вставок, поскольку прочность нихрома существенно возрастает в результате холодного деформационного упрочнения. Кроме того, экономически обоснованное стремление к сокращению маршрутов волочения путем повышения обжатий дополнительно увеличивает нагрузку на инструмент.

В целях достижения результата по первым двум направлениям реализовали следующие технические решения [3, 4]:

— из входной и рабочей зон сформировали единую рабочую зону, для которой установили $\mathrm{tg}\alpha = (\Delta h/2)/0{,}6...0{,}7 l_{р.з}$ (где α — угол наклона рабочей зоны к оси канала; Δh — абсолютное обжатие по толщине, мм; $l_{р.з}$ — длина единой рабочей зоны);

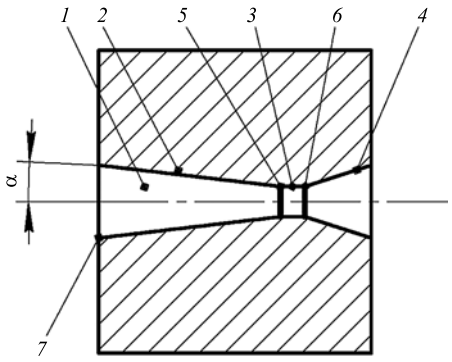

Рис. 1. Усовершенствованная волочильная вставка [3, 4]:

1 — волочильный канал; *2* — единая рабочая зона с углом ее наклона к оси канала α = 3...6°; *3* — калибрующая зона; *4* — выходная зона; *5*, *6* — фаски в местах перехода рабочей зоны в калибрующую и калибрующей в выходную; *7* — угловая кромка единой рабочей зоны

— при переходе от рабочей к калибрующей и от калибрующей к выходной зоне выполнили фаски длиной $l_ф$ = 0,075...0,15$l_{к.з}$, где $l_{к.з}$ — длина калибрующей зоны;

— установили условие: $\alpha_{м.гр} > \alpha_{б.гр}$, т.е. длина очага деформации $l^{о.д}_{м.гр} < l^{о.д}_{б.гр}$.

Для осуществления третьего направления приняли отношение длины выходной зоны $l_{в.з}$ к полной длине канала l_Σ в интервале 0,24...0,32 [4].

Использование приведенной на рис. 1 волочильной вставки с усовершенствованной по [3, 4] геометрией канала обеспечило надежное волочение нихромовых (Х20Н80) и ферронихромовых (Х15Н60) полос в результате улучшения условий поступления смазки в очаг деформации.

Волочение нихрома сопровождается высоким контактным давлением, что подтверждено приведенным ниже расчетом. Согласно [2] среднее нормальное напряжение на контакте металл—волока:

$$\sigma_n = \sqrt{\frac{\sigma_{l_{уп}} E}{2(1+\mu \operatorname{ctg}\alpha)(1-\nu)}}, \qquad (1)$$

где $\sigma_{l_{уп}}$ — продольное напряжение в упругой зоне, МПа; E — модуль упругости, МПа; ν — коэффициент Пуассона; μ — коэффициент трения.

Значения параметров для расчета σ_n выбрали как для титана ВТ1 [2] с учетом его схожести к нихрому по механическим свойствам и так же, как нихром, склонному к адгезии. При конкретных значениях $\sigma_{l_{уп}}$ = 64 МПа; $E = 1{,}1 \cdot 10^5$ МПа; ν = 0,22; μ = 0,07 [2] и угле α = 6° рассчитанное по (1) напряжение σ_n = = 1650 МПа хорошо коррелирует с приведенным в [2] и равным 1520 МПа.

Дополнительно рассчитали среднее контактное давление в очаге деформации $p_н$ = 1480 МПа, согласующееся (с отклонением ~10 %) с результатом расчета σ_n по [2]. Тогда при волочении заготовки, например сечением 3×33 мм на полосу 2×32,5 мм, нормальная к поверхности рабочей зоны сила $P_н$ = 257 кН.

Высокие значения $p_н$ и $P_н$, а также склонность нихрома к адгезии приводят к интенсивному износу канала в виде налипания металла на его поверхность и выкрашивания твердого сплава как следствия нарушения режима граничного трения, достижению которого препятствуют также завышенные значения угла α, что подтвердилось при использовании волок с углом α = 8...12°. Фиксировали обрывность, контролировали состояние поверхности полос, наблюдали за поступлением смазки в канал (немалое количество которой выдавливалось в обратном направлении) и в результате констатировали низкую стойкость волок и недопустимое ухудшение качества поверхности готовых полос.

При усовершенствованных согласно [3, 4] параметрах волочильного канала, с учетом возросшей от 3 до 6 раз длины очага деформации $l_{о.д}$, $p_н$ = 494 МПа, т.е. получено 1650/494 = 3,34-кратное снижение нормальных напряжений на контакте; это улучшило поступление смазки в очаг деформации, обеспечило граничный режим трения и многократное повышение стойкости волок, ликвидирована обрывность. Далее приведено обоснование параметров канала, назначенных для реализации первого и второго направлений.

1. Улучшение поступления смазки в очаг деформации, повышение стойкости волок и ликвидация обрывности путем ограничения угла α = 3...6° осуществлены без изменения l_Σ, равной 25 мм. При α > 6° не достигается достаточное втягивание смазки в рабочую зону и даже возникает ее отгон в обратном направлении.

Выполнение $\alpha < 3°$ при практически неизбежной вибрации задаваемой в волоку заготовки повышает вероятность повреждения ее поверхности об угловую кромку *7* (см. рис. 1). Для исключения этой опасности на волокодержателе установили два направляющих ролика, обеспечивших центрирование заготовки по оси канала.

2. Значения числового коэффициента 0,6...0,7 обусловлены величинами Δh = 0,5...1,0 мм, α = 3...6° и ограничены длиной $l_{р.з}$, которая при всех сочетаниях параметров должна превышать $l_{о.д}$, т.е. — это коэффициент запаса для соблюдения условия $l_{р.з} > l_{о.д}$. Рассчитанный интервал $l_{о.д}$ = 3,57...16,67 мм не достигает $l_{р.з}$ = 18 мм, т.е. условие $l_{р.з} > l_{о.д}$ не нарушено.

3. Минимальная длина фасок *5* и *6* (см. рис. 1) (при $l_{к.з}$ = 4 мм), равная $l_ф^{min}$ = 0,075×4 = 0,3 мм, назначена для соблюдения двух условий: стабильности размеров калибрующей зоны, особенно важной в чистовом проходе, и отсутствия сколов выходной кромки этой зоны из-за адгезии сплава.

Максимальная длина фасок $l_ф^{max}$ = 0,15×4 = = 0,6 мм установлена, кроме необходимости выполнения этих двух условий, для соблюдения известного принципа: чем протяженнее $l_{к.з}$, тем меньше эта зона подвержена износу и тем выше стойкость инструмента. При $l_ф > 0,6$ мм длина $l_{к.з}$ уменьшается, что крайне нежелательно с учетом изложенного выше.

4. Неравенство $\alpha_{м.гр} > \alpha_{б.\ гр}$ для соблюдения условия $l_{б.од} > l_{м.од}$ установлено в связи с тем, что при равенстве этих углов возникают следующие недостатки. На производстве практически невозможно выдержать условие $\Delta h_б = \Delta h_м$ по двум причинам: во-первых, из-за значительного допуска на толщину горячекатаной заготовки (±0,5 мм), во-вторых, вследствие трудности контроля многих указанных выше факторов.

Если $\Delta h_б > \Delta h_м$, то $l_{б.од} > l_{м.од}$, тогда деформация на больших гранях начнется раньше, чем на малых; при этом негативные последствия с позиции течения металла в очаге деформации отсутствуют.

Если выполняются неравенства $\Delta h_б < \Delta h_м$ и $l_{б.од} < l_{м.од}$, т.е. деформация начнется на малых гранях раньше, чем на больших, то происходит следующее: 1) возникает потеря поперечной устойчивости полосы, что приводит с учетом отношения ее ширины к толщине в интервале от 6:1 до 15:1 к образованию на полосе продольных складок, т.е. к неисправимому дефекту; 2) металл заметно смещается в поперечном направлении — подобно известному из прокатки явлению интенсивного течения металла в ширину при очень высоком очаге деформации, когда фактор формы очага деформации $l/h_с \ll 1$, где $h_с$ — средняя толщина очага деформации.

С учетом ограниченного радиуса закругления в углах канала это приводит: к появлению "наплывов" в районе кромок полосы, выдавливанию смазки из очага деформации, снижению стойкости канала и качества поверхности полосы и к неизбежному обрыву. Блестящие, в отличие от основной матовой поверхности,

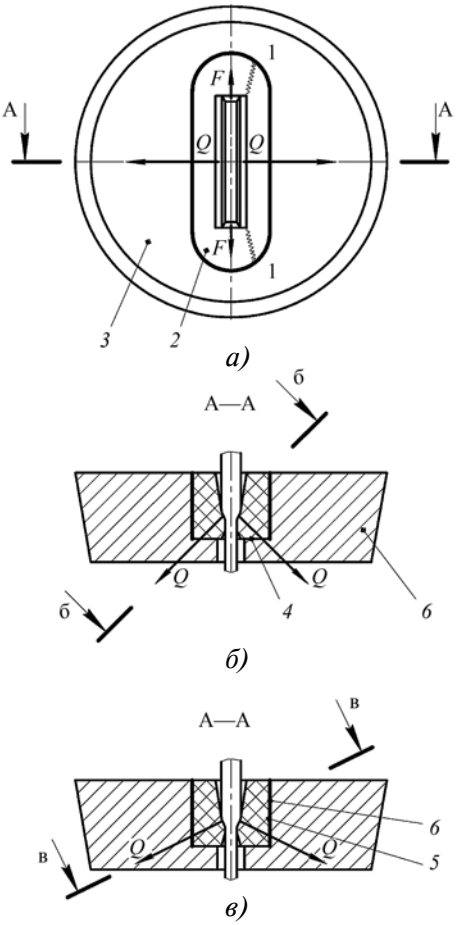

Рис. 2. Схема действия сил на вставку и обойму:

а — вид волоки со стороны выхода из канала; *б* — волока традиционного исполнения; *в* — волока с усовершенствованной вставкой

участки вблизи кромок полосы являются результатом нарушения режима граничного трения.

Улучшение качества поверхности полос достигнуто путем создания устойчивого режима граничного трения за счет устранения наплывов, препятствовавших смазке поступать в очаг деформации. На полосах отсутствуют блестящие участки, свидетельствующие об отсутствии смазки и интенсивном износе канала, полосы имеют матовую поверхность, подтверждающую факт смазочного эффекта.

Решение задач повышения стабильности волочения и улучшения качества поверхности нихромовых полос согласно 1-му и 2-му направлениям привело к устранению рассмотренных выше негативных явлений. Освоен промышленный выпуск 14 позиций полос из нихрома и ферронихрома, полностью отвечающих требованиям ГОСТ 12766.2—96 по всем качественным и количественным показателям.

Далее рассмотрено решение задачи по ликвидации разрушения вставок согласно 3-му направлению [5]. На рис. 2, *а* приведены векторы сил Q и F, нормальных к поверхности канала в его рабочей зоне (далее распорные силы) и действующих на твердосплавную вставку *2* традиционного исполнения и стальную обойму *3*; линиями 1—1 показаны места разрушения вставки.

Распорные силы Q (преобладающие в данном случае, так как они намного больше сил F) имеют неблагоприятное направление (см. рис. 2, *б*) по сравнению с направлением этих сил в усовершенствованной вставке (см. рис. 2, *в*). В традиционной вставке сила Q направлена на заднюю, опирающуюся на дно обоймы *3* поверхность *4* вставки *2*, а поскольку в этом месте суммарное сечение б—б (см. рис. 2, *б*) вставки и обоймы снижено, то оно не может противостоять силе Q, и, как следствие, происходит излом вставки.

В усовершенствованной вставке (см. рис. 2, *в*) силы Q смещены в направлении входа в канал, и им противостоит усиленное суммарное сечение в—в вставки *2* и обоймы *3*. Кроме того, в этом случае боковая поверхность *5* вставки (см. рис. 2, *в*) контактирует не непосредственно с обоймой, а через слой латунного припоя *6* (предназначенного для закрепления в обойме вставки), что дополнительно компенсирует негативное действие распорных сил Q.

В качестве подтверждения опасности разрушения вставки далее приведен расчет распорного напряжения, вызываемого силой Q. Согласно формуле верхней оценки среднее нормальное напряжение, действующее на большую грань рабочей зоны канала при плоском деформированном состоянии (т.е. для случая волочения полосы):

$$\sigma_n/1{,}15\sigma_s = 1 + 0{,}25 l_{\text{о.д}}/h_{\text{с}},$$

где σ_s — среднее по очагу сопротивление холодной деформации нихрома, σ_s = 800 МПа.

Для первого прохода волочения при деформации с h_0 = 6 мм до h_1 = 5 мм при $\alpha_{\min}$ = 3° $l_{\text{о.д}} = (\Delta h/2)/\text{tg}3° = 9{,}54$ мм; $h_{\text{с}} = (6 + 5)/2 = 5{,}5$ мм; тогда σ_n = 1319 МПа. Значение σ_n = 1319 МПа, а тем более рассчитанные выше σ_n = 1650 МПа и $p_{\text{н}}$ = 1480 МПа близки к допускаемому напряжению на изгиб твердого сплава марки ВК8, равному 1666 МПа (ГОСТ 3882—74), что является неоспоримым доказательством объективной причины изломов вставок в производственных условиях. Далее приведено обоснование рекомендованного интервала отношения $l_{\text{в.з}}/l_{\Sigma}$ = 0,24...0,32 [5].

При нижнем пределе интервала 0,24 и l_{Σ} = 25 мм минимальная длина выходной зоны $l_{\text{в.з}}^{\min}$ = 6 мм. Следовательно, соответственный полосе круг (после корректировки слишком низкого по [6] отношения $l_{\text{в.з}}/d_{\text{к}}$ = 0,05 до величины $l_{\text{в.з}}/d_{\text{к}}$ = 0,2, где $d_{\text{к}}$ — диаметр калибрующей зоны) имеет d = 6/0,2 = 30 мм. При верхнем пределе 0,32 $l_{\text{в.з}}^{\max}$ = 8 мм, тогда соответственный круг имеет d = 8/0,2 = 40 мм*. Холоднотянутые прутки таких диаметров являются крупными. При использовании по [6] отношения $l_{\text{в.з}}/d_{\text{к}}$ = 0,05 рассчитанная для прутка d = 30 мм $l_{\text{в.з}}$ составляет 1,5 мм, а для прутка d = 40 мм $l_{\text{в.з}}$ равна 2,0 мм. Очевидно, что такие значения $l_{\text{в.з}}$ на практике неприем-

* Воспользоваться рекомендацией из [6] об этом отношении, равном 0,05, не представляется возможным, поскольку в этом случае диаметры соответственных прутков будут равны 6/0,05 = 120 мм и 8/0,05 = 160 мм. Известно, что волочение прутков таких диаметров практически исключено.

лемы. Таким образом, диапазон отношения $l_{в.з}/l_{\Sigma}$ = 0,24...0,32 адекватен ситуации и способствует достижению поставленной цели.

Для качественной оценки уровня напряжений в теле твердосплавной вставки выполнили расчет полей напряжений по методике [7].

Сравнение картин полей напряжений (не приведены), возникающих от действующих на вставку распорных сил, показало следующие преимущества усовершенствованного канала:

— уменьшены площади зон действия опасных напряжений в теле вставки по сравнению со вставкой традиционного исполнения;

— достигнуто более благоприятное распределение полей напряжений в теле вставки;

— сглажено кумулятивное действие напряжений в ослабленных местах вставки и снижена их интенсивность;

— в зоне действия максимальных напряжений им противостоят более толстое сечение вставки, а также более массивная часть стальной обоймы.

При использовании усовершенствованной твердосплавной волоки для производства самого массового из полосовых нихромовых профилей сечением 3×30 мм ее стойкость составила 4,5...5,0 т протянутого металла. Разрушение вставок в виде изломов при волочении полос всех без исключения размеров через волоки с указанными параметрами волочильного канала прекратилось полностью; волоки, как правило выходят из строя вследствие износа канала в виде налипания нихрома, что недопустимо снижает качество поверхности и точность размеров полос. Вместе с тем волоку с явными признаками износа в виде налипов восстанавливают путем их снятия и одновременной обработки канала с использованием прецизионного станка электроэрозионного вырезания модели AGIECUT CLASSIC 2S (Швейцария), который надежно и с необходимой точностью обеспечивает получение требуемых параметров канала.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Козловских Н.Ф., Котельников В.П., Снигирев А.И. и др.** Освоение технологии производства проволоки и полос из нихрома // Цветные металлы. 2003. № 10. С. 82—84.
2. **Перлин И.Л., Ерманок М.З.** Теория волочения. 2-е изд. М.: Металлургия, 1971. 448 с.
3. **Пат. 2371268 РФ.** Твердосплавная волока для волочения полос из нихрома и подобных сплавов / Н.С. Арсентьева, Л.М. Железняк, А.И. Снигирев, Н.А. Снигирев. Опубл. 27.10.2009, Бюл. № 30.
4. **Пат. 2383404 РФ.** Твердосплавная волока для получения полосовых профилей / Н.С. Арсентьева, Л.М. Железняк, А.И. Снигирев, Н.А. Снигирев. Опубл. 10.03.2010, Бюл. № 7.
5. **Пат. 2400320 РФ.** Твердосплавная волока для волочения изделий из труднодеформируемых сплавов / А.И. Снигирев, Н.А. Снигирев, Л.М. Железняк. Опубл. 27.09.2010, Бюл. № 27.
6. **Красильников Л.А., Красильников С.А.** Волочильщик проволоки. 2-е изд. М.: Металлургия, 1977. 240 с.
7. **http:/www.solidworks.ru/com/index.html.**

Александр Иванович Снигирев;
Лев Моисеевич Железняк, канд. техн. наук,
bsp@mtf.urfu.ru;
Дмитрий Сергеевич Ковин

УДК 539.376:621

Е.В. Чумаков *(Казахский национальный технический университет им. К.И. Сатпаева, г. Алматы)*

Экспресс-метод оценки длительных механических свойств конструкционных материалов

На основе экспериментов обнаружена корреляция ползучести и кратковременных механических свойств различных металлов и сплавов. Показана возможность применения приведенного параметра для сравнительной оценки эксплуатационной надежности конструкционных материалов в машиностроительном производстве. Разработан экономичный экспресс-метод анализа деформационного поведения металлов и сплавов в широком интервале температур и напряжений.

Ключевые слова: конструкционные материалы; механические свойства; предел текучести; ползучесть; приведенный параметр.

On the basis of experiments correlation of creep and short-term mechanical properties of various metals and alloys is founded. Possibility of use of the specified parameter for comparison purposes is shown to operational reliability of structural materials in machine-building production. The economic express method of the analysis of deformation behavior of metals and alloys in wide interval of temperatures and tension is developed.

Keywords: structural materials; mechanical properties; yield strength; creep; resulted parameter.

Развитие современного машиностроения в значительной степени определяется разработкой и применением новых конструкционных материалов. Однако промышленное внедрение новых сталей и сплавов требует проведения предварительных исследований их эксплуатационных свойств. К ним относятся как кратковременные, так и длительные механические свойства.

Одним из наиболее важных длительных свойств является ползучесть, мерой которой служит ее скорость. Основной задачей при изучении ползучести металлических материалов является определение закономерностей их деформационного поведения в широком интервале температур, напряжений и других специфических условиях. При этом вследствие особой важности как отдельное рассматривают радиационную ползучесть.

Экспериментальные исследования длительных механических свойств металлов и сплавов в специфических условиях (космическое пространство, активная зона атомного реактора, высокие температуры литейного, прокатного, кузнечно-прессового производства и др.) требуют больших затрат и длительного времени.

Подавляющая масса экспериментальных данных по ползучести получена на разных конструкционных материалах, что привело к проблеме проведения сравнительного анализа их деформационного поведения. Это требует поиска нормирующих величин, которые позволят провести корректный анализ деформационного поведения различных металлов и сплавов с целью установления общих закономерностей и отличительных особенностей.

Перечисленные проблемы относятся применительно к любой области машиностроения. Их решение возможно на основе создания новых подходов и методов анализа ползучести, которые позволили бы принципиально изменить ситуацию. Одним из таких путей является поиск взаимосвязи между длительными и

кратковременными механическими свойствами металлов и сплавов, поскольку затраты на исследования кратковременных механических свойств во много раз меньше, чем длительных.

Целью работы является разработка нового экономичного метода исследования ползучести на основе выявления взаимосвязи между кратковременными и длительными механическими свойствами металлов и сплавов.

Методика и материалы исследования. Объектом исследования выбраны: алюминий чистотой 99,99 %, чистая и техническая медь (Cu 99,99 % и Cu 99,95 %), сплав Cu — 4 % ат. Ti, алюминиевый сплав Д16, коррозионно-стойкие стали и сплавы 12Х18Н10Т, Х20Н45М4БРЦ, Х20Н45М4БЧ. Изготовляли плоские образцы в форме двойной лопатки с размерами рабочей части 20×4×0,5 мм и цилиндрические образцы d = 2 и 3 мм и длиной рабочей части 20 и 30 мм соответственно.

Для исключения влияния на результаты эксперимента возможной ошибки внутриреакторные и лабораторные испытания на ползучесть проводили на одинаковых специально сконструированных дистанционных установках.

Деформация конструкционных материалов сопровождается протеканием нескольких процессов, приводящих к структурным изменениям. Поэтому параметром, отражающим их интегральное воздействие на материал, выбран предел текучести $\sigma_{0,2}$. Его величина является одной из важнейших структурно-чувствительных характеристик кратковременных механических свойств [1—3].

Кратковременные механические испытания для определения предела текучести проводили при постоянной скорости нагружения [4]. Испытания на ползучесть осуществляли при постоянном напряжении, постоянной нагрузке, по дифференциальной методике и в условиях релаксации напряжений.

По результатам экспериментов строили графики первичных кривых ползучести. При испытаниях с постоянным напряжением обработка кривых ползучести не представляет трудностей. Для пластичных материалов на ней четко выделяются все три стадии ползучести: неустановившаяся, установившаяся и ускоренная, предшествующая разрушению образца.

В случае испытаний при постоянной нагрузке кривые ползучести имеют иной вид. Так, на рис. 1 представлены данные по ползучести сплава 03Х20Н45М4БРЦ. Напряжения указаны на момент начала испытания после нагружения.

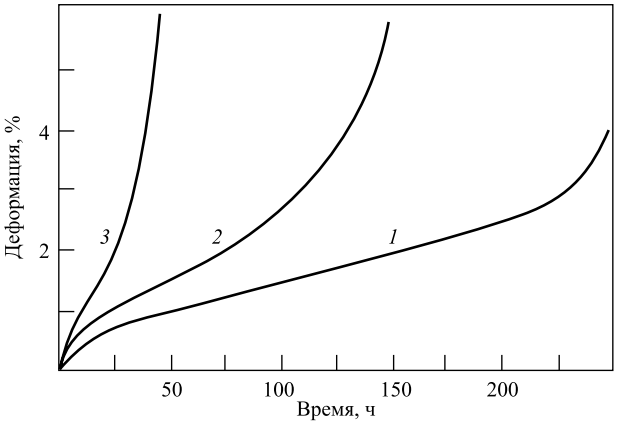

Рис. 1. Кривые ползучести сплава 03Х20Н45М4БРЦ при различных напряжениях:
1 — 130 МПа; *2* — 156 МПа; *3* — 212 МПа

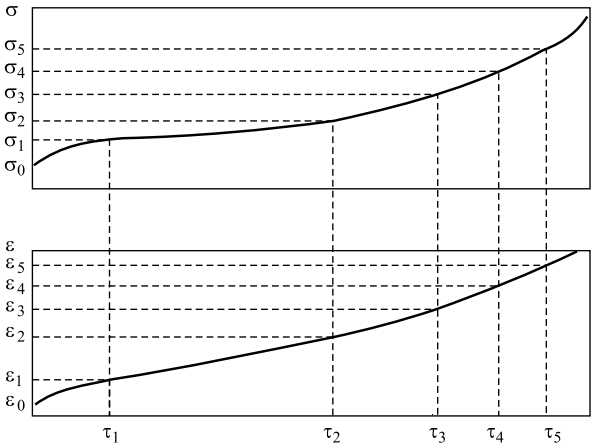

Рис. 2. Схема обработки результатов испытания на ползучесть при постоянной нагрузке

Для удобства сравнения деформационного поведения на графиках рис. 1 не показаны величины мгновенных деформаций. Видно, что с ростом начального напряжения установившаяся стадия все более вырождается. При обработке таких экспериментальных графиков возникают сложности в определении скорости ползучести. В настоящей работе предложен новый подход к их обработке. Для определения скорости ползучести наряду с графиками, приведенными на рис. 1, строили графики изменения напряжения (рис. 2).

Весь диапазон изменения напряжения делится таким образом, что σ_1 отличается от σ_2, а σ_2 от σ_3 и т.д. на 3 %. Выбранное деление объясняется условием поддержания напряжения с точностью ±1,5 %. В пределах выбран-

ного интервала напряжение считается условно постоянным и равным среднему значению. Скорость ползучести определяется так же, как и в случае испытания при постоянном напряжении.

Преимуществами этой методики являются достаточно высокая точность в определении действующего напряжения и возможность получения нескольких значений скорости ползучести в одном эксперименте. Последнее утверждение выполнимо в случае, когда скорость ползучести на установившейся стадии не ниже 10^{-8} $с^{-1}$. При более низких значениях для определения двух и более ее значений требуется значительное время. Проведение такого эксперимента технически сложно и требует значительных затрат материалов и времени.

Результаты исследований и их обсуждение. Основное внимание уделяли установившейся стадии ползучести, которая является определяющей при эксплуатации металлических материалов [5]. Для теоретической интерпретации экспериментальных данных использовали модель, учитывающую комбинированное движение (скольжение и переползание) дислокаций. При этом не ставилась задача детального анализа самой теоретической модели. Рассматривали конечное уравнение для описания скорости ползучести:

$$\dot{\varepsilon} = B\exp\left(-Q/RT\right), \qquad (1)$$

где B — коэффициент; Q — энергия активации; R — постоянная Больцмана; T — температура испытания.

Учитывали также зависимость энергии активации от параметров испытания, в том числе от напряжения:

$$Q = Q_0[1 - (\tau/\tau_0)^p]^q, \qquad (2)$$

где Q_0 — энергия активации при сдвиговом напряжении $\tau = 0$ (для металлов значение Q_0 близко к энергии сублимации); τ_0 — критическое напряжение сдвига при $T = 0$ К; p, q — показатели степени, для ГЦК-металлов примерно равные единице.

Уравнение (2) можно изменить. Поскольку при ползучести действуют растягивающие напряжения, то касательные τ целесообразно заменить на нормальные (растягивающие) σ, а τ_0 — на предел текучести $\sigma_{0,2}$. Корректность такой замены обоснована в работе [6], из которой следует, что и нормальные, и касательные напряжения являются производной одних и тех же приложенных к образцу сил (или силы).

Тогда выражение (1) для Q преобразуется к виду

$$Q = Q_0\left(1 - \eta\frac{\sigma}{\sigma_{0,2}}\right), \qquad (3)$$

где η — числовой коэффициент.

Таким образом, для расчета скоростей ползучести необходимо знание поведения предела текучести в исследованном интервале температур. Представление об этом дают графики на рис. 3 и 4.

Как следует из графиков рис. 3 и 4, поведение предела текучести в исследованном интервале температур имеет достаточно сложный вид. Влияние реакторного облучения проявляется по-разному в разных температурных интервалах. При температурах ниже $0{,}42T_{пл}$ ($T_{пл}$ — температура плавления) облучение приводит к значительному снижению предела текучести по сравнению с лабораторными испытаниями (без облучения). В интервале температур $(0{,}42...0{,}48)T_{пл}$ наблюдается рост предела текучести до некоторого максимума с последующим снижением. Наличие максимумов

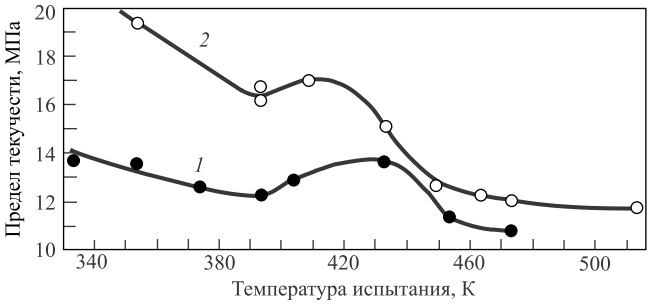

Рис. 3. Зависимость предела текучести алюминия (Al 99,99 %) от температуры при реакторном облучении (*1*) и без облучения (*2*)

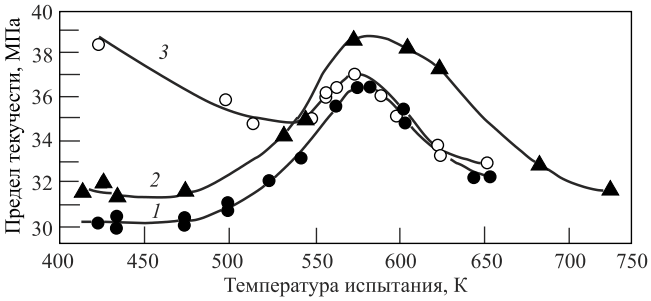

Рис. 4. Зависимость предела текучести меди (Cu 99,99 %) от температуры при реакторном облучении (*1*), (*2*) и без облучения (*3*):

1, *3* — образцы первой партии; *2* — образцы второй партии

на зависимостях предела текучести от температуры обнаружено для всех исследованных материалов, что не противоречит данным [6].

Полученные экспериментальные данные показали сложную зависимость предела текучести сплавов от температуры. Кроме того, при исследовании ползучести образцов, предварительно облученных в реакторе, обнаружены противоречивые данные. В одних случаях предварительное облучение приводит к увеличению скорости ползучести, в других — наблюдается обратный эффект. Для объяснения этого проводили систематические исследования стали 12Х18Н10Т в области низких температур 553...693 К (280...420 °С).

Особенность исследования образцов стали 12Х18Н10Т заключается в том, что их испытания проводили после предварительного облучения в напряженном и ненапряженном состояниях. Предварительное облучение образцов осуществляли в вертикальном канале реактора при температурах 50...60 °С, при плотности нейтронного потока $1{,}4\cdot10^{16}$ 1/(м$^2\cdot$с) в специально сконструированных ампулах двух типов.

Облучение образцов в ненагруженном состоянии проводили в герметичных сильфонах с контролем температуры хромель-алюмелевыми термопарами в количестве 6...12 шт. Для предварительного облучения образцов в напряженном состоянии были разработаны и изготовлены специальные ампулы, имеющие нагружающие устройства двух типов: пневматические и динамометрические. Это позволяло создавать различные уровни напряжений, не превышающие предел текучести, на различных образцах.

Предел текучести как функция температуры графически представлен на рис. 5. Видно, что в сравнительно узком интервале зависимости с достаточной степенью точности могут быть описаны линейной функцией.

В случае облучения образцов в напряженном состоянии во всем исследованном интервале температур наблюдается эффект разупрочнения материала, сопровождающийся снижением предела текучести по сравнению с необлученными образцами. При облучении в ненапряженном состоянии, наоборот, происходит эффект упрочнения, т.е. увеличения предела текучести.

Выявленные особенности радиационного воздействия показали, в какой степени условия

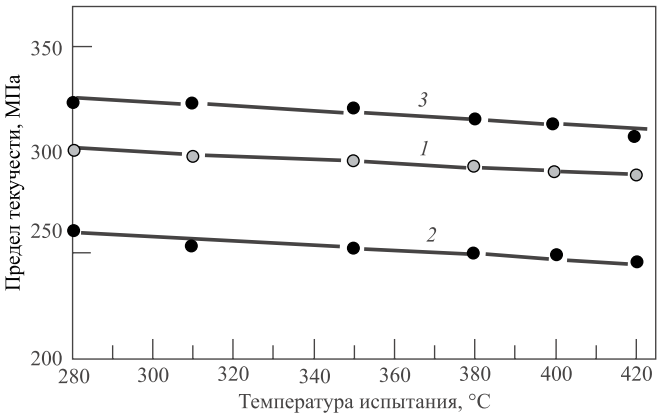

Рис. 5. Зависимость предела текучести от температуры испытания стали 12Х18Н10Т:

1 — без облучения; *2* — облучение в напряженном состоянии (304 МПа); *3* — облучение в ненапряженном состоянии

предварительного облучения сказываются на дальнейшем деформационном поведении металлов и сплавов.

Из уравнения (1) следует, что скорость ползучести является функцией температуры. Но очевидно, что равные по величине температуры, а также напряжения, оказывают разное воздействие на разные материалы. Для одного материала они могут оказаться очень большими, что приведет к его мгновенному разрушению, а для другого очень малыми, что не вызовет заметной пластической деформации. Поэтому для сравнения деформационного поведения разных материалов используют гомологическую температуру $T/T_{пл}$. Исходя из этого, введем в анализ температуру плавления, умножив числитель и знаменатель выражения в скобках уравнения (1) на $T_{пл}$. При этом получим

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp\left(-\frac{Q}{R}\frac{1}{T_{пл}}\frac{T_{пл}}{T}\right). \qquad (4)$$

С учетом (3)

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp\left[\left(-\frac{Q_0}{R}\frac{1}{T_{пл}}\left(1-\eta\frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}\right)\frac{T_{пл}}{T}\right)\right]. \qquad (5)$$

Для упрощения выражения (5) примем $Q_0/T_{пл} = W$, тогда

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp\left[\left(-\frac{W}{R}\left(1-\eta\frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}\right)\frac{T_{пл}}{T}\right)\right]. \qquad (6)$$

Далее, наряду с обратной гомологической температурой $T_{пл}/T$ (приведенная или норми-

рованая температура), введем для упрощения сравнительного анализа деформационного поведения разных металлических материалов и поиска взаимосвязи между длительными и кратковременными механическими свойствами понятие нормированного напряжения, равного отношению рабочего напряжения к пределу текучести $\sigma_д/\sigma_{0,2}$. Эта величина также входит в уравнение (5). Таким образом, в него в явном виде входят скорость ползучести, температура испытания и плавления, напряжение и предел текучести.

На этом этапе можно констатировать, что использование в анализе экспериментальных данных теоретической модели привело к написанию уравнения, которое в явном виде указывает на взаимосвязь между длительной (скорость ползучести на установившейся стадии) и кратковременной (предел текучести) механическими характеристиками.

Используя выражение (6), рассмотрим частные случаи. Примем, что $\sigma_д/\sigma_{0,2}$ = const, тогда постоянной величиной будет и

$$\beta = \frac{W}{R}\left(1 - \eta\frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}\right). \quad (7)$$

С учетом этого выражение (6) примет вид

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp\left[\left(-\beta\frac{T_{пл}}{T}\right)\right]. \quad (8)$$

Уравнение (8) отражает зависимость скорости ползучести от приведенной температуры при постоянном нормированном напряжении.

Далее рассмотрим случай, когда постоянной является температура испытания и, следовательно, $T_{пл}/T$ = const. Тогда

$$\varphi = \frac{W}{R}\frac{T_{пл}}{T} \quad (9)$$

будет также величиной постоянной. С учетом этого

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp(-\varphi)\exp\left(\varphi\eta\frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}\right). \quad (10)$$

Принимая для упрощения выражения (10)

$$B^* = B'\exp(-\varphi); \quad (11)$$

$$\gamma = \varphi\eta, \quad (12)$$

получаем

$$\dot{\varepsilon} = B^* \exp\left(\gamma\frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}\right). \quad (13)$$

Уравнение (13) описывает зависимость скорости ползучести на установившейся стадии от нормированного напряжения при постоянной приведенной температуре.

Из уравнения (8) следует, что логарифм скорости ползучести находится в линейной зависимости от приведенной температуры. Обратимся к зависимостям $\dot{\varepsilon} = f(T)$ и рассмотрим их с традиционных позиций и с учетом постоянства приведенной (обратной гомологической) температуры. Как отмечалось, сравнение деформационных характеристик исследованных материалов представляет значительные трудности, поскольку такие параметры, как температура испытания и напряжение, не отражают физико-механическое состояние металлов и сплавов. Уравнение (1), описывающее зависимость скорости ползучести от температуры, получено полуэмпирическим путем и координата $1/T$ наиболее точно описывает функцию $\dot{\varepsilon} = f(T)$. Одна из таких зависимостей показана на рис. 6.

Оба графика на рис. 6 имеют качественно одинаковый вид. В исследованном интервале они не монотонны и имеют два перегиба, позволяющие выделить области: низких (I), средних (II) и высоких (III) температур. В каждой области графики прямолинейны. С увеличением температуры испытания скорость ползучести возрастает. Видно также, что в области низких температур I влияние облучения возрастает со снижением температуры

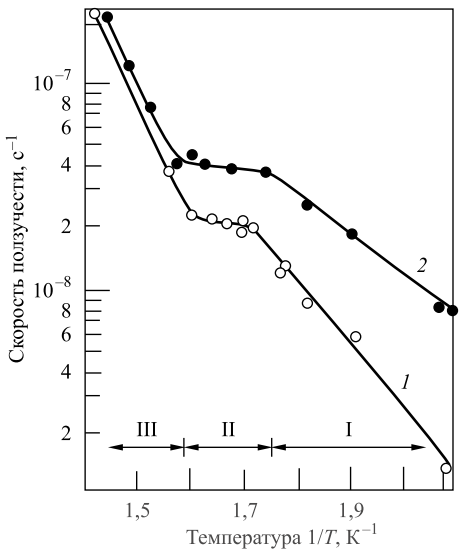

Рис. 6. Зависимость скорости ползучести меди чистотой 99,99 % от температуры:

1 — термическая (лабораторные испытания); *2* — реакторная

испытания. Область II характеризуется слабой зависимостью скорости термической ползучести от температуры и ее отсутствием для реакторной ползучести. При высоких температурах (область III) скорости реакторной и термической ползучести отличаются не так сильно, как в области I.

Учитывая, что механические свойства сплавов зависят от их химического состава, наряду с медью высокой чистоты (99,99 %) исследовали техническую медь (99,95 %) и сплав меди с 4 % ат. Ti. Техническая медь выбрана для изучения влияния малых примесей, а сплав меди с титаном — влияния наличия второй фазы в структуре, которая в этом случае является двухфазной: $\alpha + \beta$, где α — низколегированный твердый раствор титана в меди с ГЦК-решеткой и β — интерметаллид Cu_3Ti с орторомбической решеткой.

Экспериментальные результаты испытаний приведены рис. 7 и 8. Так же, как и на рис. 6, здесь наблюдаются три температурные области. Однако область II имеет отличительные особенности. Для технической меди наблюдается очень слабая зависимость скорости термической ползучести от температуры и ее резкое снижение при реакторном облучении с повышением температуры испытания (см. рис. 7). График *1* имеет минимум при 553 K ($1000/T = 1{,}8$) и вблизи этой точки скорость реакторной ползучести ниже термической.

Таким образом, исследование влияния малых примесей на деформационную способность

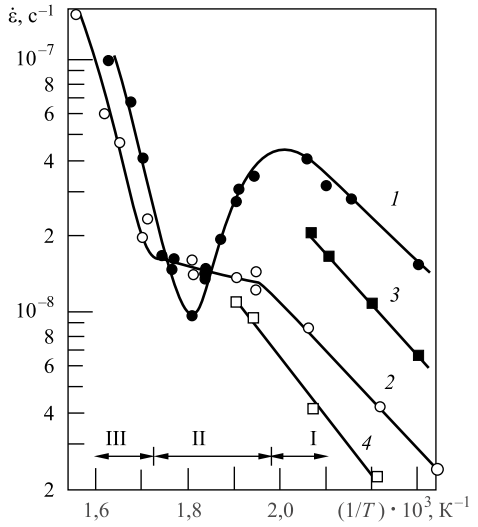

Рис. 7. Зависимость скорости реакторной (*1*, *3*) и термической (*2*, *4*) ползучести меди (Cu 99,95 %) от температуры при напряжении 50 МПа

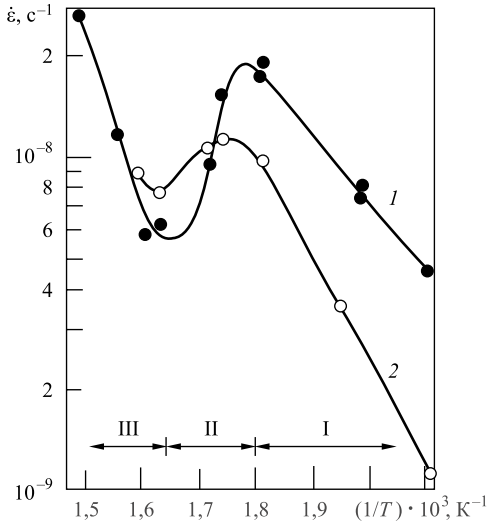

Рис. 8. Зависимость скорости реакторной (*1*) и термической (*2*) ползучести сплава меди с титаном (Cu — 4 % ат. Ti) от температуры при напряжении 110 МПа

в широком интервале температур, проведенное на меди технической чистоты, позволило выявить области наиболее яркого его проявления. Это — область средних температур.

На рис. 8 показана зависимость скорости реакторной и термической ползучести сплава меди с титаном от температуры, на которых также проявляются три области. Наличие второй фазы в исследуемом сплаве аналогично наличию малых примесей привело к резкому снижению скорости ползучести в области средних температур до некоторого минимума, а затем вновь наблюдается возрастающая ветвь. Для сплава меди с титаном снижение скорости ползучести с ростом температуры в области II наблюдается и при термической ползучести, но в менее выраженной форме, чем под облучением. Это может быть следствием того, что реакторное облучение оказывает стимулирующее воздействие на процессы, протекающие на микроскопическом уровне и приводящие к наблюдаемым макропроявлениям.

Для исследованных материалов зависимость скорости ползучести от температуры в областях I и III подчиняется уравнению (1). Для области средних температур оно не применимо. Подобные графики построены при постоянных величинах напряжений. Однако в соответствии с уравнением (7) представляется интересным их рассмотрение в зависимости от приведенной температуры при постоянном нормированном напряжении (рис. 9—11).

Графики прямолинейны в исследованном интервале температур. Анализ и использо-

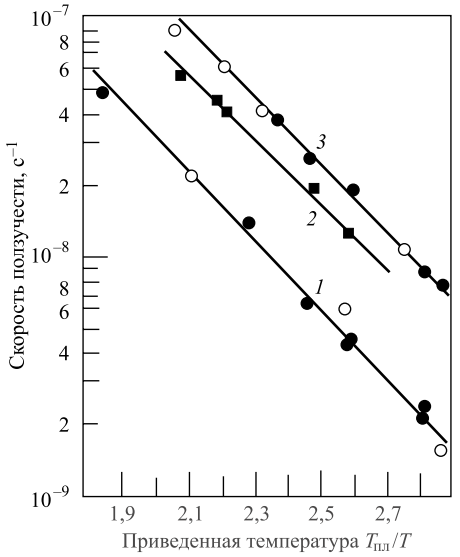

Рис. 9. Зависимость скорости ползучести меди (Cu 99,99 %) от приведенной температуры при постоянном нормированном напряжении $\sigma_д/\sigma_{0,2}$:
1 — 1,0 ± 0,05; *2* — 1,15 ± 0,05; *3* — 1,35 ± 0,05; темные точки — внутриреакторный эксперимент

вание в практике таких графиков являются наиболее простыми и удобными, а изменение нормированного напряжения приводит к их параллельному сдвигу по оси ординат. При постоянной относительной температуре экспериментальные точки, полученные при внутриреакторных и лабораторных испытаниях, ложатся на одну прямую.

Исходя из полученных результатов на базе теоретического анализа и уравнения (13), целесообразно зависимости скорости ползучести от напряжения, традиционно построенные в координатах $\ln\dot{\varepsilon} - \ln\sigma$, перестроить в координатах $\ln\dot{\varepsilon} - \sigma_д/\sigma_{0,2}$ при постоянной приведенной температуре, т.е. $T_{пл}/T = \text{const}$ (рис. 12).

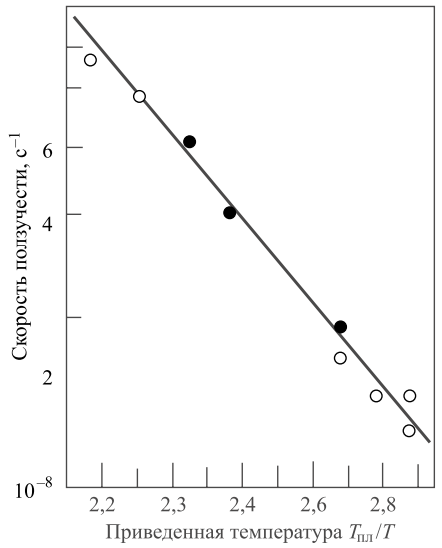

Рис. 10. Зависимость скорости ползучести меди (Cu 99,95 %) от приведенной температуры при постоянном нормированном напряжении $\sigma_д/\sigma_{0,2}$ = 1,35 ± 0,05. Темные точки — внутриреакторный эксперимент

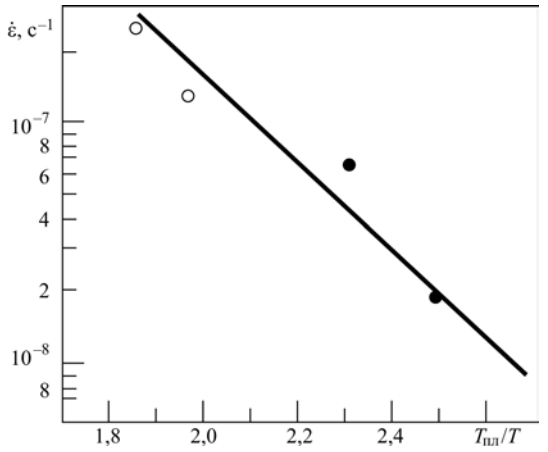

Рис. 11. Зависимость скорости ползучести сплава Д16 от приведенной температуры при постоянном нормированном напряжении. Темные точки — внутриреакторный эксперимент

Следовательно, уравнения, полученные на базе теоретической модели, нашли экспериментальное подтверждение. Для дальнейшего анализа запишем совместно уравнения (8) и (13) в логарифмической форме

$$\ln\dot{\varepsilon} = \ln B_1^* + \gamma'\frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}; \qquad (14)$$

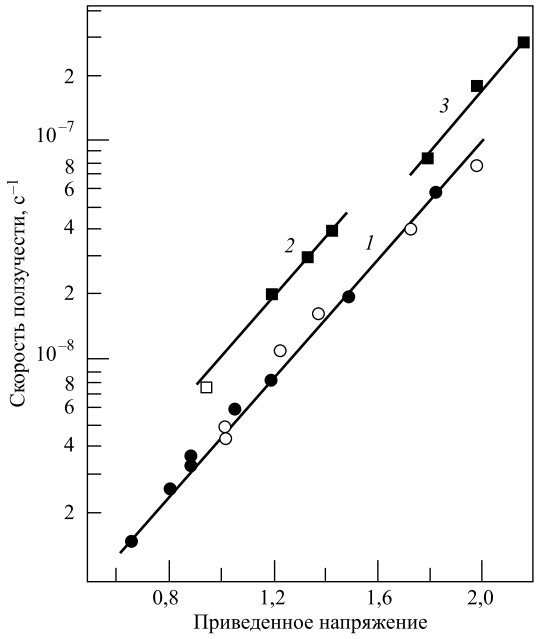

Рис. 12. Зависимость скорости реакторной (● ■) и термической (○ □) ползучести меди (Cu 99,99 %) от нормированного напряжения при различных температурах:
1 — 523 K; *2* — 583 K; *3* — 658 K

$$\ln \dot{\varepsilon} = \ln B_1' - \beta' \frac{T_{пл}}{T}. \quad (15)$$

Сложив обе части уравнения, получим

$$2 \ln \dot{\varepsilon} = \ln B_1^* + \ln B_1' + \gamma' \frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}} + \beta' \frac{T_{пл}}{T}. \quad (16)$$

Поделив обе части уравнения на 2 и приняв

$$\left(\ln B_1^* + \ln B_1'\right)/2 = A_0; \quad (17)$$

$$\gamma'/2 = \gamma_0,\ \beta'/2 = \beta_0, \quad (18)$$

получим

$$\ln \dot{\varepsilon} = \ln A_0 + \gamma_0 \frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}} - \beta_0 \frac{T_{пл}}{T}, \quad (19)$$

откуда

$$\dot{\varepsilon} = A_0 \exp\left(-\beta_0 \frac{T_{пл}}{T} + \gamma_0 \frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}\right). \quad (20)$$

Уравнение (20) в явном виде указывает на характер взаимосвязи ряда параметров, таких как: скорость ползучести на установившейся стадии, напряжение и предел текучести, температуры испытания и плавления материалов. Следовательно, на данном этапе задачу по нахождению взаимосвязи между длительными и кратковременными механическими свойствами металлических материалов можно считать решенной.

Расчет и сравнение коэффициентов β_0 и γ_0 показали, что для каждого исследованного материала их величины отличаются в пределах экспериментальной погрешности. Для алюминия и алюминиевого сплава $\beta_0 = 5{,}8$; для чистой, технической меди и сплава меди с титаном $\beta_0 = 3{,}5$; для сплава 03Х20Н45М4БРЦ $\beta_0 = 11{,}3$. Для алюминия и алюминиевого сплава $\gamma_0 = 5{,}92$; для материалов группы меди $\gamma_0 = 3{,}35$, а для высоконикелевого аустенитного сплава $\gamma_0 = 11{,}32$.

Приняв в этом случае $\beta_0 = \gamma_0 = \alpha$, уравнение (20) принимает вид

$$\dot{\varepsilon} = A_o \exp\left[-\alpha\left(\frac{T_{пл}}{T} - \frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}\right)\right]. \quad (21)$$

Однако на основании допущения равенства коэффициентов β_0 и γ_0 уравнение (21) требует более строгой проверки. Сделать ее достаточно просто, поскольку указанное уравнение

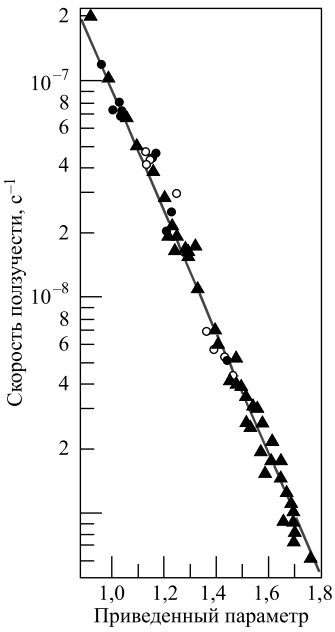

Рис. 13. Зависимость скорости ползучести от приведенного параметра:

● — Al 99,99 %, реакторная обработка; ○ — Al 99,99 %, термическая обработка; ▲ — сплав Д16

предполагает, что если построить графики зависимостей в координатах $\ln \dot{\varepsilon} - \left(\frac{T_{пл}}{T} - \frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}\right)$, то они должны иметь вид прямых линий. Справедливость этого подтверждает рис. 13, где для упрощения принято

$$\left(\frac{T_{пл}}{T} - \frac{\sigma_д}{\sigma_{0,2}}\right) = \theta. \quad (22)$$

Величина θ условно названа приведенным параметром.

Построение графика для алюминия и алюминиевого сплава Д16 (см. рис. 13) показало, что экспериментальные данные хорошо ложатся на одну прямую. Аналогичные графики получены и для сплава 03Х20Н45М4БРЦ, меди и ее сплава с титаном, причем как в случае термической, так и реакторной ползучести (в последнем случае экспериментальные точки, полученные в лабораторных условиях, хорошо укладываются на ту же прямую, что и при реакторном облучении).

Заключение. На основании большого количества механических испытаний различных металлических материалов предложен новый метод обработки экспериментальных данных исследований ползучести сталей и сплавов, который позволил установить, что при оди-

наковых значениях приведенного параметра, характеризующего условия эксперимента и учитывающего структурное состояние объекта исследований, скорости реакторной и термической ползучести равны.

Развитие математических уравнений с учетом нормированных величин (напряженности и гомологической температуры) позволило получить два новых экспоненциальных выражения для описания зависимостей скорости реакторной и термической ползучести от нормированных параметров.

Расчет зависимостей скорости реакторной и термической ползучести от температуры и напряжения на базе дислокационной модели показал хорошее соответствие теории и эксперимента.

Новый метод изучения ползучести, основанный на установленной корреляции этой характеристики длительных механических свойств металлических материалов с пределом текучести при кратковременных статических испытаниях на растяжение, позволяет сократить общие затраты на изучение ползучести и ускорить исследование этого явления в сотни раз.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов. СПб: Наука, 2006. 363 с.

2. **Чумаков Е.В., Цой Д.Н., Жансеркеева З.А.** Предел текучести как структурно чувствительный элемент // Труды Междунар. науч.-практ. конф. "Наука и инновации на железнодорожном транспорте". Алматы: Изд-во КазАТК, 2007. Т. 8. С. 129—132.

3. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю., Оленин М.И.** Повышение сопротивляемости хрупкому разрушению перлитных и мартенситных сталей при термическом воздействии на морфологию карбидной фазы // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 10 (700). С. 22—29.

4. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов: учеб. пособие. СПб.: Изд-во Политех. ун-та, 2011. 128 с.

5. **Чумаков Е.В.** Реакторная и термическая ползучесть металлов и сплавов. Теория и эксперимент: материалы III-й Междунар. конф. “Ядерная и радиационная физика”. Алматы, 2001. Т. II. С. 510—522.

6. **Лапин А.Н., Николаев В.А., Разов И.А.** Некоторые особенности упрочнения стали Х18Н10Т при наклепе и нейтронном облучении // Физика металлов и металловедение. Т. 28. № 4. С. 757—759.

Евгений Васильевич Чумаков, канд. физ.-мат. наук,
chumakov.ev@mail.ru

УДК 621.762:621.1

Е.В. Малая, А.С. Решенкин, Р.А. Гончаров, С.С. Воробьёв
(Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону)

Свойства порошковых композиционных магнитомягких материалов электротехнического назначения

Рассмотрены морфологические характеристики экспериментальных порошков системы железо—никель, предназначенных для изготовления изделий электротехнического назначения. Определены основные магнитные свойства исследуемых композиционных порошковых материалов. Установлена взаимосвязь между магнитными параметрами, размерами и технологией получения композиционного материала.

Ключевые слова: композиционные материалы; электротехнические изделия; ферромагнитные порошки; морфология.

Morphological characteristics of the experimental powders of iron—nickel system intended for production of products for electrical appointment are considered. The main magnetic properties of the studied composite powder materials are defined. The interrelation between magnetic parameters, sizes and technology for receiving of composite material is established.

Keywords: composite materials; electrical products; ferromagnetic powders; morphology.

Порошковая металлургия в России и за рубежом продолжает динамично развиваться, демонстрируя технологические и экономические преимущества в создании новых оригинальных материалов. Это актуально прежде всего и для автомобильной промышленности.

Одной из тенденций развития порошковой металлургии является производство железных порошков, создание сложнолегированных композиционных порошков, что облегчит подготовку и производство функциональных порошковых изделий массового потребления [1]. Высококачественные композиционные магнитные материалы играют важную роль в современной технике, так как составляют существенный элемент в конструкциях многих машин и приборов, используемых в машиностроении.

Магнитные материалы обеспечивают широкое развитие электротехники, радиотехники, измерительных приборов и других устройств. В современных транспортных средствах все чаще применяют современные технологии и материалы. Альтернативным вариантом использования традиционных материалов становятся порошковые композиционные магнитомягкие материалы для изделий электротехнического назначения. Основным требованием, предъявляемым к таким материалам со стороны техники, является свойство создавать максимальный магнитный поток при минимальных потерях энергии.

Производство электротехнических сталей остается дорогостоящим процессом. Более перспективными при сохранении как минимум эксплуатационных параметров являются порошковые магнитные материалы.

Необходимость создания новых высококачественных электротехнических композиционных магнитных материалов основана на том, что годовое производство трансформаторного листового железа в России определяется миллионами тонн. Это связано с производством огромного количества электроэнергии, ее преобразования и использования. На эти цели расходуются сотни тысяч тонн легированных электротехнических сталей, причем в производстве генераторов используется примерно 2/3 объема выпускаемой электротехнической стали, а в производстве трансформаторов и распределительных устройств — около 1/3 объема.

При замене трансформаторного листового железа материалами, полученными методами порошковой металлургии, значительно уменьшатся габаритные размеры трансформаторов и машин, что позволит повысить экономию энергии за счет снижения потерь и обеспечит большую экономию других материалов.

Несмотря на преимущества метода порошковой металлургии при изготовлении порошковых железоникелевых изделий, их производство незначительно по сравнению с литыми. Однако только методом порошковой металлургии можно получить материалы точно заданного состава, который обеспечивает пиковые значения проницаемости для железоникелевых материалов. Известно, что начальная магнитная проницаемость таких материалов почти не зависит от толщины ленты, чего не наблюдается на литом и катаном. Кроме того, внедрение порошковых изделий позволит экономить до 30 % дорогостоящего никеля.

При изготовлении изделий методами порошковой металлургии свойства материалов определяются не только фазовым и химическим составом, но и в значительной степени структурой исходных порошков. Магнитомягкие материалы должны быть однофазовыми, т.е. в них должно быть сведено к минимуму количество включений (типа избыточной фазы и включений металлургического происхождения). Низкое содержание примесей, за исключением улучшающих эксплуатационные свойства, — важное условие достижения высоких магнитных свойств.

Важно чтобы магнитомягкие материалы обладали высокой внутрифазовой однородностью. Существование в них областей расслоения, сегрегаций, участков с сильно отличающейся степенью и характером упорядочения может быть одной из причин, затрудняющих достижения наилучших свойств в данном сплаве.

Качественные магнитомягкие материалы должны иметь низкую плотность дефектов кристаллического строения. Это требование достигается путем проведения высокотемпературного отжига, обеспечивающего не только протекание рекристаллизации обработки, но и нормальный рост зерна (а в ряде случаев и вторичную рекристаллизацию), и созданием условий, предотвращающих механические воздействия на магнитомягкие материалы, в процессе монтажа магнитных элементов и при их эксплуатации.

Для многих магнитомягких материалов важным требованием является высокое значение индукции насыщения. Выполнение этого требования обеспечивает большую плотность магнитного потока в магнитопроводе, что определяет снижение массы и габаритных размеров различных устройств, а также эффективность их работы.

Для изучения особенностей ферромагнитных порошков, изготовленных по технологии [2, 3], были взяты сплавы системы Fe—Ni, полученные путем совместного восстановления оксидов и совместного осаждения солей с последующим отжигом порошков. Содержание компонентов варьировали.

С использованием методов сканирующей электронной микроскопии исследовали форму, размеры частиц и состояние их поверхности. У каждой экспериментальной группы порошка определяли следующие параметры: остаточную намагниченность, намагниченность насыщения и коэрцитивную силу в полях до $1{,}6 \cdot 10^{-3}$ кА/м.

Морфологические характеристики получены в результате анализа снимков, выполненных на электронном микроскопе "Стереоскан" с последовательным увеличением одного и того же участка в 60; 120; 300; 600; 1200 и 3200 раз.

Порошок сплава железа с 38,8 % Ni, полученный совместным восстановлением оксидов железа и солей никеля при температуре 800 °С в течение 6 ч в среде водорода, приведен на рис. 1. Порошок гомогенный, частицы имеют округлую форму, поверхность губчатая, сильно развитая. Размеры частиц 100...600 мкм. Структура отдельно взятой частицы ячеистая, дендритная, с размерами дендритов 2...3 мкм.

Основные магнитные характеристики всех исследованных порошков представлены в таблице.

Образец ПО1 был подвергнут дополнительному отжигу при температуре 600 °С в течение 3 ч в защитной среде водорода. Размер частиц 100...150 мкм. После отжига отмечается наличие частиц более мелкой фракции, их форма осталась округлой, но не изометрической. Поверхность частиц сильно развитая с очертаниями оплавления и значительного слипания

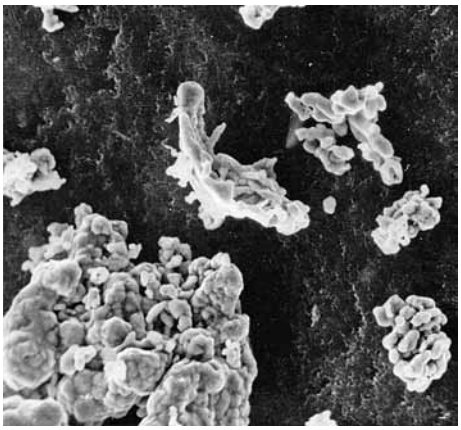

Рис. 1. Образец ПО1

дендритов с сохранившимися границами между ними. Значительное уплотнение структуры частиц явилось результатом отжига. Коэрцитивная сила увеличилась, а остаточная намагниченность уменьшилась по сравнению с исходными значениями, что, возможно, связано с уменьшением размеров частиц и изменением их морфологии.

Образец ПО2 (рис. 2), полученный путем совместного восстановления оксидов в магнитном поле, характеризуется большой дисперсностью размеров частиц от 150 до 300 мкм. Подобная дисперсность обеспечивает большую плотность порошка в целом. Отдельные частицы более компактны, чем частицы порошка ПО1, полученного без воздействия магнитного поля.

В структуре порошка ПО3 преобладают частицы мелкой фракции (рис. 3). В результате анализа отмечен аналогичный характер воздействия дополнительного отжига (порошок ПО2) и магнитного поля в процессе получения сплавов (порошок ПО3). Частицы этих порошков имеют компактную структуру и сглаженную поверхность, доля изомерных частиц незначительно меньше у порошка ПО3. Суще-

Результаты измерений магнитных свойств порошков сплава Fe—Ni

Образец	Состав	Коэрцитивная сила	Остаточная намагниченность	Намагниченность насыщения	Форма частиц	Размер частиц, мкм	Состояние поверхности	Размер дендритного зерна, мкм
		кА/м						
ПО1	Fe—38,8 % Ni	0,80	88	1375	Губчатая	100...150	Сильно-развитая	2...10
ПО2	Fe—36,7 % Ni	3,60	56	1370	Губчатая сферическая	150...300		3...5
ПО3	Fe—35,9 % Ni	0,80	65	1325	Сферическая губчатая гладкая	100...600		15

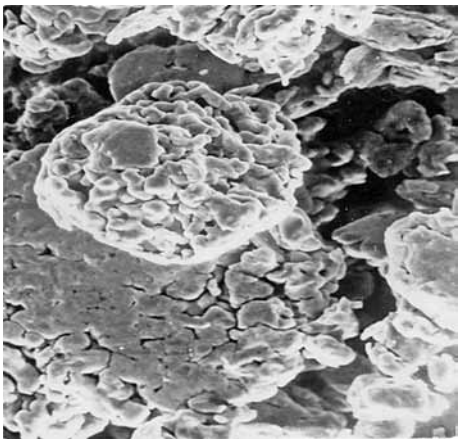

Рис. 2. Образец ПО2

Рис. 3. Образец ПО3

ственного различия в магнитных свойствах порошков ПО2 и ПО3 не обнаружено.

Результаты исследований показали, что исследованные сплавы представляют совокупность дисперсных частиц с размерами от 100 до 600 мкм, обладающих пористой структурой с сильно развитой поверхностью, которая в процессе отжига видоизменяется и становится более компактной.

Полученные магнитные характеристики свидетельствуют о том, что намагниченность насыщения не является структурно-чувствительной характеристикой и значительно влияет только химический состав твердых растворов железо-никелевой системы, а остаточная намагниченность и коэрцитивная сила отличаются незначительно, но вполне коррелируют с формой частиц, их структурой и степенью развития поверхности. Размагничивающие поля этих частиц суммируются из полей рассеивания зернистой структуры и размагничивающих полей формы самих частиц и степени их взаимодействия.

Полученные результаты дают дополнительную возможность в совершенствовании порошковых композиционных материалов. Анализируя результаты исследования в этой области, можно сформулировать ожидаемые преимущества технологии:

- упрощение конструкции;
- технологичность изготовления и ремонтопригодность;
- более низкая стоимость производства, экономия дефицитных электротехнических материалов (стали, меди), эксплуатации и утилизации;
- коммерческая привлекательность фактора качество—цена.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Королёв Ю.М., Люлько В.Г.** Тенденции развития порошковой металлургии последнего периода // Труды науч.-техн. конф. "Технологии получения и применения порошковых и композиционных функциональных материалов", 16—18 сентября 2003 г. Ростов-на-Дону, 2003. С. 11—12.

2. **Малая Е.В., Решенкин А.С., Малофеева С.А.** Влияние примесей на магнитные свойства порошковых материалов электротехнического назначения на основе железа // Материалы науч.-техн. конф. "Технологии получения и применения порошковых и композиционных функциональных материалов". 16—18 сентября, 2003 г. Ростов-на-Дону.

Елена Викторовна Малая, канд. техн. наук;
Андрей Станиславович Решенкин, канд. техн. наук,
reshenkin@list.ru;
Роман Александрович Гончаров, канд. техн. наук;
Сергей Сергеевич Воробьёв, канд. техн. наук

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 17.03.2015. Подписано в печать 28.04.2015. 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.