ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

Том 17 № 1 январь 2019

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

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

Зам. главного редактора
СЕРИКОВА Е.А.

Редакционный совет:
БЛАНТЕР М.С., д.ф.-м.н., проф.
ГАРИБОВ Г.С., д.т.н., проф.
ГРОМОВ В.Е., д.ф.-м.н., проф.
ГУН И.Г., д.т.н., проф.
ЕВСЮКОВ С.А., д.т.н., проф.
ЕРШОВ М.Ю., д.т.н., проф.
КАСАТКИН Н.И., к.т.н., проф.
КИДАЛОВ Н.А., д.т.н., проф.
КОРОТЧЕНКО А.Ю., к.т.н., доц.
КОТЕНОК В.И., д.т.н.
КОШЕЛЕВ О.С., д.т.н., проф.
КРУК А.Т., д.т.н., проф.
КУХАРЬ В.Д., д.т.н., проф.
ЛАРИН С.Н., д.т.н., доц.
МОРОЗ Б.С., д.т.н., проф.
МУРАТОВ В.С., д.т.н., проф.
НАЗАРЯН Э.А., д.т.н., проф.
НУРАЛИЕВ Ф.А., к.т.н., доц.
ОВЧИННИКОВ В.В., д.т.н., проф.
ПОВАРОВА К.Б., д.т.н., проф.
ПОЛЕТАЕВ В.А., д.т.н., проф.
СЕМЁНОВ Б.И., д.т.н., проф.
ТРЕГУБОВ В.И., д.т.н., проф.
ФИГУРОВСКИЙ Д.К., к.т.н., доц.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А., д.т.н., проф.
ШПУНЬКИН Н.Ф., к.т.н., проф.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М., д.т.н., проф.
БАСТ Ю., Dr.-Ing. habil., prof.
ОЛУНД Э., Dr. Ir.
ТУТМАН Т., Dr. Yur.

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

Журнал зарегистрирован в Роскомнадзоре. Свидетельство о регистрации ПИ № ФС 77-63952 от 09.12.2015

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

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

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

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Зарубин А.М., Зарубина О.А. Математическое описание рабочего процесса механизма прессования для литья под давлением 3
Лебедев В.А., Голобородько Ж.Г., Драган С.В. Влияние параметров плазмообразующей среды с добавлением воды на образование пор в швах при автоматической сварке судостроительных сталей 8
Семеноженков М.В., Семеноженков В.С. Экспериментальные исследования влияния схем технологического силового воздействия на прочность сварного соединения 14

Кузнечно-штамповочное производство

Лавриненко В.Ю., Лавриненко Ю.А., Говоров В.А. Критерии выбора и рационального применения материалов для высокопрочных крепежных деталей в автомобильной промышленности 17

Прокатно-волочильное производство

Арюлин С.Б., Лобурь Е.В., Сухоставский М.Н. Теоретическое определение энергосиловых параметров деформации алюминиевой полосы на маятниковом прокатном стане 26

Материаловедение и новые материалы

Калашников И.Е., Болотова Л.К., Кобелева Л.И., Михеев Р.С., Подымова Н.Б. Исследование структуры и свойств антифрикционных материалов на базе сплава баббита Б83 30

Информация

Бурлаков И.А., Забельян Д.М., Гордин Д.Э. Изготовление отверстий в заготовках из титанового сплава ОТ4-1 методом термосверления 37
Горбунова Ю.Д., Горяев А.И., Кузнецов А.Ф., Орлов Г.А. Оценка качества горячештампованных эллиптических днищ с использованием комплексных показателей 41

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

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

© Издательство "Инновационное машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2019

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Press forging, foundry and other productions)

Vol. 17 № 1 January 2019

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

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

Editorial Assistant
SERIKOVA E.A.

Editorial Committee
BLANTER M.S.
GARIBOV G.S.
GROMOV V.E.
GUN I.G.
EVSYUKOV S.A.
ERSHOV M.Yu.
KASATKIN N.I.
KIDALOV N.A.
KOROTCHENKO A.Yu.
KOTENOK V.I.
KOSHELEV O.S.
KRUK A.T.
KUKHAR' V.D.
LARIN S.N.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
NURALIEV F.A.
OVCHINNIKOV V.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
TREGUBOV V.I.
FIGUROVSKY D.K.
SHATUL'SKY A.A.
SHPUN'KIN N.F.
YAMPOL'SKY V.M.
BAST Yu.
ÖHLUND E.
TUTMANN T.

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

Journal is registered by Roskomnadzor.
The certificate of registration ПИ № ФС 77-63952, December 9, 2015.

An advertiser is responsible for the promotional materials

Journal is spreaded on a subscription, which can be issued in any post office (index on the united catalogue "Pressa Rossi" **39205**) or immediately in the edition of the journal.

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

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

Zarubin A.M., Zarubina O.A. Mathematical description of working process of moulding mechanism for die casting 3
Lebedev V.A., Goloborod'ko Zh.G., Dragan S.V. Effect of parameters of plasma-forming medium with addition of water on formation of pores in joints during automatic welding of shipbuilding steels 8
Semenozhenkov M.V., Semenozhenkov V.S. Experimental studies of effect of technological force action schemes on strength of welded joint 14

Forging and Stamping Production

Lavrinenko V.Yu., Lavrinenko Yu.A., Govorov V.A. Criteria for choosing and rational application of materials for high-strength fasteners in automotive industry 17

Rolling and Drawing Production

Aryulin S.B., Lobur' E.V., Sukhostavsky M.N. Theoretical determination of power parameters of deformation of aluminum strip on pendulum rolling mill 26

Physical Metallurgy and New Materials

Kalashnikov I.E., Bolotova L.K., Kobeleva L.I., Mikheev R.S., Podymova N.B. Study of structure and properties of B83 babbit-based antifriction materials 30

Information

Burlakov I.A., Zabel'yan D.M., Gordin D.E. Making of holes in blanks made of titanium OT4-1 alloy by thermal drilling 37
Gorbunova Yu.D., Goryaev A.I., Kuznetsov A.F., Orlov G.A. Quality assessment of hot-stamped elliptical heads using performance criterions 41

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

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

© "Innovative Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2019

УДК 621.74.02:621.74.043.06

А.М. Зарубин, О.А. Зарубина
(Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана)

Математическое описание рабочего процесса механизма прессования для литья под давлением

Задача исследований — разработка математической модели и программных средств, позволяющих моделировать рабочий процесс механизма прессования с дифференциальным подводом рабочей жидкости при различных конструктивных и технологических параметрах механизма прессования и пресс-формы для литья под давлением. Модель учитывает основные конструктивные особенности машин для литья под давлением, разрабатываемых Тираспольским заводом литейных машин.

Ключевые слова: механизм прессования для литья под давлением; физическая модель механизма; математическая модель; приведенная жесткость; приведенные движущие силы и силы сопротивления; режим заполнения пресс-формы; кинетика изменения давления в поршневой полости цилиндра прессования.

The development of mathematical model and software tools to simulate the working process of the pressing mechanism with differential supply of the hydraulic fluid at different design and technological parameters of the pressing mechanism and the mould for die casting. The model takes into account the main design features of machines for die casting developed by the Tiraspol foundry plant.

Keywords: pressing mechanism for die casting; physical model of mechanism; mathematical model; reduced stiffness; reduced driving and resistance forces; filling mode of mould; kinetics of pressure change in piston cavity of pressing cylinder.

Одними из факторов, ограничивающих применение литья под давлением для производства высокоточных отливок с повышенными эксплуатационными свойствами (прочность, герметичность и др.), являются динамические характеристики механизма прессования машины, на которой реализуется этот процесс.

Современные средства вычислительной техники часто позволяют гарантировать получение необходимых характеристик оборудования еще на этапе его проектирования путем моделирования рабочего процесса машины в целом или отдельных ее механизмов. Однако для технологического оборудования это требует специальных вычислительных средств, учитывающих конструктивные особенности этого оборудования и самого технологического процесса. На машинах для литья под давлением применяют механизмы прессования различных типов. В работе рассмотрен механизм с дифференциальным подключением гидроцилиндра. *Цель работы* — разработка математической модели такого механизма прессования и программных средств для расчетов на ЭВМ.

Схема механизма прессования с дифференциальным подводом рабочей жидкости (рис. 1) обеспечивает трехфазную запрессовку расплава в рабочую полость пресс-формы *1* из камеры прессования *2* посредством пресс-поршня *3*. Первая фаза прессования (медленное ускоренное перемещение пресс-поршня) осуществляется при дифференциальном подключении цилиндра прессования *4* путем

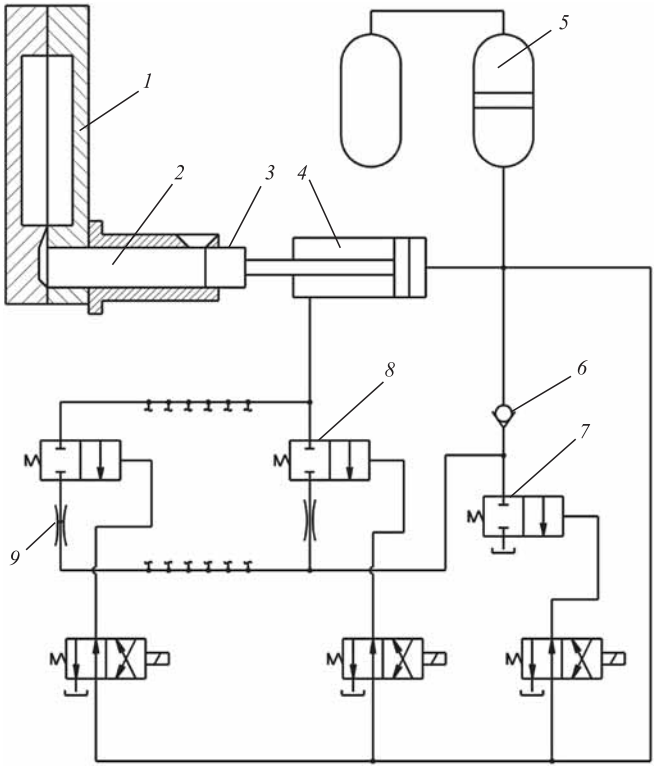


Рис. 1. Схема механизма прессования с дифференциальным подключением цилиндра

подачи рабочей жидкости от аккумулятора *5* в его поршневую полость. После перемещения пресс-поршня на заданное расстояние включается, как и во время первой фазы прессования, соответствующая комбинация встраиваемых гидроуправляемых клапанов *8*, которые совместно с дросселями *9* обеспечивают требуемое изменение скорости перемещения пресс-поршня во второй фазе прессования.

В момент завершения заполнения пресс-формы расплавом в работу включается клапан слива *7*, сообщающий штоковую полость цилиндра прессования со сливом. Это снижает противодавление в штоковой полости цилиндра прессования и обеспечивает повышение развиваемой им силы и, следовательно, передаваемой цилиндром на расплав давления. При этом обратный клапан *6* исключает слив жидкости из поршневой полости цилиндра *4*. Так осуществляется третья фаза прессования — подпрессовка.

На рис. 2 приведена расчетная схема механизма прессования для трех фаз его рабочего процесса.

Для составления дифференциальных уравнений, описывающих движение пресс-поршня

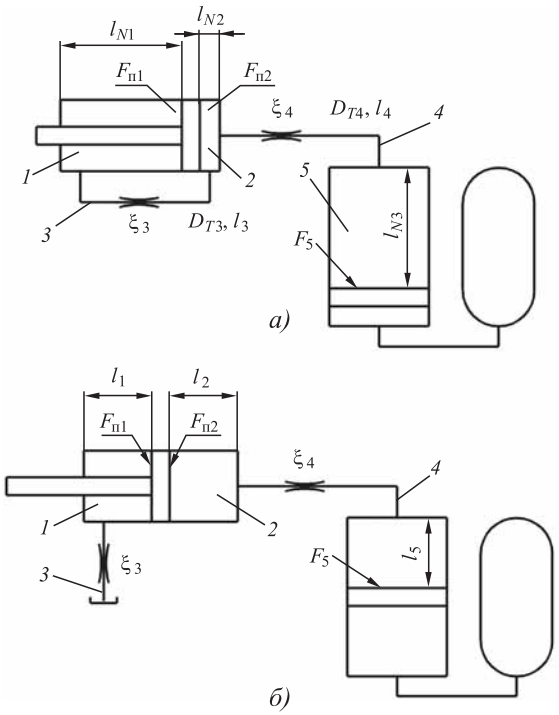


Рис. 2. Расчетные схемы механизма прессования:

а — первая и вторая фазы; *б* — третья фаза; *1* — штоковая полость механизма прессования; *2* — поршневая полость цилиндра прессования; *3* — магистраль дифференциального подвода рабочей жидкости (*а*) и слива (*б*); *4* — напорная магистраль; *5* — аккумулятор; l_{N1}, l_{N2}, l_{N5}, l_1, l_2, l_5 — начальные (индекс *N*) и текущие длины штоковой (индекс 1), поршневой (2) и рабочей полости аккумулятора (5) соответственно; $F_{п1}$, $F_{п2}$, F_5 — площади поршня со стороны штоковой полости, со стороны поршневой полости цилиндра и поршня аккумулятора; ξ_3, D_{T3}, l_3, ξ_4, D_{T4}, l_4 — коэффициент местных потерь, диаметр и длина магистрали 3 и 4 соответственно

и рабочей жидкости, применяли уравнение Лагранжа, которое для голономных систем[1] имеет следующий вид:

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i}\right) - \frac{\partial T}{\partial q_i} = Q_i \quad (i = 1, 2, 3, \ \ldots, \ n), \qquad (1)$$

где T — кинетическая энергия системы, выраженная через q_i и $\dot{q}_i$; q_i — обобщенные координаты, число которых равно числу степеней свободы системы; $\dot{q}_i$ — обобщенные скорости; Q_i — обобщенные силы.

Графическое отображение физической модели механизма прессования показано на рис. 3.

[1] Голономная система — механическая система, все механические связи которой можно свести к геометрическим (т.е. к голономным). Такие связи сводятся к ограничениям только на положения тел системы.

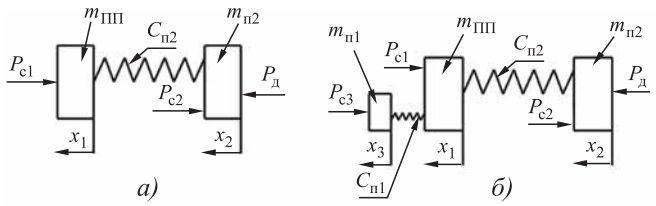


Рис. 3. Физическая модель механизма прессования:

а — первая и вторая фазы; *б* — третья фаза; $m_{ПП}$ — масса пресс-поршня, штока и поршня цилиндра прессования; $m_{п1}$, $m_{п2}$ — приведенные массы рабочей жидкости в сливных и напорных магистралях соответственно; $P_{с1}$, $P_{с2}$, $P_{с3}$ — приведенные силы сопротивления, действующие на поршень, на рабочую жидкость в напорных и сливных магистралях соответственно; $P_д$ — приведенная движущая сила; x_1, x_2, x_3 — текущие координаты поршня, приведенной массы жидкости, находящейся в напорных и сливных магистралях соответственно; $C_{п1}$, $C_{п2}$ — приведенная жесткость рабочей жидкости в сливных и напорных магистралях соответственно

Кинетическая энергия рабочей жидкости и энергия поршня аккумулятора определяются зависимостью

$$T_п = \frac{m_п (\dot{x}_п)^2}{2} = \sum_{i=1}^{k+1} m_i \frac{(\dot{x}_i)^2}{2}, \qquad (2)$$

где $m_п$ — приведенная масса рабочей жидкости; $\dot{x}_п$ — скорость рабочей жидкости в сечении гидросистемы, к которому осуществляется приведение; m_i — масса рабочей жидкости участка гидросистемы с постоянным поперечным сечением; $m_{k+1} = m_{п.а}$ — масса поршня аккумулятора; x_i — скорость рабочей жидкости на i-м участке, скорость поршня аккумулятора; k — число элементов гидросистемы с постоянным проходным поперечным сечением.

Из формулы (2) получаем зависимость для расчета приведенной массы рабочей жидкости:

$$m_п = \sum_{i=1}^{k+1} m_i \left(\frac{F_п}{F_i} \right)^2, \qquad (3)$$

где $F_п$ — площадь поперечного сечения, к которому осуществляется приведение; F_i — площадь i-го элемента гидросистемы с постоянным поперечным сечением.

Для приведения жесткостей отдельных элементов гидросистемы к ее заданному элементу использовали энергетический метод, суть которого заключается в сохранении потенциальной энергии деформации каждого элемента до и после приведения:

$$P_i \delta_i \eta_i = P_{пi} \delta_{пi} \quad (i = 1, 2, 3, ..., k),$$

где P_i — сила, действующая на i-й элемент гидросистемы; δ_i — деформация i-го элемента; η_i — коэффициент полезного действия, учитывающий потери энергии при ее передаче от i-го элемента до элемента, к которому осуществляется приведение; $P_{пi}$, $\delta_{пi}$ — действующая сила и деформация элемента, к которому приводится жесткость i-го элемента.

Рассматривая гидросистему механизма прессования как систему последовательно соединенных каналов и принимая жесткость трубопроводов $C_{тi} = \infty$, приведенную жесткость рабочей жидкости можно определить по формуле

$$C_п = \frac{E_ж (F_п)^2}{\sum_{i=1}^{k} (V_i \eta_i)}, \qquad (4)$$

где $E_ж$ — модуль упругости рабочей жидкости; V_i — объем i-го элемента гидросистемы.

Известно, что модуль упругости рабочей жидкости является величиной, зависящей от ее давления. При этом влияние давления тем значительнее, чем больше газов растворено в рабочей жидкости. Однако из данных работы [1] следует, что изменение давления после ~5,0 МПа не оказывает существенного влияния на модуль упругости рабочей жидкости.

Учитывая изложенные особенности работы механизма прессования с дифференциальным подводом рабочей жидкости, можно принять $E_ж$ = const. Давление в штоковой полости цилиндра прессования после отключения дифференциального подвода может значительно изменяться. Поэтому допущение $E_ж$ = const на этом этапе рабочего процесса является не совсем правомерным.

С учетом выражений (1) и (2) уравнение движения рабочей жидкости принимает следующий вид:

$$m_п \frac{d^2 x_п}{dt^2} + \frac{1}{2} \left(\frac{dx_п}{dt} \right)^2 \frac{dm_п}{dx_п} = Q_п, \qquad (5)$$

где $Q_п$ — обобщенная сила, действующая на приведенную массу жидкости.

Таким образом, дифференциальное уравнение движения приведенной массы жидкости в напорных магистралях гидросистемы механизма прессования для первой и второй фаз

прессования (см. рис. 3, *а*) можно представить в следующем виде:

$$\frac{d^2x_2}{dt^2} = \\ = \frac{1}{m_{п2}}\left[Q_{п2} - 0,5\rho\left(\frac{dx_2}{dt}\right)^2 F_{п2}\left(1 - \left(\frac{F_{п2}}{F_5}\right)^2\right)\right], \quad (6)$$

где $Q_{п2} = P_д - P_{с2} - C_{п2}(x_2 - x_1)$; ρ — плотность рабочей жидкости.

Движение пресс-поршня, штока и поршня цилиндра прессования на этом этапе рабочего процесса описывается дифференциальным уравнением:

$$\frac{d^2x_1}{dt^2} = \\ = \frac{1}{m_{ПП}}\left[C_{п2}(x_2 - x_1) - C_{п1}(x_1 - x_3) - P_{C1}\right]. \quad (7)$$

После отключения цепи дифференциального подвода рабочей жидкости (третья фаза прессования) механизм прессования рассматриваем как трехмассовую систему (см. рис. 3, *б*).

Движение приведенной массы рабочей жидкости в сливных магистралях может быть описано уравнением:

$$\frac{d^2x_3}{dt^2} = \frac{1}{m_{п1}}\left[Q_{п1} + 0,5\rho\left(\frac{dx_3}{dt}\right)^2 F_{п1}\right], \quad (8)$$

где $Q_{п1} = C_{п1}(x_3 - x_1) - P_{с3}$.

Уравнения, описывающие движение масс $m_{ПП}$ и $m_{п2}$ аналогичны уравнениям (6) и (7).

Текущие значения приведенных масс рабочей жидкости в напорных и сливных магистралях определяли по формуле (3).

Приведенные движущая сила $P_д$ и силы сопротивления $P_{с1}$, $P_{с2}$, $P_{с3}$ рассчитывали с учетом сохранения работ, совершаемых этими силами до и после приведения.

В модели учитывалось действие силы сопротивления в механических элементах механизма прессования (уплотнения штока и поршня и др.) и силы, обусловленной действием гидравлических сопротивлений и сопротивлений, возникающих при заполнении пресс-формы.

Большое влияние на значение коэффициентов местных потерь оказывает вязкость рабочей жидкости. Однако с увеличением числа Рейнольдса это влияние уменьшается и может быть выражено зависимостью А.Д. Альтшуля [2]:

$$\xi = A/\mathrm{Re} + \xi_{кв}, \quad (9)$$

где A = const; $\xi_{кв}$ — значение коэффициента местных потерь в квадратичной области, отнесенное к нестесненному сечению трубопровода; Re — число Рейнольдса, отнесенное к тому же сечению.

Таким образом:

$$\xi_3 = A_3/\mathrm{Re}_3 + \xi_{3кв}; \\ \xi_4 = A_4/\mathrm{Re}_4 + \xi_{4кв}, \quad (10)$$

где индекс 3 относится к сливным магистралям механизма, а индекс 4 — к напорным (см. рис. 2).

Рассматривая уравнения (5)—(10) и другие, учитывающие потери на элементах литниковой системы, газовый режим пресс-формы, период срабатывания управляющих клапанов *8* (см. рис. 1) как систему, получаем математическое описание физической модели рабочего процесса механизма прессования машины для литья под давлением.

На рис. 4 приведены сравнительные результаты, полученные путем моделирования на ЭВМ и испытаний в лаборатории Тираспольского завода литейных машин. Максимальные отклонения фактического давления от расчетного получены при ско-

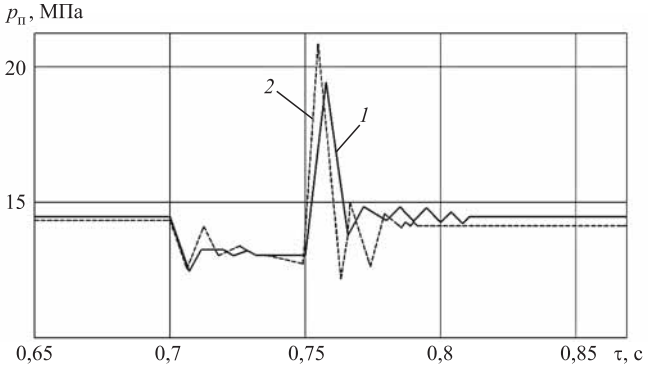


Рис. 4. Кинетика изменения давления в поршневой полости механизма прессования:
1 — расчет; *2* — эксперимент

рости пресс-поршня 5 м/с и его ударе в жесткую плиту.

Убедившись в адекватности математической модели, результаты моделирования были использованы при проектировании и доработке механизмов прессования машин для литья под давлением с механизмами прессования рассмотренного типа.

Заключение. Разработанная математическая модель и программные средства позволяют с высокой точностью моделировать рабочий процесс механизма прессования с дифференциальным подводом рабочей жидкости при различных конструктивных и технологических параметрах механизма и пресс-формы. Это обусловлено учетом основных конструктивных особенностей машин для литья под давлением, разрабатываемых Тираспольским заводом литейных машин, а также, например, условий вентиляции пресс-форм при различных скоростных режимах заполнения пресс-формы расплавом.

Подобные модели для литейных машин различного назначения используются в учебном процессе МГТУ им. Н.Э. Баумана при разработке студентами гидравлических и пневматических устройств литейного оборудования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Свешников В.К.** Станочные гидроприводы: справочник. М.: Машиностроение, 1995. 448 с.

2. **Гидравлика**, гидромашины и гидроприводы: учебник для машиностроительных вузов / Т.М. Башта, С.С. Руднев, Б.Б. Некрасов и др. М.: Машиностроение, 1982. 423 с.

Александр Михайлович Зарубин, канд. техн. наук,
zarubin1954@gmail.com;
Ольга Александровна Зарубина

ООО "Издательство "Инновационное машиностроение"
продолжает подписку на журнал

"ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ"

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

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

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

УДК 621.791.021

В.А. Лебедев *(Институт электросварки имени Е.О. Патона НАН Украины, г. Киев)*,
Ж.Г. Голобородько *(Херсонский филиал Национального университета кораблестроения имени адмирала Макарова)*,
С.В. Драган *(Национальный университет кораблестроения имени адмирала Макарова, г. Николаев)*

Влияние параметров плазмообразующей среды с добавлением воды на образование пор в швах при автоматической сварке судостроительных сталей

Приведены результаты экспериментального исследования пористости швов, выполненных автоматической сваркой под флюсом деталей из конструкционных судостроительных сталей, изготовленных плазменной резкой с добавлением воды в плазменную струю. Описаны физико-химические процессы, протекающие в плазменном потоке с добавлением воды, в результате которых образуются связывающие азот водородосодержащие соединения, и, соответственно, снижающие пористость сварных швов. Показано, что пористость швов зависит не только от расхода плазмообразующей среды и добавок воды, но и от направления закручивания плазменной струи в сопле плазмотрона: пористость швов выше, если сварка выполняется по левым кромкам реза при закручивании плазменной струи в направлении по часовой стрелке. Установлены диапазоны расхода составляющих плазмообразующих сред: воздух + вода и кислород + вода, при которых исключается пористость швов, выполненных по правым кромкам реза, и минимизируется пористость швов в случае сварки по левым кромкам.

Ключевые слова: плазменная резка; добавка воды; судостроительные стали; сварка; поры.

The results of experimental study of the porosity of the joints made by automatic flux welding of parts from structural shipbuilding steels made by plasma cutting with the addition of water to plasma jet are presented. Physical-chemical processes occurring in plasma flow with the addition of water are described, as result of which hydrogen-binding compounds that bind nitrogen are formed, and, accordingly, reduce the porosity of welded joints. It is shown that the porosity of the joints depends not only on the consumption of the plasma-forming medium and water additives, but also on the direction of twisting of the plasma jet in the nozzle of the plasma torch: the porosity of the joints is higher if welding is performed along the left edges of the cut when the plasma jet is twisted in the clockwise direction. Flow ranges of constituent plasma-forming medium are established: air + water and oxygen + water, in which the porosity of the joints made at the right edges of the cut is excluded, and the porosity of the joints is minimized in the case of welding along the left edges.

Keywords: plasma cutting; water additives; shipbuilding steels; welding; pores.

Рыночная система хозяйствования поставила перед судостроением первоочередные задачи — снизить себестоимость, сократить сроки строительства и повысить уровень безопасности судов. Достигнуть этого можно за счет ужесточения требований к качеству изготовления деталей корпуса судна, в частности, термической резкой, обеспечения точности геометрических размеров и формы, а также прочностных и других характеристик металла кромок реза.

Плазменная резка, заменившая ацетиленокислородную, является в судостроении основным способом изготовления корпусных деталей. При этом высокая скорость плазменной резки позволяет сократить время изготовления деталей за счет существенного сокращения машинного времени. Резка выполняется с применением воздушной или кислородной плазмообразующей среды, причем использование чистого кислорода рекомендуется при изготовлении деталей из листового проката толщиной до 14 мм и подлежащих автоматической сварке под флюсом без разделки кромок. Это связано с тем, что при сварке заготовок, полученных с помощью воздушно-плазмен-

ной резки, наблюдается повышенная склонность швов к образованию пор.

В соответствии с Правилами Регистра [1] при изготовлении деталей плазменной резкой необходимо обеспечить требуемое качество поверхности реза по кромкам, подлежащим сварке, и по свободным кромкам. Также следует убедиться в отсутствии повышенного насыщения поверхности реза газами (азотом, водородом) во избежание снижения качества сварных швов.

Основной причиной образования пор при сварке [2, 3] является азот, растворенный в кромках реза. При этом выделение азота из металла в присутствии водорода ускоряется, а его поглощение замедляется. Источниками водорода при плазменной резке могут быть продукты термической диссоциации воды, подаваемой в сопло плазмотрона, представляющие смесь радикалов и валентно-насыщенных частиц, основными из которых являются H_2O; H_2; O_2; H; O; OH [2].

Как известно, синтез соединений позволяет получать продукты связанного азота прямой фиксации молекулярного азота. Продуктами связанного азота при добавлении воды в плазму являются нитриты и нитраты металлов, NH_3; N_2H_4 и др. (см. кн.: Ганз С.Н., Пархоменко В.Д. Получение связанного азота в плазме. К.: Вища школа, 1976. 190 с.).

В плазмоструйном реакторе, которым служит сопло плазмотрона, вероятнее всего реализуется квазиравновесное состояние, важной особенностью которого является метастабильность продуктов реакции. Для сохранения целевых продуктов обычно применяют закалку, заключающуюся в быстром охлаждении реакционной смеси, например водой [2]. При закалке протекают вторичные реакции, приводящие к изменению состава системы.

Плазмохимическая установка включает три основные части: генератор плазмы, реактор и закалочное устройство. В генераторе плазмы в результате подвода электрической энергии температура резко возрастает, в канале сопла (реакторе) образуется азот-кислород-водородная плазма, где и происходит химическое взаимодействие азота с водородом и кислородом. Высокотемпературный газовый поток охлаждается до комнатной температуры в закалочном устройстве. В результате высокотемпературных химических превращений в охлажденном газе в зависимости от условий процесса и образуются продукты связанного азота. Таким образом, процесс протекает в три стадии: 1) генерация плазмы при высоких температурах; 2) высокотемпературные химические превращения; 3) закалка за счет принудительного охлаждения.

Результаты химического анализа закалочной среды после 1 мин работы плазмотрона показали насыщение воды химическими соединениями азота и водорода. Выход продуктов реакции увеличивается по аммиаку и нитратам в 2,2 раза, нитритам в 1,7 раза, гидразину в 2,4 раза [2].

Образующиеся при плазменной резке метастабильные продукты синтеза химических соединений азота и водорода оказывают положительное влияние на уменьшение газонасыщения кромок реза и пористость сварных швов, выполненных по этим кромкам.

Цель работы — экспериментальное определение влияния параметров плазмообразующей среды с добавлением воды на порообразование швов при автоматической сварке различных марок судостроительной стали.

Для подачи воды в плазму была изменена конструкция плазмотрона, обеспечивающая процессы высокотемпературной диссоциации воды и синтеза соединений в потоке воздушной плазмы в канале сопла.

Опыты по сварке проводили на образцах в виде пластин длиной 1,0 м, толщиной 8 мм, вырезанных из сталей Ст3сп, 09Г2 и 10ХСНД на машине "Кристалл", оснащенной плазмотроном измененной конструкции (рис. 1). Сварку выполняли автоматом АДФ-1000 фирмы СЭЛМА проволокой Св-08А диаметром 5 мм под флюсом ОСЦ-45. В каждой серии опытов было сварено 5—6 стыковых швов на режимах: ток сварки 600...660 А; напряжение на дуге 30...32 В; длина вылета электрода 40 мм; скорость сварки 28...30 м/ч. Качество сварки оценивали визуально по внешнему виду шва и изучению продольного излома стыка. Влияние направления вращения плазмообразующего газа учитывали при сварке с лицевой и обратной сторон по правым и левым кромкам реза.

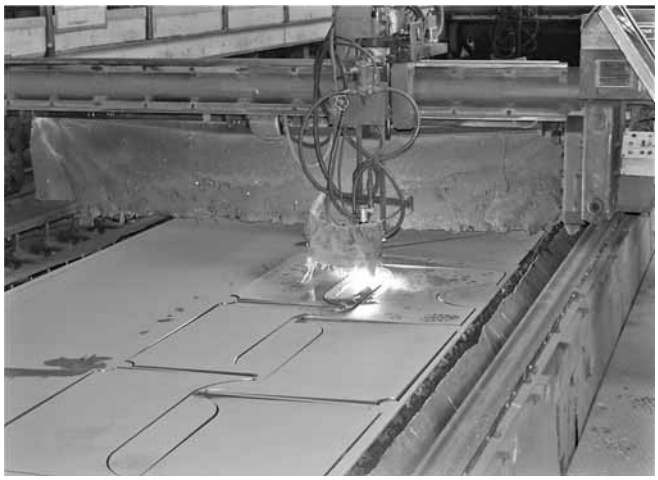


Рис. 1. Изготовление образцов из листового проката плазменной резкой с добавлением воды на машине "Кристалл"

В продольном изломе шва определяли площадь провара ($F_{пр}$, см^2), размеры, количество и общую площадь пор ($F_{пор}$, мм^2). Критерием сравнительной оценки качества шва и исследуемого способа резки служило отношение $\frac{F_{пор}}{F_{пр}}$, определяющее количество условных пор сечением 1 мм^2 в 1 см^2 сечения сварного шва [3].

Разрушающий контроль пористости является более жестким по сравнению с окончательным контролем шва радиационным методом, так как позволяет увидеть даже те поры, которые впоследствии перевариваются швом с обратной стороны образца. Результаты оценки пористости сварных швов по рентгенограммам, как правило, оказываются более высокими.

Для исключения влияния технологии сварки и качества сварочных материалов на результаты опытов параллельно сваривали образцы, вырезанные на гильотинных ножницах. На всех контрольных образцах, кромки которых получены механической резкой, поры не обнаружены. Это является свидетельством того, что процесс образования пор не связан непосредственно с режимом сварки, а обусловлен изменениями, происходящими в металле кромки в процессе плазменной резки.

Вода, поступающая внутрь канала сопла, частично испаряется, диссоциирует на водород и кислород, которые, смешиваясь с основной плазмообразующей средой, создают комбинированную плазмообразующую среду, в которой протекают плазмохимические процессы связывания атмосферного азота, позволяющие уменьшить насыщение кромок реза азотом. Вода обжимает и уплотняет струю плазмы в канале сопла, обеспечивая более высокие энергетические характеристики [3].

Добавка воды в плазму позволяет регулировать содержание азота и водорода в плазме и влиять на насыщение кромок реза этими газами.

Исследование влияния на пористость сварных швов расхода воды, добавляемой в плазмообразующие среды воздух + вода и кислород + вода, проводили на серийных плазменных установках с плазмотронами с вихревой стабилизацией потока плазмы и плоскими пленочными катодами с циркониевыми или гафниевыми осевыми цилиндрическими вставками. Рабочий ток при резке 200...300 А; расход воздуха и кислорода 1,33...1,5 л/с. Расход воды изменяли в диапазоне $(1,6...8,3)\cdot10^{-3}$ л/с.

Во всех случаях наибольшее количество пор наблюдали при сварке пластин, собранных левыми кромками реза (табл. 1), что объясняется разным насыщением металла кромок азотом при закручивании плазменной струи по часовой стрелке.

Связь направления закручивания плазменного потока с пористостью сварных швов можно описать следующим образом. При вращении плазменного потока радиальный участок режущей дуги с анодным пятном перемещается с одной кромки реза на другую, обеспечивая кромкам соответствующую, неодинаковую передачу теплоты. В результате действия тангенциальной составляющей стабилизирующего вихря траектория скольжения анодного пятна по лобовой кромке реза приобретает спиралеобразный характер с задержкой пятна на кромках реза перед разрывом дуги, что является одной из главных причин несимметрии передачи теплоты кромкам реза и приводящей к разнице величины насыщения азотом левой и правой кромок, достигающей 20...25 %.

Так как плазмотроны, применяемые в промышленности, имеют правую нарезку завихрителя, то правое вращение газового потока

1. Влияние расхода воды, добавляемой в плазмообразующую среду, на пористость шва

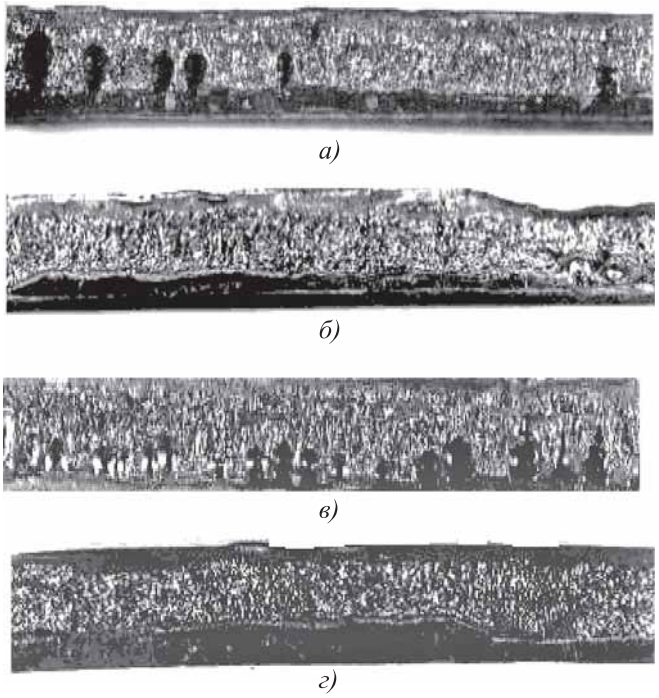
Номер опыта	Плазмообразующая среда	Скорость резки, мм/с	Расход воды, 10^{-3} л/с	Кромка реза	$F_{пор}$, мм^2	$F_{пр}$, см^2	$\frac{F_{пор}}{F_{пр}}$, мм^2/см^2
1	Воздух + вода	36	1,6	Левая	$\frac{218...234}{225,5}$	40	$\frac{5,5...5,9}{5,6}$
				Правая	$\frac{210...216}{213}$		$\frac{5,2...5,4}{5,3}$
2			3,3	Левая	$\frac{208...218}{215}$	50	$\frac{5,2...5,5}{5,3}$
				Правая	$\frac{103...112}{105}$		$\frac{2,1...2,2}{2,1}$
3			3,6	Левая	$\frac{190...220}{200}$		$\frac{3,8...4,4}{4,1}$
				Правая	$\frac{50...75}{60}$		$\frac{1,0...1,5}{1,2}$
4			4,6	Левая	$\frac{118...151}{130}$	40,7	$\frac{2,9...3,7}{3,2}$
				Правая	0		0
5			5,6	Левая	$\frac{100...133}{111}$	37	$\frac{2,7...3,6}{3,0}$
				Правая	0		0
6			8,3	Левая	$\frac{200...220}{208}$	40	$\frac{5,0...5,5}{5,2}$
				Правая	$\frac{20...44}{28}$		$\frac{0,5...1,1}{0,7}$
7	Кислород + вода	42	1,6	Левая	$\frac{60...80}{68}$		$\frac{1,5...2,0}{1,7}$
				Правая	$\frac{24...44}{32}$		$\frac{0,6...1,1}{0,8}$
8			3,3	Левая	$\frac{80...100}{90}$	50	$\frac{1,6...2,0}{1,8}$
				Правая	0		0
9			5,6	Левая	$\frac{125...150}{140}$		$\frac{2,5...3,0}{2,8}$
				Правая	$\frac{180...210}{190}$		$\frac{3,6...4,2}{3,8}$
10			8,3	Левая	$\frac{180...205}{185}$		$\frac{3,6...4,1}{3,7}$
				Правая	$\frac{230...280}{250}$		$\frac{4,6...5,6}{5,0}$

обеспечивает передачу теплоты больше в правую кромку вырезаемой детали, чем в левую (по отношению к направлению движения плазмотрона). Вследствие этого насыщение азотом правой кромки реза меньше, чем левой, что отражается на количестве пор при сварке по разным кромкам.

Минимальная пористость шва в соединениях по левым кромкам получена при использовании плазмообразующей среды: воздух + вода и расходе воды $(4{,}6...6{,}6)\cdot10^{-3}$ л/с. При этом пористость пропорционально снижается с 5,6 до 3,0 мм^2/см^2. Нижняя граница расхода воды обеспечивает предотвращение при сварке пор, вызванных азотом, верхняя — водородом. Цвет поверхности пор матовый, характерный для окисленного металла. В соединениях, собранных по правым кромкам, поры отсутствуют (рис. 2, *б*).

Для плазмообразующей среды кислород + вода диапазон расхода воды значительно сужается и составляет $(3{,}0...3{,}6)\cdot10^{-3}$ л/с. Такой расход воды предотвращает образование пор, вызываемых подсосом воздуха в полость реза.

Повышение расхода воды свыше $3{,}6\cdot10^{-3}$ л/с приводит к резкому увеличению пористости сварных швов, вызванному, по-видимому, избыточным содержанием водорода. Поверхность пор окрашена, в основном, в серебристый цвет (рис. 2, *в*, *г*).



а)

б)

в)

г)

Рис. 2. Изломы сварных швов, выполненных по левым (*а*, *в*) и правым (*б*, *г*) кромкам пластин, вырезанных в различных плазмообразующих средах:

а, *б* — воздух + вода; *в*, *г* — кислород + вода

На пористость сварных швов влияет также расход плазмообразующей среды (табл. 2).

2. Влияние расхода плазмообразующей среды с добавками воды на пористость шва

Номер опыта	Плазмообразующая среда	Расход плазмообразующей среды, л/с	Расход воды, 10^{-3} л/с	Кромка реза	$F_{пор}$, мм^2	$F_{пр}$, см^2	$\frac{F_{пор}}{F_{пр}}$, мм^2/см^2
1	Воздух + вода	0,83	5,0...5,6	Левая	0	37	0
				Правая	0		0
2		1,33		Левая	$\frac{72...96}{80}$	40	$\frac{1,8...2,4}{2,0}$
				Правая	0		0
3		2,16		Левая	$\frac{36...58}{49}$	45	$\frac{0,8...1,3}{1,1}$
				Правая	$\frac{122...143}{134}$		$\frac{2,9...3,4}{3,2}$
4	Кислород + вода	0,83	3,0...3,3	Левая	$\frac{188...208}{200}$	37	$\frac{4,7...5,2}{5,0}$
				Правая	$\frac{7...26}{14}$		$\frac{0,2...0,7}{0,4}$

Окончание табл. 2

Номер опыта	Плазмообразующая среда	Расход плазмообразующей среды, л/с	Расход воды, 10^{-3} л/с	Кромка реза	$F_{пор}$, мм^2	$F_{пр}$, см^2	$\frac{F_{пор}}{F_{пр}}$, мм^2/см^2
5	Кислород + вода	1,33	3,0...3,3	Левая	$\frac{128...148}{140}$	40	$\frac{3,2...3,7}{3,5}$
				Правая	0		0
6		2,16		Левая	$\frac{37...50}{46}$	42	$\frac{0,8...1,2}{1,1}$
				Правая	$\frac{189...223}{202}$		$\frac{4,5...5,3}{4,8}$

Установлено, что лучшие результаты получены при расходе плазмообразующей среды 1,33...1,66 л/с. Увеличение расхода выше 1,8 л/с приводит к резкому возрастанию пористости шва при сварке по левым и правым кромкам реза.

Таким образом, выполненные исследования показали, что добавки воды к плазмообразующему газу и расход плазмообразующей среды позволяют регулировать содержание азота и водорода в плазме и, как следствие, оказывать влияние на степень насыщения кромок реза этими газами и образование пор в сварном шве в зависимости от направления вращения плазменного потока.

Добавка воды к кислородной плазме предотвращает образование пор, вызванных инжекцией атмосферного воздуха в полость реза, обеспечивая меньшую пористость сварных швов. При расходе плазмообразующей среды в интервале 1,33...1,66 л/с с добавкой воды расходом $(3,0...3,3)\cdot10^{-3}$ л/с сварка деталей по правым кромкам реза позволяет получить швы без пор.

Выводы

1. Пористость швов, определяемая степенью газонасыщения свариваемых кромок, зависит от направления закручивания плазменной режущей струи при изготовлении деталей. Закручивание струи по часовой стрелке вызывает большее насыщение азотом левой кромки реза. При исследовании влияния пор на показатели качества сварных швов образцы следует сваривать по кромкам, наиболее насыщенным азотом.

2. Добавка воды в плазмообразующую воздушную или кислородную среду при плазменной резке судостроительных сталей обеспечивает связывание азота, поступающего в полость реза, что способствует резкому уменьшению газонасыщения металла кромок реза и снижению пористости сварных швов.

3. Экспериментально подтверждено существование диапазона расхода воды, добавляемой в плазму, обеспечивающего предотвращение пор в швах, выполняемых автоматической сваркой под флюсом: при расходе, соответствующем нижней границе диапазона, отсутствуют поры, вызванные азотом, верхней границе — водородом. Указанный диапазон расхода воды при резке листовой стали толщиной 8 мм воздушной плазмой составляет $(4,6...6,6)\cdot10^{-3}$ л/с, кислородной плазмой — $(3,0...3,6)\cdot10^{-3}$ л/с.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Правила** технического наблюдения за постройкой судов и изготовлением материалов и изделий для судов. Т. 3. СПб.: РМРС, 2004. 292 с.

2. **Голобородько Ж.Г., Квасницкий В.В.** Плазменная резка в судостроении. Херсон: ТОВ «ВКФ «СТАР»ЛТД», 2018. 128 с.

3. **Лебедев В.А., Голобородько Ж.Г., Драган С.В.** Применение плазменной резки с добавлением воды в судостроительном корпусообрабатывающем производстве // Заготовительные производства в машиностроении. 2017. Т. 15. № 5. С. 203—210.

4. **Лебедев В.А., Голобородько Ж.Г., Драган С.В.** Повышение качества судокорпусных деталей, изготовляемых плазменной резкой // Заготовительные производства в машиностроении. 2016. № 8. С. 7—9.

Владимир Александрович Лебедев, д-р техн. наук,
office@paton.kiev.ua;
Жорж Гаврилович Голобородько, канд. техн. наук;
Станислав Владимирович Драган, канд. техн. наук

УДК 621.744.07:621.7.012.3./4

М.В. Семеноженков
(Воронежский государственный технический университет),
В.С. Семеноженков
(Воронежский филиал Ростовского государственного университета путей сообщения)

Экспериментальные исследования влияния схем технологического силового воздействия на прочность сварного соединения

Приведено описание методики экспериментальных исследований влияния схем технологического силового воздействия на прочность сварного соединения заготовок из титана.

Ключевые слова: сжатие; кручение; надрез; ударная вязкость; предел прочности.

The description of experimental researches methods of the effect of technological force action schemes on the strength of the welded joint of titanium workpieces is presented.

Keywords: compression; torsion; incision; impact strength; tensile strength.

Обеспечение высокого уровня прочности соединений заготовок из титановых сплавов, работающих в условиях воздействия агрессивных сред при высокой температуре и предельных нагрузках, является актуальной задачей. Ее решение невозможно без разработки новых эффективных технологий.

Совершенствование известных технических решений осуществляется в результате подбора оптимальных параметров процесса: температуры, времени выдержки, давления, геометрической формы заготовок и др. Один из новых подходов — использование новых схем технологического нагружения соединяемых заготовок, обеспечивающих минимальное изменение формы изделия в процессе изготовления.

Цель работы — разработка схемы комбинированного нагружения и технологической оснастки для ее реализации при высокопроизводительном процессе соединения заготовок цилиндрической формы.

Базовой основой предлагаемой схемы соединения является сдвиг со сжатием. Использование касательных напряжений позволяет значительно уменьшить необходимую силу сжатия заготовок, при которой возможны недопустимые деформации изделий.

Проверка разработанного варианта комбинированного нагружения при соединении элементов конструкции из титана выполнена на цилиндрических образцах диаметром 16 мм и высотой 30 мм (рис. 1) [1].

Представлены технические решения технологической оснастки, предназначенной для реализации комбинированного нагружения в процессе сварки заготовок из титановых сплавов, результаты экспериментальных исследований разработанных технологических режимов и данные о практическом применении результатов работы.

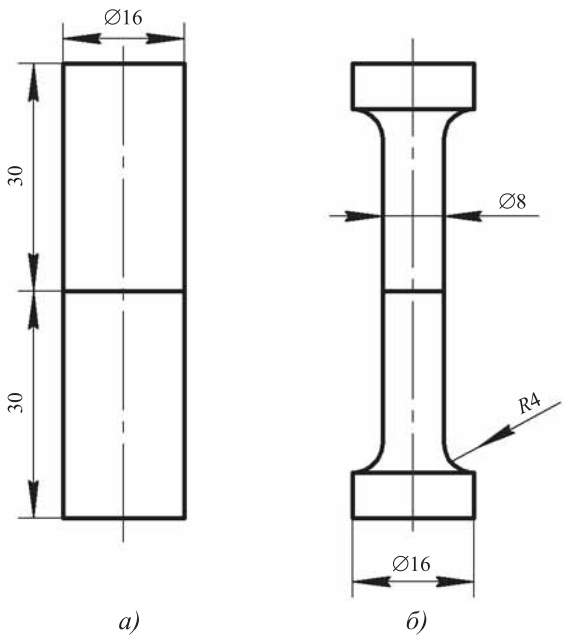


Рис. 1. Образцы для изучения влияния схемы технологического нагружения на прочность соединения:
а — исходное соединение; *б* — образцы после удаления краевой зоны

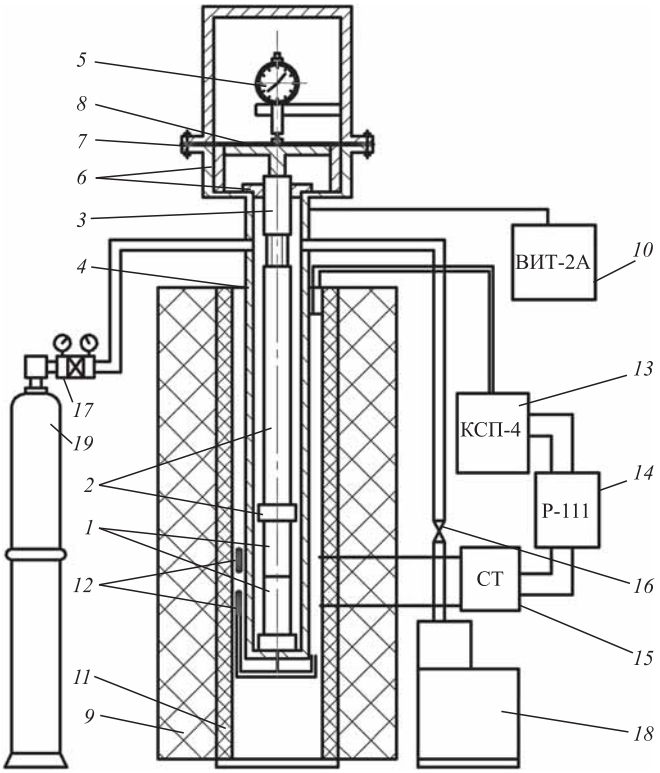


Рис. 2. Установка для соединения заготовок из титана:

1 — титановые заготовки; *2* — стальной винт; *3* — гайка; *4* — контейнер из нержавеющей стали; *5* — индикатор часового типа; *6* — направляющие втулки; *7* — металлический грибок; *8* — резиновая мембрана; *9* — муфельная печь СУОЛ-044; *10* — вакуумметр ВИТ-2А; *11* — нихромовая спираль; *12* — термопара; *13—15* — элементы автоматического регулирования температуры; *16* — вакуумный вентиль; *17* — редуктор; *18* — вакуумный насос; *19* — баллон с аргоном

Собранные образцы помещали в герметичный контейнер, подключенный к вакуумной системе и установленный в муфельную печь СУОЛ-044. Схема установки показана на рис. 2.

Для создания вращающего момента между титановыми образцами *1* на штоке *2* была выполнена резьба, через которую он взаимодействовал с гайкой *3*, направляющая втулка *6* которой обеспечивала ее осевое перемещение без вращения. Использована трапецеидальная резьба диаметром 30 мм с шагом 10 мм (ГОСТ 9484—81). При коэффициенте трения $f \leqslant 0{,}1$ такая резьба является несамотормозящейся (угол подъема винтовой линии $\alpha = 7{,}26°$; $\mathrm{tg}\alpha = f_\mathrm{p} = 0{,}127 \geqslant f$).

Момент кручения на контактной поверхности соединяемых элементов:

$$T = 0{,}5 d_2 \, P \, \mathrm{tg}(\alpha - \rho),$$

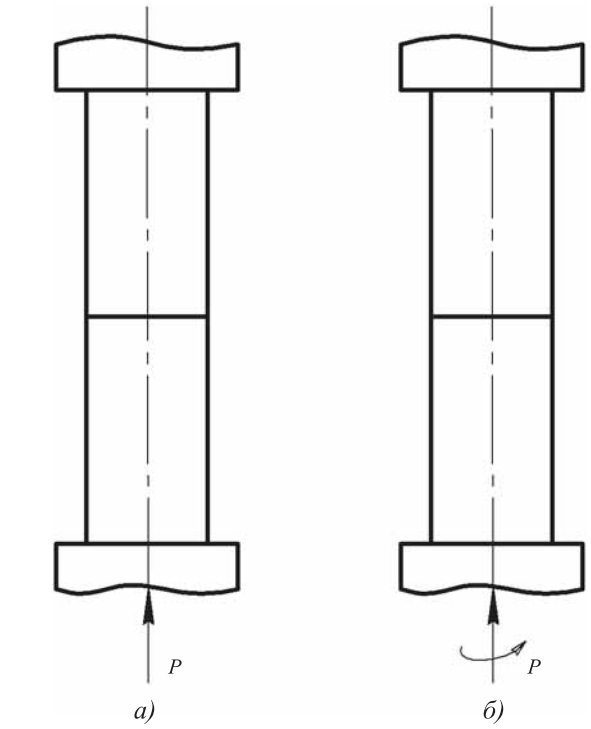


Рис. 3. Схемы нагружения заготовок из титана при их соединении:

а — сжатие; *б* — сжатие с кручением

где $d_2 = 25$ мм — средний диаметр резьбы; P — осевая сжимающая сила; ρ — угол трения в резьбе.

Технологический процесс осуществляли при температурах 1173; 1223 и 1273 К и давлениях 2; 4 и 6 МПа. Схемы технологического силового воздействия показаны на рис. 3 [2, 3].

Испытания полученных соединений проводили по стандартным методикам на растяжение и ударный изгиб. Образцы с диаметром рабочей части $d = 8$ мм испытывали на растяжение на разрывной машине Р-10.

Ударную вязкость определяли на маятниковом копре КМ-1 на образцах (рис. 4) длиной 55 мм с концентратором, выполненным в зоне соединения (ГОСТ 9454—78).

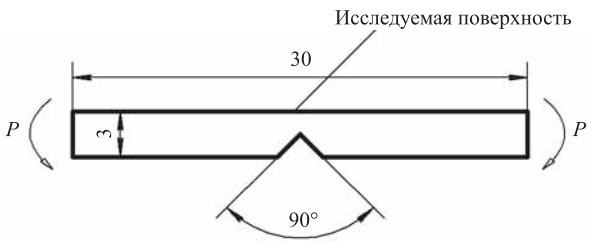


Рис. 4. Образец для определения ударной вязкости

Предел прочности исследуемых образцов

Вид технологической нагрузки	Предел прочности $\sigma_в$, МПа							
	сплава ОТ4				сплава ВТ6			
	при температуре, К							
	1123	1173	1223	1273	1123	1173	1223	1273
Сжатие	315	590	630	635	140	370	420	600
Сжатие с кручением	440	650	670	670	170	420	580	630

Для сравнительной оценки качества соединений использовали результаты механических испытаний на разрыв и ударную вязкость образцов, соединенных нормальным давлением при отсутствии момента кручения ($T = 0$), а также соединенных при воздействии комбинированного нагружения.

Результаты испытаний показали высокую эффективность использования нового способа приложения деформирующих сил и при равных технологических параметрах повышение предела прочности составляет 7,13 %, а отношение ударной вязкости соединения и основного материала — до 28.

На рис. 5 приведены графики зависимости предела прочности полученных соединений, а на рис. 6 — ударной вязкости от температуры проведения технологического процесса.

Таким образом, для получения равнопрочных конструкций предлагаемая схема силового воздействия (сжатие со сдвигом) на соединяемые заготовки требует на 25 % меньшее необходимое сжимающее давление и примерно на 50 К меньшую температуру технологического процесса по сравнению с процессом, проводимым при действии одного сжимающего давления.

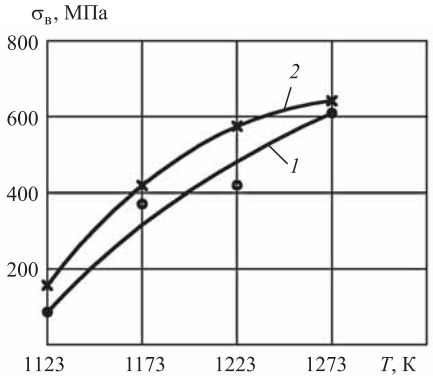


Рис. 5. Зависимость предела прочности $\sigma_в$ опытных образцов из сплава ВТ6 от температуры *T* проведения технологического процесса:
1 — сжатие; *2* — сжатие с кручением

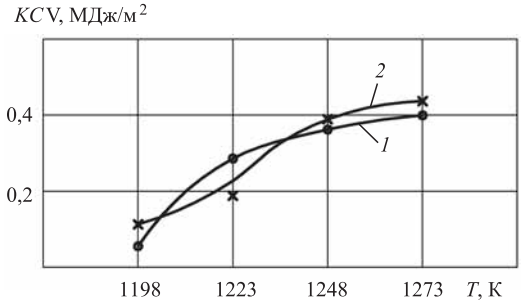


Рис. 6. Ударная вязкость *KC*V соединений из сплава ВТ6:
1 — соединение без крутящего момента; *2* — соединение при воздействии комбинированного нагружения

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Технологическая** эффективность сжатия со сдвигом / М.В. Семеноженков, В.В. Пешков // Сварка и родственные технологии в машиностроении и электронике: межвузовский сб. науч. тр. Воронеж, 2008. С. 117—121.

2. **Анализ** процесса деформации металла в зоне контакта при диффузионной сварке конструкций таврового типа / А.Б. Булков, М.В. Семеноженков // Сварка и родственные технологии в машиностроении и электронике: межвузовский сб. науч. тр. Воронеж, 2008. С. 96—104.

3. **Семеноженков М.В.** Обоснование режимов комбинированного нагружения заготовок из титана при их соединении давлением: материалы доклада XI Междунар. науч.-техн. конф. "Научные исследования и разработки в области авиационных, космических и транспортных систем" (АКТ-2010).

Максим Владимирович Семеноженков, канд. техн. наук;
Владимир Степанович Семеноженков, д-р техн. наук,
semen_46@mail.ru

УДК 621.7

В.Ю. Лавриненко[1], Ю.А. Лавриненко[2], В.А. Говоров[1]
([1]Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана, [2]ФГУП "НАМИ", г. Москва)

Критерии выбора и рационального применения материалов для высокопрочных крепежных деталей в автомобильной промышленности

Приведены основные требования, критерии выбора и рационального применения различных сталей для холодной объемной штамповки высокопрочных крепежных деталей в автомобильной промышленности.

Ключевые слова: высокопрочные крепежные детали; холодная объемная штамповка.

The main requirements, criteria for choosing and rational application of different materials for cold forging of high-strength fasteners in automotive industry are presented.

Keywords: high-strength fasteners; cold forging.

Основными показателями механических свойств для болтов, винтов и шпилек по ГОСТ ISO 898-1—2014, влияющими на выбор стали, являются класс прочности, требования к пределу прочности, твердости, относительному удлинению и сужению при разрыве, прочности соединения головки со стержнем, а для гаек по ГОСТ ISO 898-2—2015 — класс прочности, требования к прочности при испытаниях на разрыв и твердость. В соответствии с этими стандартами в сталях для гаек регламентировано содержание углерода, фосфора, серы, марганца, а для болтов, винтов, шпилек — содержание углерода, фосфора, серы и бора для всех классов прочности;

В табл. 1 и 2 приведены основополагающие требования ГОСТ ISO 898-1—2014, ГОСТ ISO 898-2—2015 при выборе марки стали, а также ограничения на химический состав сталей и минимальные температуры отпуска болтов, винтов, шпилек и гаек различных классов прочности.

Для изготовления крепежных изделий подходит широкий диапазон марок сталей, удовлетворяющих требованиям по химическому составу. Конкретные марки и химический состав сталей нужно назначать по соответствующим стандартам ИСО, ГОСТ, ТУ, соблюдая требования основополагающих стандартов ГОСТ ISO 898-1—2014, ГОСТ ISO 898-2—2015.

Для изготовления стандартных крепежных изделий обычно используют углеродистые и легированные бором и хромом стали. При этом если заказчик заранее указал материал, то он должен быть применен обязательно.

Заданные механические свойства и геометрия крепежной детали определяют необходимую деформируемость и закаливаемость, которые должен иметь выбранный материал.

Марку стали выбирает производитель крепежного изделия с учетом требований ГОСТ ISO 898-1—2014, ГОСТ ISO 898-2—2015, деформируемости, закаливаемости с учетом цены, доступности, традиционного применения.

За основные критерии оценки деформируемости стали для холодной высадки принимаются показатели пластичности, вида разрушения и сопротивления деформированию, определяемые по результатам механических испытаний (растяжение, сжатие, кручение

1. Требования ГОСТ ISO 898-1—2014, ГОСТ ISO 898-2—2015 к выбору стали для болтов, винтов, шпилек

Класс прочности	Материал и термическая обработка	Ограничения на химический состав (анализ плавки, %)[1]					Температура отпуска, °С, не менее
		C		P	S	B[2]	
		Не менее	Не более				
4.6[3, 4]	Углеродистая сталь или углеродистая сталь с добавками	—	0,55	0,050	0,060	Не определено	—
4.8[4]							
5.6[3]		0,13	0,55	0,05	0,06		
5.8[4]		—	0,55	0,05	0.06		
6.8[4]		0,15	0,55	0,05	0,06		
8.8[6]	Углеродистая сталь с добавками (например, B или Mn или Cr), закаленная и отпущенная	0,15[5]	0,40	0,025	0,025	0,003	425
	Углеродистая сталь, закаленная и отпущенная	0,25	0,55	0,025	0,025		
	Легированная сталь, закаленная и отпущенная[7]	0,20	0,55	0,025	0,025		
9.8[6]	Углеродистая сталь с добавками (например, B или Mn или Cr), закаленная и отпущенная	0,15[5]	0,40	0,025	0,025	0,003	425
	Углеродистая сталь, закаленная и отпущенная	0,25	0,55	0,025	0,025		
	Легированная сталь, закаленная и отпущенная[7]	0,20	0,55	0,025	0,025		
10.9[6]	Углеродистая сталь с добавками (например, B или Mn или Cr), закаленная и отпущенная	0,20[5]	0,55	0,025	0,025	0,003	425
	Углеродистая сталь, закаленная и отпущенная	0,25	0,55	0,025	0,025		
	Легированная сталь, закаленная и отпущенная[7]	0,20	0,55	0,025	0,025		
12.9[6, 8, 9]	Легированная сталь, закаленная и отпущенная[7]	0,30	0,50	0,025	0,025	0,003	425
12.9[6, 8, 9]	Углеродистая сталь с добавками (например, B или Mn или Cr или Mo), закаленная и отпущенная	0,28	0,50	0,025	0,025		380

[1] В спорных случаях применяется анализ продукции.

[2] Содержание бора может достигать 0,005 % при условии, что неэффективный бор контролируется добавлением титана и/или алюминия.

[3] Для крепежных изделий классов прочности 4.6 и 5.6, изготовленных холодной объемной штамповкой, для достижения требуемой пластичности может потребоваться термическая обработка проволоки для холодной объемной штамповки или крепежных изделий, изготовленных холодной объемной штамповкой.

[4] Для этих классов прочности допускается применять автоматную сталь с максимальным содержанием: 0,34 % S; 0,11 % P; 0,35 % Pb.

[5] В углеродистой стали с добавками бора с содержанием углерода ниже 0,25 % (анализ плавки) минимальное содержание марганца должно составлять 0,6 % для класса прочности 8.8 и 0,7 % — для классов прочности 9.8 и 10.9.

[6] Материал этих классов прочности должен иметь такую прокаливаемость, чтобы непосредственно после закалки перед отпуском получалась структура, состоящая приблизительно на 90 % из мартенсита в сердцевине резьбовых участков крепежных изделий.

[7] Эта легированная сталь должна содержать один из следующих легирующих элементов в указанном минимальном количестве: 0,30 % Cr; 0,30 % Ni; 0,20 % Mo; 0,10 % V. Если сталь содержит два, три или четыре этих элемента, а содержание отдельных легирующих элементов меньше значений, приведенных выше, то предельное суммарное значение для определения класса прочности должно составлять не менее 70 % суммы отдельных предельных значений, приведенных выше, для двух, трех или четырех рассматриваемых элементов.

[8] Крепежные изделия, изготовленные из фосфатированного материала, должны быть дефосфатированы перед термической обработкой; отсутствие обогащенного фосфором белого слоя следует определять соответствующим методом испытания.

[9] Следует с осторожностью использовать классы прочности 12.9/12.9. Необходимо учитывать возможности изготовителя крепежных изделий, условия работы и способы завинчивания. Воздействие окружающей среды может вызвать коррозионное растрескивание крепежных изделий без покрытия и с покрытием.

2. Требования ГОСТ ISO 898-1—2014, ГОСТ ISO 898-2—2015 к выбору стали для гаек

Резьба	Класс прочности		Материал и термическая обработка гаек	Ограничения на химический состав (анализ плавки, %)[1]			
				C	Mn	P	S
				Не более	Не менее	Не более	
Крупная резьба	04	*	Углеродистая сталь[2]	0,58	0,25	0,060	0,150
	05		Углеродистая сталь, З/О	0,88	0,30	0,048	0,058
	5[2]		Углеродистая сталь[3]	0,58	—	0,060	0,150
	6[2]			0,58	—	0,060	0,150
	8	Высокая гайка (тип 2)		0,58	0,25	0,060	0,150
	8	Нормальная гайка (тип 1) $D \leqslant$ M16		0,58	0,25	0,060	0,150
	8	Нормальная гайка (тип 1) $D >$ M16	Углеродистая сталь, З/О	0,58	0,30	0,048	0,058
	9	*	Углеродистая сталь[3]	0,58	0,25	0,060	0,150
	10		Углеродистая сталь, З/О	0,58	0,30	0,048	0,058
	12		Углеродистая сталь, З/О[3]	0,58	0,45	0,048	0,058
Резьба с мелким шагом	04	*	Углеродистая сталь	0,58	0,25	0,060	0,150
	05		Углеродистая сталь, З/О	0,58	0,30	0,048	0,058
	5[2]		Углеродистая сталь[3]	0,58	—	0,060	0,150
	6[2]	$D \leqslant$ M16		0,58	—	0,060	0,150
	6[2]	$D >$ M16	Углеродистая сталь, З/О	0,58	0,30	0,048	0,058
	8	Высокая гайка (тип 2)	Углеродистая сталь[3]	0,58	0,25	0,060	0,150
	8	Нормальная гайка (тип 1)	Углеродистая сталь, З/О	0,58	0,30	0,048	0,058
	10	*		0,58	0,30	0,048	0,058
	12			0,58	0,45	0,048	0,058

З/О — закаленные и отпущенные гайки.
"—" — ограничения не установлены.
* Классы прочности являются действительными для всех типов и размеров гаек.
[1] В спорных случаях применяется анализ продукции.
[2] Гайки этих классов прочности могут быть изготовлены из автоматной стали по согласованию между заказчиком и изготовителем. В этом случае допускается содержание серы, фосфора и свинца не более: 0,34 % S; 0,11 % P; 0,35 % Pb.
[3] Может быть закаленной и отпущенной на усмотрение изготовителя.

или срез). При холодной объемной штамповке деформируемость определяется тем, что обработка ведется в условиях холодной или неполной холодной (за счет теплового эффекта) деформации, что неразрывно связанно с упрочнением, благодаря которому физические и механические свойства и структура в процессе штамповки непрерывно изменяются, что сильно усложняет кинематику заполнения металлом полости штампа [1].

Анализ данных позволяет рекомендовать следующие показатели штампуемости стали применительно к высадке крепежных деталей на автоматах:

1. НВ от 170 до 260 (по некоторым данным нижний предел 150 НВ);
2. $\sigma_s/\sigma_в = 0{,}5...0{,}65$ (не более);
3. $\psi > 0{,}60$ — сталь пластична;
4. $0{,}5 < \psi < 0{,}60$ — сталь достаточно пластична;
5. $\psi < 0{,}50$ — сталь не пригодна к высадке.

Отношение $\sigma_s/\sigma_в$ в значительной мере зависит от химического состава, режимов термической обработки и калибровки. Суммарная

деформация (калибровка + все переходы) при штамповке на автоматах достигает до 85 %.

Как правило, требуемые прочностные характеристики изделия достигаются после высадки вследствие последующей закалки и отпуска.

При выборе материала важное значение имеют характеристики прокаливаемости углеродистых, борсодержащих и легированных сталей для холодной высадки крепежных изделий, которые позволяют оценить возможности их применения для последующего достижения заданной твердости изделия в зависимости от его диаметра.

Выбор марки стали определяется сочетанием требований чертежа на деталь, условиями эксплуатации, требованиями ГОСТ ISO 898-1 и ГОСТ ISO 898-2, а также показателями штампуемости. Конструктивно-технологические особенности изделия влияют на выбор марки стали и способ ее подготовки к высадке. Соотношения между пределами прочности сталей в исходном и термоулучшенном состояниях (рис. 1) показывают диапазон их наиболее рационального применения, с одной стороны, для обеспечения технологической деформируемости и стойкости инструмента, а с другой — для обеспечения требуемого класса прочности.

Стремление к повышению качества высокопрочных сложнопрофильных деталей автомобиля без дополнительных затрат на их производство выдвигает в число первостепенных задачу расширения выпуска и применения экономнолегированных, в том числе, микролегированных бором сталей. Широко используемые отечественными производителями среднеуглеродистые и легированные стали марок: 35, 40, 40Х, 40ХН2МА, 15ХГНМ, 38ХА, 38ХГНМ и другие обладают хорошей закаливаемостью, прокаливаемостью, однако имеют серьезные ограничения по технологической пластичности и требуют обязательного сфероидизирующего отжига [2].

Борсодержащие стали со значительно меньшим содержанием углерода и легирующих элементов и близким со среднелегированными сталями уровнем потребительских свойств готовых изделий имеют более высокую технологическую пластичность, благоприятное соотношение прочностных и пластических свойств в отожженном и термоупрочненном состояниях, высокий уровень характеристик прокаливаемости при значительно меньшем, чем в легированных сталях, содержании легирующих элементов и при меньшем, чем в среднеуглеродистых среднелегированных сталях, уровне закаливаемости стали [3].

В отечественной практике разработаны и нашли широкое применение борсодержащие стали следующих систем легирования: C—Mn—B; C—Mn—Cr—B; C—Mn—Cr—Ni—B. Однако, несмотря на их видимые технологические преимущества, внедрение в массовое производство сдерживалось рядом технологических трудностей, к числу которых прежде всего следует отнести необходимость предотвращения связывания бора в нитриды при выплавке стали, так как на характеристики прокаливаемости оказывает влияние не весь, а только "эффективный" (не связанный в нитриды) бор.

Для борсодержащих сталей наиболее важным параметром является форма присутствия элементов в стали, отсутствие учета которой приводит к воз-

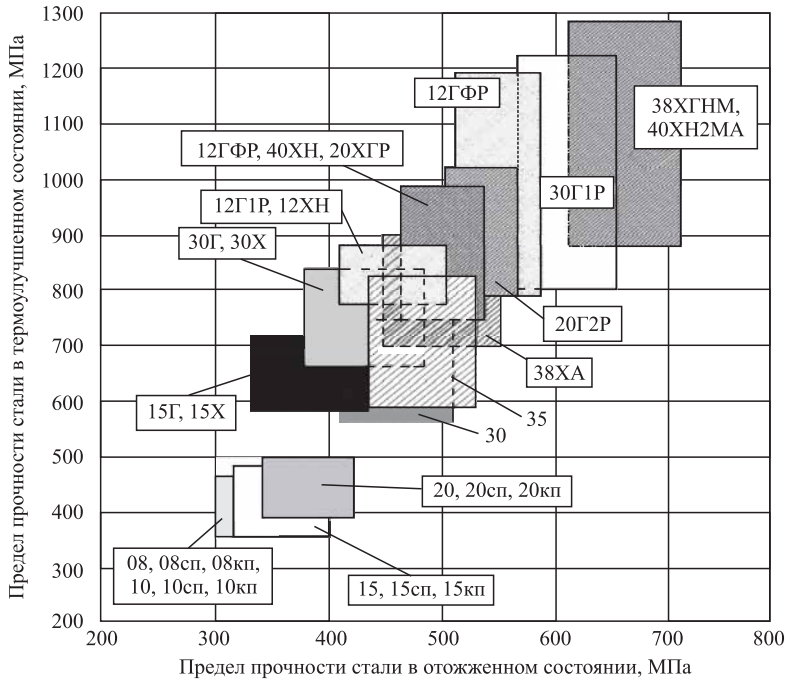


Рис. 1. Соотношения пределов прочности сталей в исходном и термоулучшенном состояниях [4]

никновению нестабильности свойств. Этим, по-видимому, объясняется факт достаточно низкой доли потребления борсодержащих сталей отечественными заводами (не более 45 %), в то время как на зарубежных заводах доля потребления борсодержащих сталей для изготовления высокопрочных крепежных деталей приближается к 100 %.

Экспериментально установлено, что максимальное повышение характеристик прокаливаемости стали достигается в случае содержания "эффективного" бора на уровне 0,0010 %, что примерно на два порядка меньше количества традиционно применяемых легирующих элементов.

Опыт ряда отечественных заводов позволил сформулировать общие рекомендации по применению унифицированного ряда борсодержащих сталей 12Г1Р, 20Г2Р, 30Г1Р, 35Г1Р для высокопрочных изделий классов прочности 8.8, 9.8, 10.9, 12.9 диаметром до 24 мм (табл. 3). Для больших диаметров на заводах СНГ применяют хромлегированные стали 40Х, 38ХГНМ и др. Резервом по уменьшению затрат является использование для больших диаметров борсодержащих сталей, легированных хромом до 1 % [4]. Об этом свидетельствует опыт холдинга NEDSCHROEF (Нидерланды), на заводах которого для высокопрочных крепежных изделий применяют борсодержащие стали по EN 10263.

3. Рекомендуемые к применению экономнолегированные марки сталей для болтов, винтов и шпилек

Класс прочности	Диапазон диаметров, мм	Материал	Заключительная обработка
8.8	⩽ М8	12Г1Р	Термоулучшение
	⩽ М12	20Г2Р	
	⩽ М24	30Г1Р	
	⩽ М30	Стали, легированные хромом 1 %, борсодержащие	
	⩽ М20	30Г1Р	
10.9	⩽ М24	35Г1Р	
	⩽ М30	Стали, легированные хромом 1 %, борсодержащие	
	⩽ М20	30Г1Р	
	⩽ М24	Стали, легированные хромом 1 %, борсодержащие	

Для достижения классов прочности 8, 9, 10, 12 на гайках подходят термоупрочняемые стали 12Г1Р, 20Г2Р, 30Г1Р (табл. 4).

По данным технического центра NEDSCHROEF рекомендуемые стали по EN 10263 для высокопрочных гаек, применяемые в автомобильной промышленности Западной Европы, — борсодержащие стали.

4. Рекомендуемые к применению стали для гаек

Класс прочности	Диапазон размеров и типов гаек, мм	Марки сталей	Заключительная обработка изделия
8	**⩽ М16 тип 1 с крупным шагом**	**15**	Класс прочности 8 обеспечивается за счет упрочнения при высадке. Закалка и отпуск гаек не требуется
	⩽ М16 тип 1 с мелким шагом	12Г1Р	Термоулучшение
	⩽ М39 тип 2 с мелким шагом	20Г2Р	
	М18—М39 тип 1 с крупным шагом		
	М18—М39 тип 2 с крупным шагом	**15**	Классы прочности 8 и 9 обеспечиваются за счет упрочнения при высадке. Закалка и отпуск гаек не требуется
9	**⩽ М39 тип 2 с крупным шагом**	**15, 12Г1Р**	
10	⩽ М39 тип 1 с крупным шагом	20Г2Р	Термоулучшение
	⩽ М16 тип 1 с мелким шагом		
	⩽ М39 тип 2 с мелким шагом		
12	⩽ М16 тип 1 с крупным шагом	30Г1Р	
	⩽ М39 тип 2 с крупным шагом		
	⩽ М16 тип 2 с мелким шагом		

Одним из прогрессивных технических решений, изложенных в ГОСТ ISO 898-2, является использование деформационного упрочнения гаек при высадке для обеспечения классов прочности 04, 4 от М16 до М48 типа 1 с крупным шагом, класса прочности 5 типа 1, класса прочности 6 типа 1, класса прочности 8 до М16 типа 1 с крупным шагом, класса прочности 8 от М16 до М48 типа 2 с крупным шагом, класса прочности 9 типа 2 с крупным шагом (см. табл. 4).

При разработке этих требований была параллельно введена градация гаек на типы 1 и 2 увеличенной высоты, причем дифференцированно для крупного и мелкого шагов резьбы. Размеры гаек были определены на основе критерия прочности соединения. Существуют два типа гаек: гайки типа 2 примерно на 10 % выше, чем гайки типа 1. Высота гаек типа 1 предназначена для классов прочности 4, 5, 6, 8, 10 и 12 (до М16) с соответствующими механическими свойствами, в то время как размеры гаек типа 2 предназначены для использования с классами прочности 8, 9 и 12 также с соответствующими механическими свойствами.

При переходе на гайки с увеличенной высотой и уменьшенным размером под ключ по ИСО 4032 вместо таблиц ФИАТ-ВАЗ экономия чистой массы составит для гаек М10 — 1,38 кг/1000 шт., для М12 — 1,63 кг/1000 шт.

На многих предприятиях, в том числе на АВТОВАЗе, ЦНИИЧермет, БелЗАН проведены НИР по разработке новых материалов и способов достижения механических свойств высокопрочных крепежных изделий за счет деформационного упрочнения, позволяющего исключить заключительную термическую обработку. Был разработан ряд микролегированных борсодержащих сталей [3].

Одним из путей решения задачи снижения энергозатрат и сокращения трудоемкости изготовления высокопрочных крепежных изделий является получение требуемого уровня служебных свойств только за счет деформационного упрочнения в процессе холодной высадки углеродистых и низколегированных сталей со специально подготовленной структурой (без завершающего термоупрочнения).

Таким образом, устраняются операции сфероидизирующего и рекристаллизационого отжига заготовки, а также завершающего термоупрочнения готовых крепежных изделий, исключаются дефекты резьбы, возникающие в процессе термической обработки, и вынужденная в ряде случаев рихтовка (правка) длинномерных крепежных изделий.

Наиболее известными в этом направлении являются данные об использовании исходно упрочненных сталей: низколегированной после улучшения (закалки с высоким отпуском) [5], низкоуглеродистой с бейнитной структурой [6], низкоуглеродистой и низколегированной стали, закаленной на двухфазную структуру [7—9], а также стали, упрочненной с прокатного нагрева, в том числе по варианту термомеханической обработки [10].

В работе [11] использованы важные преимущества двухфазной ферритно-мартенситной или ферритно-бейнитной структуры, которые заключаются в повышенной (при данной прочности) пластичности стали и высокой скорости деформационного упрочнения. Для обеспечения гарантированного комплекса свойств готовых крепежных изделий в достаточно узком диапазоне из исходно термообработанной сортовой заготовки необходимо обеспечить высокую стабильность исходной структуры и свойств по длине бунта, что также определяет преимущества использования линий с индукционным нагревом [11].

Основной вариант термической обработки для получения ферритно-мартенситной структуры — неполная закалка: нагрев до температур межкритического интервала Ac_1—Ac_3 с последующим охлаждением. Получение необходимого соотношения структурных составляющих двухфазной ферритно-мартенситной стали при термической обработке обеспечивается снижением (до 0,08...0,09 %) содержания углерода в стали, что позволяет уменьшить зависимость количества аустенита от температуры нагрева.

Конкретный режим термической обработки для получения двухфазной ферритно-мартенситной стали с требуемыми свойствами назначается в зависимости от состава стали с учетом параметров термического оборудования (скорости и продолжительности нагрева, средств охлаждения нагретой полосы, возможности проведения отпуска и т.д.). Окончательные прочностные характеристики формируются в процессе изготовления деталей — в результате упрочнения при деформации и последующего старения уже готовых деталей. Повышение прочности двухфазной ферритно-мартенситной стали в процессе деформации

составляет в среднем 10 МПа на 1 % обжатия поперечного сечения. В критическом сечении суммарная (на всех операциях) деформация при изготовлении деталей методами холодной объемной штамповки для гарантированного обеспечения $\sigma_в \geqslant 800$ МПа должна составлять 20...25 %.

В настоящее время наиболее распространенная технология подготовки металла для холодной объемной штамповки высокопрочных крепежных изделий (классом прочности 8.8 и выше) включает себя следующие операции: сфероидизирующий отжиг горячекатаного подката в колпаковых или проходных печах, травление, фосфатирование, омыление, калибровку на технологический размер, холодную высадку крепежных изделий, термоулучшение готовых изделий [12]. По мере необходимости применяют правку длинномерных изделий и калибровку резьбы.

Сокращение производственных затрат при изготовлении высокопрочных стержневых крепежных изделий достигается применением технологических решений без окончательной термической обработки, обеспечивающих получение таких деталей из предварительно упрочненного металлопроката только за счет деформационного упрочнения при калибровке заготовки на технологический размер и холодной высадке изделий. Это позволяет исключить операции термоупрочнения готовых изделий, устранить дефекты резьбы, возникающие при термической обработке, а также исключить применяемую в ряде случаев правку готовых изделий [13].

Наиболее существенные успехи в реализации подобной технологической схемы достигнуты в ОАО "БЕЛЗАН" (г. Белебей) [11, 14], являющемся основным поставщиком крепежных изделий в ОАО "АвтоВАЗ" и ОАО "КамАЗ". Были получены положительные результаты по опытно-промышленному производству болтов и шпилек из стали 06ХГР, содержащей 0,06 % С; 1,2 % Mn и 0,003 % В, без упрочняющей термической обработки. Однако эти работы не получили дальнейшего развития из-за возникших технических трудностей по подготовке двухфазной структуры стали на заводах-поставщиках и заводах-потребителях.

СКТБ "Нормаль" (г. Волгоград) совместно с Волгоградским металлургическим заводом "Красный Октябрь" и Западно-Сибирским металлургическим комбинатом разработало новую сталь 09Г1 для производства высокопрочных крепежных деталей холодной высадкой [15]. После ускоренного охлаждения с температуры прокатного нагрева благодаря мелкодисперсной ферритно-мартенситной структуре сталь обладает механическими свойствами, аналогичными стали 35 в состоянии термического улучшения. Свойства стали дополнительно существенно повышаются благодаря ее склонности к повышенной упрочняемости в процессе калибровки.

На фирме "Рено" (Франция) [16] ранее оси задних колес, шкворни и подобные детали автомобилей изготовляли из сталей 20MB5 и 20MC5 и подвергали упрочняющей термической обработке. Перевод этих деталей на холодную объемную штамповку из микролегированной стали "Метасафэ 800", разработанную фирмой "САФЭ" (Франция), позволил обеспечить требуемые служебные свойства деталей вследствие деформационного упрочнения.

Известно [17] о производстве методом холодной объемной штамповки крепежных деталей высокой прочности (до 1200 МПа), в том числе болтов крепления головок цилиндров, с деформационным упрочнением. Для этих целей фирмой "Дайдо Стил Ко" (Япония) разработаны специальные стали MC7, X8 и PM711. Информация о химическом составе и свойствах этих сталей отсутствует.

Была накоплена база данных диаграмм деформирования в холодном состоянии (рис. 2), с помощью которых оценивают упрочнение сталей, необходимое для достижения класса прочности изделий, а также для расчета нагрузок на инструмент [3, 18].

Использование отечественными метизными заводами сортового проката из прогрессивных марок борсодержащих сталей способствует

Рис. 2. Упрочнение сталей при холодной деформации:
1 — 38ХГНМ; *2* — 38Х; *3* — 30Г1Р; *4* — 20Г2Р; *5* — 12Г1Р

расширению применения ресурсосберегающей технологии подготовки металла и производства высокопрочных крепежных деталей, позволяет повысить качество выпускаемой металлопродукции при одновременном снижении затрат на ее производство, а соответственно, повышает ее конкурентоспособность.

Стандартные стали для термоулучшенных болтов классов прочности 8.8, 10.9 и 12.9 можно применять при температурах не более 300 °С. При бóльших температурах в автомобилях, изготовленных в Западной Европе, используют теплостойкие стали 1.7709, 1.4923, 1.4980, 2.4952.

Одним из направлений снижения расхода топлива и уровня вредных выбросов автомобилей является уменьшение размеров двигателя при сохранении той же мощности и крутящего момента. Принцип уменьшения размеров базируется на применении условий нагружения более высокого уровня, так или иначе влияющих на все узлы двигателя.

Производители крепежа ставят задачу способствовать этим разработкам путем уменьшения размеров крепежа. Для этого применяют крепеж из высокопрочных сталей, при этом возможно использование крепежа меньших размеров для работы в более нагруженных условиях.

Крепеж с прочностью 1300...1800 МПа является новым поколением компонентов двигателя, использование которых ведет к дальнейшему уменьшению размеров.

В настоящее время применяют различные материалы для производства высокопрочного крепежа. Высоколегированные нержавеющие стали были описаны в литературе около 20 лет назад, однако их редко используют для производства крепежа из-за высокой стоимости исходного материала.

Крепеж из микролегированных сталей, производимый в Азии, применяют в японской автомобильной промышленности в течение 7 лет. Высокоуглеродистые стали для ультрапрочного крепежа в настоящее время находятся в стадии разработки.

Проводятся исследования в обоих направлениях по использованию микролегированных и высокоуглеродистых сталей. Примером ультравысокопрочной стали для крепежа класса прочности 14.9 является сталь KNDS4 [19].

Микролегированные стали были специально разработаны для крепежа. Их особенностью является прочность границ зерен и ограничения по проникновению водорода в сталь, а также по водородной диффузии в кристаллическую решетку стали. Эти стали имеют высокую прочность и сопротивление к замедленному разрушению, при этом обладают хорошей штампуемостью, однако условия проведения термической обработки необходимо корректировать, поскольку материал требует дисперсионного твердения.

Высокоуглеродистые стали имеют перлитную структуру в предварительно калиброванной проволоке и требуют более тщательного подхода при холодной объемной штамповке, поскольку штампуемость ограничена, а термическая обработка включает в себя только отпуск.

Высоконагруженные узлы автомобиля, например, двигатель и подвеска, являются основной областью применения высокопрочного крепежа. При этом не рекомендуется использовать высокопрочный крепеж для скрепления деталей и узлов из алюминиевых или магниевых сплавов.

Для сталей, чугуна с шаровидным графитом и порошковых металлов поверхностное давление лимитируется также, как и прочность резьбы. При использовании в узлах гаек требуется немного большая высота гайки, при этом может быть применен материал, обеспечивающий класс прочности 10 или 12.

Исследования конструкций винтов показали, что соизмеримые размеры фланцев деталей класса 10.9 по ISO или DIN можно применять и в высокопрочном крепеже. При использовании высокоуглеродистых сталей штампуемость исходного материала является определяющим фактором для выбора формы головки крепежной детали.

При использовании материала прочностью 1600 МПа размер крепежной детали М20 класса прочности 10.9 может быть уменьшен до М16. При использовании материала прочностью 1300...1600 МПа возможно уменьшение размера до М18.

Для меньших типоразмеров крепежа возможности для уменьшения размеров ниже. Для крепежных деталей М12 и М10 возможно уменьшение размера на 1 мм при использовании материала прочностью 1300...1400 МПа и на 2 мм при использовании материала прочностью 1600 МПа.

Высокопрочные детали можно также применять в случаях, когда прочности используемых деталей недостаточно из-за повышения требований к существующим конструкциям узлов, а также при небольших изменениях конструкции всего узла.

Для производства ультрапрочного крепежа применяют различные технологии. Холодная объемная штамповка фланцевых деталей возможна по технологиям холдинга NEDSCHROEF, а термическая обработка зависит от выбора материала. При этом можно использовать винты обычных конструкций, однако необходимо изменять конструкции узлов.

Ультрапрочный крепеж рекомендуется применять в высоконагруженных и жестких узлах в случаях, когда лимитирующим фактором является свободное пространство.

Заключение. Основными критериями, определяющими выбор металла, являются:

- требования к механическим свойствам крепежных изделий соответствующих классов прочности по ГОСТ ISO 898-1 и ГОСТ ISO 898-2;
- требования к химическому составу сталей для изделий соответствующих классов прочности по ГОСТ ISO 898-1 и ГОСТ ISO 898-2;
- возможность достижения требуемых механических и пластических свойств изделий при термоулучшении и деформационном упрочнении;
- штампуемость материала, его пригодность к холодной высадке с учетом размеров, конфигурации изделия, сложности его формы;
- цена исходного подката, себестоимость подготовки проволоки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Амиров М.Г., Лавриненко Ю.А.** Основы технологии автоматизированного холодновысадочного производства: учеб. пособие. Уфа, 1992. 142 с.

2. **Бобылев М.В., Лавриненко Ю.А., Закиров Д.М.** Оптимизация режимов отжига сталей для холодной высадки крепежных изделий // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1999. № 5. С. 32—36.

3. **Низколегированные** борсодержащие стали для высокопрочного крепежа / А.К. Тихонов, Ю.А. Лавриненко, Ю.М. Палагин, Ю.А. Урусов // Сб. докл. междунар. конф. "Надежность и качество в промышленности, энергетике и на транспорте". Самара, 1999. С. 155—158.

4. **Лавриненко Ю.А., Лавриненко В.Ю. и др.** Объемная штамповка на автоматах: учеб. пособие. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. 264 с.

5. **Heretier B., Maitrepierre Ph. Rofes-Vernis J., Wyckaert F.** In Proc. of Int. Conf. HSLA Steels. Philadelphia. 1983. P. 981—983.

6. **Gondo H., Yoshimura M., Eguchi N.** // Nippon Steel Techn. Report 16. 1980. P. 142—166.

7. **Голованенко С.А., Фонштейн Н.М.** Двухфазные низколегированные стали. М.: Металлургия, 1986. 230 с.

8. **Huchtemann B., Reppier W.** Eigenschaften uon Stahlen im BY—Zustand als Werkstoffe fur 8.8—Schrauben // Thyssen Edelstahl Technische Bericht. 1990. Bd. 16. No 1. S. 26—32.

9. **Голованенко С.Л., Фонштейн Н.М., Ефимов А.Л. и др.** О применении малоуглеродистых ферритно-мартенситных сталей для холодной высадки крепежных изделий // Сталь. 1982. № 6. С. 56—61.

10. **Богатов А.А., Межерицкий О.И., Смирнов С.В.** Ресурс пластичности металлов при обработке давлением. М.: Металлургия, 1984. 144 с.

11. **Бобылев М.В., Гринберг В.Е., Гордиенко Н.И. и др.** Электротермическая обработка как способ подготовки структуры низколегированных сталей для высокопрочных крепежных изделий с улучшенными свойствами: материалы конф. "Черная металлургия России и стран СНГ в XXI веке". 1994. Т. 4. С. 114—118.

12. **Колпак В.П., Ивченко А.В., Кокашинский В.А. и др.** К вопросу о возможности получения крепежа класса прочности 8.8 без термического упрочнения из передельного проката повышенной прочности // Метизы. 2006. № 9. С. 26—27.

13. **Бобылев М.В., Лавриненко Ю.А., Закиров Д.М.** Оптимизация режимов отжига сталей для холодной высадки крепежных изделий // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1999. № 5. С. 32—36.

14. **Бобылев М.В., Столяров В., Закиров Д.М.** Современные подходы к производству высокопрочного автокрепежа // Металлоснабжение и сбыт. 2000. Май—июнь. С. 54—58.

15. **Чепраков П.В. и др.** Разработка и опытно-промышленное опробование стали для производства высокопрочного крепежа класса прочности 8.8 и выше способом холодной высадки без последующего термического улучшения // Проблемы повышения качества деталей и эффективности процессов холодной объемной штамповки / сб. докл. науч.-практического совещания, Белебей. М.: НИИН-автопром, 1985.

16. **Шарлье П., Гимье А.** Разработка микролегированных сортовых сталей для автомобильной промышленности // Автостали: сб. докл. семинара. М.: Черметинформация, 1988. Т. 2.

17. О новых сталях, применяемых в автомобилестроении: материалы фирмы "Дайдо Стил Ко., Лтд.". 1985.

18. **Лавриненко В.Ю.** Расчет сил деформирования при холодной объемной штамповке // Заготовительные производства в машиностроении. 2017. Т. 15. № 2. С. 67—73.

19. **Олунд К.Э.И.К., Лукович М., Вейдоу Д., Тувандер М., Офферман С.** Сравнение ультравысокопрочной и обычной высокопрочной сталей для изготовления крепежа: механические свойства при повышенной температуре и микроструктурные механизмы // Заготовительные производства в машиностроении. 2018. Том 16. № 10. С. 462—473.

Владислав Юрьевич Лавриненко, д-р техн. наук,
vlavrinenko@bmstu.ru;
Юрий Андреевич Лавриненко, канд. техн. наук;
Валерий Александрович Говоров

УДК 621.771

С.Б. Арюлин, Е.В. Лобурь, М.Н. Сухоставский
(Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана)

Теоретическое определение энергосиловых параметров деформации алюминиевой полосы на маятниковом прокатном стане

Предложена методика теоретического определения энергосиловых параметров деформации при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане. Апробация данной методики проведена для случая горячей прокатки алюминиевой полосы.

Ключевые слова: маятниковый прокатный стан; горячая прокатка алюминиевой полосы; разработка методики; энергосиловые параметры деформации.

The technique of the theoretical determination of deformation power parameters during the rolling of strip on pendulum rolling mill is offered. The approbation of this technique to the hot rolling of aluminum strip is applied.

Keywords: pendulum rolling mill; hot rolling of aluminum strip; development of technique; deformation power parameters.

Определение энергосиловых параметров прокатки является ключевым моментом для конструкторов и технологов, работающих в области конструирования и эксплуатации прокатных станов. В специальной литературе достаточно подробно изложена методика определения силы процесса продольной прокатки, однако расчет силовых характеристик при периодической прокатке представлен в основном в привязке к отдельным разновидностям подобных станов (планетарные листовые, планетарные сортовые, циклоидальные шаговой прокатки). Каждая из конструкций станов имеет свои особенности, что отражается на методике расчета отдельных величин при определении энергосиловых параметров деформации.

В данной работе представлена методика определения энергосиловых параметров для случая прокатки алюминиевой полосы на маятниковом прокатном стане.

Конструкция маятникового прокатного стана, разработанная на кафедре "Оборудование и технологии прокатки" МГТУ им. Н.Э. Баумана, описанная в ряде публикаций [1, 2], изображена на рис. 1.

На рис. 2 представлена кинематическая схема стана, поясняющая ниже представленные материалы.

Формула для определения силы прокатки на маятниковом стане имеет аналогичный вид как при процессе простой продольной прокатки, с той разницей, что при периодической прокатке все параметры деформирования металла переменны по углу пробега рабочего валка по зоне прокатки и речь может идти об их мгновенном значении:

$$P_x = p_{\text{ср}.x} F_x, \qquad (1)$$

где $p_{\text{ср}.x}$ — среднее контактное давление в мгновенном очаге деформации; F_x — площадь контакта металла с валком:

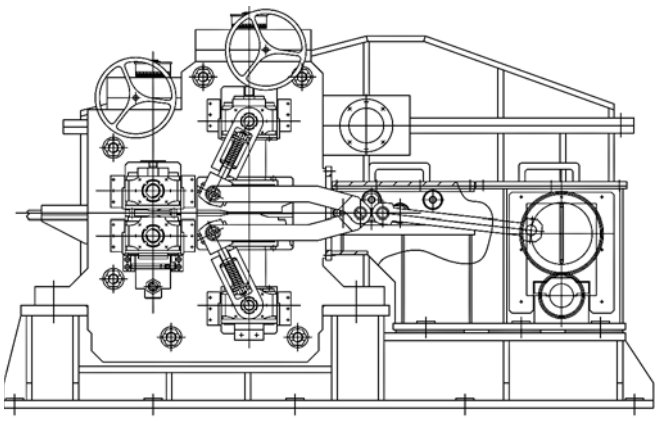


Рис. 1. Полосовой маятниковый стан с опорной профилированной планкой

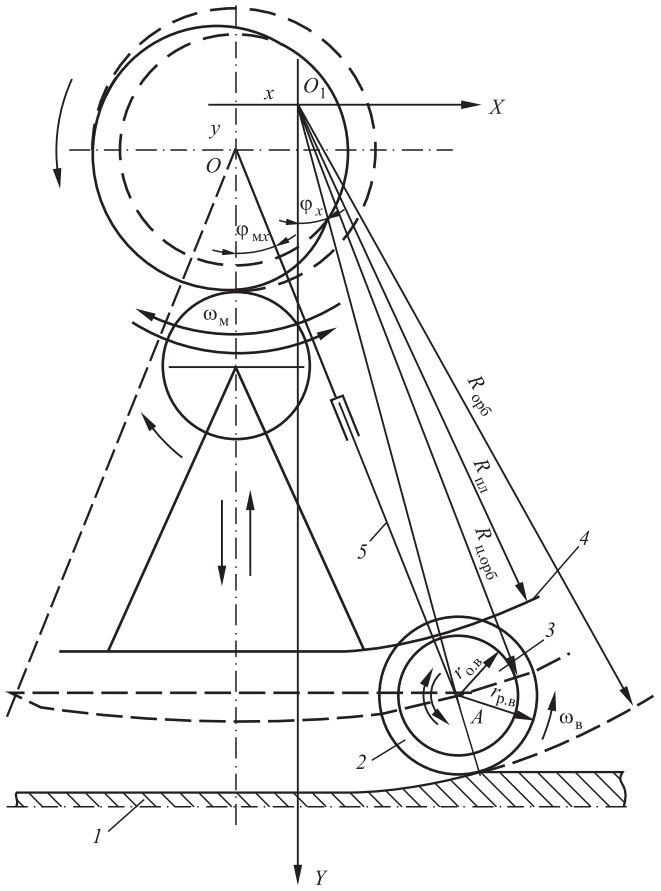


Рис. 2. Кинематическая схема маятникового стана с опорной профилированной планкой:

1 — прокатываемый металл; *2* — рабочий валок; *3* — опорная втулка; *4* — профилированная планка; *5* — маятник

$$F_x = b_{\text{ср}.x} l_x, \tag{2}$$

где l_x — длина мгновенной дуги контакта, определяется в зависимости от положения рабочего валка в зоне деформации, методика ее вычисления подробно изложена в [3]; $b_{\text{ср}.x}$ — средняя ширина полосы в мгновенном очаге деформации:

$$b_{\text{ср}.x} = \frac{b_{0x} + b_1 x}{2},$$

где b_{0x}, b_{1x} — ширина полосы по задней и передней границе мгновенного очага деформации (далее очага деформации) соответственно.

Практика прокатки на полосовых станах периодического действия показала, что прокатка на них ведется без уширения, поэтому допустимо считать, что $b_{\text{ср}.x} = b_0$.

Среднее контактное давление находится из выражения:

$$P_{\text{ср}.x} = \eta n_{\text{в}} n_{\text{к}} n'_{\sigma} n''_{\sigma} n'''_{\sigma} \sigma_{\text{ф}}, \tag{3}$$

где γ — коэффициент Лоде, учитывающий влияние среднего главного напряжения:

$$\gamma = 1 + \frac{\mu}{3} \frac{b_{\text{ср}}}{h_{\text{ср}.x}} \text{ при } 0 < \frac{b_{\text{ср}}}{h_{\text{ср}.x}} < \frac{0{,}465}{\mu}; \tag{4}$$

$$\gamma = 1{,}15 \text{ при } \frac{b_{\text{ср}}}{h_{\text{ср}.x}} > \frac{0{,}465}{\mu}, \tag{5}$$

где μ — коэффициент трения; для алюминия $\mu = 0{,}24$ [4];

$n_{\text{в}}$ — коэффициент, учитывающий влияние ширины полосы, поскольку прокатка на маятниковом стане ведется практически по всей зоне деформации при значениях $\frac{b_{\text{ср}}}{l_x} > 5$, то $n_{\text{в}} = 1$;

$n_{\text{к}}$ — коэффициент, учитывающий влияние формы калибра, для случая прокатки полосы $n_{\text{к}} = 1$;

n''_{σ} — коэффициент, учитывающий влияние внешних внеконтактных зон:

$$n''_{\sigma} = \left(\frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}} \right)^{-0{,}4}, \tag{6}$$

где $\frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}}$ — параметр геометрии очага деформации, для определения которого отдельной задачей является нахождение средней высоты прокатываемой полосы в мгновенном очаге деформации $h_{\text{ср}.x}$. Эта величина на любом участке является средним арифметическим значением между высотой полосы по передней границе очага деформации h_{1x} и высотой полосы по задней границе очага деформации h_{0x}, которые указаны на рис. 3. Методика определения параметра геометрии очага деформации $\frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}}$ в зависимости от положения рабочего валка в зоне деформации приведена в статье [5];

n'''_{σ} — коэффициент, учитывающий натяжение полосы при прокатке, так как прокатка на маятниковом стане ведется без натяжения, то $n'''_{\sigma} = 1$;

n'_{σ} — коэффициент, учитывающий влияние внешнего трения, определяют по известным из теории прокатки зависимостям [6]:

$$n'_{\sigma} = 1 + \frac{\mu}{3} \frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}} \text{ при } \frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}} = 1 \ldots 2; \tag{7}$$

$$n'_{\sigma} = \frac{2h_{\text{н}}}{\Delta h(\delta - 1)} \left[\left(\frac{h_{\text{н}}}{h_1} \right)^{\delta} - 1 \right] \text{ при } \frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}} = 2 \ldots 4; \tag{8}$$

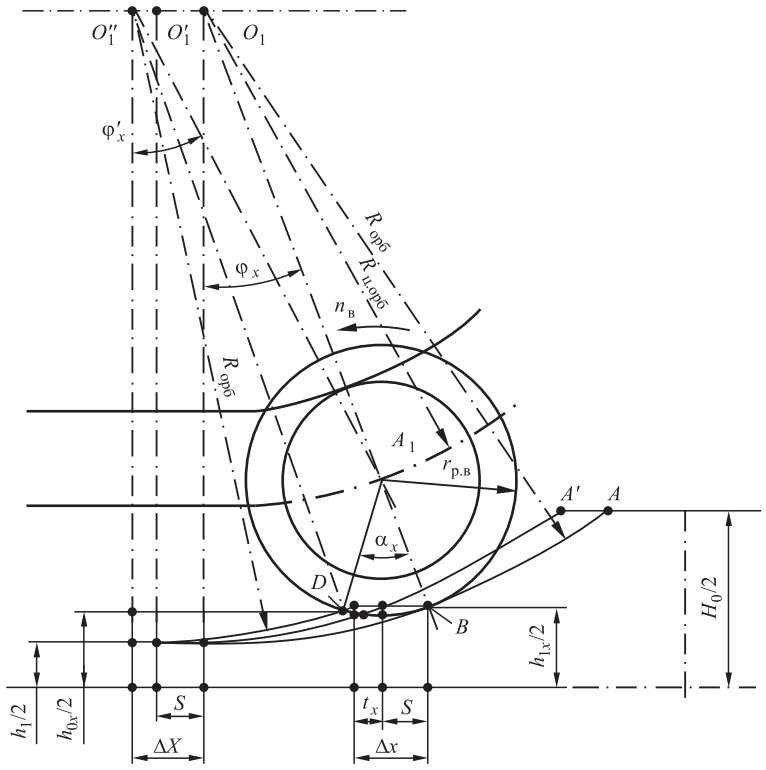


Рис. 3. Определение геометрических параметров очага деформации

$$n'_{\sigma} = 1 + \frac{\mu}{6}\frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}} \quad \text{при} \quad \frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}} > 4; \tag{9}$$

$$n'_{\sigma} = 1 \text{ при } \frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}} < 1, \tag{10}$$

где $\frac{h_{\text{н}}}{h_1} = \left(\frac{1+\sqrt{1+\left(\delta^2-1\right)\left(h_0/h_1\right)^{\delta}}}{\delta+1}\right)^{\frac{1}{\delta}}$; $\delta = 2\mu l_x/\Delta h_x$;

Δh_x — мгновенное обжатие, с небольшой долей погрешности равное слою металла, смещаемого рабочим валком в мгновенном очаге $\Delta h_x \approx \frac{l_x^2}{r_{\text{р.в}}}$, где $r_{\text{р.в}}$ — радиус рабочего валка.

Для маятниковой прокатки под величинами h_0 и h_1 следует понимать высоты полосы по задней и передней границе мгновенного очага деформации, т.е. h_{0x} и h_{1x}.

Фактическое сопротивление деформации $\sigma_{\text{ф}}(\sigma)$ определено с помощью аналитической зависимости [7], использованной для значений входящих в нее параметров с учетом допущения, что прокатка алюминиевой полосы ведется при постоянной температуре (T = 450 °С) и переменных значениях степени и скорости деформации:

$$\sigma = \sigma_0^*\dot{\varepsilon}^{n_1} + D\varepsilon\exp\left(-\varepsilon\Big/\varepsilon_{x_1}^*\dot{\varepsilon}^{n_{\varepsilon 1}}\right) - \left(\sigma_0^*\dot{\varepsilon}^{n_1} - \sigma_y^*\dot{\varepsilon}^{n_y}\right)\left[1-\exp\left(-\varepsilon\Big/\varepsilon_{x_2}^*\dot{\varepsilon}^{n_{\varepsilon 2}}\right)\right], \tag{11}$$

где σ_0^*; σ_y^*; $\varepsilon_{x_1}^*$; $\varepsilon_{x_2}^*$ — значения соответствующих параметров при единичной скорости деформации;

n_1; n_y; $n_{\varepsilon 1}$, $n_{\varepsilon 2}$ — соответствующие скоростные показатели;

D — модуль начального упрочнения;

ε — логарифмическая деформация;

$\dot{\varepsilon}$ — скорость деформации.

Далее приведены численные значения параметров аналитической зависимости (11), полученные обработкой экспериментальных данных для алюминия при температуре 450 °С [7]:

σ_0^* = 30,15 МПа — экстраполированный предел текучести; σ_y^* = 35,64 МПа — установившееся напряжение течения; D = = 163 МПа — модуль начального упрочнения; n_1 = 0,0688 — коэффициент, учитывающий влияние скорости деформации на σ_0^*; n_y = 0,0577 — коэффициент, учитывающий влияние скорости деформации на σ_y^*; $\varepsilon_{x_1}^*$ = 0,264 и $\varepsilon_{x_2}^*$ = 1,815 — характеристические степени рассматриваемого процесса деформации; $n_{\varepsilon 1} = 0{,}0437$ и $n_{\varepsilon 2} = 0{,}0437$ — коэффициенты, учитывающие влияние скорости деформации на ε_{x_1} и ε_{x_2} соответственно.

Логарифмическая деформация для случая маятниковой прокатки:

$$\varepsilon = \ln\frac{h_0}{h_{0x}}. \tag{12}$$

Под скоростью деформации $\dot{\varepsilon}$ при периодической прокатке следует понимать ее среднее значение в мгновенном очаге деформации:

$$u_{\text{ср}.x} = \frac{\omega_{\text{в}} l_x}{h_{\text{деф}.x}}, \tag{13}$$

где $\omega_{\text{в}}$ — угловая скорость вращения рабочего валка;

$h_{\text{деф}.x}$ — глубина деформируемого слоя металла в мгновенном очаге деформации:

$$h_{\text{деф}.x} = k_{\text{п}} h_{\text{ср}.x},$$

где $k_{\text{п}}$ — коэффициент глубины проникновения деформации.

Поскольку прокатка на маятниковом стане ведется практически по всей зоне деформации при значениях $\frac{l_x}{h_{\text{ср}.x}} \geqslant 0{,}222$, то $k_{\text{п}}$ = 1.

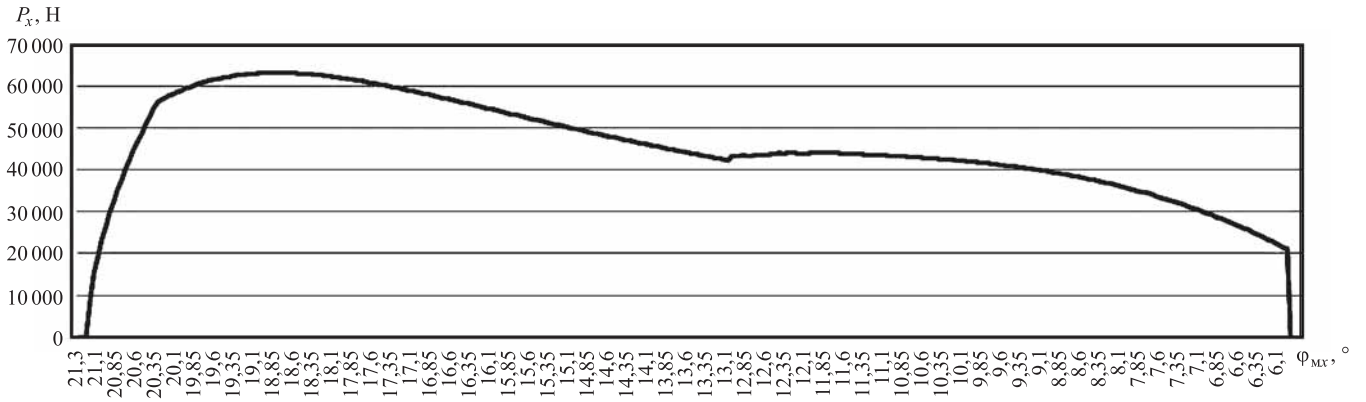


Рис. 4. Зависимость силы прокатки P_x от угла положения рабочего валка в зоне деформации $\varphi_{мх}$

Угловая скорость вращения рабочего валка:

$$\omega_в = \frac{R_м \omega_м}{r_{р.в} \cdot 60}, \qquad (14)$$

где $R_м$ — радиус (длина) маятника, т.е. расстояние от оси качания маятника до центра рабочего валка, величина переменная, зависящая от его углового положения, которая может быть найдена из рассмотрения кинематической схемы маятникового стана с использованием приведенных в [3] зависимостей. Как показали расчеты, при определении $\omega_в$ с небольшой погрешностью может быть заменена известной постоянной величиной $R_{ц.орб}$ (см. рис. 2);

$\omega_м$ — угловая скорость качания маятника:

$$\omega_м = \varphi_м n_{дв.х}, \qquad (15)$$

где $\varphi_м$ — угол двойного хода маятника (конструктивный параметр стана);

$n_{дв.х}$ — число двойных ходов маятника (технологический параметр стана).

На основе разработанной методики расчета параметров очага деформации и методики определения энергосиловых параметров при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане была создана универсальная программа, позволяющая определять эти параметры в функции угла пробега рабочим валком зоны деформации от момента касания металла до отрыва от него в конце калибрующего участка.

В качестве инструмента выбрана компьютерная программа Microsoft Excel, которая в данной работе была использована для определения энергосиловых параметров прокатки алюминиевой заготовки высотой 24 мм и шириной 90 мм на полосу высотой 4 мм при температуре 450 °С с подачей 3 мм на один ход рабочего валка при числе двойных ходов маятника 60 дв. х./мин.

Результат расчета по данной программе зависимости силы прокатки P_x от углового положения рабочего валка в зоне деформации $\varphi_{мх}$ приведен на рис. 4.

Заключение. Приведенные расчеты энергосиловых параметров прокатки алюминиевой полосы являются примером использования разработанной методики и универсальной программы определения силовых характеристик деформации металла на маятниковом прокатном стане. Аналогичные расчеты с применением данной методики можно проводить при различных технологических параметрах прокатки пластичных цветных металлов и их сплавов, подвергающихся горячей деформации при различных температурах.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Галкин М.П., Никитин Г.С., Арюлин С.Б.** Маятниковые прокатные станы // Заготовительные производства в машиностроении. 2003. № 6. С. 30—32.

2. **Арюлин С.Б., Шинкаревич Ю.П.** Исследование лабораторного маятникового стана // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 4. С. 29—34.

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

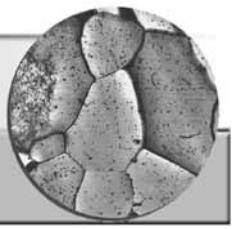
4. **Кривенцов А.М.** Коэффициент трения при горячей, холодной и теплой прокатке цветных и черных металлов // Конструкция, расчет и исследование прокатных станов: сб. М., 1987. С. 75—81.

5. **Арюлин С.Б., Камоничкин Д.Т.** Теоретическое определение параметра геометрии очага деформации при маятниковой прокатке // Заготовительные производства в машиностроении. 2016. № 7. С. 39—44.

6. **Теория** непрерывной продольной прокатки: учеб. пособие / Г.С. Никитин. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2009. 399 с.

7. **Расчет** усилий при непрерывной горячей прокатке / В.Н. Жучин, Г.С. Никитин, Я.С. Шварцбарт, И.Г. Зуев. М.: Металлургия, 1986. 198 с.

Сергей Борисович Арюлин,
sergei.boricovich@yandex.ru;
Екатерина Владимировна Лобурь;
Максим Николаевич Сухоставский



УДК 621.763:621.893; 534.08; 53.082.4

И.Е. Калашников, Л.К. Болотова, Л.И. Кобелева *(Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г. Москва),*
Р.С. Михеев *(Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана),*
Н.Б. Подымова *(Московский государственный университет имени М.В. Ломоносова)*

Исследование структуры и свойств антифрикционных материалов на базе сплава баббита Б83*

Проведены сравнительные исследования образцов литого сплава баббита Б83 и композиционных материалов на его основе, полученных методом порошковой металлургии, а также покрытий из них, нанесенных методом дуговой наплавки. Показано, что интенсивность изнашивания литого сплава баббита значительно выше, чем материалов, полученных горячим прессованием и дуговой наплавкой, что связано с измельчением интерметаллидных фаз SnSb и Cu_3Sn в процессе получения, а также армированием сплава баббита высокопрочными частицами SiC.

Ключевые слова: сплав баббита Б83; карбид кремния; прессование; дуговая наплавка; лазерный оптико-акустический метод; износостойкость; коэффициент трения.

Comparative studies of samples of the cast B83 babbit alloy and composite materials based on it produced by powder metallurgy techniques along with coatings obtained from them by arc surfacing are performed. It is shown that the wear intensity of the cast babbit alloy is considerably higher than that of materials obtained by hot pressing and arc surfacing, which is governed by refinement of the SnSb and Cu_3Sn intermetallic phases upon fabrication, as well as by reinforcement of the babbit alloy by high-strength SiC particles.

Keywords: B83 babbit alloy; silicon carbide; pressing; arc surfacing; laser optoacoustic method; wear resistance; friction coefficient.

Введение. В изделиях современного машиностроения широко применяют антифрикционные сплавы на основе олова. Лучшим комплексом антифрикционных свойств обладают оловянные баббиты, в частности, сплав Б83. Недостатками оловянных баббитов являются их невысокие износостойкость и усталостная прочность вследствие остроугольной формы крупных интерметаллидов SnSb, вершины и грани которых являются концентраторами напряжений, а также неоднородность структуры, которая связана с ликвационными процессами, происходящими при кристаллизации [1, 2].

Улучшение свойств баббитов может быть достигнуто армированием сплавов микронными керамическими частицами, т.е. созданием на их основе дисперсно упрочненных композиционных материалов (КМ) [3, 4]. Керамические частицы, такие как SiC, B_4C, TiC, SiO_2, Al_2O_3, имеющие низкий удельный вес, высокие твердость и модуль упругости, а также хорошую химическую стабильность, используют в качестве армирующих добавок для упрочнения пластичных матриц КМ [5—8].

Введение в матричный сплав высокопрочных керамических частиц позволяет увеличить его нагрузочную способность и износостойкость вследствие формирования в зоне трения мелкодисперсной смеси из продуктов износа КМ и контртела. Такую механическую

* Работа выполнена по государственному заданию № 007-00129-18-00.

смесь часто определяют как переходный слой или "третье тело", которое препятствует прямому контакту трущихся поверхностей. В результате критические нагрузки, при которых наблюдается переход от режима мягкого изнашивания к интенсивному изнашиванию, возрастают [9].

Общие недостатки литейных способов изготовления КМ — затруднения, связанные с введением и обеспечением равномерного распределения наполнителей в объем матричного расплава, а также ликвация твердых включений и фаз по сечению отливки и склонность к образованию дефектов типа литейных раковин и пор в процессе кристаллизации. Устранить эти недостатки можно применив методы порошковой металлургии и горячего прессования.

Для повышения триботехнических характеристик при изготовлении и ремонте подшипников скольжения на их поверхность наносят так называемые "приработочные слои", материалом которых в большинстве случаев является баббит (см. кн.: Шпагин А.И. Антифрикционные сплавы. М.: Металлургия, 1956. 326 с.).

Среди современных технологий нанесения антифрикционных слоев или покрытий все большее распространение находят процессы наплавки. По сравнению с традиционно применяемыми методами литья они позволяют решить проблему ликвации упрочняющей фазы, снизить припуск под механическую обработку и повысить адгезионную прочность антифрикционного слоя [10, 11]. Высокие по сравнению с литейными методами скорости охлаждения позволяют получить дисперсную структуру, что способствует повышению усталостной прочности и, как следствие, увеличению износостойкости. Таким образом, методы наплавки являются перспективными технологиями, позволяющими значительно увеличить срок службы деталей и намного сократить расход дефицитных материалов при их изготовлении.

Процесс наплавки предусматривает нанесение расплавленного металла на минимально оплавленную металлическую поверхность подложки с последующей его кристаллизацией для создания слоя с заданными свойствами и размерами. Для наплавки применяют специальные присадочные материалы в виде проволок, прутков и лент [12, 13].

Цель работы — получение антифрикционных КМ на основе оловосодержащего сплава Б83, армированного частицами карбида кремния, диагностика физико-механических свойств КМ неразрушающим лазерным оптико-акустическим методом, определение трибологических свойств полученных гетерогенных композиционных материалов и наплавленных покрытий.

Материалы и методы исследования. Для изготовления КМ на основе сплава Б83, армированного дискретными частицами, предложен метод горячего прессования (ГП) смесей порошка баббита Б83 и керамических частиц карбида кремния.

Матричный порошок получали обработкой в планетарной шаровой мельнице стружки, полученной после механической обработки литого баббита Б83 (ГОСТ 1320—74). Изготовленный порошок просеивали на ситовом анализаторе RETSCH AS 200 и выделенную фракцию порошков размером 300...630 мкм использовали в качестве матрицы КМ.

Наполнителями служили керамические частицы карбида кремния в количестве 5 % мас. со средним размером 40 мкм (ГОСТ 26327—84). Смеси порошков для прессования готовили методом механического легирования в планетарной мельнице RETSCH-PM100 при частоте вращения 300 мин$^{-1}$ в течение 2 ч.

Композиционный полуфабрикат из смеси порошков получали прессованием на механическом прессе ОМА (P_{max} = 150 кН) при давлении (320 ± 5) МПа. Нагрев полуфабрикатов в оснастке (пресс-форме) до (573 ± 10) К проводили в муфельной печи. Выдержка при этой температуре составляла 30 мин. Затем нагретые образцы подвергали горячему прессованию.

Для получения наплавленных покрытий были изготовлены методом экструзии прутки из баббита Б83 и баббита, армированного 5 % мас. SiC. Навески из полученной методом механического легирования смеси порошков массой (80 ± 2) г засыпали в пресс-форму и подвергали холодному прессованию при давлении 320...340 МПа. Заполненную холодным компактом пресс-форму помещали в муфельную печь, нагревали до температуры (583 ± 10) К и выдерживали в течение 30 мин, а затем при этой же температуре компакт из композиционной смеси экструдировали на механическом прес-

се при давлении (320 ± 5) МПа. Использовали фильеры диаметром 3 мм.

Покрытия из полученных прутков формировали на поверхности массивной подложки (толщина 8 мм) из стали марки Ст3сп (ГОСТ 380). Дуговую наплавку осуществляли на переменном токе неплавящимся вольфрамовым электродом в среде аргона на режиме: сварочный ток 40...60 А; напряжение на дуге 16...18 В; скорость наплавки 4,2 м/ч; расход защитного газа (аргона) 12...14 л/мин.

Для сравнения структуры и свойств образцов, полученных горячим прессованием и наплавленных покрытий, исследовали образцы литого промышленного сплава баббита Б83.

Твердость образцов по Бриннелю HB определяли на твердомере Wilson Wolpert при нагрузке 613 Н (62,5 кгс), диаметр шарика 2,5 мм, а плотность — методом гидростатического взвешивания.

Структуру образцов анализировали на электронных микроскопах LEO 430i и VEGA3 SB, а также на оптическом микроскопе "Лейка DM ILM", оснащенном программой Qwin для анализа изображений. С помощью данного программного обеспечения определяли размеры структурных составляющих КМ. Статистический анализ структуры образцов проводили по пяти отдельно взятым полям.

Для измерения упругих модулей образцов КМ применяли лазерный оптико-акустический метод (ЛОАМ), основанный на термооптическом механизме возбуждения широкополосных ультразвуковых импульсов продольных и сдвиговых акустических волн [14] и измерении фазовых скоростей этих волн в исследуемых образцах.

Основное преимущество ЛОАМ перед традиционными ультразвуковыми методами заключается в возможности эффективного лазерного возбуждения мощных зондирующих акустических импульсов субмикросекундной длительности. Это позволяет осуществлять диагностику структуры и проводить измерения механических параметров для сильно поглощающих и рассеивающих ультразвук КМ.

Модули Юнга E и сдвига G, а также коэффициент Пуассона ν для исследуемых образцов КМ рассчитывали по измеренным значениям плотности образцов и фазовых скоростей продольных и сдвиговых акустических волн в этих образцах с использованием известных соотношений между упругими постоянными и фазовыми скоростями акустических волн для изотропного твердого тела [15, 16].

Метод неразрушающей диагностики качества покрытий основывался на применении ЛОАМ для измерения акустического импеданса покрытия по формуле

$$Z_c = \rho_c C_c, \qquad (1)$$

где ρ_c — плотность покрытия; C_c — фазовая скорость продольных акустических волн в покрытии [17].

Поскольку плотность и скорость акустических волн в покрытии уменьшаются при увеличении объемной закрытой пористости покрытия [18], сравнение фактического значения Z_c полученного образца покрытия с теоретически рассчитанным значением Z_{c_0} для материала покрытия без пор позволяет определить наличие пористости в покрытии и оценить ее значение. Расчетное значение акустического импеданса материала покрытия Z_{c_0} получали с использованием теоретической модели распространения продольных акустических волн в двухфазной среде [20]. В данном случае такой средой являлся композиционный материал на основе матрицы из баббита Б83 с наполнителем из частиц SiC.

Качество адгезии покрытия к подложке определяли по результатам сравнения измеренного коэффициента отражения ультразвукового импульса от границы раздела стальная подложка—покрытие с теоретическим значением коэффициента отражения, полученным для соответствующего расчетного акустического импеданса покрытия и известного импеданса стальной подложки. Подробное описание лазерной оптико-акустической методики измерения качества адгезии покрытий к подложке приведено в [17].

Трибологические испытания образцов проводили в условиях сухого трения скольжения на установке CETR UMT Multi-Specimen Test System по схеме осевого нагружения: вращающаяся втулка (контртело) из стали 45Х (>63 HRC) против неподвижной шайбы (исследуемый образец).

Размеры стальной втулки: внутренний диаметр 11,5 мм; наружный диаметр 16,2 мм. Размеры шайбы литого образца и образца после ГП: диаметр 20 мм, толщина 8 мм. Исследуемый образец после наплавки представлял собой стальную основу толщиной 8 мм с нанесенным на ее поверхность наплавленным слоем толщиной 2...3 мм.

Испытания каждого образца осуществляли при последовательном ступенчатом осевом

нагружении до значений 18; 28; 39; 50 и 60 Н (путь трения $L = 1110$ м). Время испытаний при каждой осевой нагрузке составляло 10 мин.

Испытания проводили на воздухе при температуре (293 ± 1) К и влажности (60 ± 4) %.

Помимо коэффициента трения, поведение образцов при сухом трении скольжения оценивали по интенсивности изнашивания:

$$I_m = \frac{\Delta m}{L}, \qquad (2)$$

где Δm — потеря массы образца.

Результаты исследования и их обсуждение. Материалы и твердость исследуемых образцов на основе сплава Б83, полученных методами порошковой металлургии и дуговой наплавки представлены в табл. 1.

Твердость образцов КМ после горячего прессования и наплавленных композиционных покрытий отличается от твердости литого материала и покрытий на основе баббита Б83. Максимальной твердостью обладают покрытия, полученные с применением в качестве присадочного материала прутков на основе баббита Б83, армированных частицами SiC микронного размера. Твердость образцов № 3 и № 5 за счет содержания высокопрочных керамических частиц SiC увеличена на 30 и 50 % соответственно.

1. Материал и твердость НВ исследуемых образцов

Номер образца	Материал образца	Твердость, НВ
1	Б83 (литой)	23,6
2	Б83 (ГП)	25,4
3	Б83 + 5 % мас. SiC (ГП)	31,2
4	Б83 (НС)	25,3
5	Б83 + 5 % мас. SiC (НС)	35,8

Примечание: ГП — образцы, полученные горячим прессованием; НС — наплавленные слои.

На рис. 1 приведены микроструктуры исследуемых образцов. Видно, что после обра-

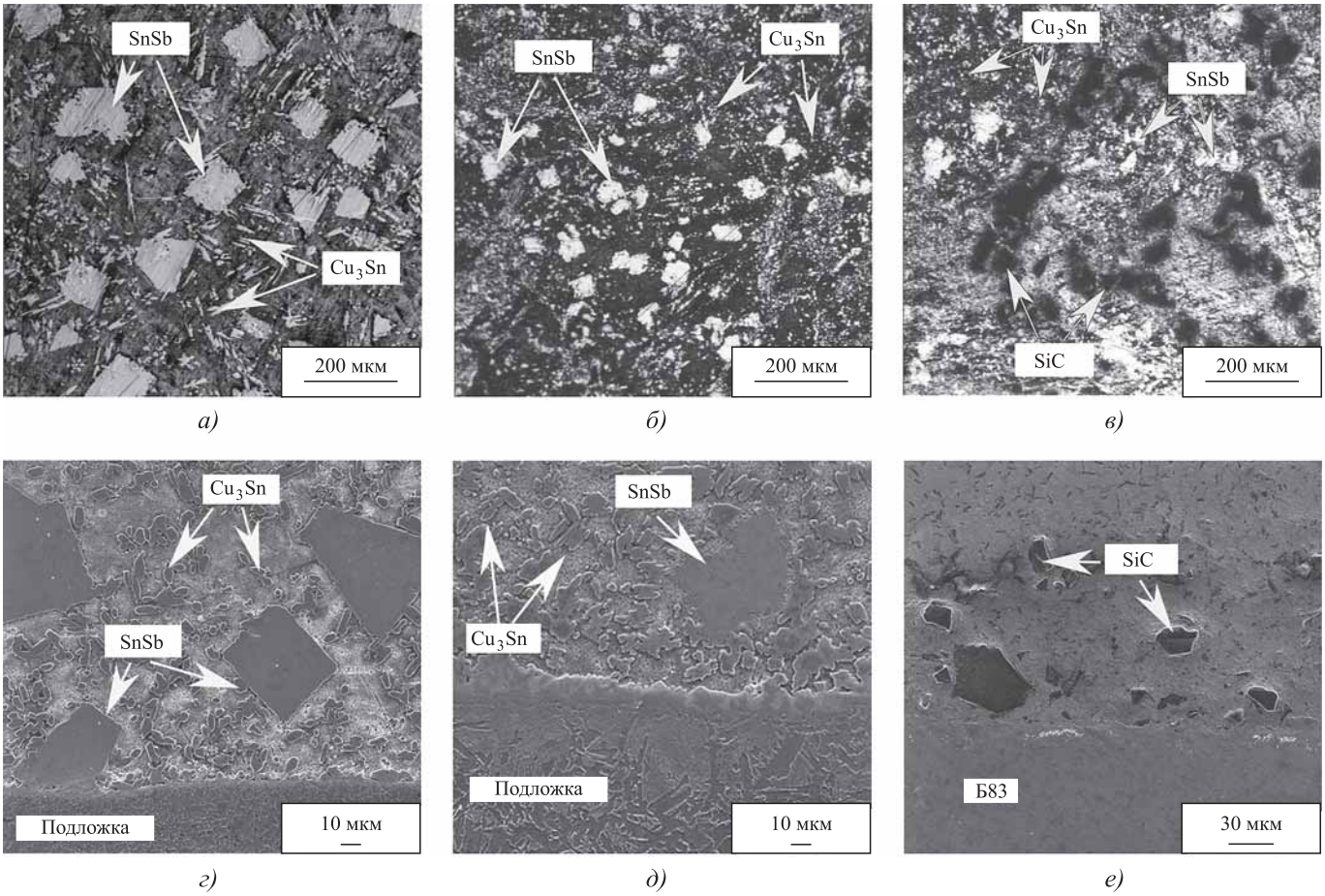


Рис. 1. Микроструктуры образцов:
а — Б83; *б* — Б83 (ГП); *в* — Б83 + 5 % мас. SiC (ГП); *г* — Б83 (НС); *д*, *е* — Б83 + 5 % мас. SiC (НС)

ботки порошка в шаровой мельнице и горячего прессования интерметаллиды SnSb и Cu_3Sn изменили остроугольную форму на более округлую с развитой поверхностью, а также размер (см. рис. 1, *а*, *б*).

Еще большее измельчение структуры наблюдали при введении в порошок баббита упрочняющих частиц SiC (см. рис. 1, *в*). Изменение формы интерметаллидных включений связано с интенсивным механическим воздействием при перемешивании исходных порошков в планетарной мельнице и дальнейшей кристаллизацией образцов под давлением.

Более значимое диспергирование структуры определено у материалов, полученных дуговой наплавкой (см. рис. 1, *г*, *д*, *е*), так как высокие по сравнению с методами горячего прессования скорости охлаждения позволяют получить дисперсную структуру.

Результаты измерения и определения средних размеров интерметаллидов SnSb (наиболее крупных включений в структуре сплавов системы SnSbCu) приведены на диаграмме (рис. 2). Видно, что средний размер интерметаллидной фазы SnSb после горячего прессования порошка баббита Б83 уменьшается в 1,2 раза. Армирование частицами SiC существенно влияет на размер интерметаллидной фазы SnSb, причем в наибольшей степени для наплавленных покрытий. Вероятно, тугоплавкие керамические частицы карбида кремния являются термическими стопорами, ограничивающими рост фаз, образующихся в структуре наплавленного слоя при его кристаллизации на стальной подложке в процессе дуговой наплавки.

В табл. 2 представлены результаты ЛОАМ по измерению упругих модулей литого и горячепрессованного баббита, а также образца КМ Б83 + 5 % мас. SiC. Видно, что для "чистой" матрицы из горячепрессованного баббита (образец № 2) происходит некоторое уменьшение модуля Юнга и модуля сдвига по сравнению с литым образцом № 1. По-видимому, это связано с изменением размеров и формы интерметаллидных включений SnSb при изготовлении образца № 2. При добавлении высокопрочных частиц SiC (образец № 3) наблюдается тенденция к увеличению модуля Юнга и модуля сдвига и к уменьшению коэффициента Пуассона по сравнению с "чистой" горячепрессованной матрицей Б83.

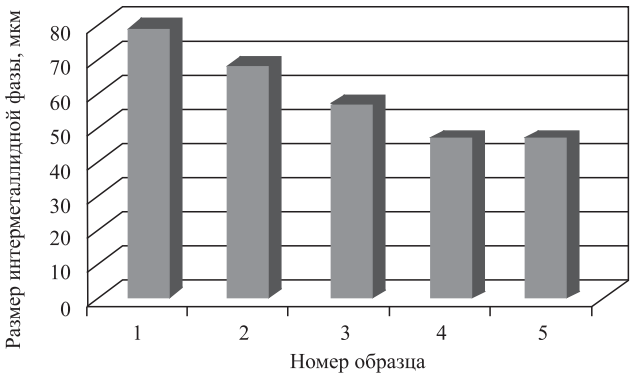


Рис. 2. Размер интерметаллидной фазы SnSb исследуемых образцов (номера образцов — согласно табл. 1)

В табл. 3 приведены результаты измерений акустического импеданса Z_c для исследованных образцов покрытий и соответствующие значения расчетного акустического импеданса Z_{c_0} беспористого КМ покрытия. Также в табл. 3 представлены измеренные значения коэффициента отражения R_{st3-c} ультразвукового импульса от границы раздела стальная подложка—покрытие и теоретические значения R_{st3-c}^{theor}, полученные для соответству-

2. Результаты оптико-акустических измерений упругих параметров образцов

Номер образца	Модуль Юнга E, ГПа	Модуль сдвига G, МПа	Коэффициент Пуассона ν
1	61,0 ± 3,7	23,0 ± 0,9	0,325 ± 0,016
2	56,6 ± 3,4	21,3 ± 0,9	0,330 ± 0,017
3	63,5 ± 4,3	24,3 ± 1,3	0,309 ± 0,015

3. Измеренные и расчетные значения акустического импеданса образцов покрытий и коэффициента отражения ультразвукового импульса на границе раздела стальная подложка—покрытие

Номер образца	Акустический импеданс, 10^6 кг/(м^2·с)		Коэффициент отражения	
	измеренный Z_c	расчетный Z_{c_0}	измеренный R_{st3-c}	расчетный R_{st3-c}^{theor}
4	23,4 ± 4,2	25,24	0,278 ± 0,058	0,299
5	28,1 ± 5,9	25,32	0,274 ± 0,069	0,298

ющего расчетного акустического импеданса покрытия и известного импеданса стальной подложки.

При добавлении упрочняющих частиц плотность КМ уменьшается за счет меньшей плотности керамического наполнителя по сравнению с матрицей из Б83, однако при этом увеличивается скорость акустических волн в КМ вследствие большей скорости в наполнителе. Поэтому расчетный акустический импеданс всех КМ оказался практически одинаковым. В качестве Z_c приведены значения, полученные усреднением результатов измерений акустического импеданса для трех различных участков каждого образца покрытия. Для всех образцов в пределах погрешности измерений значения Z_c совпадают с расчетными значениями для композиционного материала покрытия без пор. Это означает, что все исследованные образцы покрытий являются практически беспористыми.

Значения R_{st3-c} получены усреднением результатов измерений соответствующего коэффициента отражения в трех различных участках каждого образца. В пределах погрешности измерений экспериментально полученные значения коэффициента отражения совпадают с теоретически рассчитанными значениями, что указывает на удовлетворительное качество адгезии наплавленных образцов покрытий к стальной подложке.

Результаты трибологических испытаний исследуемых материалов представлены на рис. 3. Видно, что интенсивность изнашивания образцов, полученных методом порошковой металлургии и дуговой наплавки (образцы № 2 и № 4), меньше, чем у образца литого промышленного сплава Б83 на 20 и 30 % соответственно.

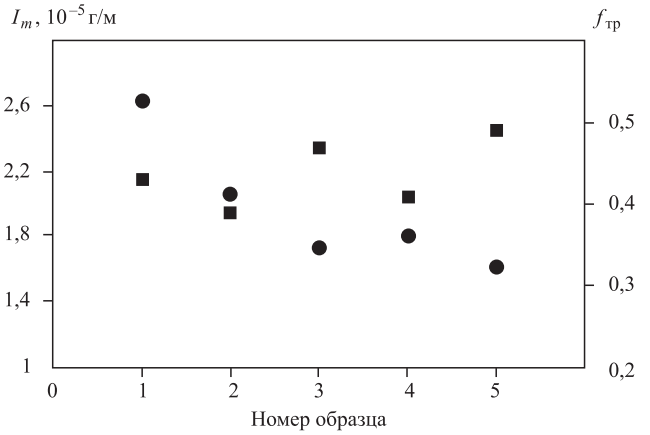


Рис. 3. Интенсивность изнашивания I_m (●) и коэффициент трения $f_{тр}$ (■) исследуемых образцов (номера образцов — согласно табл. 1)

У образцов КМ, содержащих армирующие частицы SiC (образцы № 3 и № 5), интенсивность изнашивания по отношению к литому промышленному сплаву Б83 снижена в большей степени (на 35 и 40 % соответственно). Это может быть связано с формированием на контактирующих поверхностях переходного слоя, состоящего из дисперсной механической смеси материалов испытываемого образца, контртела, их оксидов и раздробленных керамических частиц, защищающего образец от изнашивания. Керамические частицы, играя на контактной поверхности роль поддерживающих элементов, обеспечивают уменьшение доли матрицы в поверхности трения.

Значения коэффициента трения образцов № 2 и № 4 меньше, а образцов № 3 и № 5 больше, чем у литого промышленного сплава Б83 (образец № 1). Однако в абсолютных значениях это различие не значимо. Разница в значениях коэффициентов трения всех материалов не превышает 10 %.

Выводы

1. Методом горячего прессования и дуговой наплавки изготовлены износостойкие КМ и покрытия на основе оловосодержащего сплава Б83, армированного частицами карбида кремния.

2. Значения упругих параметров образцов КМ, полученных методом горячего прессования, находятся на уровне или превосходят значения других параметров для литого баббита. Это подтверждает перспективность изготовления дисперсно-упрочненных КМ на основе матрицы из баббита Б83 методами порошковой металлургии.

3. Результаты измерений акустического импеданса образцов наплавленных композиционных покрытий показали, что все образцы являются беспористыми. Практическое совпадение измеренного коэффициента отражения ультразвука на границе раздела подложка—покрытие с его теоретически рассчитанным значением характеризует качественную адгезию покрытия к подложке для всех исследованных образцов.

4. Интенсивность изнашивания литого сплава значительно выше, чем КМ, получен-

ного методом горячего прессования и композиционного покрытия, нанесенного дуговой наплавкой, что связано с измельчением интерметаллидных фаз в процессе получения, а также армированием сплава баббита высокопрочными частицами SiC.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Gongjun Cui, Qinling Bi, Muye Niu et al.** The tribological properties of bronze—SiC—graphite composites under sea water condition // Tribology International. 2013. Vol. 60. P. 25—35.

2. **Zeng Jun, Xu Jincheng, Hua Wei et al.** Wear performance of the lead free tin bronze matrix composite reinforced by short carbon fibers // Applied Surface Science. 2009. Vol. 255. P. 6647—6651.

3. **Композиционные** материалы с наполнителями из шунгитовых пород / И.Е. Калашников, В.В. Ковалевский, Т.А. Чернышова, Л.К. Болотова // Металлы. 2010. № 6. С. 85—95.

4. **Трибологические** характеристики алюмоматричных композиционных материалов, упрочненных наноразмерными наполнителями / Т.А. Чернышова, Л.И. Кобелева, Л.К. Болотова, И.Е. Калашников // Трение и износ. 2005. Т. 26. № 4. С. 446—450.

5. **Dry** sliding friction and wear properties of B_4C particulate-reinforced Al-5083 matrix composites / F. Tang, X. Wu, S. Ge, J. Ye, H. Zhu, M. Hagiwara, J.M. Schoenung // Wear. 2008. Vol. 264. No. 708. P. 555—561.

6. **Moustafa S.F., Abdel-Hamid Z., Abd-Elhay A.M.** Copper matrix SiC and Al_2O_3 particulate composites by powder metallurgy technique // Materials Letters. 2002. Vol. 53. P. 244—249.

7. **Ragab Kh.A., Abdel-Karim R., Farag S. et al.** Influence of SiC, SiO_2 and graphite on corrosive wear of bronze composites subjected to acid rain // Tribology International. 2010. Vol. 43. P. 594—601.

8. **Rajkumar K., Aravindan S.** Tribological performance of microwave sintered copper—TiC—graphite hybrid composites // Tribology International. 2011. Vol. 44. P. 347—358.

9. **Получение** алюмоматричных композиционных материалов с наноразмерными модификаторами методами жидкофазного совмещения / Т.А. Чернышова, И.Е. Калашников, Л.К. Болотова, Л.И. Кобелева // Физика и химия обработки материалов. 2006. № 1. С. 85—90.

10. **Чичинадзе А.В., Берлинер Э.М., Браун Э.Д. и др.** Трение, износ и смазка (трибология и триботехника) / под общ. ред. А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 2003. 576 с.

11. **Simma L.I.** Development of antifriction coats for sliding bearings of compressors // Chemical and Petroleum Engineering. September 2009. Vol. 45. No. 9—10. P. 649—652.

12. **Физико-**механические и трибологические свойства композиционных материалов на основе сплава системы SnSbCu, полученных методом экструзии / И.Е. Калашников, Л.К. Болотова, П.А. Быков, Н.Б. Подымова, С.Ф. Забелин // Ученые записки Забайкальского государственного университета. Сер. "Физика, математика, техника, технология". 2016. Т. 11. № 4. С. 99—105.

13. **Аргонодуговая** наплавка износостойких композиционных покрытий / Н.В. Коберник, Г.Г. Чернышов, Р.С. Михеев, Т.А. Чернышова, Л.И. Кобелева // Физика и химия обработки материалов. 2009. № 1. С. 51—55.

14. **Гусев В.Э., Карабутов А.А.** Лазерная оптоакустика. М.: Наука, 1991. 304 с.

15. **Измерение** упругих модулей дисперсно-наполненных композиционных материалов лазерным оптико-акустическим методом / Н.Б. Подымова, А.А. Карабутов, С.В. Павлин, И.Е. Калашников, Л.К. Болотова, Т.А. Чернышова, Л.И. Кобелева, В.Ф. Кулибаба // Физика и химия обработки материалов. 2011. № 2. С. 78—87.

16. **Количественная** оценка влияния пористости на локальный модуль Юнга изотропных композитов лазерным оптико-акустическим методом / Н.Б. Подымова, А.А. Карабутов, Л.И. Кобелева, Т.А. Чернышова // Механика композитных материалов. 2013. Т. 49. № 4. С. 611—626.

17. **Исследование** структуры и трибологических свойств композиционных наплавочных прутков на основе сплава баббита Б83 и покрытий из них, полученных методом дуговой наплавки / Л.К. Болотова, И.Е. Калашников, Л.И. Кобелева, И.Е. Катин, А.Г. Колмаков, Р.С. Михеев, Н.В. Коберник, Н.Б. Подымова // Металлы. 2018. № 1. С. 72—80.

18. **Поляков В.В., Головин А.В.** Влияние пористости на скорость ультразвуковых волн в металлах // Письма ЖТФ. 1994. Т. 20. № 11. С. 54—57.

19. **Karabutov A.A., Podymova N.B.** Nondestructive porosity assessment of CFRP composites with spectral analysis of backscattered laser-induced ultrasonic pulses // Journal of nondestructive evaluation. 2013. Vol. 32. No. 3. P. 315—324.

Игорь Евгеньевич Калашников, д-р техн. наук;
Людмила Константиновна Болотова;
Любовь Ивановна Кобелева, канд. техн. наук;
Роман Сергеевич Михеев, канд. техн. наук,
mikheev.roman@mail.ru;
Наталья Борисовна Подымова, канд. физ.-мат. наук

УДК 621.923

И.А. Бурлаков, Д.М. Забельян, Д.Э. Гордин
(АО "НПЦ газотурбостроения "Салют", г. Москва)

Изготовление отверстий в заготовках из титанового сплава ОТ4-1 методом термосверления

Приведены результаты исследования термического сверления заготовок из титанового сплава ОТ4-1. Показано, что данный метод позволяет получать отверстия относительно хорошей цилиндрической формы. Приведены результаты поиска рационального инструмента и режимов сверления.

Ключевые слова: титановый сплав ОТ4-1; термическое сверление; установка для термосверления; результаты экспериментов; программный комплекс QForm VX; экспериментальные результаты.

Investigation results of thermal drilling of blanks made of titanium OT4-1 alloy are presented. It is shown that the above method enables to form of the respectably good form as well as given the tool and processing modes.

Keywords: titanium OT4-1 alloy; thermal drilling; installation for thermal drilling; computer program QForm VX; experimental results.

Мировой опыт показывает, что наблюдается интенсивное развитие метода изготовления отверстий термосверлением [1—4]. Для изготовления отверстий малого диаметра (2...5 мм) в заготовках из жаропрочных материалов была спроектирована и изготовлена установка для термосверления (рис. 1), основные параметры которой приведены ниже.

Основные параметры установки для термосверления

Глубина получаемых отверстий, мм	До 12
Частота вращения привода шпинделя, мин$^{-1}$	До 15 000
Размеры рабочей зоны, мм	200×200×50
Рабочий ход стола, мм/мин	1...100
Привод	Электромеханический
Максимальная осевая сила на шпинделе, Н	3000
Масса станка, кг	1200

Развитие метод термосверления получил благодаря следующим особенностям данной технологии:

1. Возможность получать резьбовые отверстия не только в листовом материале, но и в трубах, профильных трубах, в заготовках сложной формы.

2. Диапазон толщин заготовок 0,5...12 мм.

3. Возможность применения инструмента на черных и цветных металлах, легированных сталях.

4. Быстрое получение резьбового отверстия (менее 5 с машинного времени).

5. Значительное снижение себестоимости соединения.

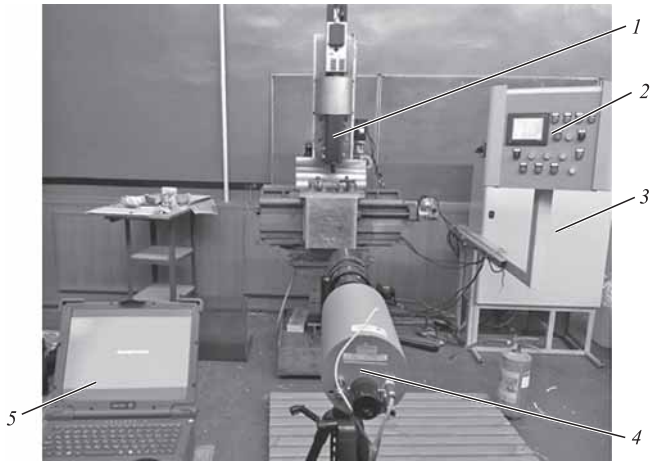


Рис. 1. Установка для термосверления:

1 — шпиндельный узел установки; *2* — пульт управления установкой; *3* — электрошкаф; *4* — термовизор; *5* — ПК (вывод показаний термовизора)

6. Универсальность метода — один и тот же инструмент можно применять для разных материалов и заготовок различных форм.

Предварительное определение температурно-скоростных режимов термосверления заготовок из сплава ОТ4-1 осуществляли с применением метода программного моделирования программой QForm с учетом результатов, изложенных в работах [5, 6].

Исходные данные для моделирования программой QForm:

- обрабатываемый материал — титановый сплав ОТ4-1;
- материал инструмента — жаропрочный материал;
- коэффициент преобразования работы деформации в теплоту $\beta_p = 0{,}95$;
- коэффициент преобразования работы сил трения в теплоту $\beta_f = 2{,}3$ (значение коэффициента подбирали методом инверсионного анализа для учета компенсации погрешности расчета площади контакта инструмента с заготовкой);
- диаметр рабочей части инструмента — 3,0 мм;
- инструмент совершает вращательное движение по часовой стрелке с частотой вращения 5000...15 000 мин$^{-1}$;
- скорость осевой подачи инструмента 2,5...7,5 мм/мин.

Свойства сплава ОТ4-1: коэффициент теплопроводности $\lambda = 16{,}3$ Вт/(м·°С) при температуре 600 °С; температура полиморфного превращения 920...960 °С.

Результаты моделирования показаны на рис. 2 и 3 (см. обложку).

Как видно из рис. 2 и 3, температура в очаге деформации достигает ≈1270 °С, а напряжения равны ≈1250 МПа (125 кгс/мм^2). С учетом предварительных экспериментов был спроектирован и изготовлен инструмент из вольфрама, который имеет температуру плавления 3410 °С и высокие механические характеристики при высоких температурах. Учитывая свойство вольфрама повышать пластичность с ростом температуры термосверла, предварительно подводили к заготовке до контакта и осуществляли разогрев за счет сил трения, что позволяло нагреть сверло до температуры

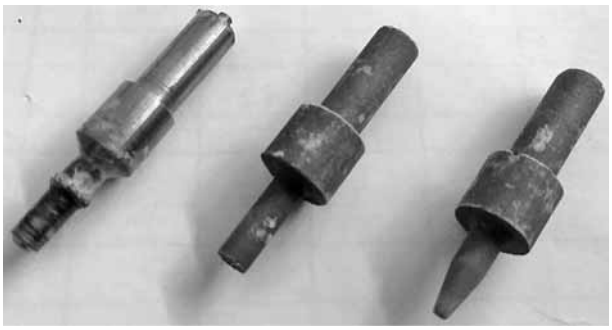


Рис. 4. Инструмент для термосверления, изготовленный из вольфрама

1000...1100 °С и повысить его эксплуатационные свойства. Во избежание окисления вольфрама сверло покрывали стеклоэмалью ЭВТ-24. Типовой инструмент для термосверления показан на рис. 4.

Для повышения механических характеристик инструмент преварительно подвергали термической обработке — нагрев до температуры 850 °С, выдержка 15 мин и охлаждение вместе с печью. Это позволило избежать хрупкого излома в процессе формообразования отверстий.

При формообразовании отверстий методом термического сверления в заготовках из сплава ОТ4-1 были получены более стабильные результаты по износу инструмента сравнительно со сплавом ВТ20. По-видимому, это связано с тем, что материал ОТ4-1 является сплавом повышенной пластичности δ_5, которая достигает 30 % против 8...10 % для сплава ВТ20 и имеет более низкий предел прочности ($\sigma_в$ = = 600...750 МПа против 950...1150 МПа для сплава ВТ20).

С учетом ранее выполненных исследований экспериментальные работы были осу-

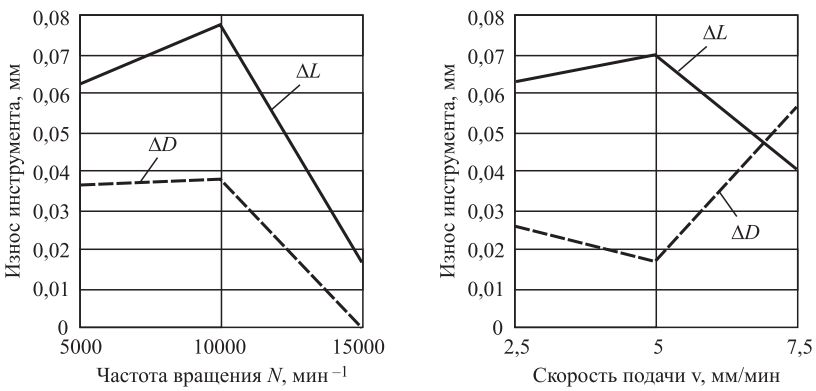


Рис. 5. Влияние частоты вращения инструмента *N* и скорости подачи v на износ инструмента по диаметру ΔD и длине ΔL

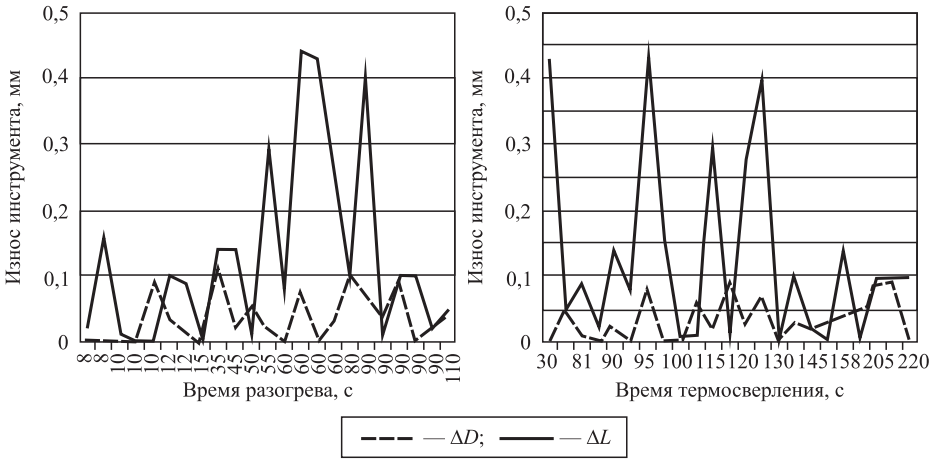


Рис. 6. Влияние длительности процесса термосверления и предварительного разогрева инструмента на износ инструмента по диаметру ΔD и длине ΔL

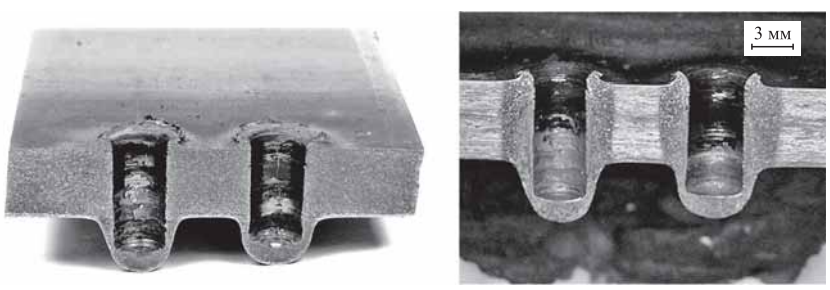
ществлены с частотой вращения шпинделя N = 5000...15 000 мин$^{-1}$ и скорости осевой подачи инструмента v = 2,5...7,5 мм/мин. Эксперименты проведены в соответствии с разработанной матрицей в среднем по семь испытаний на одну точку в связи с большим разбросом данных (в среднем около 0,04 мм). Разброс данных объясняется одновременным влиянием на износ инструмента скорости подачи и частоты вращения инструмента.

Полученные данные (рис. 5) позволили определить, что минимальный диаметральный износ инструмента происходит при скорости подачи 4...5 мм/мин и частоте вращения шпинделя 10 000...15 000 мин$^{-1}$. Износ по длине заготовки минимален при скорости подачи инструмента 2,5 и 7,5 мм/мин и частоте вращения шпинделя 5000 и 15 000 мин$^{-1}$.

Полученные данные (рис. 6) указывают на неоднозначное влияние продолжительности операции термосверления на износ инструмента по диаметру и длине. Износ по диаметру минимален при длительности процесса 30 с, при этом износ сверла по длине максимален. При продолжительном процессе (более 3 мин) наблюдается значительное уменьшение износа по длине и диаметру.

Отклонение диаметра по длине отверстия (максимальное и минимальное значения)

Номер образца	Диаметр, мм		Отклонение диаметра, мм
	максимальный	минимальный	
1	4,083	4,064	0,02
2	4,09	4,082	0,01
3	3,504	3,535	−0,03
4	4,081	4,218	−0,14
5	4,065	4,041	0,02
6	4,09	4,05	0,04
7	4,134	4,125	0,01
8	4,024	3,984	0,04
9	4,062	3,983	0,08
Примечание. Среднее значение отклонения 0,08 мм.			



а) *б)*

Рис. 7. Отверстия, полученные термосверлением:
а — общий вид; *б* — макротемплет

Предварительный разогрев сверла за счет сил трения оказал негативное влияние на износ инструмента по длине и диаметру.

Качество получаемых отверстий оценивали измерением геометрических параметров (см. таблицу) и методом металлографических исследований (рис. 7).

Как видно из приведенных данных, при правильно подобранных технологических параметрах от-

нение размера диаметра не превышает 0,01 мм, а образующиеся наплывы (см. рис. 7) удаляются при чистовой механической обработке.

Выводы

1. Показана перспективность применения метода термического сверления в заготовках и деталях из титанового сплава ВТ1-0.

2. При термическом сверлении образцов из сплава ОТ4-1 минимальный диаметральный износ инструмента происходит при подаче 4...5 мм/мин и частоте вращения шпинделя 10 000...15 000 мин$^{-1}$.

3. Износ по длине заготовки минимален при скорости подачи инструмента 2,5 и 7,5 мм/мин и частоте вращения шпинделя 5000...15 000 мин$^{-1}$.

4. Влияние продолжительности операции термосверления на износ инструмента по диаметру и длине неоднозначно. Износ по диаметру минимален при длительности процесса 30 с, при этом износ сверла по длине максимален. При продолжительном процессе (более 3 мин) наблюдается значительное уменьшение износа по длине и диаметру.

5. Износ по длине термосверла линейно уменьшается с возрастанием времени обработки и в данном случае минимален при обработке в течение 220 с.

6. Предварительный разогрев инструмента за счет трения о заготовку увеличивает износ по диаметру и длине при времени разогрева до 60...80 с. При разогреве свыше 80 с износ инструмента существенно уменьшается.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Blau P.J. & et al.** Feasibility of thermally drilling automotive alloy sheet, castings, and hydroformed shapes. ETDE. 2007.

2. **Технология** и инструмент для термопластического формирования отверстий / Д.А. Деморецкий, М.В. Ненашев, И.Д. Ибатулин, И.В. Нечаев, С.Г. Ганигин, А.Ю. Мурзин, В.В. Усачев, М.А. Бакулин. Самара: Самарский гос. техн. ун-т, 2011.

3. **Наукоемкие** технологии машиностроительного производства. Физико-химические методы и технологии / Ю.А. Моргунов, Д.В. Панов, Б.П. Саушкин, С.Б. Саушкин; под ред. Б.П. Саушкина. М.: ФОРУМ, 2013. 928 с.

4. **Получение** отверстий в листовых деталях ГТД из жаропрочных сплавов методом термического сверления / Д.М. Забельян, И.А. Бурлаков, А.В. Македонов // Сб. тезисов докл. всероссийской науч.-техн. конф. молодых ученых и специалистов "Новые решения и технологии в газотурбостроении". М.: ЦИАМ, 2015. С. 244—246.

5. **Особенности** формообразования отверстий в заготовках из жаропрочных сплавов методом термического сверления / И.А. Бурлаков Д.М. Забельян, Морозов С.В. и др. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2016. № 12. С. 36—40.

6. **QForm 2D/3D.** Документация на программу для моделирования процессов обработки металлов давлением. 1991—2016. ООО "КванторФорм".

Игорь Андреевич Бурлаков, д-р техн. наук,
burlakov@salut.ru;
Дмитрий Михайлович Забельян;
Дмитрий Эдуардович Гордин

УДК 621.7.043

Ю.Д. Горбунова, А.И. Горяев *(АО "Уралхиммаш", г. Екатеринбург),*
А.Ф. Кузнецов *(ОП АО НПО "Тяжпромарматура", Тульская обл.),*
Г.А. Орлов *(Уральский федеральный университет им. первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург)*

Оценка качества горячештампованных эллиптических днищ с использованием комплексных показателей

Подход к оценке качества продукции с использованием комплексных показателей качества применен к оценке качества горячештампованных эллиптических днищ. Выделены и нормированы 17 единичных свойств этой продукции. Проведено сравнение средневзвешенных арифметических и геометрических комплексных показателей. Показано, что эти показатели имеют близкие значения, а данная продукция имеет высокое качество.

Ключевые слова: горячештампованные эллиптические днища; квалиметрия; комплексная оценка качества; показатели качества.

The approach to products quality assessment using performance criterions applies to the assessment of hot-stamped elliptical heads quality. 17 individual properties of these products are singled out and standardized. Weighted-average arithmetic and geometric performance criterions are compared. It is demonstrated that these criterions had close values and the products were of high quality.

Keywords: hot-stamped elliptical heads; qualimetry; quality complex assessment; performance index.

Введение. Перспективным является применение комплексного подхода к оценке качества металлопродукции, основанного на принципах квалиметрии [1]. Использование комплексных показателей качества позволяет более объективно оценивать и сравнивать качество продукции по совокупности показателей. Комплексная оценка качества металлопроката проведена, например, в работах [2, 3] и многих других. Комплексная оценка качества продукции по средневзвешенным показателям особенно эффективна в тех случаях, когда затруднительно или невозможно определить показатель качества (по ГОСТ 15467—79) и его функциональную зависимость от исходных показателей качества. Обычно используют средневзвешенный арифметический или средневзвешенный геометрический показатель качества.

В статье рассматриваемые подходы применены к оценке качества горячештампованных эллиптических днищ, изготовленных в АО "Уралхиммаш" (г. Екатеринбург).

Технология горячей штамповки эллиптических днищ. На рис. 1 приведены типовая конструкция штампа и схема штамповки эллиптического днища на прессе двойного действия.

Круглая нагретая заготовка укладывается на матрицу. Далее осуществляется прижим заготовки за счет опускания траверсы с закрепленной на ней прижимной технологической оснасткой. После прижима заготовки под действием главного цилиндра пресса опускается ползун с закрепленным на нем пуансоном,

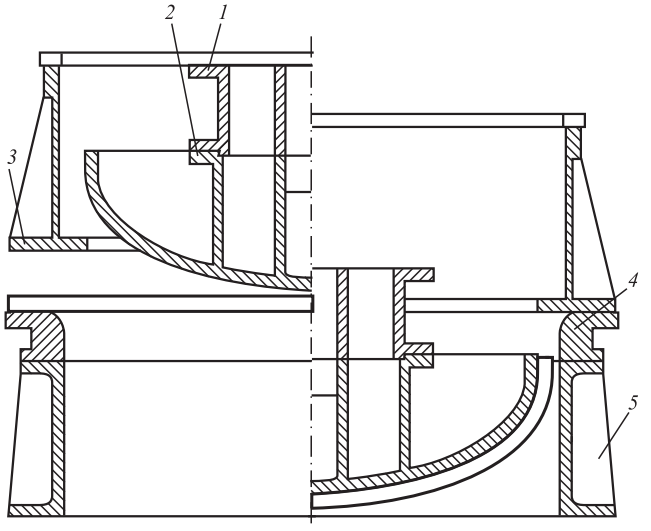


Рис. 1. Типовая конструкция штампа и схема штамповки эллиптического днища на прессе двойного действия:
1 — пуансонодержатель; *2* — пуансон; *3* — прижим; *4* — матрица; *5* — стойки

в результате чего происходит формовка плоской заготовки в эллиптическое днище. После завершения штамповки траверса и ползун поднимаются для возможности удаления отштампованного днища из-под пресса. Горячее днище транспортируют на специально отведенное место для остывания. На рис. 1 изображена штамповка в один переход, в таком случае вытяжка днища осуществляется сразу "напровал", при штамповке в несколько переходов вытяжка днища выполняется сначала до определенной глубины и на последнем переходе — "напровал".

Разработка технологического процесса горячей штамповки эллиптического днища предполагает необходимость выбора или расчета большого числа параметров [4, 5]:

— определение основных и вспомогательных операций и последовательности их выполнения, начиная с подготовки листа для штамповки и заканчивая разметкой штампованной заготовки для обработки борта;

— технологические расчеты: размеров заготовки, числа переходов вытяжки, силовых параметров штамповки — силы штамповки и прижима заготовки, определение температурного режима нагрева заготовок под штамповку, выбор смазки рабочих поверхностей штампа, необходимость применения теплоизоляционного покрытия;

— расчет основных узлов штампа — определение открытой и закрытой высоты штампа, способа прижима заготовки, зазора между матрицей и пуансоном, рабочей части пуансона, внутреннего диаметра и радиуса скругления рабочей кромки матрицы;

— проектирование средств измерений, вспомогательных устройств, приспособлений;

— подбор прессового оборудования.

Проектирование технологического процесса штамповки требует от технолога четких знаний схемы процесса штамповки и тщательной работы, так как перечисленные выше технологические параметры процесса оказывают комплексное влияние на качество штампованных днищ.

Рассмотрим наиболее характерные виды брака при штамповке днищ и причины их возникновения [6, 7]. Овальность диаметра днища является следствием неравномерного нагрева заготовки, неравномерного остывания отштампованного днища, смещения заготовки от оси штампа. Неравномерный нагрев заготовки, недостаточная сила или неравномерный прижим заготовки, увеличенный зазор между пуансоном и матрицей, большой радиус скругления рабочей кромки матрицы, смещение заготовки от оси штампа являются причинами отклонения формы и перекоса днища.

Гофры на борту днища образуются в результате увеличенного диаметра заготовки, увеличенного зазора между пуансоном и матрицей, большого радиуса скругления рабочей кромки матрицы, недостаточной силы или неравномерного прижима заготовки, недостаточного нагрева заготовки. Причинами обрыва борта, утонения, разрыва заготовки во время штамповки может быть увеличенный диаметр заготовки, уменьшенный зазор между пуансоном и матрицей, малый радиус скругления рабочей кромки матрицы, избыточная сила прижима заготовки, недостаточный нагрев или, наоборот, перегрев заготовки.

Износ оснастки, наличие поверхностных дефектов и недостаточное количество смазки на рабочих поверхностях штампа, недостаточная твердость металла матрицы могут привести к наличию дефектов на поверхностях отштампованного днища — рисок, задиров, царапин.

Объект исследования — горячештампованное эллиптическое днище с внутренними базовыми размерами ∅4000×22 мм (рис. 2), выпускаемое по ГОСТ 6533—78, из марки стали 20К, категории 18, с определением предела текучести при 200 °С по ГОСТ 5520—2017. Днище изготовлено из проката листового ПН-0-22 по ГОСТ 19903—2015, применение — в сосудах и аппаратах стальных сварных, изготовляемых по ГОСТ Р 34347—2017. Днище сварное, вариант раскроя — "в" по ГОСТ 34347—2017.

Методика и результаты комплексной оценки качества горячештампованных эллиптических днищ. Комплексная оценка качества предусматривает нормирование показателей качества

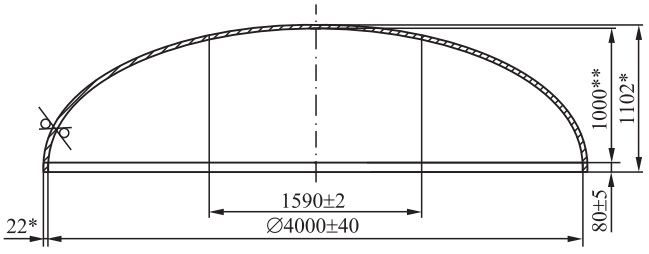


Рис. 2. Эллиптическое днище ∅4000×22 мм

в интервале (0...1), соответствующем разбросу допускаемых значений свойств [2]. При этом значение "0" соответствует браку, а "1" — отличному качеству. Затем по определенным правилам вычислено значение комплексного показателя качества, по которому проведена оценка качества продукции, полученной, например, по альтернативным технологическим процессам.

Для выбора номенклатуры показателей качества в соответствии с ГОСТ 22851—77 определен тип промышленной продукции: материалы и продукты. По Общероссийскому классификатору промышленной продукции ОКПД-2 днища эллиптические соответствуют следующей классификации: оборудование специального назначения прочее, не включенное в другие группировки (код 28.99.39.190). Для этой продукции по ГОСТ 22851—77 выбрана номенклатура показателей качества: показатели назначения и технологичности.

Далее в соответствии с методологией комплексной оценки качества [1] построена иерархическая структура показателей качества и определены 17 единичных показателей качества, расположенных на 3-м уровне и рассмотренных в данной статье (рис. 3). Качество сварных соединений не исследовано.

Для выбранных единичных показателей качества требованиями ГОСТ 5520—2017 и ГОСТ 34347—2017 установлены минимальные x_{min} и максимальные x_{max} предельные значения, относительно них — эталонные $x_э$ и браковочные $x_{бр}$ значения свойств в натуральном выражении (табл. 1). Аналогичный подход применен также в работах [8—10].

Нормирование показателей качества проведено по следующим формулам:

— если увеличение значения свойства приводит к повышению качества (например, коэффициент использования металла), $x_э > x_{бр}$:

$$k = \frac{x_{факт} - x_{бр}}{x_э - x_{бр}}, \quad (1)$$

где $x_{факт}$ — фактическое значение свойства.

При расчете по формуле (1) выполняются предельные условия:

при $x_{факт} = x_{бр}$, $k = 0$ (брак);
при $x_{факт} = x_э$, $k = 1$ (отличное качество);

— при расчете показателей точности по допускаемым отклонениям (например, точность диаметра днища, высота цилиндрической части днища — борта) можно принять $x_э = 0$ и формулу (1) использовать в виде:

$$k = 1 - \frac{x_{факт}}{x_{бр}}; \quad (2)$$

— если увеличение значения свойства приводит к снижению качества (например, глубина поверхностных дефектов, все показатели точности, кроме диаметра днища, утонения стенки днища), $x_э < x_{бр}$:

$$k = \frac{x_{бр} - x_{факт}}{x_{бр} - x_э}. \quad (3)$$

Формула (3) дает те же предельные условия, что и формула (1).

Рассмотрим примеры применения формул (1)—(3) для нормирования показателей качества.

Механические свойства металла днищ после всех циклов термической обработки должны соответствовать требованиям стандарта на листовой прокат.

Согласно ГОСТ 5520—2017 механические свойства листа 20К—18—200—Н—УЗК должны соответствовать следующим значениям:

$\sigma_т$ при температуре +20 °С, Н/мм^2, не менее 235
$\sigma_в$ при температуре +20 °С, Н/мм^2, не менее . . . . 400...510
δ_5 при температуре +20 °С, %, не менее 24
*KC*U при температуре +20 °С, Дж/см^2,
не менее 54
*KC*U после механического старения
при температуре +20 °С, Дж/см^2, не менее 24
$\sigma_т$ при температуре +200 °С, Н/мм^2
(температура испытания — согласно
требованиям заказчика днища) 216

Браковочные значения для механических свойств рассчитаны с учетом точности, с которой они определяются при испытаниях. Например, при испытании на растяжение (ГОСТ 1497—84, ГОСТ 9651—84) точность для предела текучести и временного сопротивления составляет 5 Н/мм^2, для относительного удлинения — 0,5 %, для ударной вязкости (ГОСТ 7268—82, ГОСТ 9454—78) — 1 Дж/см^2.

Нормирование механических свойств проведено относительно браковочного значения (см. табл. 1).

Точность внутреннего диаметра в цилиндрической части отбортованных днищ по ГОСТ 34347—2017 оценивается предельными отклонениями — не более ±1 % номинального

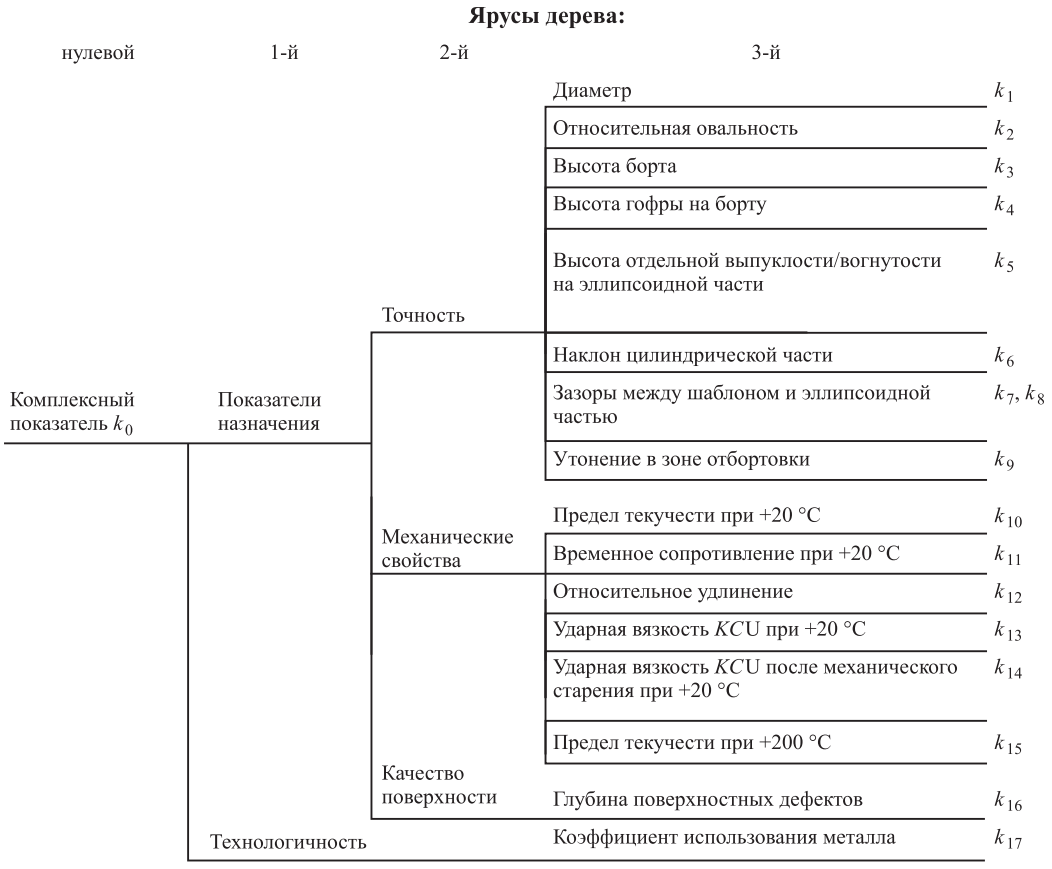


Рис. 3. Иерархическая структура показателей качества горячештампованных эллиптических днищ ∅4000×22 мм

диаметра, т.е. для внутреннего диаметра днища 4000 мм предельные отклонения составляют $\Delta D_в = \pm 40$ мм. Для внутреннего диаметра днища эталонное значение $x_э = 0$, браковочное значение выбираем чуть больше допускаемых с учетом характеристик средств измерений, используемых при контроле, нормированное значение вычисляем по формуле (2).

Высота цилиндрической части днища — борта оценивается предельными отклонениями $\Delta h = \pm 5$ мм, соответственно эталонное значение для данного показателя $x_э = 0$, браковочное значение выбираем чуть больше допускаемого, нормированное значение вычисляем по формуле (2).

Относительная овальность (допускается не более 1 %):

$$a = \frac{2\left(D_{\max} - D_{\min}\right)}{D_{\max} + D_{\min}} \cdot 100, \qquad (4)$$

где $D_{\max}$, $D_{\min}$ — максимальный и минимальный внутренний диаметры днища, измеренные в одном поперечном сечении. Эталонное значение $x_э = 0$, браковочное значение — чуть больше допускаемого, нормированное значение вычисляем по формуле (3).

Отклонения размеров и формы днищ (см. табл. 1, свойства № 4—8) не должны превышать значений, регламентированных ГОСТ 34347—2017, табл. 4—6, соответственно, увеличение значения свойств приводит к снижению качества, следовательно, эталонное значение выбираем $x_э = 0$, браковочное значение — чуть больше допускаемых с учетом характеристик средств измерений, используемых при контроле, нормированное значение вычисляем по формуле (3).

Допускаемое утонение стенки днища в зоне отбортовки — до 15 % исходной толщины заготовки. Эталонное значение выбираем $x_э = 0$, браковочное значение — чуть больше допускаемого, нормированное значение вычисляем по формуле (3).

На поверхностях днищ не допускаются риски, забоины, царапины, раковины и другие дефекты, если их глубина превышает минусовые предельные отклонения, предусмотренные ГОСТ 19903—2015, т.е. 0,8 мм. Эталонное зна-

чение в данном случае $x_э = 0$ (отсутствие дефектов), браковочное значение примем $x_{бр} = 0{,}9$ мм. Для нормирования использовали формулу (3).

Коэффициент использования металла согласно ГОСТ 18970—84:

$$K_и = \frac{M_д}{Н},$$

где $M_д$ — масса детали; Н — норма расхода металла на одну деталь.

Коэффициент использования металла для днища, исходя из размеров листа для его изготовления, равен 0,81, и соответственно данное значение является эталонным. Браковочное значение принимаем 0,5, нормированное значение вычисляем по формуле (1).

Допускаемые интервалы изменения выбранных свойств, их эталонные и браковочные значения, а также формулы для их нормирования приведены в табл. 1.

1. Единичные свойства для оценки качества горячештампованного эллиптического днища ∅4000×22 мм

№ пп.	Параметр	x_{min}	x_{max}	$x_э$	$x_{бр}$	Формула для расчета
1	Отклонение внутреннего диаметра $\Delta D_в$, мм	0	40	0	41	$k_5 = 1 - \frac{x_{факт}}{5}$
2	Относительная овальность, %	0	1	0	1,1	$k_2 = 1 - \frac{x_{факт}}{1{,}1}$
3	Отклонение высоты борта Δh, мм	0	5	0	6	$k_3 = 1 - \frac{x_{факт}}{6}$
4	Высота гофры на цилиндрической части, мм	0	2	0	3	$k_4 = 1 - \frac{x_{факт}}{3}$
5	Высота отдельной вогнутости или выпуклости на эллипсоидной части T, мм	0	4	0	5	$k_5 = 1 - \frac{x_{факт}}{5}$
6	Наклон цилиндрической части Δm, мм	0	5	0	6	$k_6 = 1 - \frac{x_{факт}}{6}$
7	Зазор между шаблоном и эллипсоидной частью Δr, мм	0	16	0	17	$k_7 = 1 - \frac{x_{факт}}{17}$
8	Зазор между шаблоном и эллипсоидной частью ΔR, мм	0	41	0	42	$k_8 = 1 - \frac{x_{факт}}{42}$
9	Утонение в зоне отбортовки, % от исходной толщины заготовки	0	15	0	15,1	$k_9 = 1 - \frac{x_{факт}}{15{,}1}$
10	Предел текучести $\sigma_т$, Н/мм^2, при температуре +20 °С	235	—	—	230	Если $x_{факт} \leqslant x_{бр}$, то $k_{10} = 0$; если $x_{факт} > x_{бр}$, то $k_{10} = 1$
11	Временное сопротивление $\sigma_в$, Н/мм^2, при температуре +20 °С	400	510	—	$x_{бр1} = 395$ $x_{бр2} = 515$	Если $x_{факт} \leqslant x_{бр1}$ или $x_{факт} \geqslant x_{бр2}$, то $k_{11} = 0$; если $x_{факт} > x_{бр1}$ или $x_{факт} < x_{бр2}$, то $k_{11} = 1$
12	Относительное удлинение δ_5, %, при температуре +20 °С	24	—	—	23,5	Если $x_{факт} \leqslant x_{бр}$, то $k_{12} = 0$; если $x_{факт} > x_{бр}$, то $k_{12} = 1$
13	Ударная вязкость KCU, Дж/см^2, при температуре +20 °С	54	—	—	53	Если $x_{факт} \leqslant x_{бр}$, то $k_{13} = 0$; если $x_{факт} > x_{бр}$, то $k_{13} = 1$

Окончание табл. 1

№ пп.	Параметр	x_{min}	x_{max}	$x_э$	$x_{бр}$	Формула для расчета
14	Ударная вязкость *KC*U, Дж/см^2, после механического старения при температуре +20 °С	24	—	—	23	Если $x_{факт} \leqslant x_{бр}$, то $k_{14} = 0$; если $x_{факт} > x_{бр}$, то $k_{14} = 1$
15	Предел текучести $\sigma_т$, Н/мм^2, при температуре +200 °С	216	—	—	211	Если $x_{факт} \leqslant x_{бр}$, то $k_{15} = 0$; если $x_{факт} > x_{бр}$, то $k_{15} = 1$
16	Глубина поверхностных дефектов, мм	0,8	0	0	0,9	$k_{16} = 1 - \frac{x_{факт}}{0,9}$
17	Коэффициент использования металла	—	0,81	0,81	0,5	$k_{17} = \frac{x_{факт} - 0,5}{0,31}$

Фактические и нормированные значения рассматриваемых единичных свойств приведены в табл. 2. Части сварных заготовок изготовлены из листов разных партий плавок, в табл. 2 приведены значения механических свойств, имеющие наибольшие отклонения от допустимых значений.

Далее для вычисления комплексного показателя качества определены коэффициенты

2. Фактические значения и характеристики единичных свойств для вычисления комплексных показателей качества горячештампованных эллиптических днищ ∅4000×22 мм

№ пп.	Параметр	a_i	Днище № 1		Днище № 2	
			$x_{факт}$	k_i	$x_{факт}$	k_i
1	Отклонение внутреннего диаметра $\Delta D_в$, мм	0,074	2*	0,951	2*	0,951
2	Относительная овальность *a*, %	0,067	0,25	0,773	0,25	0,773
3	Отклонение высоты борта Δh, мм	0,059	2**	0,667	2**	0,667
4	Высота гофры на цилиндрической части, мм	0,044	1	0,667	0,9	0,700
5	Высота отдельной вогнутости или выпуклости на эллипсоидной части *T*, мм	0,052	0	1	0	1
6	Наклон цилиндрической части Δm, мм	0,052	1	0,833	1	0,833
7	Зазор между шаблоном и эллипсоидной частью Δr, мм	0,052	1	0,941	0,8	0,953
8	Зазор между шаблоном и эллипсоидной частью ΔR, мм	0,052	3	0,929	2,5	0,940
9	Утонение в зоне отбортовки, % от исходной толщины заготовки	0,074	4,8	0,682	4,4	0,709
10	Предел текучести $\sigma_т$, Н/мм^2, при температуре +20 °С	0,059	299	1	284	1
11	Временное сопротивление $\sigma_в$, Н/мм^2, при температуре +20 °С	0,059	451	1	454	1
12	Относительное удлинение δ_5, %, при температуре +20 °С	0,059	31	1	29	1
13	Ударная вязкость *KC*U, Дж/см^2, при температуре +20 °С	0,059	158	1	174	1
14	Ударная вязкость *KC*U, Дж/см^2, после механического старения при температуре +20 °С	0,059	136	1	125	1
15	Предел текучести $\sigma_т$, Н/мм^2, при температуре +200 °С	0,059	250	1	251	1
16	Глубина поверхностных дефектов, мм	0,067	0,2	0,778	0,1	0,889
17	Коэффициент использования металла	0,052	0,81	1	0,81	1

* Фактический внутренний диаметр днища № 1 $D_в$ = 3998 мм, днища № 2 — $D_в$ = 4002 мм.

** Фактическая высота борта после механической обработки днища № 1 h = 78 мм, днища № 2 — h = 82 мм.

значимости (важности) единичных свойств экспертным методом по опросу 12 экспертов — специалистов в данной области по 10-балльной оценке важности выбранных свойств.

Коэффициент значимости i-го свойства определен по формуле [1]:

$$a_i = \frac{Б_i}{\sum Б_i},$$

где $Б_i$ — средний балл для значимости i-го свойства; $\Sigma Б_i$ — сумма средних баллов всех экспертов.

Рассчитанные коэффициенты значимости представлены в табл. 2.

Для оценки качества двух днищ рассчитаем комплексный показатель качества продукции k_0 о формулам средневзвешенного арифметического и средневзвешенного геометрического для среднеарифметических значений единичных свойств [1].

Средневзвешенный арифметический комплексный показатель качества:

$$k_0 = \sum_{i=1}^{17} k_i a_i. \qquad (5)$$

Средневзвешенный геометрический комплексный показатель качества:

$$k_0 = \prod_{i=1}^{17} k_i^{a_i}. \qquad (6)$$

Средневзвешенный арифметический комплексный показатель качества днища № 1 составляет $k_0 = 0{,}893$, днища № 2 — $k_0 = 0{,}905$. Средневзвешенный геометрический комплексный показатель качества днища № 1 равен $k_0 = 0{,}883$, днища № 2 — $k_0 = 0{,}896$.

Таким образом, оба подхода дали примерно одинаковые результаты, что свидетельствует об их работоспособности и взаимозаменяемости. Рассчитанные комплексные показатели k_0 могут быть оценены по шкале Харингтона [11], по которой значение показателя более 0,8 соответствует отличному качеству. Это свидетельствует о высоком технологическом уровне АО "Уралхиммаш".

Заключение. Использованный подход к оценке качества горячештампованных эллиптических днищ с помощью комплексных показателей качества позволил сделать вывод об отличном качестве данной продукции в АО "Уралхиммаш". Из анализа единичных свойств днищ выявлены определенные резервы повышения качества за счет совершенствования технологических режимов обработки днищ на всех стадиях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Квалиметрия** для всех: учеб. пособие / Г.Г. Азгальдов, А.В. Костин, В.В. Садовов. М.: Информ Знание, 2012. 165 с.
2. **Гун Г.С.** Управление качеством высокоточных профилей. М.: Металлургия, 1984. 152 с.
3. **Стеблов А.Б.** Комплексный показатель качества металлопроката и его применение // Литье и металлургия. 2017. № 1 (86). С. 97—102.
4. **Любченко А.А.** Горячая штамповка толстолистовых полых изделий. Л.: Лениздат, 1967. 304 с.
5. **Демин В.А.** Горячая листовая штамповка днищ // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2002. № 8. С. 16—19.
6. **Степанов В.Г., Брук М.Б., Панкратов В.П., Клестов М.И.** Штамповка элементов корпусных конструкций. Л.: Судостроение, 1972. 279 с.
7. **Северденко В.П., Овчинников П.С., Розенберг С.Э.** Брак в листовой штамповке. Минск.: Наука и техника, 1973. 168 с.
8. **Орлов Г.А., Орлов А.Г.** Комплексная оценка качества стального проката // Производство проката. 2018. № 4. С. 3—8.
9. **Орлов Г.А., Логинов Ю.Н., Орлов А.Г.** Комплексная оценка качества горячекатаных стальных труб // Черные металлы. 2018. № 4. С. 41—45.
10. **Orlov G.A., Orlov A.G.** Qualimetry Rating of Hot-Rolled Pipes // Solid State Phenomena. 2018. Vol. 284. P. 1349—1354.
11. **Новик Ф.С., Арсов Я.Б.** Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. М.: Машиностроение, 1980. 304 с.

Юлия Дмитриевна Горбунова;
Анатолий Иванович Горяев;
Андрей Федорович Кузнецов;
Григорий Александрович Орлов, д-р техн. наук,
g.a.orlov@urfu.ru

ООО "Издательство "**Инновационное машиностроение"**, 107076, Москва, Колодезный пер., 2а, стр. 2
Учредитель ООО "Издательство "Инновационное машиностроение". **E-mail: zpm@mashin.ru**
Тел. редакции журнала: (499) 268-47-19, 269-54-96. http://www.mashin.ru
Технический редактор *Патрушева Е.М.* Корректор *Сажина Л.И.*
Сдано в набор 08.11.2018. Подписано в печать 26.12.2018. Формат 60 × 88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Адвансед солюшнз".
119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1. Сайт: **www.aov.ru**
Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.

К сведению авторов журнала «ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ (кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)»

В редакцию представляются:

1. Статья в электронном виде – файл (с расширением .doc) с набором текста (шрифт Times New Roman). Объем статьи (текст статьи, рисунки, таблицы), предлагаемой к публикации, не должен превышать 15 страниц, набранных 12-м кеглем через полтора интервала.

Все страницы в статье должны быть пронумерованы.

2. Сведения об авторах:

- фамилии, имена и отчества авторов;
- ученая степень (если есть);
- место работы;
- контактный телефон, e-mail, почтовый адрес;
- страна (для иностранных авторов).

Названия учреждений, в которых выполнялись исследования, необходимо раскрывать полностью, указывать город.

3. Обязательно представлять на русском и английском языках:

- фамилии и инициалы авторов;
- название статьи;
- аннотацию к статье;
- ключевые слова.

Требования к оформлению статьи

1. На первой странице указывать УДК (Индекс статьи по Универсальной десятичной классификации http://teacode.com/online/udc/).

2. Сведения о грантах необходимо давать ссылкой, обозначенной звездочкой (*), на первой странице.

3. Статья должна быть структурирована:

- *Введение,* содержащее реферативное изложение постановки задачи и возможного применения полученных результатов, актуальность рассматриваемой проблемы.
- *Основная часть* должна иметь несколько внутренних разделов и содержать формализованную постановку задачи и предлагаемый метод ее решения; отличие предлагаемой постановки задачи от уже известных; преимущество развиваемого метода по сравнению с существующими; содержать пример, подтверждающий работоспособность и эффективность предложенного решения.
- *Заключение,* содержащее обсуждение полученных результатов, рекомендации.

4. Формулы, буквенные обозначения (прописные и строчные, латинские (не готического) и греческого алфавитов), цифры, знаки и их расположение должны быть четкими и различимыми.

Для набора формул и буквенных обозначений следует использовать программу MathType или редактор формул Equation в офисном редакторе Microsoft Office Word.

5. После текста должен быть приведен библиографический список, составленный по порядку ссылок в тексте и оформленный по ГОСТ 7.0.5–2008. Ссылки на иностранную литературу следует писать на языке оригинала без сокращений. Количество литературных источников не должно превышать 10 наименований.

6. Иллюстрации представляются в виде отдельных файлов (с расширением .doc, .tiff, .pdf., .jpeg и разрешением 600 dpi), размер не должен превышать 186 мм.

Рисунок должен быть четким и иметь подрисуночную подпись. Подрисуночные подписи следует представлять отдельным списком в виде файла Microsoft Word.

Все статьи, поступающие в редакцию, проходят рецензирование. В случае отклонения статьи редакционным советом журнала редакция оставляет за собой право сообщать автору о решении редакционного совета без представления рецензии.