ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)

№ 7 июль 2008

Председатель редакционного совета и Главный редактор
СЕМЁНОВ Е.И.

Зам. председателя редакционного совета:
ДЁМИН В.А.
КОЛЕСНИКОВ А.Г.

Зам. Главного редактора
КЛЕЙЗЕР П.Е.

Редакционный совет:
БЕЛЯКОВ А.И.
БЛАНТЕР М.С.
БОГАТОВ А.А.
БОКОВ А.А.
ГРОМОВ В.Е.
ГУН И.Г.
ЖЕСТКОВА И.Н.
ЗАРУБИН А.М.
КАПУСТИН А.И.
КАСАТКИН Н.И.
КОШЕЛЕВ О.С.
КРУК А.Т.
МОРОЗ Б.С.
МУРАТОВ В.С.
НАЗАРЯН Э.А.
ОВЧИННИКОВ В.В.
ПАСЕЧНИК Н.В.
ПОВАРОВА К.Б.
ПОЛЕТАЕВ В.А.
СЕМЁНОВ Б.И.
СУБИЧ В.Н.
ТРЕГУБОВ Г.П.
ТРУХОВ А.П.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А.
ШЕРКУНОВ В.Г.
ЯКОВЛЕВ С.С.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М.

Ответственные за подготовку и выпуск номера:
ДЮБКОВА Н.В.
СЕРИКОВА Е.А.
МАКАРЕНКО Е.Д.
ГАНЖЕНКО А.Г.

Журнал зарегистрирован в Государственном Комитете Российской Федерации по печати.

Свидетельство о регистрации ПИ № 77-12218 от 29.03.02

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

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

Тел.: (495) 268-47-19, 268-69-19
Факс: (495) 269-48-97
Http://www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Русаков П.В., Богдан К.С., Панащук А.С. Управление процессом центробежного формирования биметаллических отливок 3
Семёнов В.И. Структура жидких литейных сплавов 7
Павеле Л.А. Влияние энергетических и газогидродинамических параметров лазерной резки на формирование реза и течение пленки расплава 12

Кузнечно-штамповочное производство

Гречников Ф.В., Уваров В.В., Носова Е.А. Экспериментальное исследование показателей анизотропии от деформации 19
Сурков В.А., Корякин Н.А. Технологические процессы формообразования заготовок деталей газотурбинного двигателя методом штамповки обкатыванием 21
Поликарпов Е.Ю., Чудин В.Н. Оценка критических условий горячей гибки с растяжением 28

Прокатно-волочильное производство

Поляков Б.Н. Особенности режима двухслитковой прокатки на блюмингах 31

Материаловедение и новые материалы

Тарасов А.Н., Павловский Н.Р., Ткачевская Г.Д. Карбонитрирование формообразующего инструмента в порошковых смесях на неспециализированном оборудовании 35
Комарова Т.В., Скуднов В.А., Гаврова М.Н. Уменьшение неравномерности механических свойств пружинной термически обработанной проволоки 39

Информация

Шабашов А.А., Залазинский А.Г. Определение оптимальных режимов калибровки прокаткой композитной электротехнической шины 46
Пожарский А.В., Гулевский В.А. Совершенствование системы обогрева камерной печи с выкатным подом типа СДО при термообработке стальных отливок сложной конфигурации 49
Оборудование технологическое для литейного производства. Общие технические условия по ГОСТ 10580–2006 51

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

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

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

© "Издательство "Машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2008

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Forging and stamping, foundry and others productions)

№ 7 July 2008

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

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

Editorial Assistants
KLEYZER P.E.

Editorial Committee:
BELYAKOV A.I.
BLANTER M.S.
BOGATOV A.A.
BOKOV A.A.
GROMOV V.E.
GUN I.G.
ZHESTKOVA I.N.
ZARUBIN A.M.
KAPUSTIN A.I.
KASATKIN N.I.
KOSHELEV O.S.
CRUCK A.T.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
OVCHINNIKOV V.V.
PASECHNIK N.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
SUBICH V.N.
TREGUBOV G.P.
TRUKHOV A.P.
SHATULSKY A.A.
SHERKUNOV V.G.
YAKOVLEV S.S.
YAMPOLSKY V.M.

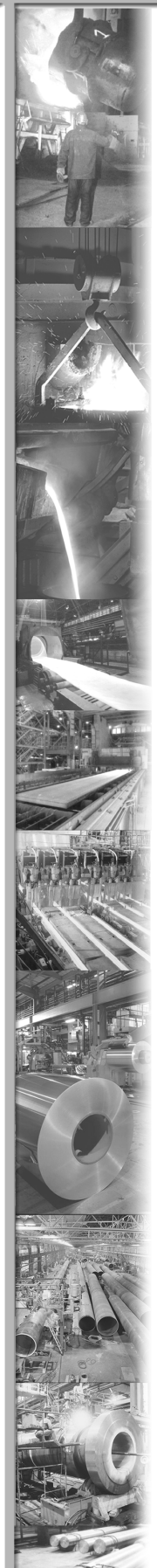
This issue prepared with assistance of specialists:
DYUBKOVA N.V.
SERIKOVA E.A.
MAKARENKO E.D.
GANZHENKO A.G.

Journal is registered in State Committee of Russian Federation on printing. The certificate of registration ПИ № 77-12218 from 29.03.02

An advertiser is responsible for the promotional materials

Journal is spreaded on a subscription, which can be issued in any post office (index on the catalogue of the "Rospechat" agency **81580**, on the united catalogue "Pressa Rossii" **39205**, catalogue "Pochta Rossii" **60261**) or immediately in the edition of the journal.

Ph.: (495) 268-47-19, 268-69-19
Fax: (495) 269-48-97
Http://www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru



CONTENTS

Casting and Welding Productions

Rusakov P.V., Bogdan K.S., Panashchuk A.S. The process of the bimetallic spun casting with control of dosage liquid metals . . . 3
Semenov V.I. Structure of liquid casting alloys . . . 7
Pavele L.A. Influence of energetic and gas-hydrodynamic parameters of laser cutting on the formation of cut and flow of the melt film . . . 12

Forging and Stamping Productions

Grechnikov F.V., Uvarov V.V., Nosova E.A. Experimental studying of anisotropy factors dependence from strain value . . . 19
Surkov V.A., Koryakin N.A. Processes technology of parts blanks shaping of the gas-turbine engine by roll forging . . . 21
Polikarpov E.Yu., Chudin V.N. Estimation of hot bending with stretching critical conditions . . . 28

Rolling and Drawing Productions

Polyakov B.N. Features of two-ingot rolling regime on bloomings . . . 31

Physical Metallurgy and New Materials

Tarasov A.N., Pavlovsky N.R., Tkachevskaya G.D. Carbonitration of form-building tool in powder mixes on the unspecialized equipment . . . 35
Komarova T.V., Skudnov V.A., Gavrova M.N. Reduction of non-uniformity of spring termal processed wire mechanical properties . . . 39

Information

Shabashov A.A., Zalazinsky A.G. Definition of optimum regimes of calibration by rolling composite electrotechnical bus-bar . . . 46
Pozharsky A.V., Gulevsky V.A. Heating system improvement of batch bogie hearth furnace under heat treatment of complex-shaped stale castings . . . 49
Technological foundry equipment. General specifications by GOST 10580–2006 . . . 51

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

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

© "Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2008

УДК 669.142 (146)

П.В. Русаков, К.С. Богдан, А.С. Панащук *(Физико-технологический институт металлов и сплавов НАН Украины, г. Киев)*

Управление процессом центробежного формирования биметаллических отливок

Описаны система управления и способ центробежного литья биметаллических заготовок, позволяющий корректировать заливочные дозы первого и второго слоев заготовки. Создана автоматизированная установка, реализующая этот способ литья и обеспечивающая высокую размерную точность и качество биметаллических заготовок.

The control system of automated centrifugal machine for bimetallic casting and method of centrifugal casting of bimetallic parts are described. The method allows to correct value of the filling dozes of the first and second layer of cylinder. The machine provides improvement of quality and accuracy of the sizes of bimetallic casting.

Для обеспечения высокого, стабильного качества биметаллических изделий и минимального количества брака при центробежном литье в ходе производственного процесса применяют различные методы контроля свойств получаемых отливок. Сложная взаимосвязь отдельных технологических параметров затрудняет выбор требуемого управляющего воздействия для устранения отклонений показателей отливок от заданных значений.

Особенно трудно добиться заданного уровня качества во время пускового периода при возобновлении производства после остановки центробежной машины. Разработки в области совершенствования конструкций центробежных машин для литья биметаллических заготовок предполагают создание автоматизированных адаптивных систем с параметрическим управлением как динамикой приводов машин, так и технологическими параметрами заливки и дозирования расплавов.

Качество биметаллических заготовок, при прочих равных условиях, зависит от прочности соединения наружного и внутреннего слоев, что может быть обеспечено определенными приемами при строгом соблюдении технологического процесса заливки [1–3].

В соответствии с общими физико-химическими и термодинамическими представлениями, наличие связи между расплавом и поверхностью основы в отливаемой биметаллической заготовке определяется [4]:

– смачиванием в результате молекулярного взаимодействия между ними;

– растворением и взаимной диффузией на границе раздела основы и расплава;

– кристаллизацией расплава.

Существуют различные приемы и способы определения момента начала заливки второго слоя, и наиболее распространенным из них является способ, предусматривающий расчет и соблюдение временнóго интервала перед заливкой второго слоя заготовки в зависимости от физико-химических характеристик той или иной пары сплавов [4]. Очевидно, что устанавливаемый интервал времени между окончанием заливки первого слоя и началом заливки второго слоя заготовки, определяемый расчетным путем либо экспериментально, не в полной мере удовлетворяет требованиям технологии и лишь приблизительно дает возможность управлять процессом биметаллического литья.

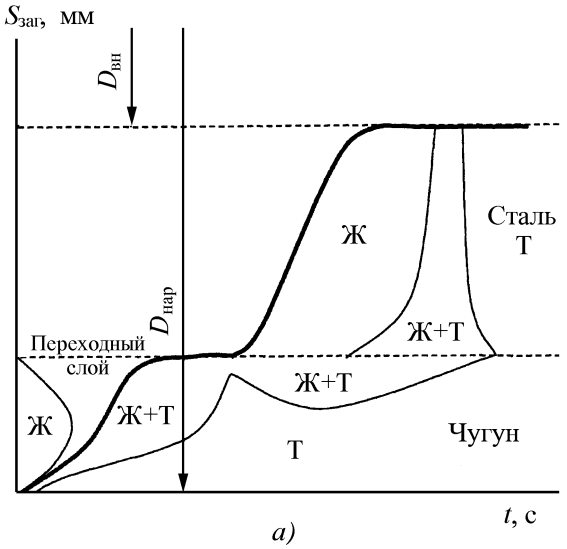
Наиболее точным способом определения момента начала заливки второго слоя является способ, предусматривающий заливку второго слоя при достижении температуры первого слоя, оптимальной для данной пары сплавов, что обеспечивает максимальную проч-

ность соединения слоев, а следовательно, и качество биметаллической заготовки. Это подтверждают экспериментальные данные многих исследователей, а также опыт эксплуатации центробежных машин для производства биметаллических заготовок из различных комбинаций черных и цветных сплавов [4, 5].

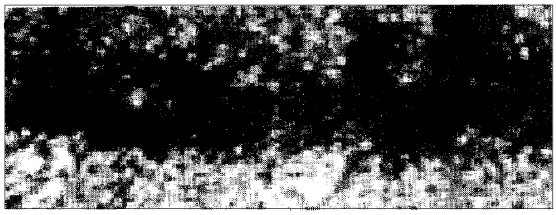
Для повышения размерной точности биметаллических заготовок и прочности соединения в зоне переходного слоя разработан новый способ центробежного литья [6]. Суть данного способа заключается в том, что после заливки первого расплава происходит определение и запоминание отклонения его фактической дозы от расчетной, затем коррекция заданной дозы второго расплава в соответствии с величиной и знаком этого отклонения.

При достижении оптимальной для данной пары сплавов температуры начинают заливку второго расплава с учетом его фактической массы. Сигнал отсечки струи второго расплава формируется при достижении скорректированной заданной дозы, после чего запоминается отклонение фактической дозы второго расплава от заданной.

В дальнейшем, в каждом из последующих циклов получения заготовок заданные дозы обоих расплавов корректируются в соответствии с вероятными значениями их отклонений от расчетных, рассчитываемых на основе суммарных результатов дозирования в предыдущих циклах.



а)



б)

Рис. 1. Динамика формирования биметаллической заготовки методом дозированной заливки:
а – типовая временная зависимость $S_{заг} = f(t)$; *б* – макроструктура зоны переходного слоя; Ж – жидкая фаза; Т – твердая фаза

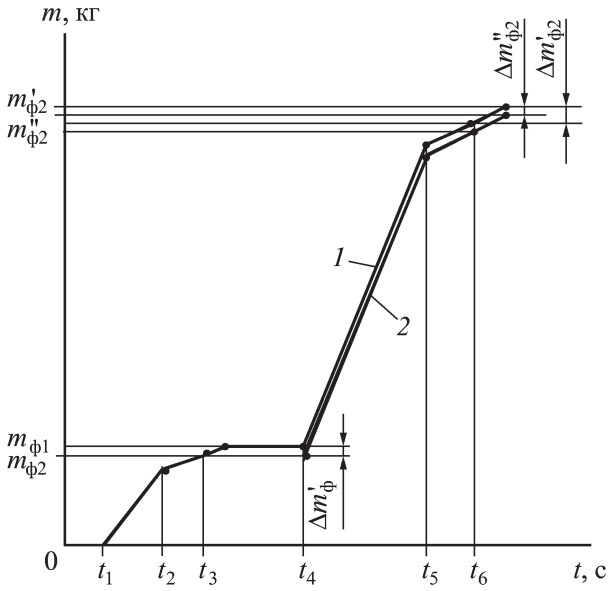


Рис. 2. Зависимость $m = f(t)$ в процессе центробежного литья биметаллических заготовок:
1 – без коррекции; *2* – с коррекцией

На рис. 1 показана динамика процесса заливки и затвердевания двухслойного валка (сталь–чугун) с наружным диаметром $D_{нар}$ и внутренним отверстием диаметром $D_{вн}$ и макроструктурой зоны переходного слоя чугун–сталь, а на рис. 2 приведена зависимость изменения массы заливаемого расплава в функции времени $m = f(t)$.

В момент времени t_1 (см. рис. 2) начинается заливка первого расплава во вращающуюся изложницу центробежной машины при номинальном расходе $Q'_н$. В момент времени t_2 расход уменьшается до $0{,}1Q'_н$ и осуществляется завершающая фаза дозирования. В момент времени t_3 при достижении массы расплава в изложнице заданного (расчетного) значения $m_{р1}$ происходит отсечка струи первого расплава. В результате фактическая масса $m_{ф1}$ первого расплава в изложнице становится равной

$$m_{ф1} = m_{р1} \pm \Delta m'_ф ,$$

где $\Delta m'_ф$ – погрешность дозирования первого расплава.

Погрешность $\Delta m'_ф$ запоминают и корректируют дозу второго расплава в соответствии с величиной и знаком $\Delta m'_ф$. В течение всего процесса центробежного формирования биметаллической заготовки контролируется изменение температурного состояния внутри изложницы (рис. 3). В момент времени t_1 регистрируют температуру поверхности изложницы, необходимую для заливки чугуна $T_н$; параметры t_4, $T_{опт}$ –

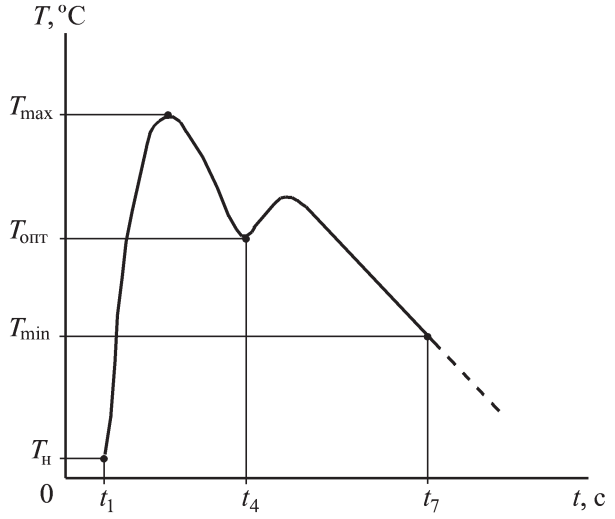


Рис. 3. Зависимость $T = f(t)$ в процессе центробежного литья биметаллических заготовок:
$T_н$ – начальная температура изложницы; T_{min} – температура извлечения заготовки из изложницы

соответствуют началу заливки стали; а параметры t_7 и T_{min} соответствуют началу извлечения заготовки из изложницы.

При достижении первым слоем заготовки (см. рис. 3) оптимальной для данной пары сплавов температуры $T_{опт}$ устанавливается момент времени t_4 и начинается заливка второго расплава с номинальным расходом $Q''_н$ (см. рис. 2). В момент времени t_5 расход уменьшается до $0{,}1Q''_н$, а в момент времени t_6 происходит отсечка струи второго расплава и процесс заливки заканчивается. При этом

$$m''_ф = (m_{р2} \pm \Delta m'_{ф1}) \pm \Delta m''_{ф2},$$

где $\Delta m''_{ф2}$ – погрешность дозирования второго расплава.

Погрешность $\Delta m''_{ф2}$ также запоминают. Таким образом, суммарная масса m_Σ заготовки зависит только от погрешности $\Delta m''_{ф2}$ дозирования второго расплава, что обеспечивает повышение точности заготовки по массе и геометрическим размерам. Зависимости $m = f(t)$, показанные на рис. 2, характеризуют процесс заливки двух расплавов без коррекции и с коррекцией, причем

$$\Delta m''_{ф2} = \Delta m'_{ф2} - \Delta m'_{ф1},$$

где $\Delta m'_{ф2}$ – погрешность дозирования второго расплава без коррекции.

Каждый следующий цикл получения литых биметаллических заготовок проводят аналогично с той лишь разницей, что после каждого предыдущего цикла вычисляют вероятные значения погрешностей дозирования, взяв за основу статистическую обработку

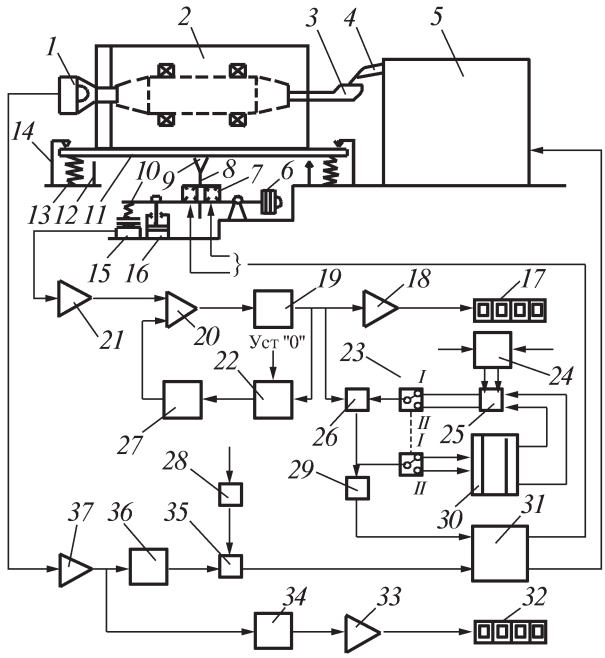


Рис. 4. Конструктивно-функциональная схема установки для центробежного литья биметаллических заготовок

суммарных результатов дозирования расплавов в предыдущих циклах. Полученные результаты используют для коррекции заданных доз расплавов в каждом следующем цикле, что также способствует повышению точности дозирования.

Для реализации данного способа разработана установка центробежного литья биметаллических заготовок [7], конструктивно-функциональная схема которой приведена на рис. 4. Центробежная машина *2* с вращающейся изложницей и заливочным желобом *3* установлена на грузоприемной платформе *11* электромеханических весов, в состав которых входят основные упругие элементы *13*, неравноплечий измерительный рычаг *10* второго рода с противовесом *6*, шарнирная опора которого закреплена на неподвижном основании.

Рычаг *10* соединен при помощи электромагнитного фиксатора *7*, пластины *8* и шарового шарнира *9* с центром жесткости платформы *11*. Конец рычага *10* через передаточную пружину соединен с силовым входом силоизмерительного тензорезисторного датчика *15* и успокоителем колебаний *16*.

Перемещение платформы *11* в вертикальной плоскости под действием нагрузки ограничено нижними *12* и верхними *14* ограничителями. Выход датчика *15* соединен через усилитель *21*, дифференциальный усилитель *20*, аналого-цифровой преобразователь *19* и усилитель-дешифратор *18* с цифровым индикатором *17* массы. Кроме того, выход блока *19* через регистр памяти *22* и цифроаналоговый преобразователь *27* подключен ко второму входу усилителя *20* и непосредственно к блоку *26* определения погрешностей

дозирования. Второй вход блока *26* соединен через переключатель *23* с выходом блока сравнения *25*.

Выход блока *26* через первый пороговый элемент *29* подключен к входу блока *31* управления, первый выход которого соединен с приводом заливочного стенда *5*, снабженного сливным желобом *4*, а также через переключатель *23* подключен к входу микропроцессорного блока *30*, выходы которого вместе с выходами блока *24* задания массы дозы соединены с выходами блока *25* сравнения.

В состав блока *1* измерения температуры расплава в изложнице центробежной машины *2* входят световодный элемент и термопреобразователь, выход которого через усилитель *37*, аналого-цифровой преобразователь *34* и усилитель-дешифратор *33* подключен к цифровому индикатору *32* температуры расплава в изложнице.

Кроме того, выход усилителя *37* через функциональный преобразователь *36* подключен совместно с выходом блока *28* задания оптимальной для данной пары сплавов температуры первого слоя заготовки ко второму пороговому элементу *35*, выход которого соединен со вторым входом блока *31* управления.

Установка работает следующим образом. В исходном состоянии изложница центробежной машины *2* нагрета до температуры 150...200 °С. Разливочный ковш с первым расплавом установлен на заливочном стенде *5*, фиксатор *7* электромеханических весов отключен, переключатель *23* находится в положении I.

По команде из блока *31* фиксатор *7* включается и центр жесткости платформы *11* через пластину *8* соединяется с силоизмерительным рычагом *10*. После этого по команде "Уст "0" происходит обнуление весоизмерительной схемы и на индикаторе *17* высвечиваются нули во всех разрядах. Далее по команде из блока *31* включаются привод вращения изложницы (на схеме не показан) центробежной машины *2* и привод заливочного стенда *5*.

Расплав из заливочного ковша через сливной желоб *4* по желобу *3* начинает поступать в изложницу центробежной машины *2*. При этом нагрузка на платформу *11* растет и измеряется весоизмерительной схемой. Масса расплава, поступающего в изложницу, отображается на индикаторе *17*. При достижении массы расплава в изложнице $0{,}9m_1$ из блока *29* подается команда в блок *31* на уменьшение расхода расплава до $0{,}1Q'_{н}$ и осуществляется режим "доливки" первого слоя заготовки.

По достижении массы расплава в изложнице заданного значения из порогового элемента *29* в блок *31* подается команда на реверс привода стенда *5* и происходит отсечка струи первого расплава. При этом фактическая доза первого расплава может отличаться от расчетной. Погрешность дозирования первого расплава запоминается в микропроцессорном блоке *30* и учитывается при заливке второго расплава.

После заливки первого расплава в изложницу центробежной машины *2* ковш с первым расплавом снимают со стенда *5* и на его место устанавливают ковш со вторым расплавом. Затем обнуляют весоизмерительную схему и переводят переключатель *23* в положение II.

Заливку второго расплава в изложницу начинают в момент времени, когда температура поверхности первого слоя достигнет значения, оптимального для данной пары сплавов (см. рис. 3). Это дает возможность снизить вероятность возникновения брака по некачественному соединению слоев.

Дозирование второго расплава осуществляется таким же образом, как и первого, но с учетом погрешности дозирования первого расплава. Погрешность дозирования второго расплава запоминается в микропроцессорном блоке *30*.

В первом цикле получения литой биметаллической заготовки ее масса и геометрические размеры будут зависеть только от погрешности дозирования второго расплава. В последующих циклах определяются, запоминаются и статистически обрабатываются погрешности дозирования обоих расплавов по результатам предыдущих циклов, чтобы в каждом следующем цикле корректировать дозы первого и второго расплавов по вычисленным вероятным (прогнозируемым) погрешностям дозирования.

Для этого в микропроцессорный блок *30* "зашита" специальная программа статистической обработки результатов измерений, что позволяет существенно повысить точность дозирования обоих расплавов. При использовании персонального компьютера вся система управления может быть реализована программно.

Результаты, полученные при испытании на лабораторном стенде, подтвердили надежность выбранных элементов системы (пружинно-тензометрических весов, микропроцессорного блока управления и др.) и пригодность для реализации технологического процесса центробежного литья биметаллических заготовок [8, 9].

Проведенные испытания биметаллических валков полностью подтвердили техническую и экономическую эффективность реализации предложенного способа и оборудования для центробежного литья.

Созданная установка для центробежного литья биметаллических заготовок позволяет повысить точность заготовок по массе и геометрическим размерам.

Коррекция заданных доз расплавов внешнего и внутреннего слоев в каждом цикле, с учетом вероятных значений погрешностей дозирования, вычисленным по результатам предыдущих циклов, позволяет уменьшить вероятность возникновения брака по некачественному соединению слоев заготовки.

Благодаря определению момента начала заливки второго слоя по оптимальной для данной пары сплавов температуре поверхности первого слоя можно получить экономию производственных затрат за счет уменьшения припусков на механическую обработку заготовок.

Применение биметаллических отливок в конструкциях машин и оборудования, работающего в условиях абразивного, ударно-абразивного, коррозионно-абразивного износа позволяет:

• снижать до 45...60 % применение высоколегированных сталей и сплавов;

• увеличивать межремонтные сроки работы непрерывно действующих комплексов оборудования;

• увеличивать в 6–8 раз производительность процессов восстановления изношенных деталей;

• повышать в 1,5–4,0 раза износостойкость деталей машин и оборудования.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Лакедемонский А.В.** Биметаллические отливки. М.: Машиностроение, 1964. 180 с.

2. **А.с. 1358197 СССР.** Способ наплавки деталей / В.Г. Горенко, П.В. Русаков, В.Л. Конопацкий и др. // БИ. 1982. № 24.

3. **Русаков П.В.** Совершенствование процессов и машин для центробежного литья // Ювелирный бизнес. 2005. № 2. С. 59–62.

4. **Юдин С.Б., Левин М.М., Розенфельд С.Е.** Центробежное литье. М.: Машиностроение, 1972. 280 с.

5. **Пат. 2254960 RU 7B22D 13/02.** Способ центробежного литья двухслойных прокатных валков / Н.А. Будагьянц, И.А. Балаклеец и др. // БИ. 2005. № 18.

6. **Пат. 51179А UA 7B22D 13/00.** Спосіб відцентрового лиття двошарових заготовок / К.С. Богдан, О.Й. Шинський, П.В. Русаков та інші. 2002. № 11.

7. **Пат. 51274А UA 7B22D 13/02, 39/04, G01G 19/12.** Пристрій для відцентрового лиття двошарових металевих заготовок / К.С. Богдан, О.Й. Шинський, П.В. Русаков та інші. 2002. № 11.

8. **Богдан К.С., Санкин А.А., Терновой С.А.** Весовое дозирование металлических расплавов методом отсоединения массы при заливке литейных форм // Металл и литье Украины. 2004. № 6. С. 14–18.

9. **Богдан К.С., Терновой С.А., Санкин А.А.** Система дискретного дозирования металлических расплавов с микропроцессорным управлением // Литейное производство. 2003. № 9. С. 28–30.

Петр Владимирович Русаков, канд. техн. наук;
Ким Степанович Богдан, д-р техн. наук;
Александр Степанович Панащук, гл. технолог

В.И. Семёнов *(МГТУ им. Н.Э. Баумана)*

Структура жидких литейных сплавов

Рассмотрены проблемы строения литейных сплавов, представляющие собой жидкие металлические растворы. Обсуждается изменение элементов структуры вследствие теплоотвода при переходе раствора от равновесного состояния к метастабильному и квазиустойчивому при затвердевании.

Problems of casting alloys structure, representing liquid metal solutions are considered. Change of structure elements owing to the heat sink is discussed at transition of solution from equilibrium state to metastable and quasistable at solidification.

Известны многочисленные исследования влияния температуры на свойства и структуру жидких металлов [1–5]. В целом они показывают существование в жидких металлах микрогруппировок, расположение частиц которых указывает на ближний порядок.

С повышением температуры микрогруппировки начинают размываться и не наблюдаются. Напротив, ближе к точке плавления они становятся различимы настолько, что один и тот же металл в достаточно широком интервале температур единого жидкого агрегатного состояния образует как бы две различимые фазы. Доказательства получают путем прецизионного анализа рентгеновской дифракции. Расщепляя первый максимум и анализируя его интенсивность и ширину, рассчитывают размеры упорядоченных групп и тип упаковки частиц в них. В разных работах такие упорядоченные микрогруппировки называют по-разному. В последнее время для объектов такого рода чаще стал использоваться термин "кластер".

Если рассматривать весь круг металлов и металлических жидких растворов, то кластеры наблюдаются не везде. Однако для практически важных литейных сплавов и жидких эвтектик экспериментальные факты прямо и косвенно свидетельствуют о существовании кластеров. В связи с этим положение в области теории литейных сплавов все больше складывается в пользу кластерной гипотезы строения жидких металлов.

В кластерном подходе используется представление о кристаллической решетке, которая частично сохраняется после расплавления и остается в жидкой фазе. Вполне допустимо считать, что если есть порядок, то возможен переход от одной формы упорядочения частиц к другой. Фазовый переход жидкость ↔ твердое тело во многих отношениях может быть подобен фа-

зовому переходу второго рода и рассматриваться как квазинепрерывный. Недостаток кластерных теорий в том, что они не имеют практических приложений.

Другие подходы с самого начала отвергают идею решетки, полагая, что атомы плотно укладываются как шары в пространстве, занимаемом металлическим расплавом. Плотная упаковка не содержит пустот, достаточно больших, чтобы в них поместить дополнительные атомы.

Как теория, так и эксперимент представляют металлическую связь плотной упаковкой положительных ионов – остовов атомов, которые связываются по перекрытым внешним орбиталям обобщенными отрицательными электронами. Допускаются регулярные и нерегулярные плотные упаковки. Регулярные преобладают в кристаллах, а нерегулярные – в металлических растворах. Определенный порядок в межатомных группах наступает при равновесном состоянии металлического расплава.

Допустимые структуры межатомных групп пытаются воспроизвести методами геометрического моделирования и расчетами из первых принципов, минимизируя энергию межатомного взаимодействия. Обычно исходят из некоторой начальной неравновесной конфигурации, которую затем с помощью статических и динамических воздействий приближают к равновесию. Учитывают обычно только те силы, которые совершают работу при атомных перемещениях.

В методе статистической релаксации (при вариационном методе) последовательно вычисляются силы, действующие на каждый атом возможных соседей. После этого делается некоторое смещение. Весь процесс вычисления сил повторяется до тех пор, пока результирующие силы, действующие на каждый атом, не будут уравновешены.

Динамический метод состоит в итерационном интегрировании классических уравнений движения так, что положения и скорости атомов рассчитываются через последовательные интервалы времени до тех пор, пока не будет достигнута равновесная конфигурация.

Несмотря на существенный прогресс, проведение расчетов из первых принципов представляет значительные трудности. Уже сам по себе расчет энергии межатомных связей является весьма трудной задачей. Особенно это сложно при изучении процессов превращений в металлах, когда одновременно изменяются структура и свойства физико-химической системы, поэтому подобные расчеты носят, по существу, полукачественный характер.

Чтобы избежать сложных квантово-механических расчетов, пытаются привести межатомные взаимодействия к простому виду. Все работы по электронной теории металлов однозначно показывают, что основная часть изменения энергии с изменением атомной конфигурации при постоянном атомном объеме происходит через центральное взаимодействие.

Понимание того, что поведение различных кристаллических твердых тел обусловлено их регулярным строением, внутри которого положение каждого атома точно определено, сочли возможным не учитывать сферически симметричные колебания ядер и то, что вблизи ядер электроны очень сильно с ним связаны.

Сложный истинный потенциал взаимодействия атомов приводится к достаточно простому псевдопотенциалу, структура которого отражает следующие главные предположения: все силы межатомного взаимодействия действуют вдоль линии, соединяющей центры атомов, сами силы принимаются функциями только расстояния и короткодействующими или учитывающими взаимодействия только с ближайшими соседями.

Пример парного потенциала взаимодействия атомов дает формула [5]

$$-U = A(r_0/r)^n - B(r_0/r)^m \quad (n > m), \qquad (1)$$

где первый член аппроксимирует потенциал отталкивания; второй – потенциал притяжения; r_0 – равновесное расстояние между центрами; r – расстояние до центра атома.

Для конденсированной среды энергия взаимодействия отрицательна, так как потенциальную энергию взаимодействия принято отсчитывать относительно свободных атомов газовой среды. При $r = r_0$ потенциал $-U$ имеет минимум. На малых расстояниях ($r < r_0$) основную роль играют силы отталкивания, на больших ($r > r_0$) – силы притяжения.

Коэффициенты n и m определяют вид функции (1). Их подбирают таким образом, чтобы за пределами ближайших соседей потенциал взаимодействия быстро стремился к нулю. Это придает устойчивость локальной межатомной группе в виде центрального атома и ближнего окружения.

В элементарном объеме δV межатомной конфигурации для каждого момента времени силы центрального взаимодействия можно суммировать. Для произвольного объема V оно приводит к результирующей удельной центральной силе

$$P = \frac{1}{V}\int_V p_1\, dV \qquad (2)$$

и результирующему моменту

$$M = \frac{1}{V}\int_V (p_1 \times x)\, dV \qquad (3)$$

относительно некоторого начала отсчета, где p_1 – вектор центральной силы; x – вектор положения точки x объема V относительно принятого начала отсчета. При равновесии центральных сил результирующая удельная сила P и результирующий удельный момент M равны нулю ($P = 0$, $M = 0$). Межатомная конфигурация переходит в стабильное состояние, так как устойчива по отношению к бесконечно малому однородно-

му сжатию и расширению. Такую устойчивость имеют все конденсированные среды, включая металлы в твердом и жидком состояниях.

Справедливо то, что число химических элементов в металлах и сплавах ограничено, а число атомов крайне велико. Поэтому даже в пределах элементарного объема δV будет много эквивалентных по устойчивости вариантов конфигураций межатомной группы. Переход от одной устойчивой конфигурации группы к другой существенно упрощается, если это не связано с диффузионным переносом, а достаточно только деформации сдвигом. Даже в твердых металлах самопроизвольное изменение межатомной конфигурации сдвигом происходит с очень высокой скоростью.

Очевидно, идеализированная модель (1) центральных сил не описывает все свойства и структуру жидких металлов. Тем не менее она может быть лучшим приближением, чтобы моделировать свойства жидкого состояния, связанные с упругостью и текучестью. Модель (1) плотной упаковки атомов, связанных центральными силами, устойчива по отношению к бесконечно малым однородным деформациям сжатия и растяжения и одновременно не запрещает сдвиговые деформации, включая бесконечно малые. По-видимому, устойчивость сдвиговым деформациям придают сверхбыстрые колебания ядер атомов и еще более быстрые внутриатомные электронные взаимодействия.

Основным компонентом металлической связи являются мигрирующие электроны, заполняющие пространство перекрытых внешних орбиталей атомов. Вообще говоря, силы взаимодействия сферически симметрично колеблющегося ядра атома и его электронов не являются однородными, так как все элементы системы находятся в сложном движении.

Однако действие сил в элементарном объеме δV электронной оболочки атома для каждого момента времени может быть суммировано. Взаимодействие ядра с электронами его жесткой оболочки для произвольного объема V приводит к результирующей объемной силе $\int_V a_1 dV$ (a_1 – вектор объемной силы) и результирующему моменту $\int_V (a_1 \times x) dV$ относительно некоторого начала отчета. Для того же объема V взаимодействие ядра с мигрирующими электронами дает свой вектор объемной силы a_2, свою объемную силу и соответствующий ей результирующий момент.

Взаимодействие ядра и электронной оболочки будем считать совершенным, если для каждого произвольно взятого объема δV пространства перекрытых орбиталей векторы объемных сил a_1 и a_2 равны и взаимно себя компенсируют, или $a_1 + a_2 = 0$. При совершенном внутриядерном взаимодействии атомы становятся электрически нейтральными структурными единицами (элементами) физико-химической системы. Если этого не принимать, то требуется дополнительный поиск сложных самосогласованных решений из первых принципов для эффективного потенциала парного взаимодействия.

Математическая модель парного взаимодействия описанного вида получила существенное экспериментальное подтверждение для кристаллических структур. Жидкое же состояние металла отличается двойственностью свойств. Оно обладает определенными чертами сходства с твердым и газовым состояниями.

Двойственный характер строения и свойств может определяться тем, что ионы металлов реальных литейных сплавов имеют незаполненные внешние электронные оболочки. Обменные электронные взаимодействия с ними влияют на кинетическую энергию электронов и потенциальную энергию иона. Ядра атомов колеблются около средних положений. Средние квадратичные значения амплитуды колебаний увеличиваются с температурой и способны достичь величины, которая составит заметную часть межатомного расстояния r_0. Следовательно, возможно появление дополнительных сил притяжения и отталкивания, способных изменить энергию взаимодействия атомов и структуру межатомных конфигураций жидких металлов.

Справедливо предположить, что в перегретом расплаве ядра атомов, сохраняя сферически симметричную форму колебаний, ведут себя так, что не оставляют мигрирующим электронам энергетической щели для существования на различных орбиталях. Рассматривая этот случай, следует все же допустить, что при понижении температуры у мигрирующих электронов появляется малая энергетическая щель, разрешающая переход на незаполненную внешнюю орбиталь, изменение числа неспаренных спинов или какие-либо другие электронные эффекты. Попадание в энергетическую щель требует дополнительной свободной энергии. Мигрирующий электрон может получить ее от соседнего атома. Электронные состояния, разделенные энергетической щелью, способны чередоваться.

Понятие энергетической щели помогает установить механизм структурных изменений. Термодинамика не запрещает существование электронных структур атома с разным уровнем избыточной свободной энергии. У более устойчивой структуры избыточная свободная энергия всегда ниже.

Правомерно предположение, что избыточная свободная энергия неустойчивой электронной структуры есть результат того, что отрицательные мигрирующие электроны из-за искажения орбиталей не в состоянии компенсировать полностью положительные заряды ионов ($a_1 + a_2 \neq 0$). Избыточная свободная энергия сохраняется там, где положительные заряды ионов недокомпенсированы. Это пограничные слои ионов,

"заполненные" мигрирующими электронами. Плотность недокомпенсированной энергии способна характеризовать полярная диаграмма избыточной поверхностной энергии иона (атома). Это удобное понятие позволяет учитывать дополнительную энергию, которой обычно пренебрегают на основании ее малости.

Градиент поверхностной энергии создает силы. Можно надеяться, что сверхбыстрые электроны способны приводить полярную диаграмму к равновесию даже в пределах одного атомного колебания и рассматривать поверхностные силы как установившиеся величины. Очевидно, их величина и направление действия не зависят от сил центрального взаимодействия атомов. Поверхностные силы, которые формируются по остаточному принципу, являются слабыми по сравнению с центральными силами. Они будут малы для структур, находящихся в равновесии и становятся существенными, когда искажается внутриатомное взаимодействие.

Плотность некомпенсированной энергии распределяется по поверхности атома неравномерно. Фактическое строение полярной диаграммы будет иметь максимумы и минимумы. Вектор сил ее выпуклых участков направлен к центру атома в глубь электронной оболочки. Для вогнутых участков вектор сил имеет противоположное направление. Эти векторы сил представляют собой дополнительные центральные силы. Силы полярной диаграммы, так сказать, действуют как поверхностные – касательно к электронной оболочке атома и одновременно как центральные при образовании экстремумов плотности поверхностной энергии.

Все дело в том, что межатомные конфигурации расплава, атомы которых удерживают вместе дальнодействующие силы притяжения, неустойчивы по отношению к бесконечно малым сдвиговым деформациям. Поэтому даже самые малые силы поверхностной энергии способны вызвать сдвиг и перестройку конфигурации межатомных групп.

Энергии основного состояния валентных электронов заметно отличаются у атомов различных элементов сплава и нет полной уверенности, что их электрический заряд адекватно компенсирован, а полная энергия – минимизирована. В первую очередь путем размещения соседей поверхностные силы направят перестройку на создание групповой электронной конфигурации, чтобы выровнять энергию валентных электронов. Экспериментальным подтверждением такого действия поверхностных сил служит поддержка предельной растворимости компонентов всех жидких растворов.

В силу последовательного расположения и центральной симметрии атомных орбиталей полярные диаграммы атомов имеют центральные оси и центральную симметрию. Центральная симметрия заключает в себе структурный базис, которому отвечает повторяемость. В самом общем случае центральная симметрия дает интервал, через который повторяется элемент структуры, или, как говорят, элементарный мотив. На атомном уровне таким повторяющимся элементом может быть один атом, два атома или сложная группа атомов. Этот подход может быть полезен, говоря об одинарной, двойной и т.д. решеточных структурах, в которых элементарная ячейка содержит один, два и т.д. атомов.

Физический смысл мотива осевой симметрии полярной диаграммы атома в представлении элементарной структуры – взаимного пространственного расположения соседей атома по группе, которое отвечает ориентации их орбиталей и ведет к понижению избыточной свободной энергии. Стоит отметить, что все одинарные и двойные решеточные структуры являются центрально-симметричными, а кристаллические структуры большинства металлов могут быть отнесены к одной из этих двух групп.

Координативное число у большинства жидких металлов лишь незначительно меньше 12, что указывает на возможность существования локальных групп, в которых 12 атомов окружают центральный атом и принципиально могут образовать конфигурацию, отвечающую кубической или гексагональной плотной упаковке. Свойство симметрии полярной диаграммы требует одного – чтобы ближайшие соседи центрального атома были расположены строго симметрично.

Если за начало отсчета принять центральный атом, то соседнему атому, положение которого определяет точка x, должен соответствовать такой же атом в положении $-x$. Соседний атом подобным же образом может рассматриваться центральным. Если он способен повторить элементарный мотив, то очевидно возникает представление о решетке как естественном каркасе – координативной системе упорядочивания межатомной конфигурации.

Как уже отмечалось, осям полярной диаграммы соответствуют экстремумы плотности поверхностной энергии. Вдоль осей симметрии действуют дополнительные силы притяжения и отталкивания. Они влияют на ближний порядок тем, что одних соседей приближают, а других – отдаляют. Во всех этих случаях дополнительные центральные силы только подчеркивают порядок в повторяемом мотиве и участвуют в его поддержании.

Однако если положения атомов межатомных конфигураций жидкого металла усреднить надлежащим образом по времени, то оно имеет смысл только для ограниченных отрезков времени, в течение которых порядок наблюдается, затем искажается и возобновляется. Можно предположить, что макроскопическая межатомная конфигурация состоит из хаотически ориентированных локальных групп атомов, обладающих порядком и имеющих атомные размеры.

Диффузионная подвижность атомов искажает порядок и уничтожает группы с направленным повторением, а избыточная поверхностная энергия макро-

конфигурации повторно и систематически восстанавливает тот же структурный мотив, но так, что новые группы по числу атомов и ориентации мотива отличаются от тех, что были на их месте. В результате периодического возобновления и уничтожения локальных групп, обладающих элементарным структурным мотивом, дальний порядок в макроконфигурации не может утвердиться.

Атомы занимают свои позиции в локальных группах более или менее случайно. Высокая диффузионная подвижность атомов искажает базисный мотив и возвращает центрально симметричное расположение атомов к хаотическому. Базис со всей определенностью дает сходство строения локальных групп с решеточным, а возврат строения этих же групп к хаотическому указывает на близость их же строения к газоподобному. Можно говорить, что именно локальные группы вносят двойственность в строение жидкого сплава.

Локальные группы образуются действием сил избыточной поверхностной энергии атомов. Флуктуации избыточной поверхностной энергии приводят к смене строения локальных групп. Смена строения локальных групп связана с периодическим искажением положения орбиталей атомов. Близость перехода жидкого агрегатного состояния в твердое понижает устойчивость и, соответственно, повышает частоту искажений атомных орбиталей.

Показательно, что двойственность строения жидких сплавов усиливается вблизи температуры затвердевания и постепенно исчезает по мере их перегрева.

Двойственность строения не отражается на физических свойствах жидких сплавов, так как группы атомов с временным ближним порядком не обладают структурной самостоятельностью. Свойства жидких сплавов определяются хаотичным строением межатомных конфигураций, где каждый атом большую часть времени не "привязан" к определенному положению.

Заключение

1. Жидкий металлический раствор является конденсированной средой, где изменения в межатомных конфигурациях происходят при постоянном атомном объеме и преобладает центральное взаимодействие между атомами. Металлическая связь делает атомы электрически нейтральными частицами среды. Центральное взаимодействие дает лучшую аппроксимацию реальных сил, действующих между атомами и зависящих от числа и размещения их соседей по межатомной группе.

Реальные дальнодействующие силы притяжения оказываются сбалансированными с силами отталкивания на некотором равновесном расстоянии, которое принимается как истинное межатомное расстояние. При установившемся в среде равновесии межатомные группы и конфигурации устойчивы по отношению к бесконечно малым однородным деформациям растяжения и сжатия.

Сбалансированные центральные силы являются нейтральными к вращениям, одиночным и групповым сдвигам атомов, даже если сдвиговые деформации велики и бесконечно малы. Поэтому при плотной упаковке атомы располагаются хаотично, а конденсированная среда оказывается текучей.

2. Внешние условия способны влиять на состояние среды. Часть энергии, которую расплав отдает с внешним теплоотводом, изменяет взаимодействие положительно заряженных ядер атомов с "газом" обобщенных отрицательных электронов. Искажение взаимодействий происходит вследствие близости наступления фазового перехода беспорядок–порядок, который связан с изменением структуры среды. Искажение электронного взаимодействия ведет к накоплению свободной избыточной энергии в пограничных слоях электронной оболочки атомов, которые "заполнены" мигрирующими электронами. Накопление избыточной поверхностной энергии будет характеризовать полярная диаграмма атома.

3. Жесткие электронные оболочки атомов металлов имеют центральные симметрии, так как атомные орбитали являются центральными и расположены последовательно. Естественно, что полярные диаграммы свободной поверхностной энергии атома наследуют центральную симметрию электронных оболочек. Центральная симметрия хранит базис, основным мотивом которого является повторяемость. В самом общем случае центральная симметрия дает интервал, через который повторяется элемент структуры. На атомном уровне элементарный мотив задается повторением пространственного расположения соседей центрального атома по межатомной группе.

Градиент плотности поверхностной энергии определяет уровень действующих реальных поверхностных сил. Поверхностными силами движет стремление устранить искажения атомных орбиталей. Путем поворотов и групповых сдвигов атомы создают новую конфигурацию вследствие того, что свободная энергия одного расположения сама по себе ниже, чем другого. Можно представить, что новые конфигурации будут устойчивы при центральной симметрии, мотив которой создают полярные диаграммы атомов. Очевидно, появление новых структурированных конфигураций – кластеров отвечает радикальным атомным перегруппировкам, даже если их размеры соизмеримы с атомными.

4. При этом структурированные конфигурации не могут быть зародышами для перестройки хаотичной атомной структуры расплава в решеточную, которую имеют кристаллические зерна. Энергетическим барьером служит не количество атомов и атомные размеры структурированных конфигураций, а требование к химическому составу кристаллизующейся фазы, который должен отличаться от химического состава расплава, структура которого стала неустойчивой. Струк-

турированные конфигурации инициируют не зародышеобразование, а специальное структурное превращение, открывающее путь фазовым реакциям.

5. Процессы образования и распада структурированных конфигураций представляют флуктуации структуры исходного жидкого состояния. Движущие силы для межатомной перегруппировки дает слабая избыточная поверхностная энергия атомов. Хотя флуктуации существуют временно, но их появление связано с переходом жидкого литейного сплава в метастабильное состояние.

По мере теплоотвода плотность флуктуаций растет, говоря о накоплении избыточной свободной энергии в метастабильном жидком сплаве. Определенное время метастабильная система остается устойчивой по отношению к всевозможным флуктуациям, поскольку имеет возможность путем сдвиговых деформаций ослаблять взаимодействия между атомами и понижать устойчивость структурированных конфигураций. Они распадаются с конечной скоростью, которая определяется скоростью диффузии. Когда же система исчерпывает все свои возможности поддерживать первоначальное строение, то из метастабильной становится квазиустойчивой, теряя при этом способность поддерживать предельную растворимость компонентов. Система распадается на структурные объемы, в пределах которых локализуются фазовые реакции [6].

Квазиустойчивое состояние межатомных конфигураций локализовавшихся структурных объемов поддерживается дополнительной избыточной энергией путем использования энергии фазового перехода "лишних" частиц. Они отдают избыточную свободную энергию межатомной конфигурации, а последняя освобождается от них диффузионным переносом к своим границам.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Марч Н.Г.** Жидкие металлы. М.: Металлургия, 1972. 290 с.

2. **Вилсон Д.Р.** Структура жидких металлов. М.: Металлургия, 1973. 221 с.

3. **Уббелоде А.Р.** Расплавленное состояние вещества. М.: Металлургия, 1982. 467 с.

4. **Гаврилин И.В.** Плавление и кристаллизация металлов и сплавов. Владимир, 2000. 260 с.

5. **Кристиан Дж.** Теория превращений в металлах и сплавах. Ч. 1. Термодинамика и общая кинетическая теория. М.: Мир, 1978. 806 с.

6. **Семёнов В.И.** Зарождение кристаллической фазы при затвердевании металлов // Заготовительные производства в машиностроении. 2007. № 9. С. 3–9.

Вячеслав Иванович Семёнов, канд. техн. наук

Л.А. Павеле *(Тульский государственный университет)*

Влияние энергетических и газогидродинамических параметров лазерной резки на формирование реза и течение пленки расплава

Представлены исследования формирования лазерного реза и течения пленки расплава с помощью физико-математической модели и программного обеспечения. Продемонстрированы основные физические закономерности и расчеты энергетических и газогидродинамических характеристик процесса резки.

The investigation of the formation of the cut and flow of the melt film during laser cutting by means of physical-mathematical model and software has been introduced. The basic physical mechanisms and calculations of energetic and gas-hydrodynamic characteristics of laser cutting have been demonstrated.

Теоретические и экспериментальные исследования физико-химических, тепловых и газогидродинамических процессов лазерной резки (ЛР) традиционно привлекают к себе внимание и всесторонне развиваются.

Особенный интерес эти исследования приобрели с разработкой компьютерных систем проектирования, позволяющих значительно сократить сроки освоения новых технологий и повысить эффективность производства. При разработке лазерных технологических комплексов и систем компьютерного проектирования возникает необходимость в расчетно-теоретическом исследовании формирования резов как основного процесса, определяющего качественные показатели ЛР.

В аналитических и экспериментальных исследованиях [1–7] выявлены многочисленные факторы, определяющие производительность и качественные показатели процесса ЛР и которые необходимо учитывать при проектировании технологии. Эти параметры можно условно разбить на следующие группы:

1) *энергетические параметры*: мощность лазерного излучения; плотность мощности (определяется модовым составом и поляризацией); коэффициенты поглощения и отражения материала;

2) *параметры оптической системы*: аберрации; нестабильности юстировки; формы и параметры опти-

ческих элементов, угол схождения пучка; величина заглубления фокуса; фокусное расстояние;

3) *газодинамические параметры*: конструкция и диаметр сопла подачи режущего газа; условия истечения газа; параметры газа: давление, род газа, расход, чистота;

4) *гидродинамические параметры*: физические, металлургические и химические показатели разрезаемого материала.

ЛР является многофакторным процессом, поэтому ее результат трудно спрогнозировать. Физические и технологические факторы, определяющие течение и результат резки, относятся к областям газовой динамики, гидродинамики, оптики, теплопередачи, охватывают широкий спектр процессов и явлений.

В настоящей статье представлены исследования влияния энергетических и газогидродинамических параметров на формирование резов и течение пленки расплава и при ЛР непрерывным излучением с помощью физико-математической модели Л.А. Павеле, В.А. Судника [4, 5]. Инструментом для исследований является разработанное на базе модели программное обеспечение CutSim для расчета технологических параметров ЛР углеродистой и аустенитной сталей и алюминиевого сплава типа АМг толщиной 1...10 мм в кислороде, азоте и инертном газе [8].

Реальный процесс резки можно рассматривать как сумму двух одновременно протекающих процессов: квазистационарного движения фронта резки и нестационарного образования (периодичности) шероховатости кромок реза. Такой подход аналогичен рассмотрению квазистационарного движения сварочной ванны без учета периодичности кристаллизации ее хвостовой части.

Для определения скорости заглубления на передней стенке канала реза использовали классический баланс энергии из работы А.Г. Григорьянца [9]:

$$v_{заг} = \frac{E(x, y, z)}{\rho_т (H_{пл} + \delta_и H_и)}, \qquad (1)$$

где $E(x, y, z)$ – плотность мощности; $\rho_т$ – плотность материала в твердой фазе; $H_{пл}$ – удельная энтальпия плавления; $H_и$ – энтальпия испарения; $\delta_и$ – доля металла на испарение.

Плотность мощности определяется выражением

$$E(x, y, z) = \frac{2P_н}{\pi r_f^2} e^{\frac{x^2+y^2}{r_f^2}}, \qquad (2)$$

где $P_н$ – мощность нагрева, определяющая скорость заглубления; r_f – радиус луча в фокусе.

Мощность на нагрев определяется из баланса затрат на удаление единичного объема материала (рис. 1):

$$P_н = P_А + P_х - P_г - P_т, \qquad (3)$$

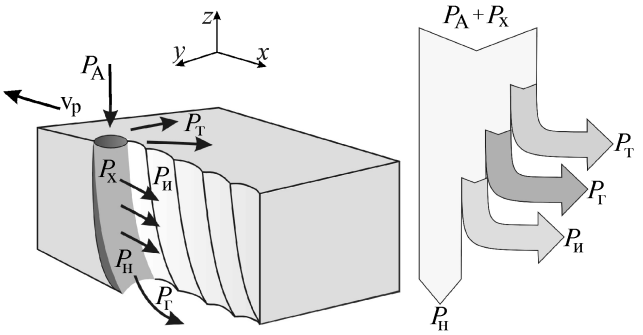


Рис. 1. Иллюстрация энерготеплового баланса:
$P_и$ – потери мощности на испарение; $v_р$ – скорость резки

где $P_А$ – поглощенная мощность лазера; $P_х$ – мощность химических реакций (выделяется от экзотермической реакции окисления при ЛР в кислороде и азоте); $P_г$ – потери мощности на охлаждение режущим газом; $P_т$ – потери мощности на теплопроводность.

Интегрируя (1) в пределах от $-x_0$ до $+x_0$, получаем уравнение профиля канала реза

$$z(x, y) = \int_{-x_0}^{+x_0} \frac{2(P_А + P_х - P_г - P_т)}{\pi r_f^2 \rho_т (H_{пл} + \delta_и H_и) v_р} e^{-\frac{x^2+y^2}{r_f^2}} dx, \qquad (4)$$

где $x_0 = 4r_f$.

Радиус луча в фокусе определяется из выражения

$$r_f = \frac{\lambda}{\pi} \frac{F_s}{r_л} \frac{1}{K} + 4C_a \frac{r^3}{F_s^2}, \qquad (5)$$

где λ – коэффициент теплопроводности; $r_л$ – радиус луча на линзе; F_s – фокусное расстояние; K – показатель качества луча; C_a – коэффициент, зависящий от показателя преломления и радиуса закругления фокусирующей линзы. Второе слагаемое учитывает дополнительно погрешность от сферической аберрации.

Построение профиля канала реза по указанным зависимостям требует учета оптических, энергетических и газогидродинамических параметров процесса.

Поглощенная мощность лазера определяется выражением

$$P_А = AP_л, \qquad (6)$$

где А – коэффициент поглощения; $P_л$ – мощность лазера.

Выражение для определения мощности химической реакции при резке в кислороде и азоте имеет вид

$$P_х = X_о m_{Me} H_{MeO}, \qquad (7)$$

где H_{MeO} – энтальпия реакции окисления; m_{Me} – массопоток металла в резе; $X_о$ – доля окисленного металла в расплаве.

Долю оксидов в расплаве $X_о$ рассчитывают в зависимости от чистоты струи кислорода. При загрязнении кислорода примесями доля оксидов зависит от

чистоты струи кислорода, скорости ее истечения и коэффициента диффузии кислорода при температуре его нагрева в пограничном слое.

Для расчета потерь мощности на охлаждающее действие газовой струи можно использовать следующее аналитическое выражение:

$$P_г = \lambda_г \mathrm{Nu} b_р (T_с - T_0), \quad (8)$$

где $\lambda_г$ – коэффициент теплопроводности газа; Nu – число Нусельта; $b_р$ – ширина реза; $T_с$ – температура струи на выходе из сопла; T_0 – начальная температура;

$$\mathrm{Nu} = \begin{cases} 0{,}664\mathrm{Pr}^{1/3}\sqrt{\mathrm{Re}} & \text{для ламинарного потока газа;} \\ 0{,}037\mathrm{Pr}^{1/3}\mathrm{Re}^{4/5} & \text{для турбулентного потока газа,} \end{cases} \quad (9)$$

где Pr – число Прандтля (указывает на соотношение кинематической вязкости и температуропроводности. Для кислорода Pr = 0,7); Re – число Рейнольдса.

За счет теплопроводности на фронте резки происходит нагрев окружающего металла с образованием на краю реза структурных изменений зоны термического влияния. Потери мощности на теплопроводность определяют по формуле [6]

$$P_т = b_р d v_р \rho_т c(T_{пл} - T_0)\left[\frac{\sqrt{2\pi}}{\mathrm{Pe}} e^{-\frac{\mathrm{Pe}^2}{4}} K_0^{-1}\left(\frac{\mathrm{Pe}^2}{4}\right) - 1\right], \quad (10)$$

где c – коэффициент теплоемкости; $T_{пл}$ – температура плавления; $\mathrm{Pe} = \frac{b_р v_р}{2a}$ – число Пекле; a – средняя температуропроводность; K_0 – модифицированная функция Бесселя нулевого порядка.

При формировании и удалении пленки расплава на передней стенке канала реза доминируют газо- и гидродинамические процессы взаимодействия между расплавом и сверхзвуковой струей газа. В основной своей части поток газа в резе невязкий и сверхзвуковой с турбулентными пограничными слоями на стенках и фронте реза. Расплав стекает по стенкам и фронту в виде пленки толщиной $\Delta d_р$ со скоростью $v_п$ (рис. 2, где $F_{ин}$ – сила инерции; $F_{тр}$ – сила трения; $F_{с.н}$ – сила скоростного напора; $F_{ср}$ – срезывающая сила).

Толщину пленки расплава приняли постоянной по ширине и возрастающей от нуля на верхнем срезе листа до максимального значения на нижней кромке $\Delta d_р$ и при ЛР в кислороде состоит из двух зон: окисления (толщиной $\Delta d_о$) и плавления.

При расчете толщины пленки расплава для листов до 10 мм рассматривали только течение в направлении струи газа без учета азимутальной компоненты сил. Выходящий из режущего сопла газ воздействует на фронт резки как сила скоростного напора $F_{с.н}$ и срезывающая сила $F_{ср}$, которые ускоряют расплав в

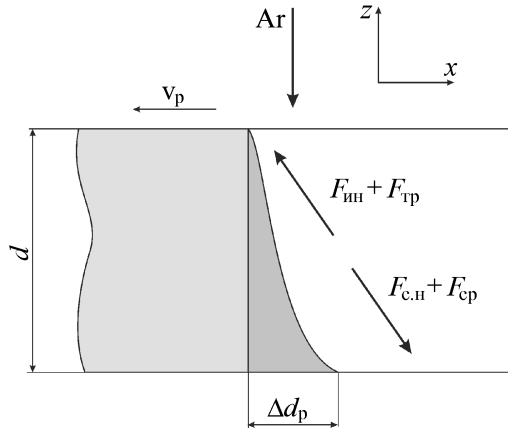


Рис. 2. Осевая модель течения расплава при лазерной резке в аргоне

осевом направлении к нижней кромке стыка. Сила инерции $F_{ин}$ и сила трения $F_{тр}$ о стенки между расплавом и твердым телом действуют как удерживающие силы. Баланс сил имеет вид

$$F_{с.н} + F_{ср} = F_{ин} + F_{тр}. \quad (11)$$

При резке пластин толщиной более 10 мм масса расплава, уносимая на боковые стенки реза под действием термокапиллярных сил, в несколько раз превышает массу расплава, удаляемую воздействием газовой струи. Термокапиллярный эффект в большинстве материалов связан с уменьшением силы поверхностного натяжения при увеличении температуры, т.е. $\sigma'_T = \frac{\partial\sigma}{\partial T} < 0$.

Считают, что на движение пленки значительное действие оказывают градиент давления по толщине листа и трение со стороны потока газа. Термокапиллярные силы слабо влияют на скорость течения расплава в осевом направлении, так как связанная с их действием скорость расплава направлена поперек фронта резки (рис. 3, где $F_ц$ – центробежная сила).

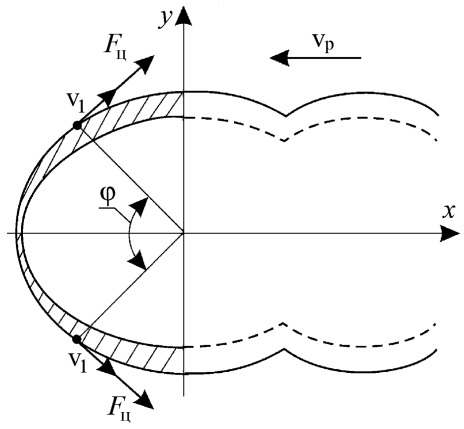


Рис. 3. Схема поперечного растекания расплава

Из-за неравномерного поверхностного натяжения пленки расплава масса металла начинает двигаться по контуру канала реза, вызывая появление центробежной силы [1, 3, 10, 11]. Спроецировав вектор центробежной силы $\vec{F}_ц$ на линию действия остальных сил, получим баланс следующего вида:

$$F_{с.н} + F_{ср} + F_ц \cdot \sin\varphi = F_{ин} + F_{тр}. \qquad (12)$$

Одним из основных параметров, определяющих формирование реза, а значит толщину и скорость удаления пленки расплава, является скорость течения режущего газа. Для определения зависимости толщины расплава от скорости резки и давления режущего газа в осевом балансе сил необходимо учитывать структуру потока газа в резе.

В стыке струя управляется фронтом резки и поверхностью реза, но позади открытого стыка она может расширяться. В типичной ситуации течение можно схематически представить в виде трех областей (рис. 4).

Так как ширина реза в 3–4 раза меньше диаметра струи, то перед преградой возникает прямой скачок уплотнения. В первой области, между срезом сопла и скачком уплотнения, поток представляет собой начальный участок сверхзвуковой осесимметричной недорасширенной струи с неоднородным распределением скорости по радиусу.

Вторая область имеет сложную трехмерную структуру и завершается формированием внутри реза плоского околозвукового сечения.

Третья область охватывает большую часть течения газа в резе и по структуре аналогична плоской сверхзвуковой недорасширенной струе. Здесь газ ускоряется до значений числа Маха $M > 2$, и давление в струе падает ниже атмосферного, в результате чего ускорение сменяется торможением.

Поток газа в области стыка возобновляет расширение вдоль поверхности детали и в направлении открытого канала реза. При этом в зависимости от параметров газа, вида сопла и геометрии реза будут наблюдаться периодически отраженные скачки уплотнения, а также особенно при неблагоприятных параметрах в нижней области реза относительно направления резки асимметричное изменение турбулентного граничного слоя на фронте резки.

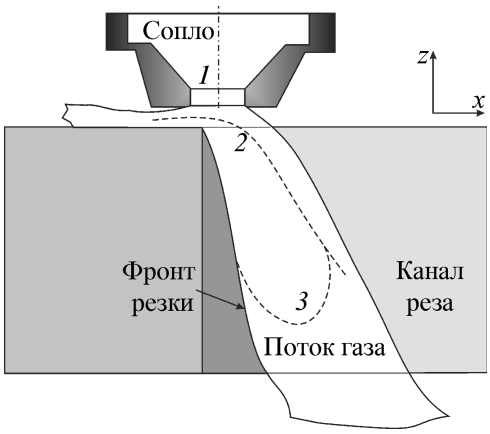


Рис. 4. Вид потока газа в резе:
1 – осесимметричная сверхзвуковая струя; *2* – дозвуковая область; *3* – плоская сверхзвуковая струя; штриховой линией обозначены скачки уплотнения

Все эти явления означают, что выше критического давления в резе фактически преобладает сверхзвуковой поток. Для оценки его скорости исходят из изотропного расширения режущего газа. Скорость потока газа в резе рассчитывают по формуле

$$v_г = c_0 \sqrt{\frac{2}{k_0 - 1}\left[1 - \left(\frac{p_{вых}}{\bar{p}_0}\right)^{\frac{k_0 - 1}{k_0}}\right]}, \qquad (13)$$

где c_0 – скорость звука в состоянии покоя; k_0 – адиабатный показатель; $p_{вых}$ – давление на выходе из сопла; $\bar{p}_0$ – давление покоя за поверхностью стыка.

Составляющие уравнения профиля канала реза позволяют учесть гидродинамику течения расплава, химические реакции, протекающие на передней стенке, сверхзвуковое течение струи газа. Получив с помощью уравнения (4) продольное и поперечное сечение канала реза, можно оценить следующие параметры: ширину реза на верхней и нижней кромках; угол наклона кромки реза; максимальную глубину прорезания при заданных технологических режимах.

Решая уравнение (4) относительно пленки расплава $\Delta d_р$, можно получить ее распределение по толщине листа. Такое описание позволяет отследить момент, когда толщина расплава в нижней части будет критической, т.е. при постоянных параметрах процесса произойдет перекрывание ширины реза толщиной пленки в нижней части. В этом случае прорезание перестает быть полным.

Возникновение режима неполного прорезания при прочих равных условиях обусловлено повышенной скоростью резки. Следовательно, эта критическая точка v_{max} (рис. 5) позволит определить максимальную скорость резки для заданного режима обработки, выше которой прорезание отсутствует.

На рис. 5 приведена зависимость вводимых и отводимых мощностей лазера для стали 20, на котором выделена точка, соответствующая максимальной скорости резки исходя из условия полного прорезания на заданных режимах обработки. Выше указанной точки превалируют затраты мощности и, следовательно, отсутствует прорезание. Максимальная скорость резки является важным технологическим параметром, позволяющим оптимально использовать производительность лазерного комплекса.

Остается невыясненным еще одна определяющая характеристика: шероховатость боковых стенок, и как следствие, возникает вопрос: будет ли на режимах с максимальной производительностью оптимальная

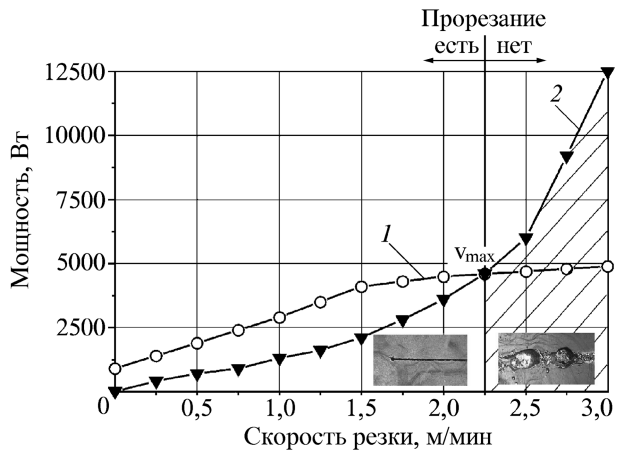


Рис. 5. График баланса затрат на удаление единичного объема материала при лазерной резке в кислороде стали 20 толщиной 5 мм при мощности 1000 Вт, давлении 50 кПа:
1 – сумма вводимых мощностей $P_{+\Sigma} = P_А + P_х$; *2* – сумма отводимых мощностей $P_{-\Sigma} = P_н + P_т + P_г + P_и$

шероховатость? Чтобы ответить на этот вопрос, необходимо описать динамику образования шероховатости стенок реза.

Для оценки амплитуды шероховатости стенок реза воспользуемся методиками Н.К. Макашева, Е.С. Асмолова [3] и В.С. Голубева [1]. Предположили, что стационарное пленочное течение в области верхней кромки не реализуется. Вместо этого происходит периодическое нарастание на кромке капли (валика или ступеньки) расплава до некоторого критического размера $l_{кр}$, после чего валик соскальзывает по фронту реза под действием сил со стороны потока газа. При ЛР материал удаляется вниз вдоль передней стенки. Процесс продвижения фронта резки вдоль заготовки квазистационарный.

Приняли, что процесс резки осуществляется ступенчато: лазерный луч набегает на поверхность образца перед кромкой, начинает прогревать эту поверхность, и при достижении температуры разрушения (плавления или горения) площадка размером $l_{кр}$ начинает проваливаться параллельно кромке реза со скоростью $v_п$ (рис. 6). Верхняя кромка периодически уходит из-под луча вперед по направлению резания после смыва с нее ступеньки расплава размером $l_{кр}$, и только после перемещения на нее луча процесс образования ступеньки повторяется.

Периодический характер уноса расплава позволяет оценить амплитуду шероховатости на стенках реза при резке непрерывным лазерным излучением по аналогии с импульсно-периодическим режимом. Следовательно, шероховатость можно отождествить с размером $l_{кр}$.

Предположили, что каждый раз после схода очередного валика расплава формируется поверхность фронта, близкая к цилиндрической. Пересечение двух

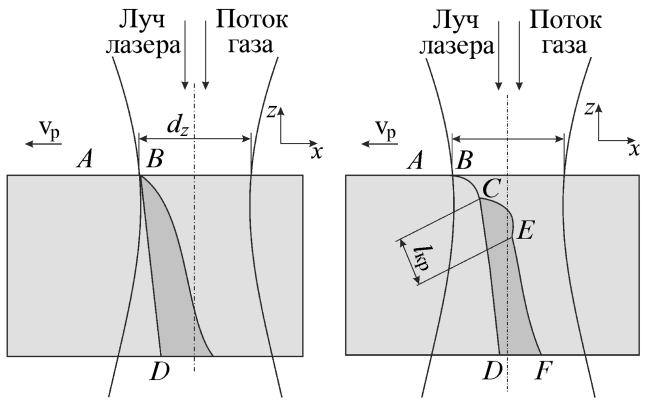


Рис. 6. Геометрия зоны расплава во время движения ступеньки:
ABCD – граница твердой фазы; d_z – диаметр луча в области резания

таких поверхностей образует на боковой стенке "гребешок", высота которого является амплитудой шероховатости и определяется следующим образом:

$$\Delta_{Rz} = \frac{l_{кр}^2}{d_z}, \qquad (14)$$

$$l_{кр} = \sqrt{\frac{\sigma_р d_z (1 - M^2)}{p k_0 M^2}}, \qquad (15)$$

где $\sigma_р$ – поверхностное натяжение расплава; p – давление газа на входе в рез.

Из (14) и (15) очевидно, что амплитуда шероховатости зависит от давления режущего газа. Критический размер ступеньки расплава находится в обратной зависимости от силы, действующей на каплю со стороны потока газа. Таким образом, для уменьшения шероховатости стенок реза целесообразно увеличение давления режущего газа.

Прямой зависимости шероховатости боковых стенок от скорости резки не наблюдается. Поэтому делать выводы о снижении или увеличении шероховатости со скоростью резки нельзя. Для оценки этого влияния необходимо комплексное рассмотрение всех протекающих процессов в рамках одной модели.

Моделирование образования регулярной шероховатости с учетом сил, действующих на пленку расплава и неоднородности течения потока газа, выражающуюся в наличии скачков уплотнения вдоль фронта резки, является достаточно сложной задачей. Одно из ее решений предложено Л.А. Павеле, В.А. Судником [4, 5].

Комплексное рассмотрение процессов, протекающих на передней стенке канала реза, позволило смоделировать процесс образования шероховатости стенок реза и получить расчетные зависимости параметра шероховатости от технологических параметров обработки (рис. 7).

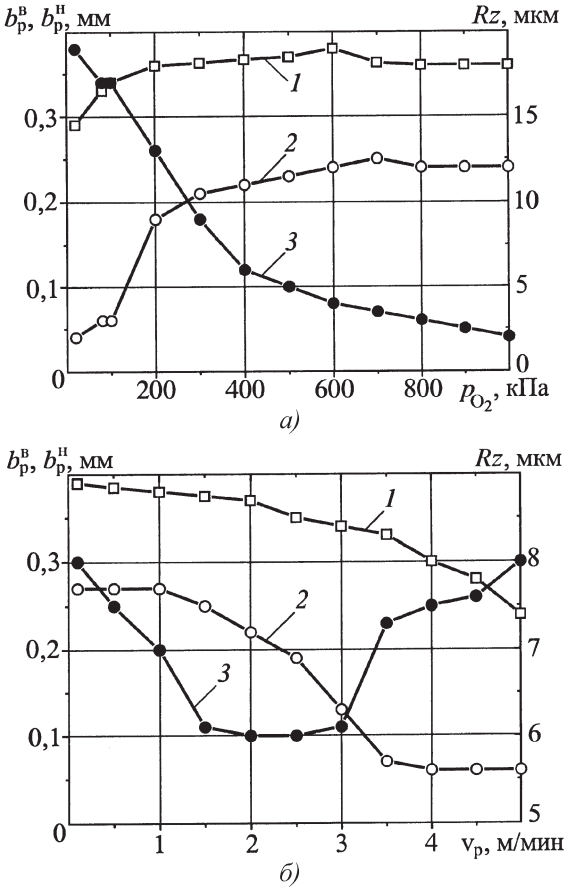


Рис. 7. Зависимость ширины реза на верхней $b_р^в$ (*1*) и нижней $b_р^н$ (*2*) кромках и параметра шероховатости *Rz* (*3*) боковых стенок (сталь 20 толщиной *d* = 10 мм; $P_л$ = 1000 Вт; $v_р$ = = 2 м/мин):
а – от давления кислорода p_{O_2}; *б* – от скорости резки $v_р$

Установлено, что увеличение давления кислорода приводит к уменьшению параметра шероховатости (см. рис. 7, *а*). Следовательно, для уменьшения шероховатости стенок реза резку рекомендуется осуществлять на повышенном давлении. С увеличением скорости резки параметр шероховатости уменьшается, а затем увеличивается (см. рис. 7, *б*). Превышение скорости резки более 3 м/мин приводит к значительному ухудшению качества резов. Это объясняется нелинейной зависимостью параметра шероховатости от скорости резки и скорости течения газовой струи.

На низких скоростях максимальная толщина пленки расплава будет меньше, чем на высоких. До определенных значений толщина пленки в нижней ее части растет равномерно. При дальнейшем увеличении скорости резки будут наблюдаться нестабильности: сильное расширение расплава в нижней части будет приводить к растеканию его на боковые стенки, что и приведет к увеличению шероховатости.

С помощью модели Л.А. Павеле и В.А. Судника [4, 5] с учетом погрешности (для ширины реза и угла наклона фронта резки соответственно 10,4 и 13 % для стали 20 и 9,7 и 21 % для стали 12Х18Н10Т) можно получить изображение продольного и поперечного изображений реза. Примеры таких изображений в сопоставлении с натурными образцами представлены на рис. 8, 9.

Оценивая параметры качества резов, моделируемых с помощью модели Л.А. Павеле и В.А. Судника [4, 5], по стандарту ISO 9013–2002 можно определить области оптимальных скоростей обработки (рис. 10).

Установлено, что всегда существует диапазон режимов, при котором шероховатость и угол наклона кромки реза минимальны. Для снижения шерохова-

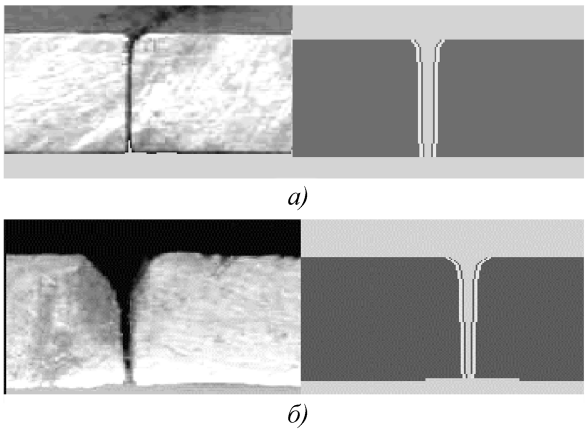


Рис. 8. Сопоставление экспериментальных (слева) и расчетных (справа) поперечных шлифов реза:
а – сталь 12Х18Н10Т; *d* = 4 мм; $v_р$ = 0,60 м/мин; $P_л$ = = 600 Вт; p_{O_2} = 50 кПа; *б* – сталь 20; *d* = 5 мм; $v_р$ = = 0,40 м/мин; $P_л$ = 600 Вт; p_{O_2} = 60 кПа

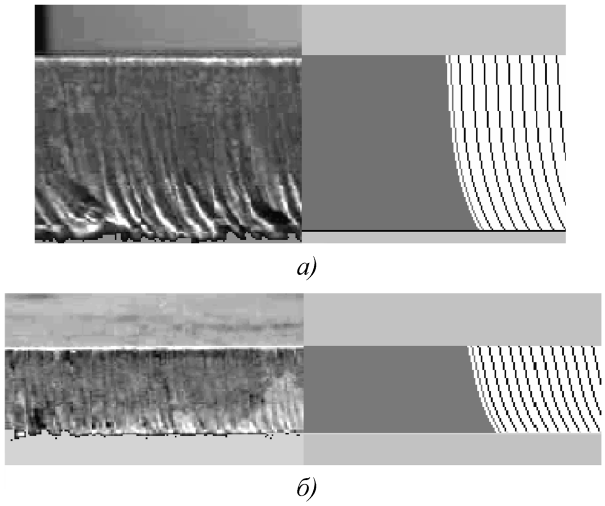


Рис. 9. Сопоставление экспериментальных (слева) и расчетных (справа) поперечных шлифов реза стали 20:
а – *d* = 10 мм; $v_р$ = 0,20 м/мин; $P_л$ = 800 Вт; p_{O_2} = 65 кПа; *б* – *d* = 5 мм; $v_р$ = 0,40 м/мин; $P_л$ = 660 Вт; p_{O_2} = 30 кПа

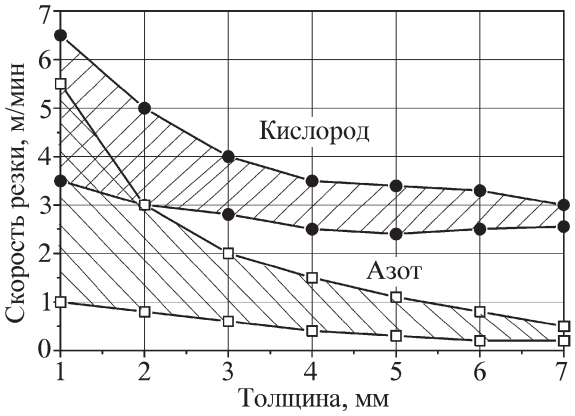


Рис. 10. Оптимальные области скоростей резки $v_р$ в зависимости от толщины разрезаемого материала для стали 12Х18Н10Т при $P_л$ = 1250 Вт и давлении 1,25 МПа

тости и угла наклона кромки реза целесообразно повышение давления для любых материалов. Так как зависимость параметра шероховатости кромок от скорости резки имеет минимум, то для обеспечения требуемой шероховатости необходимо ограничивать скорость резки, согласно рис. 11, а также повышать давление режущего газа.

Таким образом, в работе с помощью компьютерной модели Л.А. Павеле, В.А. Судника продемонстрированы основные физические закономерности и расчеты энергетических и газогидродинамических характеристик процесса резки, представлена оценка их влияния на формирование резов и течение пленки расплава.

Показано, что учет неоднородности потока газа, выражающейся в наличии скачков уплотнения вдоль фронта резки в сочетании с балансом сил, действующих со стороны потока газа на пленку расплава в осевом направлении, позволяет объяснить зависимость ее толщины от скорости газа и скорости резки.

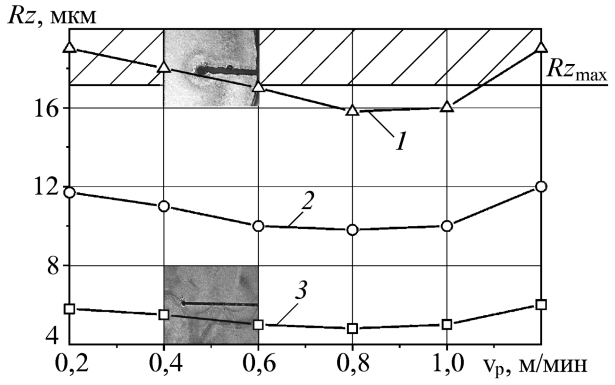


Рис. 11. Зависимость параметра шероховатости *Rz* боковых стенок от скорости резки $v_р$ при различном давлении режущего газа:
1 – 150 кПа; *2* – 300 кПа; *3* – 500 кПа; Rz_{max} – максимальная допустимая шероховатость поверхности реза для заданной толщины и режимов

Уточнение физического механизма формирования резов и сопровождающих его процессов расширит рамки применения модели Л.А. Павеле, В.А. Судника. Результаты исследований позволяют оптимизировать режимы ЛР металлов непрерывным излучением и могут быть использованы в исследованиях процессов лазерной обработки материалов, связанных с глубоким проникновением лазерного луча в материалы, таких как лазерная сварка с глубоким проплавлением, лазерное сверление и т.д.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Голубев В.С.** Анализ моделей динамики глубокого проплавления материалов лазерным излучением: Препринт ИПЛИТ РАН № 83. Шатура, 1999. 150 с.

2. **Лазерная** техника и технология. Кн. 7. Лазерная резка металлов / под ред. А.Г. Григорьянца. М.: Высш. шк., 1988. 127 с.

3. **Макашев Н.К., Асмолов Е.С. и др.** Газогидродинамика резки металлов непрерывным лазерным излучением в инертном газе // Квантовая электроника. 1992. № 9. С. 910–915.

4. **Павеле Л.А.** Анализ газогидродинамических процессов при компьютерном проектировании технологии газолазерной резки // дисс... канд. техн. наук. Москва, 1999. 158 с.

5. **Павеле Л.А., Судник В.А**. Компьютерное исследование процесса газолазерной резки // Компьютерные технологии в соединении материалов. Тула: ТулГУ, 2001. С. 148–152.

6. **Petring D.** Anwendungsorientierte Modellierung des Laserstrahlschneidens zur rechnergestuetzten Prozessoptimierung. Monographie: Lasertechnik, Aahen. 1994.

7. **Franke J.W.** Modellierung und Optimierung des Laserstrahlbrennschneidens neidriglegierter Stahle. Düsseldorf: DVS Verlag, 1994. 172 p.

8. **Судник В.А., Павеле Л.А., Жуков Д.В.** Программное обеспечение для компьютерного проектирования технологии газолазерной резки // Сварка и смежные технологии // Всероссийская науч.-техн. конф.: сб. докл. М.: МЭИ (ТУ), 2000. С. 396–401.

9. **Григорьянц А.Г.** Основы лазерной обработки материалов. М.: Машиностроение, 1989. 304 с.

10. **Анисимов Н.Р., Асмолов Е.С. и др.** Физическая модель лазерной резки металлов // Изв. АН. Сер. физическая. 1995. № 2. С. 179–183.

11. **Каюков С.В., Гусев А.А.** Устойчивость расплава в парогазовом канале при плавлении металлов импульсным лазерным излучением // Квантовая электроника. 1996. Т. 23. № 11. С. 1025–1028.

Лариса Арвидовна Павеле, канд. техн. наук

УДК 621.983:620.171.3

Ф.В. Гречников, В.В. Уваров, Е.А. Носова *(Самарский государственный аэрокосмический институт им. академика С.П. Королёва)*

Экспериментальное исследование показателей анизотропии от деформации

Установлено проявление анизотропии пластических свойств в плоскости листа различной толщины сплавов алюминия, титана, коррозионно-стойкой стали. Показано изменение показателей поперечной деформации в зависимости от направления вырезки образца относительно оси проката. Выявлен характер изменения коэффициентов поперечной деформации по длине деформированных образцов.

Appearance of plastic properties anisotropy in plane of vary thickness sheet of aluminum, titanium alloys and stainless steel was installed. Change of across strain factors from cut direction considering to rolling axis was shown. Nature of the change transverse deformation factor value on length deformed sample was revealed.

В последнее время для анализа и расчетов процессов обработки давлением все шире применяют теорию пластичности анизотропных сред. Основные положения этой теории сформированы и рассмотрены в ряде работ (например, [1, 2]). Принципиально общей здесь является оценка анизотропии механических свойств с помощью показателей, которые можно определить из соотношений компонент деформаций в условиях линейных схем напряжений.

В связи с этим для практического использования теоретических соотношений необходимо прежде всего экспериментально установить величину и характер изменения показателей анизотропии в процессе деформации.

Воспользуемся для оценки анизотропии коэффициентами поперечной деформации μ_{kl}, определяемыми по результатам испытаний на растяжение [2]:

$$\mu_{kl} = -\frac{d_{\varepsilon k}}{d_{\varepsilon l}} \quad (k, l = 1; 2; 3), \qquad (1)$$

где $d_{\varepsilon l}$ – осевая деформация при растяжении в направлении l; $d_{\varepsilon k}$ – поперечная деформация в направлении k.

Целью данной работы является поэтапное определение продольных и поперечных деформаций и установление экспериментальной связи $\varepsilon_l = f(\varepsilon_k)$. На основании этой связи выявляли величину и характер изменения показателей анизотропии от деформации.

В качестве материалов для испытаний использовали листы из сплавов марок Д16АМ, 1Х18Н9Т, ВТ1-2 и ОТ4-1 толщиной 0,8...1,5 мм. Выбор указанных материалов обусловлен, с одной стороны, недостаточными сведениями об анизотропии свойств этих сплавов, с другой стороны, все более широким распространением их в производстве летательных аппаратов.

Исследованные сплавы не подвергали дополнительной термообработке и соответствовали обычно применяемому в штамповочных цехах состоянию поставки – отжигу. Из указанных материалов изготовляли плоские образцы на растяжение с рабочей длиной $L_р = 8B_0$, где B_0 = 20 мм – ширина образцов.

Для изучения характера изменения анизотропии свойств в плоскости листа образцы вырезали под различными углами α (0; 22,5; 45; 67,5 и 90°) к направлению проката. Испытания проводили на разрывной машине "ЦДМУ-30". Деформирование в интервале равномерного удлинения осуществлялось поэтапно.

На поверхность образцов перед испытанием наносили координатную сетку в виде окружностей. Искажения этой сетки в процессе растяжения характеризовали продольную и поперечную деформацию. Размеры осей эллипса после каждого этапа деформирования, как и начальные размеры, замеряли с помощью универсального измерительного микроскопа типа "Zeis IC" (точность замера 1 мкм).

Логарифмические (истинные деформации) рассчитывали по следующим формулам:

$$\varepsilon_k = \ln\frac{b_i}{b_0},\ \varepsilon_l = \ln\frac{l_i}{l_0}, \qquad (2)$$

где l_0, b_0 – начальные размеры ячейки координатной сетки соответственно вдоль и поперек оси образца; l_i, b_i – размеры ячейки (эллипса) соответственно вдоль и поперек направления действия силы после деформации.

Полученные при испытаниях соотношения продольных ε_l и поперечных ε_k деформаций приведены на рис. 1.

Результаты экспериментов свидетельствуют о том, что для исследованных листовых материалов характерна линейная зависимость $\varepsilon_k = f(\varepsilon_l)$. Поэтому показатели μ_{kl} можно считать постоянными. Тангенс угла наклона прямых линий $\varepsilon_k = f(\varepsilon_l)$ определяет величину μ_{kl}.

Из рис. 1 следует, что значения μ_{kl} отличаются от коэффициента поперечной деформации изотропного металла, равного $\mu_{kl} = 0{,}5$. У титановых сплавов ВТ1-2 и ОТ4-1 коэффициент поперечной деформации составил более 0,5, а для дюралюминия Д16АМ – менее 0,5 и только для коррозионно-стойкой стали 1Х18Н9Т этот показатель равен ≈0,5.

Экспериментальные исследования показали также, что степень анизотропии зависит от ориентации образца относительно направления проката (рис. 2).

Поскольку показатели анизотропии постоянны во всем интервале равномерной деформации, то их значения можно определить и по значительным конечным деформациям. Для подтверждения этого положения использовали метод замера поперечных сечений образца, деформированного до разрушения.

Сущность метода состоит в следующем. Участок локальной деформации, приводящей к изменению линейной схемы напряжений при растяжении, охватывает, как правило, лишь часть рабочей длины образца. Поэтому по замерам конечных деформаций сечений, отстоящих на определенном расстоянии от места образования шейки (разрыва), можно судить о соотношении деформаций по толщине ε_l и ширине ε_k, а следовательно, и о величине μ_{kl}.

Практически это осуществлялось следующим образом. Перед испытанием рабочую длину образца разбивали на 10...12 сечений, в каждом из которых замеряли ширину B_0 и толщину t_0. После разрыва образца в этих же сечениях измеряли конечные размеры $B_к$ и $t_к$. Затем для каждого сечения вычисляли коэффициенты поперечной деформации по формуле

$$\mu_{kl} = -\frac{\varepsilon_k}{\varepsilon_l} = \frac{\varepsilon_k}{\varepsilon_k + \varepsilon_t} = \frac{\ln\frac{B_к}{B_0}}{\ln\frac{B_к}{B_0} + \ln\frac{t_к}{t_0}}, \qquad (3)$$

где ε_t – деформация по толщине.

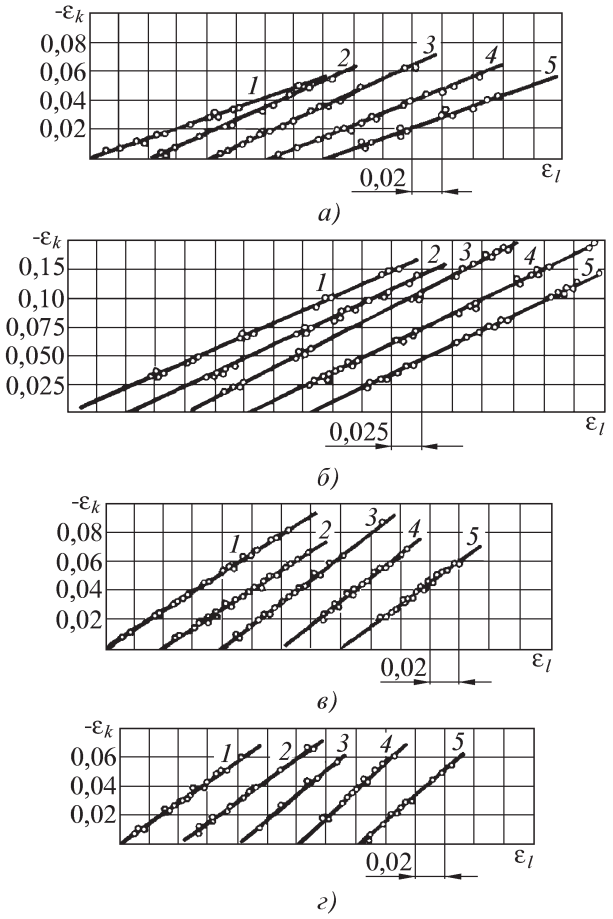


Рис. 1. Соотношения продольных ε_l и поперечных ε_k деформаций в процессе одноосного растяжения образцов из сплавов Д16АМ (*а*), 1Х18Н9Т (*б*); ВТ1-2 (*в*), ОТ4-1 (*г*), вырезанных под различными углами к направлению проката:
1 – 0°; *2* – 22,5°; *3* – 45°; *4* – 67,5°; *5* – 90°

При этом рассматривали случаи разрыва в средней части рабочей длины и в сечениях, расположенных близко к захватным головкам. Типичный характер из-

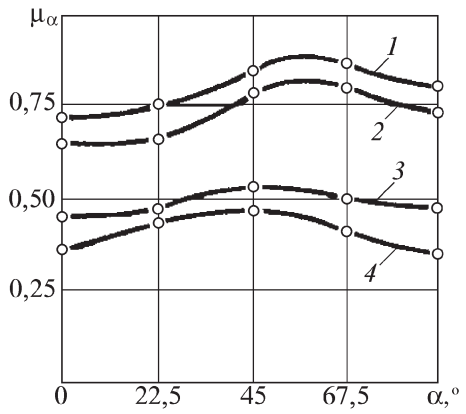


Рис. 2. Изменение показателей анизотропии μ_α в плоскости листа:
1 – ОТ4-1; *2* – ВТ1-2; *3* – 1Х18Н9Т; *4* – Д16АМ

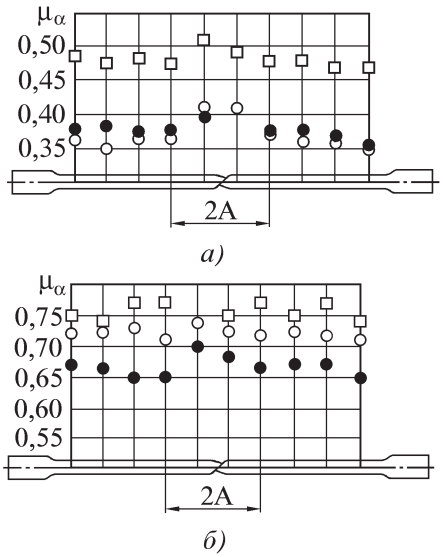


Рис. 3. Характер изменения показателей анизотропии μ_α по длине разрушенных образцов из сплавов Д16АМ (*а*) и ВТ1-2 (*б*):

а: □ – $\mu_{45°}$ = 0,47...0,49 (средние значения); ○ – $\mu_{90°}$ = = 0,35...0,37; ● – $\mu_{0°}$ = 0,36...0,38; *б*: □ – $\mu_{45°}$ = 0,74...0,77; ○ – $\mu_{90°}$ = 0,71...0,73; ● – $\mu_{0°}$ = 0,65...0,67

менения μ_α по длине разрушенных образцов из листовых материалов Д16АМ и ВТ1-2 приведен на рис. 3.

Из рис. 3 следует, что показатели анизотропии имеют довольно близкие значения для всех сечений, удаленных от места разрыва на расстояние более чем A = (1,5...2,0)B_0. Сравнение μ_α, определенных этим способом, с данными рассмотренных выше испытаний (см. рис. 1), показало, что разница их незначительна и не превышает 5 %.

Выводы

1. Исследованные материалы обладают явно выраженной анизотропией свойств. Для титановых сплавов μ_{kl} = 0,7...0,8 (значительно больше 0,5). Алюминиевый сплав Д16АМ, наоборот, имеет μ_{kl} = = 0,35...0,46, т.е. меньше 0,5. Таким образом, общий диапазон значений коэффициентов поперечной деформации для исследуемых сплавов оказался значительным – 0,35...0,8.

2. Показатели анизотропии остаются практически постоянными во всем интервале исследованных деформаций.

3. Характер изменения μ_α в плоскости листа (см. рис. 2) позволяет считать листовые материалы в ряде случаев трансверсально изотропными.

4. Результаты испытаний по замеру поперечных сечений образца, деформированного до разрушения, дают основание считать этот метод достаточно простым и приемлемым для оценки показателей анизотропии листового металла в заводских условиях.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Гречников Ф.В.** Деформирование анизотропных материалов (Резервы интенсификации). М.: Машиностроение, 1998. 448 с.

2. **Арышенский Ю.М., Гречников Ф.В.** Теория и расчеты пластического формоизменения анизотропных материалов. М.: Металлургия, 1990. 304 с.

Федор Васильевич Гречников, д-р техн. наук;
Вячеслав Васильевич Уваров, канд. техн. наук;
Екатерина Александровна Носова, канд. техн. наук

Сурков В.А. *(Казанский государственный технический университет им. А.Н. Туполева),*
Корякин Н.А. *(Ижевский государственный технический университет)*

Технологические процессы формообразования заготовок деталей газотурбинного двигателя методом штамповки обкатыванием

Приведены методы формообразования прутка и квадратных заготовок штамповкой обкатыванием для изготовления фланцевых и кольцевых деталей. Штамповка обкатыванием вследствие уменьшения силы штамповки значительно расширяет область применения методов объемной штамповки.

Deformation methods of rod and square initial blanks using roll forging to produce flange and circular products are presented. Roll forging owing to the decrease of general deformation force significantly extends the field of use of die forging methods.

Введение. Машиностроение является одной из ведущих отраслей промышленности, в различных областях которого широко применяют кольцевые и фланцевые детали из металлов и их сплавов в виде зубчатых колес, колец подшипников, деталей фланцевых соединений труб и т.п.

Кольцевые и фланцевые детали, получаемые различными методами формообразования, отличаются большим разнообразием форм и размеров, условиями эксплуатации и производства, пластичностью и прочностью металла заготовок. При выборе способа изготовления основным определяющим фактором являет-

ся задача максимального приближения формы и размеров поковок к форме и размерам готовых деталей, что в конечном итоге приводит к увеличению коэффициента использования металла (КИМ) и повышению технико-экономической эффективности процесса.

Для решения указанной проблемы можно использовать технологии, основанные на методах обработки металлов давлением. При выборе технологических процессов, оснастки, инструмента и оборудования, кроме технико-экономической эффективности, необходимо учитывать технологические возможности процессов и их энергосиловые параметры, определяющие мощность привода рабочих механизмов, габаритные размеры, массу оборудования и другие параметры.

В связи с вышеизложенным значительный интерес представляют методы обработки, основанные на локализации очага пластической деформации в небольшой части обрабатываемой заготовки: винтовая прокатка, прокатка валками, роликами, шариками, кольцевыми матрицами, торцовая раскатка, а также штамповка обкатыванием. Среди указанных методов особый интерес по перспективности применения представляет штамповка обкатыванием, которая выполняется на специализированном и традиционном кузнечно-прессовом оборудовании после его модернизации. При этом локализация очага пластической деформации достигается колебательным (обкатывающим) движением инструмента [1].

Возможности управления граничными условиями, создания различных схем напряженно-деформированного состояния в локальных зонах, изменения характера течения металла (вплоть до волнового), обеспечения относительно низких уровней остаточных напряжений и анизотропии механических свойств в продольном и поперечном направлениях позволяют штамповать обкатыванием заготовки, упрочняющая термическая обработка которых (например, закалка и отпуск) выполняется заранее. После выполнения процесса штамповки обкатыванием заготовки в полной мере отвечают термину "точные заготовки деталей".

Значительный вклад в развитие и исследование физических и технологических основ штамповки обкатыванием внесли К.К. Екимов, Н.А. Корякин, К.Н. Богоявленский, Н.П. Агеев, Л.Т. Кривда, В.П. Глухов, А.П. Ништа и многие другие ученые.

Широкое промышленное освоение этого перспективного процесса сдерживается отсутствием единой теории, методик расчета технологических параметров (энергосиловых, кинематических, предельных степеней деформации и др.), специализированного оборудования и технологической оснастки.

Целью данной работы является разработка и оптимизация прогрессивных технологических процессов изготовления плоских кольцевых и фланцевых заготовок для получения деталей, обеспечивающих повышение надежности изделий, снижение расхода металла и трудоемкости изготовления.

Основное содержание и результаты работы. В процессе объемной штамповки обкатыванием (рис. 1) в каждый момент времени исходная заготовка находится в контакте с инструментом только частью торцовой поверхности, образуя при этом локальный очаг деформации. Расположение центра колебаний в вершине конического (обкатывающего) инструмента определяет зависимость общей силы штамповки P от угла наклона оси инструмента θ, подачи заготовки S, форм и геометрических размеров исходной заготовки.

Сложными в изготовлении представляют круглые в плане детали с относительно малой высотой: $h_д/d \leq$ $\leq 0{,}03$ при диаметре d не более 300...350 мм.

Штамповку обкатыванием можно проводить по двум вариантам:

1) при постоянной силе, когда требуемое формоизменение достигается при определенном числе циклов обкатывания под нагрузкой;

2) при постоянной осевой подаче инструмента (заготовки) S за один цикл качения.

Как правило, по первому варианту штамповку ведут на маломощном оборудовании. В начальной стадии процесса прессу придают максимальное значение силы, подача при этом будет неизбежно уменьшаться из-за увеличения размеров заготовки. При проведении такого процесса имеет место неравномерность деформации по высоте и перенаклеп поверхностных слоев заготовки, контактирующих с обкатывающим инструментом. Доштамповка, т.е. окончательная операция полного формообразования заготовки, ведется на очень малых подачах, коэффициент локальности λ увеличивается, а производительность при этом значительно снижается.

Во втором варианте сила штамповки будет возрастать до максимального значения к концу штамповки, однако к этому моменту формоизменение закончится, выдержки под полной нагрузкой не требуется,

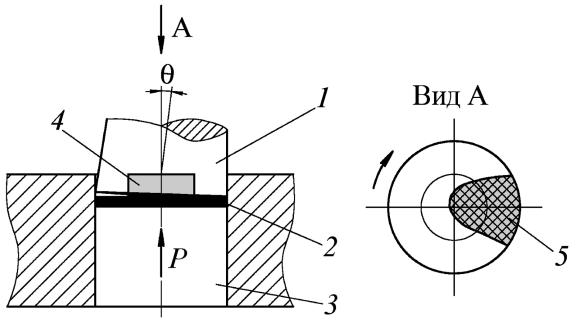


Рис. 1. Схема процесса объемной штамповки обкатыванием: *1* – обкатывающий инструмент; *2* – заготовка; *3* – инструмент с осевым перемещением; *4* – исходная заготовка; *5* – проекция поверхности контакта на торец заготовки обкатывающего инструмента с деформируемой заготовкой; → – направление обкатывания

привод качения не будет испытывать пиковых нагрузок в начальный момент штамповки, а производительность будет более высокой.

В связи с этим целесообразно вести процесс с постоянной подачей S, при этом осевая сила $P_{ос}$ увеличивается с каждым циклом обкатывания, а коэффициент локальности λ будет сохранять постоянное значение, и процесс поддается расчетам.

Расчетная подача S при постоянном числе обкатывания сферодвижного механизма несколько меньше фактической подачи, несмотря на это "скачка" силы не наблюдается, так как "местная подача" не успевает проявить себя за цикл обкатывания. В результате повышается производительность, снижается вероятность появления дефектов, возникающих в случае ведения процесса при постоянной силе штамповки, а следовательно, предъявляются специфические требования к оборудованию (силовому прессу и механизму обкатывания).

На основании изложенного были рассмотрены характерные особенности штамповки круглых фланцев из квадратных и полосовых заготовок при постоянной подаче S. На рис. 2 приведены схемы процесса штамповки обкатыванием из квадратной и полосовой заготовок.

Для расчета площади локального очага пластической деформации (пятна контакта) $F_к$ использовали формулу, приведенную в работе [2]:

$$F_к = 0{,}45 R_{заг}\left(a_к + \frac{S}{\operatorname{tg}\theta}\cos\frac{a_к}{R_{заг}}\right),$$

где $R_{заг}$ – радиус заготовки, мм; $a_к$ – длина дуги пятна контакта, мм.

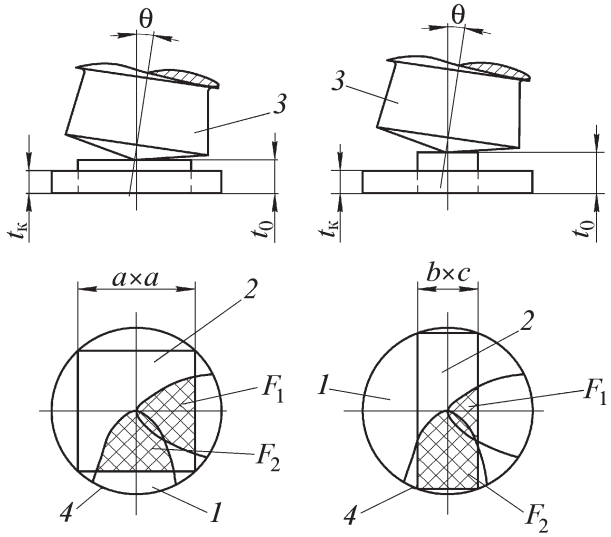


Рис. 2. Схемы штамповки обкатыванием плоских дисков:
а – штамповка из листа; *б* – штамповка из полосы; *1* – штампуемый кружок; *2* – исходная заготовка; *3* – пуансон; *4* – матрица; t_0, $t_к$ – соответственно исходная и конечная высота заготовки; F_1, F_2 – площадь пятна контакта

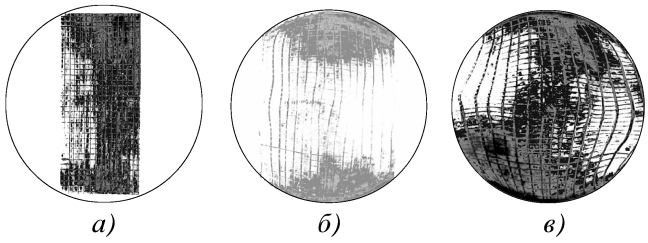


Рис. 3. Характер течения металла при штамповке обкатыванием полосовой заготовки:
а – начальная стадия штамповки (исходная заготовка); *б* – промежуточная стадия; *в* – конечная стадия (готовая заготовка)

Необходимо отметить, что при штамповке обкатыванием не соблюдается закон наименьшего периметра при штамповке круглых заготовок из квадратных или полосовых заготовок. В связи с этим грани квадратной и полосовой заготовок остаются практически прямолинейными, это позволяет определить локальный очаг деформации (пятно контакта) в направлении перпендикулярно грани квадратной или полосовой заготовок.

Соотношение площади пятна контакта $F_к$ в разных направлениях составляет примерно 20 % в начальной стадии штамповки, а по мере заполнения штампа в круглое сечение штампуемой заготовки соотношение уменьшается и при полном заполнении во всех направлениях выравнивается (это конечная стадия штамповки). Соответственно меняется контактное давление q_n при изменении площадей контакта в локальном очаге пластической деформации, т.е. легко проштамповывается металл в направлении грани. Этим объясняется появление "языков".

На рис. 3 показан характер течения металла от его начальной до конечной стадии, на которых видно, как металл перераспределяется по окружности штампа. Разница в площадях контакта в направлении грани и угла заготовки приводит к увеличению подачи S в области граней, с которой уже инструмент накатывается на угловую зону. Это вызывает интенсивное тангенциальное течение металла в угловых зонах квадратной или полосовой заготовки, а "языки", достаточно выраженные перпендикулярно грани, исчезают по мере заполнения штампа и следствием этого обеспечивается высокая точность по толщине заготовок.

В процессе исследования разработано устройство для изготовления штамповкой обкатыванием дисков из квадратной заготовки. Принцип работы устройства, приведенный на рис. 4, заключается в том, что исходную заготовку с квадратным поперечным сечением перед установкой в матрицу предварительно фиксируют относительно нее углами.

Заготовку устанавливают в матрицу при осевом воздействии обкатывающего пуансона. При этом происходит отделение углов заготовки до получения размера диагонали, равной диаметру готового изделия.

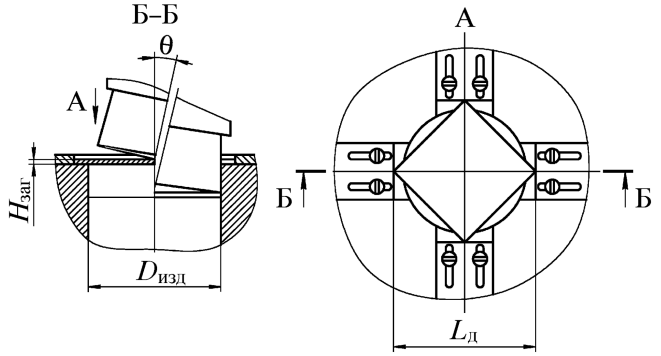


Рис. 4. Схема устройства для изготовления дисков штамповкой обкатыванием из квадратной заготовки:
$D_{изд}$ – диаметр готового изделия; $H_{заг}$ – высота заготовки; $L_д$ – длина диагонали

Затем деформируют заготовку обкатывающим пуансоном до получения круглого в плане изделия.

Оптимальные возможности использования квадратных заготовок при их изменяющихся толщинах определяются отношением внутреннего D_1 и наружного D диаметров готовой детали D_1/D и толщиной перемычки $h = H_д - H_1$ ($H_д$ – высота детали; H_1 – высота внутреннего диаметра), которые характеризуются предельными возможностями силовых характеристик пресса. Данное обстоятельство обусловлено тем, что процесс штамповки обкатыванием квадратных заготовок допускает деформирование до разрыва центральной части по внутреннему диаметру D_1, т.е. $h = 0$. Но с увеличением степени деформации значительно возрастает сила деформирования и, как следствие, снижается стойкость штамповой оснастки, что приводит к увеличению производственных затрат.

Длину диагонали поперечного сечения заготовки выбирали из приведенного соотношения:

$$D_{изд} + H_{заг} \le L_д \le 1{,}41 D_{изд}.$$

На рис. 5 приведен график оптимального использования листовых заготовок.

Высоту заготовки рассчитывали по формуле

$$H_{заг} = 1{,}57(H_д - B^2 H_1),$$

где B – отношение D_1/D.

Использование этой формулы упрощает подготовку заготовок рубкой, облегчает центровку при укладке в штамп и обеспечивает высокую точность размера по высоте.

Устойчивость заготовки при высадке определяется коэффициентом высадки:

$$k_0 = \frac{H_0}{d_0},$$

где H_0 и d_0 – начальные высота и диаметр высаживаемой заготовки, мм.

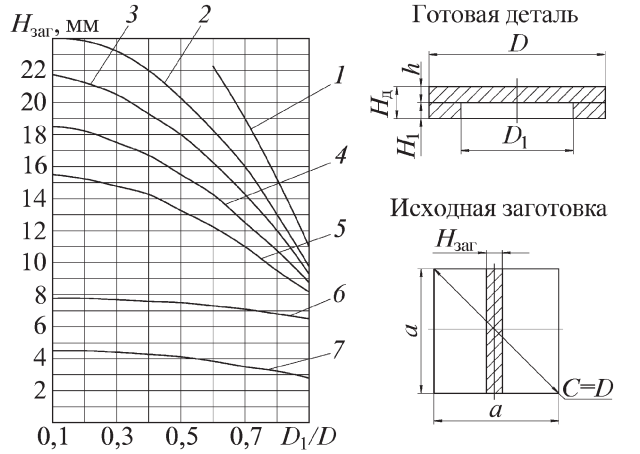


Рис. 5. График оптимального использования листовых заготовок:
1 – $H_д$ = 20 мм; h = 4 мм; *2* – $H_д$ = 16 мм; h = 4 мм; *3* – $H_д$ = = 14 мм; h = 4 мм; *4* – $H_д$ = 12 мм; h = 4 мм; *5* – $H_д$ = 10 мм; h = 4 мм; *6* – $H_д$ = 5 мм; h = 4 мм; *7* – $H_д$ = 3 мм; h = 1,5 мм

Практически установлено, что в процессе высадки величина k_0 должна быть не более 1,5...2,5 при обработке изделий за один переход. Максимальное значение k_0 достигается при механически обработанных торцах заготовки и высоком качестве обработки поверхности инструмента.

Схема разработанного процесса высадки штамповкой обкатыванием с защемлением одного конца заготовки приведена на рис. 6. На торце обкатывающего инструмента делают небольшое центрирующее углубление по диаметру исходной заготовки, однако это не является случаем защемления второго конца заготовки, поэтому в качестве исходного критерия принима-

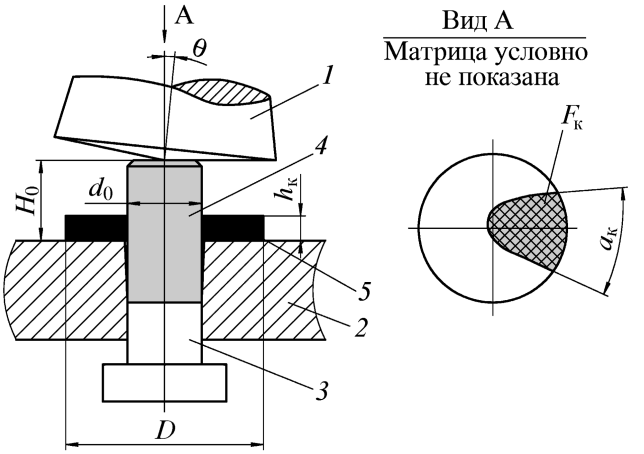


Рис. 6. Схема высадки штамповкой обкатыванием:
1 – пуансон; *2* – матрица; *3* – выталкиватель; *4* – исходная заготовка; *5* – заготовка после осадки; $h_к$ – конечная высота деформируемой части заготовки

ем коэффициент условия ведения процесса при различных схемах закрепления заготовки β = 0,7 [3].

При оценке возможности ведения процесса при малых и повышенных подачах использовали исходную заготовку из стали 10 диаметром 20 мм, которую устанавливали в коническую матрицу с внутренним диаметром $D_{вн}$, выполненным с зазором 0,1...0,2 мм, позволяющим свободно устанавливать в нее исходную заготовку для надежного защемления. Начальную высоту заготовки под высадку H_0 изменяли в интервале K = 2...5.

Во всех случаях высадка проходила без потери устойчивости заготовки и при малых подачах процесс проходил с четко проявляющимся грибообразованием в объеме заготовки, контактирующей с обкатывающим инструментом. При этом наблюдалась ярко выраженная неравномерность деформации, а также шелушение на торцах заготовки, вызванное многократным обкатыванием инструмента по упрочненному наклепом металлу заготовки. В процессе высадки при повышенных подачах ярко выраженного грибообразования не отмечалось.

Экспериментальные исследования позволили установить, что высадка штамповкой обкатыванием при повышенных подачах вплоть до полного исчезновения очага пластической деформации не приводит к резкому увеличению силы штамповки (рис. 7), а глубина очага деформации может быть резко увеличена, что расширяет возможности бездефектной штамповки, связанной с грибообразованием.

Оптимальную глубину очага деформации $H_г$, при которой можно увеличить коэффициент высадки, определяют по формуле

$$H_г = \arccos\left(1 - \frac{S \cdot \mathrm{ctg}\,\theta}{R_{заг}}\right) R_{заг}.$$

Однако при высадке с повышенным значением K имеет место раскрытие поверхностных дефектов на заготовке и поэтому такой процесс высадки обкатыванием можно рекомендовать для производства только с

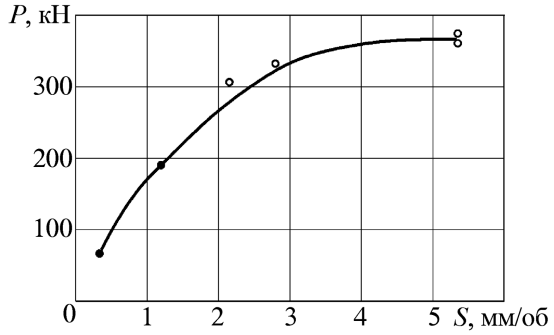


Рис. 7. Влияние подачи *S* заготовки на силу штамповки обкатыванием *P*

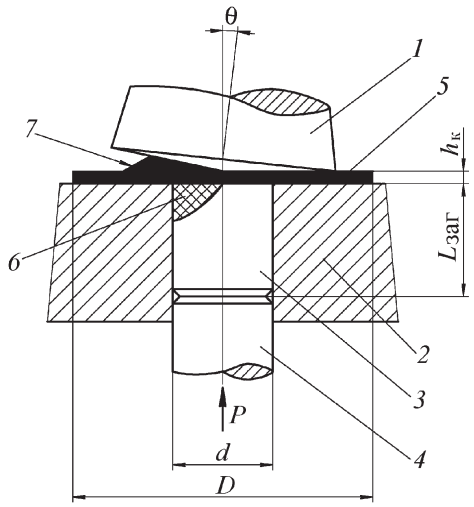


Рис. 8. Схема штамповки обкатыванием кольцевых и фланцевых заготовок деталей из прутка обратным выдавливанием из контейнера:
1 – пуансон; *2* – контейнер; *3* – исходная прутковая заготовка; *4* – толкатель; *5* – готовая заготовка (деталь); *6* – очаг пластической деформации в прутке; *7* – наплыв металла, выдавленного из контейнера; $L_{заг}$ – длина исходной заготовки

введением дополнительной операции обдирки наружной поверхности заготовки для удаления поверхностных дефектов.

В связи с этим был разработан процесс штамповки кольцевых и фланцевых заготовок деталей из прутка обратным выдавливанием из контейнера, исследование которого проводили на штамповочном оборудовании УНЦ "Технология" ИжГТУ, в состав которого входят специализированные прессы штамповки обкатыванием силой до 10 МН (П0440ШО, П2940ШО), оснащенные установками для придания инструменту обкатывающего движения.

На рис. 8 приведена принципиальная схема данного процесса. При выдавливании из контейнера длина исходной заготовки $L_{заг}$ не ограничена общепринятыми условиями высадки, это позволяет выдавливать фланцевые и кольцевые изделия со значительно большим соотношением $h_к / D$. Раскрытие наружных дефектов при этом отсутствует, так как процесс происходит в замкнутом контуре, обеспечивающем равномерное распределение металла. В процессе выполнения работ изменяли угол наклона оси инструмента (пуансона) θ, а также подачу *S* заготовки в контейнере путем изменения скорости перемещения толкателя.

На рис. 9 приведена зависимость силы штамповки от угла наклона оси инструмента. Видно, что с увеличением угла наклона примерно до 2,5° сила штамповки заметно снижается, а затем наблюдается менее интенсивное уменьшение, что позволяет сделать вывод о нецелесообразности дальнейшего увеличения θ.

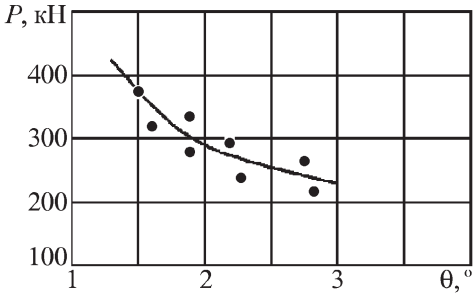


Рис. 9. Влияние угла наклона оси инструмента θ на силу штамповки обкатыванием *P*

Важным в этом процессе является следующее:

1. Возможность штамповки крупных фланцев, так как объем металла ограничен только диаметром прутка и ходом толкателя.

2. Основная сила штамповки обкатыванием фланца обеспечивается между торцом контейнера и обкатывающим инструментом, что достигается на прессах двойного действия.

3. Характер течения металла – односторонний, в зазор между торцом контейнера и отклоненным обкатывающим инструментом (очаг деформации в прутке условно заштрихован (см. рис. 8)).

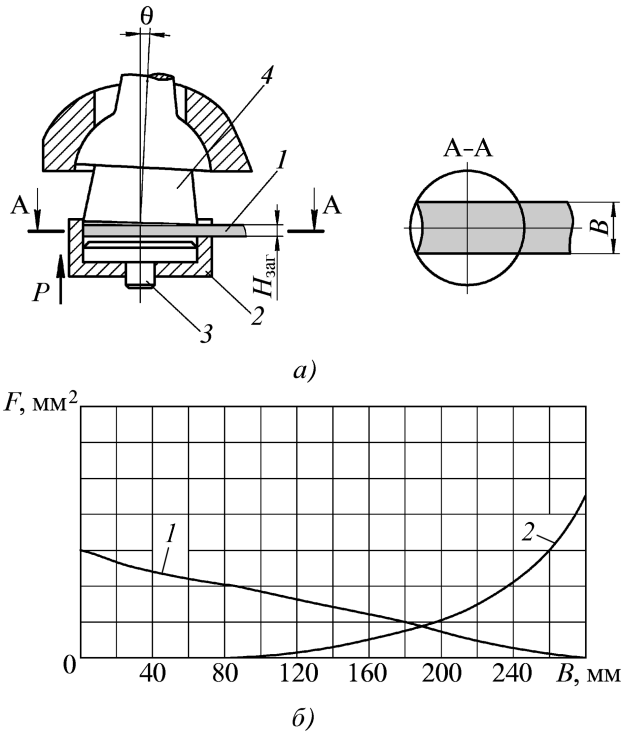


Рис. 10. Схема комбинированного процесса рубки и штамповки обкатыванием плоских заготовок (*а*) и график для определения оптимальной исходной полосовой заготовки (*б*):
а: *1* – исходная заготовка; *2* – матрица; *3* – толкатель; *4* – пуансон; *б*: *1* – площадь *F* бокового сегмента матрицы; *2* – площадь двойного сегмента заготовки при диаметре кружка 300 мм

Для проведения исследования процесса штамповки использовали заготовки из алюминия марки АД1 диаметром 50 мм, длиной 70 мм. Заготовки нужной длины обрезали на токарном станке, наружную поверхность не обрабатывали, а в качестве смазки применяли машинное масло.

Для повышения производительности процесса наиболее эффективно применение комбинированных процессов. Приведенная на рис. 10 схема комбинированного процесса рубки и штамповки обкатыванием плоских заготовок деталей из полосы, позволила определить условия и оптимальную ширину полосы *B*, обеспечивающие наиболее равномерное заполнение круглого штампа при достаточно сложной конфигурации отрубленной в нем заготовки, что гарантирует высокую точность дисков по высоте.

Параметры технологического процесса (табл. 1) определяли по результатам ранее выполненных работ [2] с учетом того, что рубка при больших подачах не является регламентирующей по силе, так как штамповку проводили в одном штампе.

Силу рубки $P_{руб}$ рассчитывали по формуле

$$P_{руб} = (1{,}25..1{,}30)B\sigma_{ср}H_{заг},$$

где $\sigma_{ср}$ – сопротивление срезу, МПа.

Однако фактическая сила среза на 10...15 % ниже, чем расчетная.

Удельное давление определяли по формуле

$$\rho = H\sigma_s\left(1{,}28 + 0{,}2\mu\frac{R}{h_к}\right),$$

где *R* – радиус отштампованной заготовки, мм; μ – коэффициент трения (μ = 0,12); *H* – коэффициент неравномерности напряженного состояния; σ_s – напряжение текучести, МПа.

Подачу при рубке $S_р$ рассчитывали по формуле

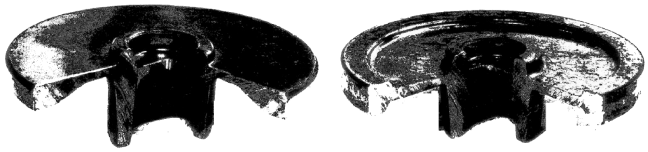
$$S_р = 0{,}5D_и \operatorname{tg}2\theta,$$

где $D_и$ – диаметр инструмента, мм.

Внедрение комбинированного процесса позволит значительно повысить производительность труда при

1. Параметры комбинированного процесса рубки и штамповки обкатыванием плоских заготовок

Параметр	Значение
Подача на один оборот *S*, мм/об	1,7
Угол наклона инструмента θ, °	1,5
Максимальная сила рубки $P_{руб}$, кН	2700
Максимальная сила штамповки $P_{шт}$, кН	4200



а) *б)*

Рис. 11. Полуфабрикат заготовки штамповки обкатыванием детали типа "зубчатое колесо" после 1-го перехода штамповки (*а*) и готовый фланец (*б*) после 2-го перехода

исключении дополнительных операций и снизить трудоемкость изготовления.

Разработан технологический процесс штамповки обкатыванием сложных по конфигурации фланцев на примере деталей газотурбинного двигателя (ГТД) типа "зубчатое колесо" из легированной труднодеформируемой стали 12ХН4А. Исследования позволили установить, что такие фланцы целесообразно штамповать в два перехода.

На рис. 11 приведены фотографии полуфабриката после 1-го перехода штамповки и готовый фланец. В процессе исследования технологического процесса был опробован вариант штамповки заготовки в холодном состоянии.

Проведенные расчеты силы при штамповке обкатыванием показали довольно высокое значение осевой силы $P_{ос}$ = 5,45 МН. Но так как в данной схеме штамповки на втором переходе присутствует схема калибровки, не учитываемая в расчетной формуле, то действительная сила штамповки еще выше. В итоге при штамповке полуфабриката на втором переходе для полного заполнения формующих полостей матриц силы пресса оказалось недостаточно.

В связи с этим дальнейшие работы выполняли в условиях полугорячей штамповки (температура нагрева заготовок составляла T = 720...800 °С), толщина полотен фланцев 5,0...8,0 мм. Для изменения толщины полотна фланца меняли настройку пресса по величине хода ползуна, а конструкцию штампа не изменяли.

Анализ полученных результатов показал стабильность размеров полуфабриката и готового фланца. Параметры процесса приведены в табл. 2.

2. Параметры технологического процесса штамповки обкатыванием детали типа "зубчатое колесо"

P, кН	θ, °	n	S, мм/об	$t_м$, с	ε	T, °С
1-й переход						
3200	2	200	2,3	15	0,8	800
2-й переход						
4000	2	200	7,2	10	0,3	800
Обозначения: n – число колебаний в минуту; $t_м$ – машинное время; ε – степень деформации.						

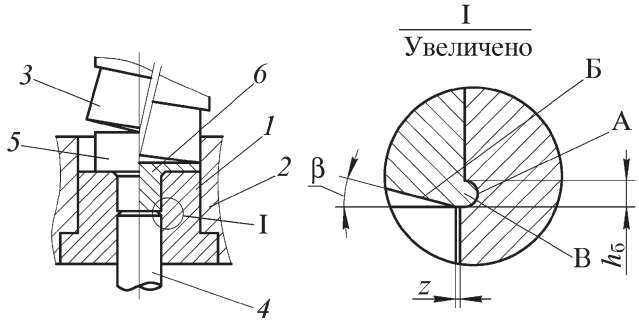


Рис. 12. Устройство для штамповки обкатывающим инструментом заготовок фланцевых деталей:
1 – матрица; *2* – матричное кольцо; *3* – пуансон; *4* – выталкиватель; *5* – заготовка; *6* – готовое изделие; $h_б$ – высота бурта; z – зазор; β – угол фаски выталкивателя *4*

Предложена конструкция штампа (рис. 12), исключающая возможность искажения тонкого полотна фланца при удалении заготовки из штампа.

Принцип работы устройства состоит в том, что на зеркало матрицы *1* устанавливают заготовку *5* и деформируют ее пуансоном *3*, формируя прямым выдавливанием стержневую часть и раскаткой фланца изделия *6*. При достижении поверхности нижнего торца стержня изделия торцовой поверхности выталкивателя *4* металл заготовки *5* течет вдоль конической поверхности Б выталкивателя *4* и заполняет кольцевой зазор, образованный поверхностями Б выталкивателя и канавкой А матрицы, оформляясь в кольцевой бурт В на стержне изделия *6*.

В связи с тем, что кольцевой бурт имеет коническую поверхность со стороны выталкивателя, силы выталкивания, направленные перпендикулярно поверхности Б, прижимают металл бурта В к внутренней поверхности кольцевой канавки А, обеспечивая полное заполнение кольцевого зазора и, создавая тем самым надежное соединение матрицы *1* и выталкивателя *4* с металлом.

При выталкивании изделия из штампа наблюдали четкое разделение этапов выталкивания. Первоначально совместным движением матрицы, выталкивателя и изделия выталкивалась фланцевая часть, а затем после остановки матрицы выталкивался стержень изделия, при этом изгиб фланца исключается.

Выводы

1. Разработан и экспериментально обоснован способ изготовления деталей типа дисков из квадратных заготовок, полученных штамповкой обкатыванием, использование которого позволило штамповать детали безотходно, расширить их номенклатуру, а также снизить затраты на их изготовление. Анализ результатов исследования штамповки обкатыванием дисков позволил установить, что процесс целесообразно проводить с постоянной подачей.

2. Проведено исследование процессов штамповки обкатыванием кольцевых и фланцевых заготовок де-

талей из прутка с защемленным концом. Установлено, что высадка обкатыванием при повышенных подачах вплоть до полного исчезновения очага пластической деформации не приводит к резкому увеличению силы штамповки, а глубина очага деформации может быть заметно увеличена, что расширяет возможности бездефектной штамповки.

3. Исследованы процессы штамповки кольцевых и фланцевых заготовок деталей бездефектным обратным выдавливанием прутка из контейнера. Установлено, что при пластической деформации металл заготовки выходит не по всему торцу, а только в той части, где инструмент отклонен от поверхности заготовки. Это позволяет снизить требуемую силу штамповки и расширить номенклатуру штампуемых деталей по диаметру, не изменяя диаметра выдавливаемого прутка.

4. Проведено исследование комбинированных технологических процессов рубки и штамповки обкатыванием плоских заготовок и выявлены условия наиболее равномерного заполнения круглого штампа. Анализ характера течения металла заготовок позволил определить оптимальную ширину полосы, обеспечивающую наименьшее перемещение металла при штамповке кружка и гарантирующую высокую точность по высоте. Комбинированный процесс позволяет значительно повысить производительность труда в результате исключения дополнительных операций и снизить трудоемкость изготовления.

5. Проведено исследование процесса штамповки обкатыванием сложных по конфигурации фланцев на примере деталей ГТД. Установлено, что фланцы целесообразно штамповать в два перехода в условиях полугорячей штамповки (температура нагрева заготовок составляет 720...800 °С). Разработаны конструкции штампов, исключающие возможность искажения тонкого полотна фланца при выталкивании заготовок.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Корякин Н.А.** Штамповка обкатыванием, состояние и перспективы: сб. "50-летие кафедры МиТОМД ГОУ ВТО ИжГТУ". Ижевск, 2004. С. 155.

2. **Корякин Н.А., Лебедев В.Н.** Штамповка обкатыванием. М.: ЦНИИ информации, 1987. 204 с.

3. **Паршин В.Г., Картак Б.Р.** К расчету устойчивости цилиндрических заготовок при холодной высадке // Кузнечно-штамповочное производство. 1990. № 12. С. 15.

4. **Сурков В.А., Корякин Н.А., Галимов Э.Р.** Технология штамповки кольцевых и фланцевых заготовок обкатывающим инструментом // Заготовительные производства в машиностроении. 2005. № 7. С. 28–30.

5. **Сурков В.А., Корякин Н.А.** Разработка и исследование технологии изготовления точных заготовок зубчатых колес газотурбинных двигателей с применением штамповки обкатыванием // Всерос. межвуз. науч.-техн. конф. КФМВАУ: тез. докл. Казань, 2004. Ч. 1. С. 118–119.

6. **Сурков В.А., Галимов Э.Р.** Разработка технологии штамповки кольцевых и фланцевых заготовок обкатыванием // Сб. материалов XVII Всерос. науч.-техн. конф. КФМВАУ. Казань, 2005. Ч. 2. С. 134–135.

Вячеслав Анатольевич Сурков, канд. техн. наук;
Николай Александрович Корякин, д-р техн. наук

УДК 621.983; 539.974

Е.Ю. Поликарпов *(ЗЭМ РКК "Энергия", г. Королев),*
В.Н. Чудин *(РГТУ путей сообщения, Москва)*

Оценка критических условий горячей гибки с растяжением

На основе механики прочности и критерия локальной устойчивости деформаций получены соотношения для расчета деформационных и скоростных режимов гибки с растяжением оболочек в режиме вязкопластичности.

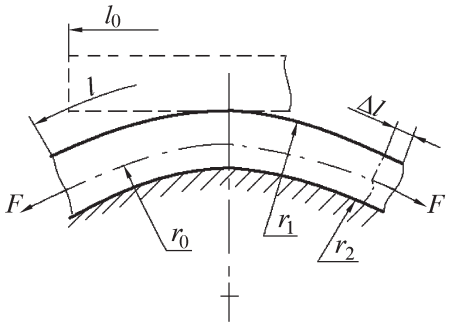
Relation for calculation of deformation and speed regimes of bending with stretching of envelopes in viscously-plasticity regime are received on the basis of mechanics of strength and local stability of deformations criterion.

В работе [1] рассмотрен процесс изгиба с растяжением элементов оболочек в условиях вязкопластичности. Рассчитаны эпюры напряжений, растягивающая сила, изгибающий момент.

Проанализируем кинетику повреждаемости деформируемого листового материала. Это позволит выбрать оптимальный режим операции в части степени формообразования и прогнозировать качество изделия.

Схема гибки с растяжением показана на рисунке. На заготовке в процессе выполнения операции образуются зона растяжения ($r_1 \geq r \geq r_0$) и зона сжатия($r_0 \geq r \geq r_2$); r_0 – радиус нейтрального слоя. Оценку критических условий операции произведем исходя из теорий ползучести и прочности нагретого деформируемого металла и с помощью критерия локальной устойчивости деформаций [2, 3].

Схема гибки с растяжением



В соответствии с энергетической теорией прочности кинетика повреждаемости деформируемого с нагревом материала выражается уравнением

$$d\omega = \frac{1}{A_*}\sigma_e \xi_e dt, \tag{1}$$

где $0 \le \omega \le 1$ – повреждаемость материала в соответствии со временем $0 \le t \le t_{кр}$; $t_{кр}$ – критическое время; A_* – константа для данного материала; σ_e, ξ_e – соответственно эквивалентные напряжение и скорость деформации.

Эквивалентные напряжение, деформация и скорость деформации представлены следующими выражениями [1]:

$$\sigma_e = k\varepsilon_e^m \xi_e^n = \frac{k}{t^n}\left(f \ln\frac{rl}{r_0 l_0}\right)^{m+n}, \tag{2}$$

$$\varepsilon_e = f \ln\frac{rl}{r_0 l_0};\ \xi_e = \frac{f}{t}\ln\frac{rl}{r_0 l_0}, \tag{3}$$

где $f = \frac{\sqrt{2(2+R)}}{\sqrt{3}(1+2R)}[1+R(2+3R)]^{1/2}$; r – текущая радиальная координата точки в зоне деформаций; l_0, l – начальная и конечная длина заготовки соответственно; t – время операции; R – коэффициент анизотропии материала; k, m, n – константы закона упрочнения материала.

Подставив выражения (2) и (3) в уравнение (1), получим интеграл

$$\omega = \frac{k}{A_*}\int_0^t \left(f \ln\frac{r_1 l}{r_0 l_0}\right)^{1+m+n} t^{-1-n} dt. \tag{4}$$

Повреждаемость меняется в связи с удлинением заготовки во времени

$$t = \frac{l - l_0}{2\text{v}};\ dt = \frac{dl}{2\text{v}}, \tag{5}$$

где v – скорость растяжения.

Разложим подынтегральные функции (4), учитывая (5), следующим образом:

$$\left.\begin{aligned} &\left(\ln\frac{r_1 l}{r_0 l_0}\right)^{1+m+n} = (lp)^{m+n}(m-n+1+pl); \\ &t^{-1-n} = \left(\frac{l-l_0}{2\text{v}}\right)^{-1-n} = \left(\frac{2\text{v}}{l}\right)^{1+n}\left(1+(1+n)\frac{l}{l_0}\right), \end{aligned}\right\} \tag{6}$$

где

$$p = \frac{r_1}{r_0 l_0}.$$

Подставим (6) в (4) и, заменив переменную, проинтегрируем. Получим зависимость

$$\begin{aligned} \omega = \frac{k}{A_*}(fp)^{1+m+n}(2\text{v})^n l_0^{1+m}\Bigg\{ &\frac{1}{1+m}\left(\left(\frac{l}{l_0}\right)^{1+m} - 1\right) + \\ &+ \frac{1+n}{m}\left(\left(\frac{l}{l_0}\right)^{m} - 1\right) - \frac{1-m+n}{l_0 p}\times \\ &\times\left[\frac{1}{m}\left(\left(\frac{l}{l_0}\right)^{m} - 1\right) + \frac{1+n}{m-1}\left(\left(\frac{l}{l_0}\right)^{m-1} - 1\right)\right]\Bigg\}. \end{aligned} \tag{7}$$

Повреждаемость для некоторой группы материалов зависит, как это следует из (7), от скорости растяжения. Предельная длина изделия после операции, проведенной с заданной скоростью, рассчитывается по этому соотношению численно при $\omega = 1$.

По деформационной теории прочности повреждаемость определяется уравнением

$$d\omega = \frac{\xi_e dt}{(\varepsilon_e)_{пр}}, \tag{8}$$

где ε_e – эквивалентная деформация; $(\varepsilon_e)_{пр}$ – предельная эквивалентная деформация данного материала при рассматриваемой температуре.

Эквивалентные деформацию и скорость деформации при этом представим следующими функциями:

$$\varepsilon_e = f \ln\frac{r_1 l}{r_0 l_0} = f\left(\frac{r_1 l}{r_0 l_0} - 1\right), \tag{9}$$

$$\xi_e = \frac{d\varepsilon_e}{dt} = f\frac{r_1}{r_0 l_0}\frac{dl}{dt}. \tag{10}$$

Подставив (10) в (8) и проинтегрировав, получим

$$\omega = \frac{f r_1 (l - l_0)}{r_0 l_0 (\varepsilon_e)_{пр}}. \tag{11}$$

При $\omega = 1$ из (11) следует, что критическая конечная длина оболочки определяется как

$$l_{кр} = \left(1 + \frac{r_0}{f r_1}(\varepsilon_e)_{пр}\right) l_0. \tag{12}$$

Для данной группы материалов повреждаемость и, следовательно, конечная длина заготовки после растяжения не зависят от скорости операции.

Константы A_*, $(\varepsilon_e)_{пр}$ в данных теориях прочности определяют в соответствии с методикой работы [3]. При вязкопластическом деформировании они зависят от величины

$$\frac{\sigma}{\sigma_e} = \frac{\sigma_r + \sigma_\varphi + \sigma_z}{3\sigma_e},$$

где σ – среднее напряжение; σ_e – эквивалентное напряжение (2); σ_r, σ_φ, σ_z – компоненты напряжений в соответствии с работой [1]. На внешней поверхности заготовки, где наиболее вероятно возможное разрушение, $\sigma_r = 0$.

Произведем оценку предельного удлинения заготовки, исходя из критерия локальной устойчивости деформаций. В точках внешней поверхности заготовки, где неустойчивость возможна, имеем:

$$\sigma_r = 0;\ \sigma_\varphi \neq 0;\ \sigma_y \neq 0;\ -\varepsilon_r = \varepsilon_\varphi \neq 0;\ \varepsilon_y = 0.$$

Здесь осуществляется плоское напряженное состояние при плоской деформации. В этой связи условие устойчивости вязкопластических деформаций имеет вид [3]

$$\frac{1}{z_1 z_2} + A\xi_e\left(\frac{1}{z_1} - \frac{1}{z_2} - A\xi_e\right) > 0, \qquad (13)$$

где

$$A = \sqrt{\frac{3(1+2R)}{2(1+R)(2+R)}};$$

$$\frac{1}{z_1} = \frac{d\sigma_e}{\sigma_e\, dt};\ \frac{1}{z_2} = \frac{d\xi_e}{\xi_e\, dt};$$

z_1, z_2 – подкасательные к соответствующим кривым упрочнения в точках критических деформаций.

Продифференцируем по времени соотношения (2) и (3) при $r = r_1$, учитывая, что $dl/dt = 2\text{v}$. Получим

$$\left.\begin{aligned} \frac{1}{z_1} &= \frac{2(m+n)\text{v}}{l}\left(\ln\frac{r_1 l}{r_0 l_0}\right)^{-1} - \frac{n}{t}; \\ \frac{1}{z_2} &= \frac{2\text{v}}{l}\left(\ln\frac{r_1 l}{r_0 l_0}\right)^{-1} - \frac{1}{t}. \end{aligned}\right\} \qquad (14)$$

В условие (13) подставим второе из выражений (3) и выражения (14). Получим зависимость, по которой численно можно рассчитать критическую длину изделия после гибки с растяжением

$$\begin{aligned} &n + \frac{l_{\text{кр}} - l_0}{l_{\text{кр}}\, p}\left((m+n)\frac{l_{\text{кр}} - l_0}{l_{\text{кр}}\, p} + m\right) + \\ &+ Afp\left(1 - n + (m+n-1)\frac{l_{\text{кр}} - l_0}{l_{\text{кр}}\, p} - Afp\right) = 0, \end{aligned} \qquad (15)$$

где $p = \ln\dfrac{r_1 l_{\text{кр}}}{r_0 l_0}$.

Из соотношения (15) следует, что при данной схеме расчета устойчивость определяется коэффициентами деформационного и скоростного упрочнения, анизотропией материала и не зависит от времени.

Повреждаемость и критические деформации рассчитывали на основе уравнений прочности (1), (8) и критерия устойчивости (13) для деформирования листовых заготовок из алюминиевого сплава АМг6 при 450 °С и титанового сплава ВТ6С при 930 °С.

Повреждаемость ω и критические деформации $(\varepsilon_e)_{\text{кр}}$ сплавов АМг6 и ВТ6С

v, мм/с	ω	$(\varepsilon_e)_{\text{кр}}$ по теориям прочности	$(\varepsilon_e)_{\text{кр}}$ по критерию устойчивости
1	$\frac{0{,}1}{0{,}15}$ *	$\frac{0{,}607}{1{,}23}$	$\frac{0{,}7}{1{,}57}$
10	$\frac{0{,}12}{0{,}15}$	$\frac{0{,}62}{1{,}23}$	
50	$\frac{0{,}125}{0{,}15}$	$\frac{0{,}65}{1{,}23}$	

*В числителе приведены значения для сплава АМг6, в знаменателе – для сплава ВТ6С.

Константы для сплавов АМг6 и ВТ6С составляют соответственно [2, 3]: $A_* = 75$ МПа; $k = 45$ МПа·с^n; $m = 0{,}1$; $n = 0{,}025$ и $(\varepsilon_e)_{\text{пр}} = 1{,}2$; $k = 50$ МПа·с^n; $m = 0{,}028$; $n = 0{,}058$. Приняты размеры: $l_0 = 1$ м; $l = 1{,}1$ м; $r_1 = 0{,}503$ м; $r_2 = 0{,}5$ м. Коэффициенты анизотропии для сплавов АМг6 и ВТ6С соответственно 0,7 и 1,05. Результаты расчетов приведены в таблице.

Повреждаемость сплава АМг6 при данном процессе невелика и незначительно увеличивается при повышении скорости растяжения. Сплав ВТ6С накапливает повреждения в большей мере независимо от скорости, однако в целом его повреждаемость также низкая в рассмотренных температурно-скоростных условиях. На этом сплаве можно реализовать большую критическую деформацию, во многом превышающую критическую деформацию алюминиевого сплава.

Титановый сплав ВТ6С более устойчив к локальным деформациям. Отметим, что расчеты критических деформаций по теориям прочности и критерию устойчивости локальных деформаций дают достаточно близкие для практики результаты.

Выводы

1. Критические режимы горячей гибки с растяжением могут быть установлены на базе механики прочности и критерия устойчивости деформаций вязкопластического материала.

2. При гибке с растяжением повреждаемость материала невелика; на нее влияют анизотропия и температурный режим операции. Влияние скорости также зависит от температуры операции и материала заготовки.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Чудин В.Н., Поликарпов Е.Ю.** Изгиб с растяжением нагретых элементов оболочек // Заготовительные производства в машиностроении. 2008. № 5. С. 17–21.

2. **Романов К.И.** Механика горячего формоизменения металлов / К.И. Романов. М.: Машиностроение, 1993. 240 с.

3. **Яковлев С.П.** Изотермическое деформирование высокопрочных анизотропных металлов / С.П. Яковлев и др. М.: Машиностроение – 1, изд-во ТулГУ, 2003. 427 с.

Евгений Юрьевич Поликарпов, канд. техн. наук;
Владимир Николаевич Чудин, д-р техн. наук

УДК 621.771:519.2:53.072

Б.Н. Поляков

Особенности режима двухслитковой прокатки на блюмингах*

Приведены статистически надежные и достоверные оценки экспериментальных величин параметров технологической и динамической нагруженности механизмов участка рабочей клети высокопроизводительных блюмингов в режимах одно- и двухслитковой прокатки, доказывающие, что нагруженность при двухслитковой прокатке характеризуется как высокочастотный (в сравнении с однослитковой) случайный процесс повышенной интенсивности.

Statistically reliable and authentic assessments of experimental sizes of parameters technological and dynamic load-capacity mechanisms of site of the worker stand various high-efficiency bloomings in regimes one- and two-ingot rolling which objectively prove are resulted, that load-capacity at two-ingot rolling is characterized as high-frequency (in comparison with one-ingot) accidental process of the raised intensity.

Сложность, трудности и проблемы современного состояния российской экономики, в том числе в металлургии и машиностроении (повышенный уровень износа основных производственных фондов и неуклонное снижение их работоспособного состояния, рост аварийных ситуаций и ремонтных расходов, предельно низкий уровень и ничтожно малые темпы реноваций, и малая вероятность их увеличения в ближайшем будущем, предельно скромный объем капиталовложений в строительство новых производственных мощностей и т.п.) обосновывают целесообразность введения некоторых коррекций в используемые технологические инструкции по эксплуатации оборудования, направленных на обеспечение и сохранение длительной его работоспособности любыми средствами, например управлением технологическими режимами осуществляемых процессов.

В настоящее время на обжимных и заготовочных станах широко применяется способ двухслитковой прокатки. Наряду с известными положительными сторонами этой технологии: повышение часовой производительности, уменьшение нагрева прокатного двигателя и т.д. [1], ощутимо проявляются принципиальные недостатки этого способа прокатки, которые значительно снижают экономичность производства заготовок.

Покажем технологические и динамические особенности нагруженности оборудования при двухслитковой прокатке, основанные на имеющихся научной информации и фактических данных.

На основе экспериментальных исследований механизмов участка рабочей клети, выполненных на различных блюмингах [2, 3], и теоретических расчетов, у нас давно сложилось устойчивое и обоснованное мнение о технологических преимуществах и принципиальных недостатках этого метода прокатки, которые заключаются в следующем.

Существующее, весьма распространенное среди технологов-прокатчиков мнение о значительном повышении производительности при двухслитковой прокатке в сравнении с однослитковой (от 3 до 30 % [1]) поверхностно и ошибочно, явно преувеличивает возможности данного режима, ибо это увеличение является справедливым по отношению только лишь к часовой, сменной или максимум к суточной производительности.

Чаще всего информация об увеличении производительности получена в результате теоретических расчетов, а если выводы основаны на экспериментальных данных, то, как правило, последние получены в течение сравнительно короткого (в разрезе года) промежутка времени – несколько дней или недель, а следовательно, не могут составить представительную и однородную выборку для последующего статистического анализа, только на основе которого можно сделать надежные выводы, ибо процесс прокатки на блюминге – многофакторный случайный процесс, даже при узком сортаменте прокатываемых слитков [2, 3].

Возможное увеличение часовой производительности блюминга на 3...30 % [1] в реальных условиях не означает эквивалентного увеличения месячного и

* В порядке обсуждения.

тем более годового объема производства по следующим соображениям.

В технологической линии высокопроизводительного обжимного цеха, как правило, всегда появляются узкие места, например такие, как недостаточная производительность отделения нагревательных колодцев вследствие высокого процента холодного или неритмичного посада слитков, малая надежность какого-либо механизма или привода, низкие скорости ножниц или пропускная способность уборочных устройств и т.п.

В этих условиях использование двухслитковой прокатки, конечно, очень эффективно, так как в течение часа, смены или суток можно увеличить объем производства, компенсировать предшествующие либо последующие технологические сбои или аварийные простои, т.е. режим двухслитковой прокатки, по-существу, является кратковременным компенсатором узких мест в потоке обжимного стана, являющихся следствием объективных причин или трудностей в организации производства (неравномерная подача слитков, низкая организация труда, неритмичность технологического процесса в цехе и заводе в целом) и что в свою очередь вновь порождает "штурмовщину" и неритмичность по причине появления поломок, аварий и простоев механооборудования.

В то же время эксплуатационники блюмингов утверждают, что применение двухслитковой прокатки резко снижает срок службы основного технологического оборудования (рабочих и раскатных рольгангов, станинных и индивидуальных роликов, несущих деталей главного привода, манипулятора и кантователя) повышает износ и частоту поломок деталей, увеличивает число аварий, длительность простоев, затраты на ремонт и объем запасных частей.

Таким образом, имеет место явное противоречие между технологическими достоинствами режима двухслитковой прокатки, существенно повышающей часовую производительность блюминга, и резким снижением при этом долговечности механооборудования. Совершенно ясно, что сокращение долговечности деталей при двухслитковой прокатке вызывается более интенсивными (по величине и времени) нагрузками на оборудование.

Приведем сравнительную оценку нагруженности деталей главной линии блюминга при одно- и двухслитковой прокатке, выполненную на основе экспериментальной информации, полученной на блюмингах 1300 Криворожского, Западно-Сибирского (ЗСМК) и Челябинского (ЧМК) металлургических комбинатов, и последующего статистического анализа [1].

На рис. 1 показаны полигоны и выравненные функции нормального распределения силы прокатки при однослитковом и двухслитковом режимах ($\bar{X}$ – среднее значение случайной величины; S – среднее квадратическое отклонение; X_{min} и X_{max} – соответственно минимальное и максимальное значения случайной величины в выборке). Полигоны для обоих режимов имеют нормальное распределение при 95%-ной доверительной вероятности. Плотности распределения силы прокатки для обоих режимов отличаются несущественно, хотя математическое ожидание силы при двухслитковой прокатке по сравнению с однослитковой больше на 18 %.

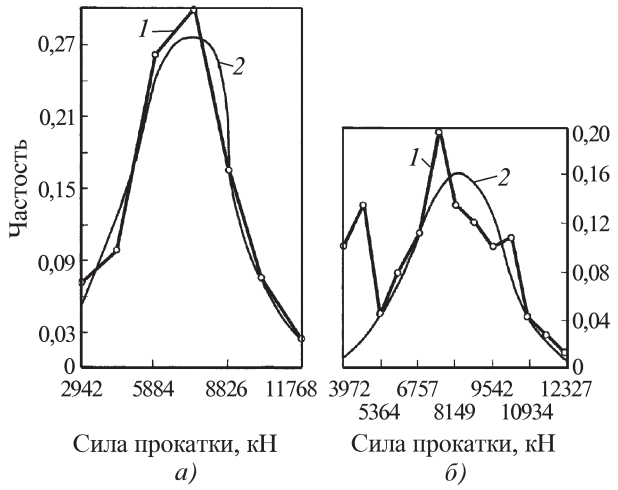


Рис. 1. Полигоны (*1*) и выравненные функции (*2*) нормального распределения силы прокатки:
а – однослитковый режим ($\bar{X}$ = 6970 кН, S = 2040 кН, X_{min} = 2255 кН, X_{max} = 12750 кН); *б* – двухслитковый режим ($\bar{X}$ = 8220 кН, S = 1726 кН, X_{min} = 3630 кН, X_{max} = 12650 кН)

Анализируя рис. 1, можно сделать вывод о том, что абсолютная величина силы и диапазон ее изменения при двухслитковой прокатке определяются аналогичной совокупностью технологических факторов, что и при однослитковой. Данный вывод справедлив и для момента прокатки.

Сравним плотности распределения величин динамических нагрузок. На рис. 2 показаны полигоны и выравненные функции нормального распределения моментов сил упругости на верхнем шпинделе при однослитковой и двухслитковой прокатке. Полигоны имеют нормальное распределение с равными математическими ожиданиями; для двухслиткового режима диапазон амплитуд шире и имеет место значительная положительная асимметрия, т.е. при этом режиме

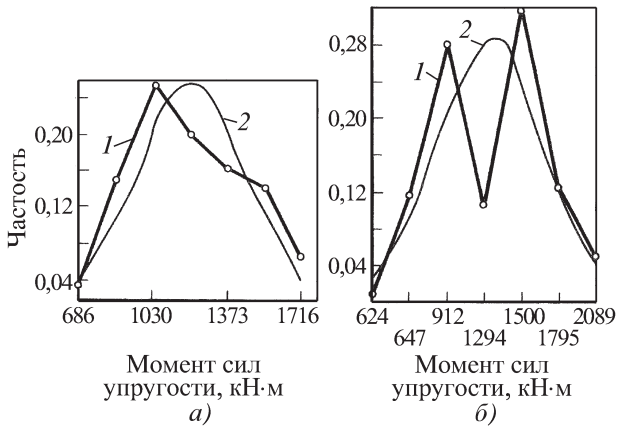


Рис. 2. Полигоны (*1*) и выравненные функции (*2*) нормального распределения амплитуд момента сил упругости:
а – однослитковый режим ($\bar{X}$ = 1200 кН, S = 294 кН); *б* – двухслитковый режим ($\bar{X}$ = 1220 кН, S = 402 кН)

сильно действуют технологические факторы, которые повышают в распределении частоту амплитуд, бóльших по абсолютной величине.

Статистический анализ значений коэффициентов динамичности в шпиндельных соединениях главных приводов различных блюмингов, в режимах одно- и двухслитковой прокаток [3] также показал их несущественные различия.

Проведенный статистический анализ экспериментальных данных позволяет сделать вывод о том, что средние значения и дисперсии внешних нагрузок (статических и динамических) в линии главного привода отличаются несущественно для одно- и двухслитковой прокатки. Однако эти процессы существенно отличаются по частоте нагружения.

На рис. 3 показаны полигоны и плотности вероятности числа амплитуд N момента сил упругости (циклов нагружений) за цикл прокатки при однослитковом и двухслитковом режимах. Полигоны для обоих режимов имеют нормальное распределение, среднее значение количества амплитуд для двухслитковой прокатки более чем в 3 раза превышает значение этого параметра для однослитковой, а их предельные значения (в интервале $\pm 3S$) отличаются от 1,5 до 12,5 раз.

Распределение для двухслитковой прокатки имеет положительный показатель асимметрии (0,434), т.е. при этом режиме постоянно действуют технологические факторы, которые резко увеличивают число динамических процессов (ситуаций), вследствие чего повышается количество амплитуд нагружения за цикл прокатки.

Случайными технологическими факторами, свойственными только режиму двухслитковой прокатки и вызывающими динамические ситуации, являются: раскрытие зазоров в линии главного привода вследствие повышенной скорости второго и, как правило, более холодного слитка в момент захвата или захвата в период замедления прокатного двигателя, соударение парных слитков при выбросе, периодические удары переднего конца раската о ролики рабочего рольганга с повышенной величиной импульса, незахваты, одно- и двусторонние пробуксовки, автоколебания вследствие более высокой (по сравнению с однослитковой) средней скорости прокатки.

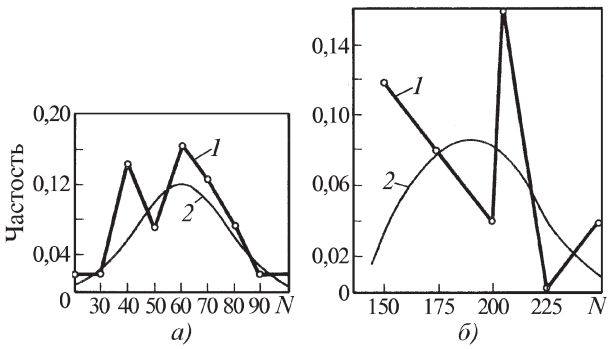


Рис. 3. Полигоны (*1*) и выравненные функции (*2*) нормального распределения числа амплитуд момента сил упругости (циклов нагружения):

а – однослитковый режим ($\bar{X} = 60$, $S = 23$); *б* – двухслитковый режим ($\bar{X} = 189$, $S = 20{,}5$)

Повышенная частота нагруженности оборудования при двухслитковой прокатке подтверждается также статистическими данными по вероятности возникновения динамических ситуаций, т.е. появления случаев, когда коэффициент динамичности $\eta > 1 - P(\eta > 1)$. Оказывается, что при двухслитковой прокатке $P(\eta > 1)$ существенно выше, чем при однослитковой [2]. Так, например, при однослитковой прокатке для слитков кипящей стали массой 8 т $P(\eta > 1) = 0{,}25$ на верхнем и 0,136 на нижнем шпинделе. При двухслитковой прокатке эти значения составляют соответственно 0,673 и 0,535.

При прокатке второго парного слитка $P(\eta > 1)$ в 5–8 раз больше, чем при прокатке первого (рис. 4). Увеличение вероятности возникновения динамических ситуаций $P(\eta > 1)$ можно объяснить повышенной интенсивностью двухслитковой прокатки и, кроме того, выше вероятность раскрытия зазоров в линии привода из-за соударения торцев парных слитков и захвата второго слитка в период торможения прокатных двигателей.

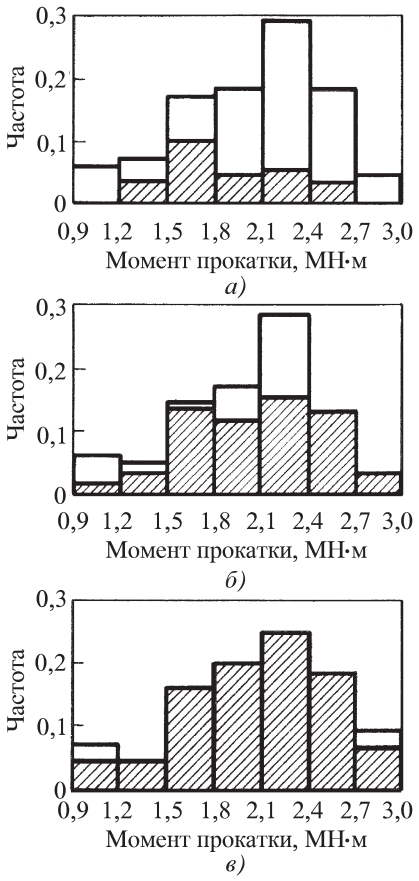


Рис. 4. Гистограммы распределений коэффициентов динамичности и моментов прокатки для слитков кипящей стали массой 8 т при однослитковой прокатке (*а*), двухслитковой прокатке (*б*), при прокатке второго слитка (*в*) (заштрихованная область – условная частота возникновения коэффициента динамичности; незаштрихованная – условная частота возникновения момента прокатки)

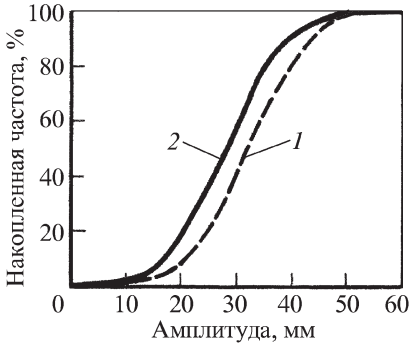


Рис. 5. Сравнение накопленных частот амплитуд (циклов нагружений) крутящих моментов на шпинделях блюминга 1300 ЗСМК при однослитковом (*1*) и двухслитковом (*2*) режимах прокатки

Таким образом, нагруженность несущих деталей рабочей клети обжимных станов при двухслитковой прокатке можно характеризовать как высокочастотный (по сравнению с однослитковой) случайный процесс повышенной интенсивности (рис. 5).

При двухслитковой прокатке значительно повышается интенсивность нагружения вспомогательных механизмов участка рабочей клети, например, силы в шатуне кантователя блюминга 1300 ЧМК повышаются в сравнении с однослитковым режимом в среднем на 30...35 %, а крутящий момент на приводном валу – на 25...35 % и также резко повышается интенсивность и частота нагружения рабочих и раскатных рольгангов перед и за станом [3].

Для оценки влияния частоты процесса нагружения на долговечность оборудования на основе экспериментальной информации были рассчитаны корреляционные функции момента сил упругости на шпинделях (в предположении об эргодичности и стационарности процесса) при одно- и двухслитковом режимах, которые показаны на рис. 6.

Как и следовало ожидать, корреляционная функция для двухслитковой прокатки затухает быстрее (меньший интервал корреляции), что дополнительно подтверждает и бо́льшую ширину энергоемких частот спектральной плотности мощности и что совершенно естественно для высокочастотного процесса нагружения, свойственного этому режиму.

На основании вышеприведенных статистических данных была выполнена оценка влияния интенсивности нагружения (по абсолютной величине и частоте) на долговечность механооборудования на примере расчета вилки универсального шарнира шпинделя главного привода. В результате показано, что при двухслитковой прокатке ресурс несущих деталей минимум на 25 % меньше по сравнению с однослитковой [4].

Действительно, высокочастотный процесс нагруженности оборудования при двухслитковой прокатке

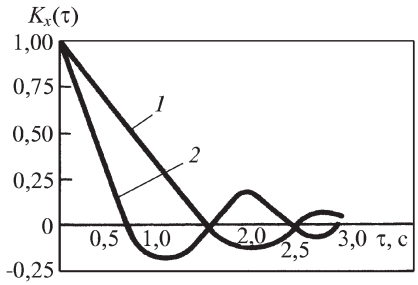


Рис. 6. Корреляционные функции момента сил упругости при однослитковом (*1*) и двухслитковом (*2*) режимах

приводит к повышенной интенсивности накопления необратимых усталостных повреждений и увеличивает скорость образования макроскопической трещины, тем самым снижая надежность и сокращая ресурс детали.

Фактические данные о надежности несущих деталей механизмов участка рабочей клети блюмингов за длительный период эксплуатации показывают, что при двухслитковой прокатке средняя продолжительность простоев в 2–5 раз, а количество отказов в 15–40 раз превышают аналогичные параметры однослиткового режима, т.е. надежность и срок службы механооборудования резко снижаются [3].

Кроме того, интенсивность эксплуатации отечественных блюмингов существенно выше зарубежных, а значит, и интенсивность нагруженности оборудования также выше. Поэтому дополнительно повышать нагруженность оборудования, практически достигшую предельно допустимого уровня за счет применения двухслитковой прокатки, значит, идти на снижение надежности и повышение аварийности оборудования блюмингов, что в конечном итоге может привести (и приводит) не к увеличению производства заготовок (на что рассчитывают при применении двухслитковой прокатки), а к обратным результатам.

Вывод

Двухслитковая прокатка обеспечивает кратковременное повышение объема производства и оказывает ничтожно малое влияние на его годовой объем, но при этом значительно повышает интенсивность и частоту нагруженности оборудования, снижает его надежность и долговечность и увеличивает продолжительность простоев, объем запасных частей и ремонтных затрат. Следовательно, она является неэффективным способом, который можно применять лишь при кратковременной компенсации потерь производства и на слитках малого развеса, например для блюмингов 1300 – массой не более 8 т.

Таким образом, показанные выше некоторые количественные оценки негативных технологических особенностей режима двухслитковой прокатки на обжимных станах обосновывают и доказывают необходимость реализации следующего предложения: в технологических инструкциях по эксплуатации оборудования обжимных прокатных станов зафиксировать, как минимум, ограничение применения режима двухслитковой прокатки, а лучше полностью исключить данную технологию в целях надежного обеспечения и сохранения длительной работоспособности механо- и электрооборудования, сокращения аварийных ситуаций и ремонтных расходов.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Цуканов Г.Э.,Чехранов В.Д., Токарев В.А.** Многослитковая прокатка. М.: Металлургия. 1974. 92 с.

2. **Статистический** анализ и математическое моделирование блюминга / С.Л. Коцарь, Б.Н. Поляков, Ю.Д. Макаров, В.А. Чичигин. М.: Металлургия, 1974. 280 с.

3. **Нагруженность,** несущая способность и долговечность прокатного оборудования /Б.Н. Поляков, Ю.И. Няшин, И.Ф. Волегов и др. М.: Металлургия, 1990. 320 с.

4. **Поляков Б.Н.** Повышение качества технологий и долговечности оборудования прокатных станов. Ч. 2. Екатеринбург: Изд-во Урал. гос. проф.-пед. ун-та, 1994. 192 с.

Борис Николаевич Поляков, д-р техн. наук

УДК 621.961:669.14.018.8

А.Н. Тарасов, Н.Р. Павловский *(ОКБ "Факел", г. Калининград),*
Г.Д. Ткачевская *(Санкт-Петербургский институт машиностроения)*

Карбонитрирование формообразующего инструмента в порошковых смесях на неспециализированном оборудовании

Разработаны новые технологии карбонитрирования мелкоразмерных пресс-форм, штампов, пуансонов из теплостойких сталей типа 4Х5МФС и 4Х3ВМФ в порошковых смесях на основе древесных углей с активаторами. Изучена особенность формирования диффузионных слоев при двухступенчатом нагреве в малоэнергоемких электропечах с "горячей" вакуумной ретортой.

Carbonitration new technologies of compression moulds, stamps, punches from hot-work steels 4Kh5MFS и 4Kh3VMF in powder mixes on the basis of charcoal with activators are developed. Feature of diffusion layers formation is studied at two-level heating in low power-consuming electric furnaces with "hot" vacuum retort.

Химико-термическая обработка, связанная с одновременным диффузионным насыщением поверхности инструмента и оснастки из легированных теплостойких сталей в порошковых смесях на основе древесных углей и азотосодержащих солей и соединений, проводимая в интервалах температур 540...560 °С, используется для повышения износостойкости и ресурса работы [1–4]. Наиболее простыми и доступными способами азотонауглероживания деталей в условиях малых ремонтных и опытных производств являются технологии с применением составов на основе древесных активированных углей и активизирующих добавок карбамида, трилона-Б, триэтаноламина [4–6].

В ОКБ "Факел" в последнее время проведен ряд опытов и исследований по разработке новых составов и технологий карбонитрирования, позволяющих существенно ускорить процессы формирования износостойких слоев на малогабаритном инструменте и оснастке из теплостойких сталей, улучшить экологию процессов, с использованием малоэнергоемкого неспециализированного оборудования.

Для изготовления мелкоразмерных пуансонов, матриц, пресс-форм и образцов для металлографического анализа, определения прочностных характеристик при растяжении и ударном изгибе применяли кованые прутки из сталей 4Х5МФС, 4Х3ВМФ Санкт-Петербургского Обуховского завода. Карбонитрирование по двухступенчатым режимам проводили с упаковкой деталей и образцов в контейнеры с древесно-угольными порошковыми и гранулированными смесями, содержащими до 30...35 % мас. активаторов карбамида $(NH_2)_2CO$ и трилона-Б $(C_{10}H_8O_{10})Na_2N_2$. Садку помещали в реторты вакуумных малоэнергоемких печей СНОЛ-1,6.2,5.1/9И2 и вертикальных СШОЛ-ВНЦ, оснащенных одним плунжерным насосом, обеспечивающим вакуум в реторте 50...100 Па.

На рис. 1 показана вакуумная печь для проведения карбонитрирования образцов из сталей 4Х5МФС, 4Х3ВМФ, в табл. 1 приведены составы порошковых смесей и режимы обработки при проведении опытов.

Выбор составов порошковых древесно-угольных смесей и условий карбонитрирования проведен на основании нескольких предпосылок. Количество азотоуглеродосодержащих активаторов карбамида и трилона-Б на первой ступени обеспечивало высокий потенциал среды по азоту и углероду в присутствии натрия в интервале температур 620...660 °С при прогреве садки и изотермической выдержке в течение 4...6 ч при диссоциации по реакциям:

карбамида $(NH_2)_2CO \rightarrow NH_3 + CO + 0{,}5H_2$;

трилона-Б $(C_{10}H_8O_{10})Na_2N_2 \rightarrow 9CO + N_2 + Na_2O + 2H_2 + CH_4$.

Нагрев в вакууме на обеих ступенях обработки позволял ускорить диффузионные процессы насыщения азотом на первой ступени и углеродом на второй ступени, после истощения смеси по азоту, одновременно улучшая экологию процесса эвакуацией газовых продуктов за пределы рабочей зоны обслуживания. Кратковременный нагрев на второй высокотемпературной

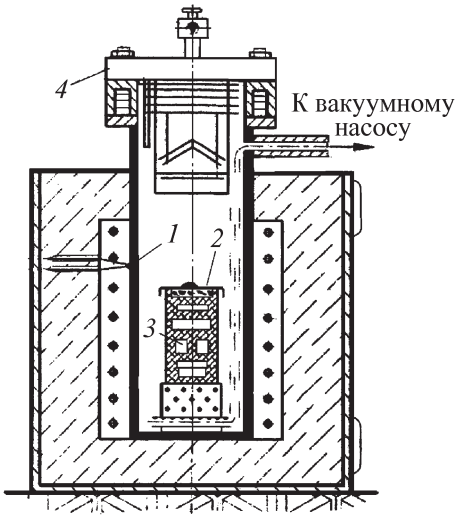


Рис. 1. Вакуумная печь с "горячей" ретортой для карбонитрирования в порошковых смесях:
1 – реторта из стали 09Х18Н10Т с вакуумвыводом и съемной крышкой *4*; *2* – контейнер с деталями *3*

ступени при 940...980 °С был достаточен для прогрева сердцевины, не вызывая образования в поверхностной зоне крупноглобулярных карбидов и зоны окисления на поверхности изделий, приводящих к снижению ударной вязкости основы и слоя.

Условия охлаждения при закалке от температур второй ступени карбонитрирования и температуры отпуска выбирали с учетом назначения и условий эксплуатации инструмента, при оптимальной твердости и износостойкости диффузионных слоев.

Исследование структуры проводили на микроскопах ММР-4, "Неофот" с цифровыми фотоприставками, микротвердость измеряли на приборах ПМТ-3,

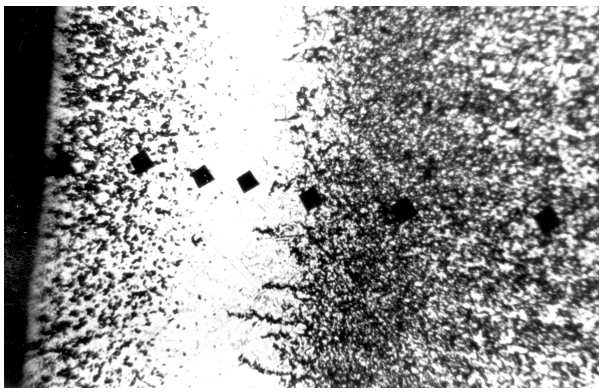


Рис. 2. Микроструктура стали 4Х5МФС после обработки по режиму: карбонитрирование 640 °С, 4 ч, подъем до 980 °С, 0,2 ч, охлаждение – масло, отпуск 560 °С, 2 ч. ×150

механические свойства определяли с использованием разрывной машины Р-5 и копра КМ-25.

На рис. 2 показана микроструктура стали 4Х5МФС после карбонитрирования.

Кроме металлографического анализа и измерения механических свойств образцов и деталей, проводили коррозионные испытания в атмосфере 98%-ной влажности над 10%-ным водным раствором хлористого натрия при длительности выдержки 288 ч. Термостойкость оценивали при многократном охлаждении карбонитрированных сталей от температур 660...680 °С с охлаждением в воде, а красностойкость (теплостойкость слоя и основы) определяли измерением твердости HRC после выдержки при 620 °С в течение 4 ч с охлаждением образцов на воздухе.

На рис. 3 и 4 приведены результаты послойного измерения микротвердости диффузионных слоев на сталях 4Х5МФС и 4Х3ВМФ после карбонитрирования.

1. Режимы карбонитрирования теплостойких сталей

Марка стали*	Состав смеси, % мас.	*T*, °С	τ, ч**	Охлаждение при закалке	Потенциал среды***		Отпуск
					% С	% N	
4Х5МФС толкатели, колонки литьевых машин	Карбамид – 35; трилон-Б – 35; уголь березовый толченый	600...640; подъем до 940...980, закалка	4,0...6,0 0,3...0,4	Масло машинное 20...70 °С или азот жидкий –196 °С	1,20...1,24	0,37...0,41	560...580 °С, 2...3 ч
4Х3ВМФ матрицы, пуансоны гибочные	Карбамид – 30; трилон-Б – 30; отработанный древесно-угольный карбюризатор	600...660; подъем до 960....980, закалка	4,5...5,0 0,2....0,3		1,12...1,17	0,32...0,35	350...375 °С, 3....4 ч

* Образцы для механических испытаний в каждой садке.

** Вакуум в контейнере 100 Па.

*** Потенциал по содержанию углерода в фольге толщиной 0,1 мм, карбонитрирование при 600...660 °С, сквозное.

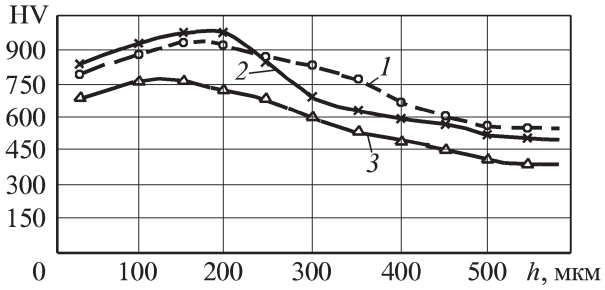


Рис. 3. Изменение микротвердости по глубине диффузионных слоев сталей 4Х3ВМФ (*1*) и 4Х5МФС (*2*) при карбонитрировании 620 °С, 6 ч без последующей закалки (исходное состояние – отжиг)

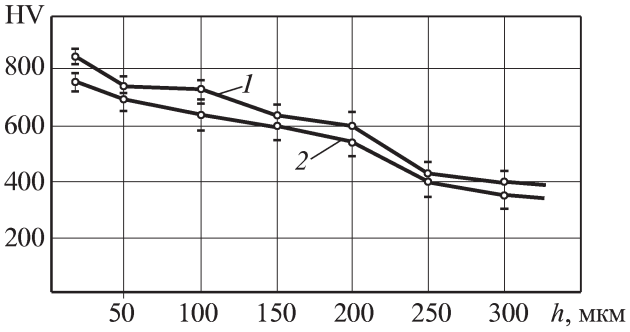


Рис. 4. Микротвердость слоев карбонитрированной стали 4Х5МФС после выдержки при 660 °С, 5 ч, подъем температуры до 980 °С, 30 мин, охлаждение – масло (*1*) и жидкий азот – 196 °С (*2*), отпуск 350 °С, 2 ч; и после испытаний на красностойкость 620 °С, 4 ч (*3*), закалка в масле

В табл. 2 приведены результаты измерения свойств диффузионных слоев сталей 4Х5МФС и 4Х3ВМФ после карбонитрирования в древесно-угольных активированных порошковых смесях с нагревом в вакуумных контейнерах малоэнергоемких электропечей.

Как показали результаты исследований, при карбонитрировании теплостойких штамповых сталей в порошковых древесно-угольных смесях с высоким содержанием активаторов, азотоуглеродосодержащих компонентов карбамида и трилона-Б на первой стадии происходит ускоренное диффузионное насыщение азотом и менее активно углеродом с образованием слоев и фаз. Скорость формирования слоев достигает в интервале температур 620...660 °С 0,05...0,07 мм/ч. На второй ступени диффузия углерода осуществляется преимущественно из обедневшей азотом среды сначала при подъеме температуры до 940...980 °С, затем при кратковременной выдержке 20...45 мин. При этом не наблюдается укрупнения, коагуляции и сращивания карбидов в диффузионном слое, характерных для высокотемпературной нитроцементации теплостойких сталей в активированных древесно-угольных карбюризаторах, содержащих меньшее количество идентичных активаторов.

Как следствие формирования диффузионных слоев с минимальным внутренним окислением и отсутствием крупноглобулярных карбидов в приповерхностной зоне, наблюдается повышение прочности при растяжении и термостойкости. На рис. 5 показана микроструктура и характер излома карбонитрированных образцов после обработки по разным режимам.

При производственных испытаниях мелкоразмерных пресс-форм, литформ, знаков, толкателей из сталей 4Х5МФС, 4Х3ВМФ после ступенчатого карбонитрирования, закалки и отпуска, при литье алюминиевых сплавов силуминов, установлено, что инструмент и оснастка имеют износостойкость в 1,3–1,5 раза выше, чем после длительного никотрирования, оксинитрирования как заключительной упрочняющей химико-термической обработки в газовых атмосферах (табл. 3).

Фильеры волочения капиллярных трубок и пресс-формы формирования полимеров и пресс-порошков имели износостойкость в 1,7–1,8 раза выше, чем после высокотемпературной цементации, карбидизации при 940...960 °С, 3...5 ч с закалкой от темпера-

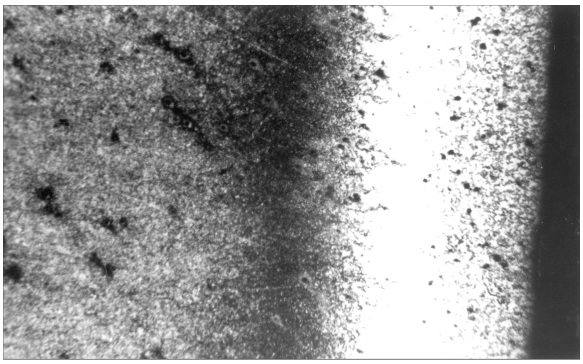
2. Свойства карбонитрированных сталей

Сталь, режим карбонитрирования*	Толщина слоя, мкм	Содержание в слое толщиной 80 мкм		Микротвердость, HV**	Прочность $\sigma_в$, МПа	Ударная вязкость, Дж/см^2	Коррозионная стойкость***	Красностойкость, HRC, 620 °С
		% С	% N					
4Х5МФС, 640 °С, 6 ч, затем 940 °С, 0,3 ч, охлаждение – масло	450...580	1,23	0,31	1045...1060	1440...1470	29...30	Весьма стойкие	45...43
4Х3ВМФ, 620 °С, 5 ч, затем 980 °С, 0,2 ч, охлаждение – азот –196 °С	360...410	1,19	0,34	1030...1090	1480...1490	25...27	Стойкие	44...46

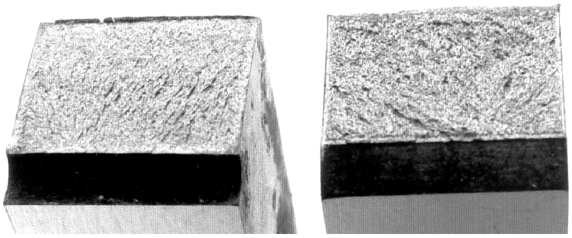
* Состав порошковой смеси см. табл. 1.

** Микротвердость в зоне карбонитридных фаз $(Fe, Cr)_3CN$, $(Fe, Cr)_7CN_3$.

*** В среде 98%-ной влажности.



а)



б)

Рис. 5. Микроструктура диффузионного слоя стали 4Х5МФС (*а*. ×100) и характер излома ударных образцов сталей 4Х3ВМФ (слева) и 4Х5МФС (справа), (*б*. ×1,8) карбонитрирование 620 °С, 5 ч, подъем до 980 °С, 0,2 ч, закалка в масле, отпуск 350 °С, 2 ч

тур химико-термической обработки в древесно-угольных активированных смесях [5].

Увеличение износостойкости и разгаростойкости при циклических нагревах и охлаждениях литейного инструмента связано с формированием многослойных диффузионных слоев: на первой стадии в условиях повышенного азотного потенциала с образованием ε-, γ-карбонитридных фаз, а на второй стадии карбонитридов цементитного типа и сложных карбонитридов, содержащих молибден, ванадий, вольфрам в поверхностной зоне, расположенных в высокопрочной легированной матрице.

3. Результаты испытаний карбонитрированного инструмента

Сталь, инструмент	Контактируемый материал	Износостойкость, шт.*	Характер износа
Литформы из стали 4Х5МФС	Литье шестигранных заглушек из сплава АК7ч	16450 / 12100	Сетка трещин разгара
Штоки шприц-литьевые из стали 4Х3ВМФ	Запрессовка заправочных горловин, пластмассы	125600 / 97400	Потеря геометрии сферического торца
Ножи ворошители шликерные из стали 4Х3ВМФ	Шаровое смешивание керамической массы ВК-94-1	7400 / 5120	Износ выше 0,8 мм по лезвию ножа

* В числителе износостойкость после карбонитрирования и закалки по режиму табл. 2, в знаменателе – после нитроцементации и закалки [5].

Разработанные на основе проведенных исследований технологии вакуумного карбонитрирования инструмента и оснастки из теплостойких сталей 4Х5МФС, 4Х3ВМФ характеризуются следующими особенностями:

– ступенчатое карбонитрирование является одновременно основной упрочняющей термической обработкой для основного металла и рабочих поверхностей, что позволяет существенно снизить трудоемкость, время и энергоемкость упрочняющей химико-термической обработки;

– применяемые для карбонитрирования порошковые древесно-угольные смеси, содержащие древесные угли, карбамид, трилон-Б, просты в приготовлении, не содержат дефицитных компонентов, в условиях вакуумного нагрева обеспечивается экологическая чистота процессов;

– технологии универсальны, применимы в условиях малых, ремонтных и мелкосерийных производств и предприятий для деталей, оснастки, инструмента не только из теплостойких сталей, но также легированных сталей различных классов и позволяют существенно повысить эксплуатационные свойства – износостойкость, контактную прочность, коррозионную стойкость при минимальных затратах на проведение химико-термической обработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Бабул Т.Д., Кучариева Т.Г., Наконечный А.** Влияние исходной структуры инструментальных сталей на толщину и твердость слоев, полученных в результате карбонитрирования // МиТОМ. 2004. № 7. С. 17–20.
2. **Четтерджи-Фишер Р., Эйзелл Ф.–В.** Азотирование и карбонитрирование; пер. с нем. / под ред. А.В. Супова. М.: Металлургия, 1990. 280 с.
3. **Brik P.** Betrachtungen zur Auswirkung von Oxiddiskshichten auf Wirkungsintensivitat bei Nitrieren und Nitrocarbonitrieren // ZWF, Bd78, 1988. № 3. P. 147–148.
4. **Тарасов А.Н., Тилипалов В.Н.** Никотрирование деталей из высокохромистых сталей в активированных древесно-угольных смесях // Вестник машиностроения. 2006. № 6. С. 58–62.
5. **Тарасов А.Н., Тилипалов В.Н. и др.** Способы химико-термической обработки и составы смесей для упрочнения стальных деталей, оснастки и инструмента // Изобретатели машиностроения. 2006. № 1. С. 10–11.
6. **Пат. 2 256 706 РФ**, МКИ С 21Д 6/00, С 23С 8/32. Способ изготовления деталей из мартенситостареющих сталей / А.Н. Тарасов и др. // БИ. 2005. № 20.

Анатолий Николаевич Тарасов, канд. техн. наук;
Николай Романович Павловский, инженер;
Г.Д. Ткачевская

Т.В. Комарова, В.А. Скуднов, М.Н. Гаврова *(Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева)*

Уменьшение неравномерности механических свойств пружинной термически обработанной проволоки

Исследовано явление локальной неравномерности свойств пружинной термически обработанной проволоки, проявляющееся в их разбросе на соседних участках небольшой длины. Показано, что важную роль в формировании указанного недостатка играет накапливаемая при волочении внутренняя дефектность, степень которой определяется степенями деформации при холодной пластической деформации, а также структурой исходной заготовки. Предложен новый подход к оптимизации технологии изготовления пружинной проволоки на основе рассматриваемого в синергетике критерия зарождения трещины, который позволяет обоснованно перераспределять степени деформации между промежуточными и окончательной термообработками. Закономерности, полученные на основе этого подхода, позволяют существенно повысить равномерность свойств проволоки по длине мотка.

The phenomenon of local non-uniformity of spring thermally processed wire properties , shown in their disorder on the next sites of small length is investigated. It is shown, that the important role in formation of the specified lack is played with internal deficiency accrued at drawing which degree is defined by deformation degrees at cold plastic deformation, and also structure of part blank. The new approach to optimization of manufacturing techniques of spring wire is offered on the basis of crack origin criterion considered in energetics which allows is proved to redistribute deformation degrees between intermediate and final heat treatments. The laws received on the basis of this approach, allow to raiseessentially uniformity of wire properties along length of skein.

Одной из важнейших задач современного этапа развития промышленного производства является улучшение качества металлопродукции и изготовляемых из нее деталей, повышение их работоспособности, надежности, долговечности, доведение этих показателей до уровня мировых стандартов, обеспечение конкурентоспособности отечественной продукции на внешнем рынке.

К числу широко распространенных в машиностроении изделий относятся автомобильные пружины, изготовляемые из стальной пружинной термически обработанной проволоки. В данной работе исследовали проволоку ответственного назначения (например, для пружин клапана, тормозов) 1-го и 2-го классов, марки А по ГОСТ 1071 из сталей 51ХФА, 70ХГФА (для 1-го класса) и 68А, 65ГА (для 2-го класса).

Качество исследуемой проволоки характеризуется уровнем стандартных механических свойств: временным сопротивлением разрыву $\sigma_в$, числом перегибов на 180° n и скручиваний на 360° k с нормами по ГОСТ 1071, а также их равномерностью по длине мотка.

Анализ качества термически обработанной проволоки различных производителей (ОАО "Завод Красная Этна" (г. Нижний Новгород), ОАО "Белорецкий металлургический комбинат", фирма OTEVA (Швеция)) показал, что для нее характерна неравномерность свойств по длине мотка двоякого вида:

1) *макронеравномерность*, выявляемая по концам мотка и регламентируемая стандартом (разбег $\sigma_в$ не более 74 МПа);

2) разница свойств на соседних участках небольшой длины, которую можно назвать *локальной неравномерностью*.

Последняя особенно характерна для числа кручений. Это связано с тем, что при скручивании деформация охватывает всю рабочую длину образца, распространяясь от подвижного захвата к неподвижному (в отличие, например, от испытания на перегиб, которое является местным). Если перед фронтом распространения деформации встречается дефект, то в этом месте наступает разрушение. Поскольку деформация охватывает лишь часть рабочей длины, то число скручиваний в данном образце понижено.

Сущность явления локальной неравномерности механических свойств можно проиллюстрировать результатами испытаний мотка закаленной и отпущенной проволоки диаметром 2,1 мм из стали 68А, по всем показателям полностью соответствующего требованиям ГОСТ 1071. Данные приведены в табл. 1.

1. Результаты механических испытаний проволоки диаметром 2,1 мм из стали 68А

Метод отбора образцов	Число образцов с каждого конца мотка на каждый вид испытания	Результаты испытаний			Микроструктура	Глубина обезуглероженного слоя, мм
		$\sigma_в$, МПа	n	k		
По ГОСТ 1071	1	1720...1760	8	15	Сорбит отпуска, игольчатая ориентация отсутствует	0,01
По заводским требованиям	3	Передний конец мотка 1750...1760	7	12...15		0,01
		Задний конец мотка 1720...1710	8			
Испытание на равномерность свойств	15	1710...1760	7...9	4...28		0,01
Норма по ГОСТ 1071	1	1620...1770	≥7	≥10	Сорбит отпуска, игольчатая ориентация не выше 5-го балла (для стали 68А)	0,02

Из табл. 1 следует, что $\sigma_в$ и n достаточно стабильны по длине мотка и разбег $\sigma_в$ по концам мотка в норме (менее 74 МПа), а число скручиваний составляет 4...28.

Результаты испытаний на равномерность скручиваний в проволоке того же мотка на образцах длиной 100d (210 мм), отобранных с переднего и заднего концов подряд по 15 шт., приведены на рис. 1.

Из рис. 1 видно, что диапазон колебаний составляет от 4 до 28 скручиваний (при норме для проволоки марки А не менее 10). Количество выпадов по сравнению с требованиями стандарта достигает 25 %.

Учитывая, что число скручиваний очень чувствительно ко многим факторам, образцы с выпадами k дополнительно в месте излома исследовали на наличие поверхностных дефектов, неметаллических включений, контролировали химический анализ и вид излома. Установлено, что выпады не вызваны этими факторами. Вид излома во всех образцах – ровный, перпендикулярный к оси образца, расслоения отсутствуют.

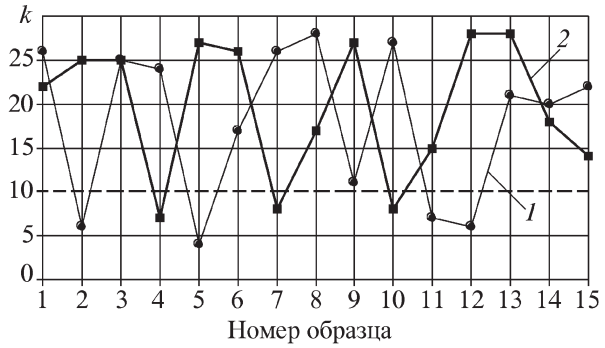


Рис. 1. Разброс числа скручиваний k по длине мотка проволоки из стали 68А:
1 – передний конец мотка; *2* – задний конец мотка

Аналогичные результаты, приведенные в табл. 2, получены на проволоке других размеров из различных марок стали. Видно, что наряду с высоким числом скручиваний, в каждом мотке имеются выпады ниже нормы ГОСТ 1071.

Следует отметить, что проверка неравномерности механических свойств по длине мотка стандартом не предусмотрена и при приемочных испытаниях этот недостаток, как правило, не выявляется, поскольку для контроля с каждого конца мотка отбирается максимум три образца. По сути дела, это скрытый дефект проволоки.

Однако, как показал анализ, локальная неравномерность – явление объективное, характерное для проволоки разных производителей (в том числе и для шведской проволоки с разбросом скручиваний 8...28). Неравномерность свойств при этом проявляется в разной степени, что определяется спецификой технологии на каждом заводе.

Локальная неравномерность свойств является существенным недостатком термически обработанной проволоки: ее наличие делает результаты механиче-

2. Разброс числа скручиваний по длине мотка термически обработанной проволоки

Марка стали	Диаметр проволоки, мм	Число скручиваний в пределах одного мотка
51ХФА	4,8	8...14
65ГА	4,8	5...33
	1,8	7...25
68А	5,0	6...33
	2,1	4...28
70ХГФА	3,6	6...28
	2,7	7...24

ских испытаний при окончательной приемке продукции и при повторных испытаниях, допускаемых стандартом, не вполне показательными, поскольку они определяются состоянием того локального участка проволоки, от которого отобраны образцы, и не характеризуют весь моток в целом.

Нестабильность механических характеристик проволоки по длине мотка обусловливает негарантированность свойств изготовленной из нее партии пружин, что особенно недопустимо для продукции ответственного назначения – например, для пружин тормозов, клапана ДВС и т.п.

В связи с изложенным явление локальной неравномерности свойств проволоки требует изучения, установления причин и выработки мер, уменьшающих степень ее развития.

При решении данной проблемы следует учитывать, что свойства проволоки определяются не только режимом окончательной термической обработки (закалки со средним отпуском), а формируются на протяжении всего технологического цикла, представляющего собой чередование операций холодного пластического деформирования (ХПД) (волочение) и различных предварительных (ПТО) и промежуточных (ПрТО) термических обработок (нормализация, отжиг на зернистый перлит, патентирование).

3. Изменение плотности проволоки при волочении

Марка стали	Состояние заготовки	Структура заготовки	Диаметр проволоки, мм	Степень деформации, %	Уменьшение плотности, %
51ХФА	Нормализованное	ПСД	5,0	49	0,20
65ГА	Горячекатаное	ПРСД	4,2	58	0,23
	Патентированное	ТПП (троостит)	2,3	70	0,12
68А	Нормализованное	ПСД	4,1	60	0,24
	Патентированное	ТПП (троостит)	2,1	74	0,13
70ХГФА	Патентированное при 650 °С	ТПП (троостит)	3,6	64	0,15
	Патентированное при 450 °С	НБ	3,6	64	0,35

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

При механических испытаниях проволоки по технологическим переходам (после каждой операции) установлено, что если локальная неравномерность проявляется в сильной степени в холоднотянутой проволоке, то разброс сохраняется и после ее термообработки. И наоборот, при небольшом разбросе свойств в холоднотянутой проволоке неравномерность проявляется в меньшей степени и в термообработанном состоянии. Коэффициент корреляции между среднеквадратичным отклонением скручиваний в холоднодеформированной и термически обработанной проволоке одного мотка равен 0,68.

Это позволяет выдвинуть предположение о важной роли накапливаемой при волочении внутренней дефектности (мельчайших микротрещин), степень которой определяется степенью деформации ε при ХПД, а также структурой заготовки под волочение. Данную гипотезу подтверждают результаты пикнометрических исследований проволоки по переходам, показавших существенное снижение ее плотности в холоднотянутом состоянии по сравнению с плотностью исходной заготовки под волочение. Данные приведены в табл. 3.

Из табл. 3 следует, что при изготовлении проволоки всех исследованных размеров в результате волочения наблюдается существенное снижение плотности, значительно превышающее погрешность измерения (0,05 %). Видно также, что при волочении проволоки с ε = 64...74 % из заготовки, патентированной на структуру троостит, снижение плотности примерно в 2 раза меньше, чем при волочении из горячекатаной, нормализованной и патентированной на нижний бейнит заготовок.

Таким образом, с одной стороны, ХПД вызывает возникновение и накопление микродефектов, но с другой (и в этом заключается очень важная роль волочения) – приводит к формированию особой дислокационной субструктуры, различной в зависимости от степени ХПД и исходной микроструктуры заготовки под волочение [1].

Сформированная дислокационная структура, как и микродефекты, наследуются проволокой при окончательной термической обработке (ОТО) (в силу кратковременности нагрева под закалку, что является характерной особенностью проволочно-пружинного производства). Благоприятная ячеистая дислокационная структура способна локализовать развитие микродефектов. Соотношение эффектов накопления поврежденности и локализующего действия субструктуры зависит от степени деформации, а также от исходной микроструктуры заготовки. Это важнейшие технологические факторы, от которых в сочетании с режимом ОТО зависят уровень и равномерность свойств проволоки.

В связи с изложенным актуальным является исследование комплексного воздействия ХПД и термооб-

работки на уровень внутренней дефектности холоднотянутой проволоки перед ОТО (I этап) и на структурную неоднородность, формирующуюся при ОТО (II этап). В данной статье представлены результаты первого этапа исследований.

В силу разнопланового действия изучаемых факторов, помимо контроля стандартных механических свойств, необходима более общая оценка структурно-энергетического состояния материала с разработкой и применением рассматриваемых в синергетике [2] новых энергетических комплексов разрушения, одним из которых является критерий зарождения трещины $K_{з.т}$.

4. Химический состав сталей для изготовления проволоки по ГОСТ 1071

Марка стали	Содержание основных элементов, %				
	C	Mn	Si	Cr	V
65ГА	0,65...0,7	0,7...1,0	0,15...0,3	≤0,15	–
68А	0,65...0,7	0,4...0,55	0,15...0,25	≤0,12	–
51ХФА	0,47...0,55	0,3...0,6	0,15...0,3	0,75...1,1	0,15...0,25
70ХГФА	0,65...0,72	0,5...0,8	0,15...0,3	0,3...0,5	0,1...0,2

Примечание. Для всех марок сталей содержание серы и фосфора составляет не более 0,025 %.

Это двухпараметрический комплекс разрушения, являющийся характеристикой энергетического запаса прочности металла против зарождения трещины. Он показывает, во сколько раз предельная удельная энергия деформации больше энергии, затраченной на преодоление сопротивления при переходе из упругой области в пластическую в полосе скольжения.

Критерий зарождения трещины $K_{з.т}$ рассчитывают по формуле [3]

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

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

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

где $\sigma_т$ – предел текучести; $\sigma_к$ – истинное сопротивление разрушению; $\varepsilon^{пред}$ – истинное сужение площади поперечного сечения образца к моменту разрушения; ψ – относительное сужение образца.

Таким образом, $K_{з.т}$ – комплексная величина, рассчитываемая с учетом характеристик сопротивления деформации $\sigma_т$, $\sigma_к$ и способности к ней ($\varepsilon^{пред}$). Поэтому этот критерий более объективно отражает состояние структуры (поврежденность) по сравнению со стандартными механическими характеристиками и определяет вероятность зарождения микротрещин (чем выше уровень $K_{з.т}$, тем ниже вероятность их появления), т.е. может служить характеристикой внутренней дефектности проволоки [4].

Целью настоящей работы является получение зависимостей критерия зарождения трещины в холоднодеформированной и термически обработанной проволоке от степени предварительной ХПД и исходной структуры заготовки под волочение, а также разработка на их основе мер для уменьшения неравномерности свойств проволоки.

Для исследования была выбрана пружинная термически обработанная проволока из сталей марок, предусмотренных ГОСТ 1071 на данный вид продукции, химический состав которых приведен в табл. 4.

Исследования проводили на проволоке, полученной из заготовки, находившейся в различных структурных состояниях, характерных для технологического процесса ее производства.

Для этого были выделены мотки горячекатаной проволоки из исследуемых сталей разных плавок. От каждого мотка отбирали отрезки проволоки (несколько витков) и подвергали нормализации, патентированию, отжигу на зернистый перлит, одну часть оставляли в горячекатаном состоянии.

После указанной ПТО и подготовки поверхности (травления) проводили волочение с разными степенями деформации и окончательную термическую обработку (закалку с отпуском при 450...500 °С – на структуру сорбит или троостосорбит). Холоднодеформированные и термообработанные образцы подвергали механическим испытаниям.

Результаты исследования влияния степени предварительной ХПД на критерий зарождения трещины в холоднотянутой проволоке при различных исходных структурах приведены на рис. 2.

На представленных экспериментальных графиках зависимости $K_{з.т} = f(\varepsilon)$ прослеживается закономерность одного вида. При любой структуре исходной заготовки для всех изученных марок стали на кривых наблюдаются три характерных участка: I – первая ниспадающая ветвь (падение уровня $K_{з.т}$ при малых ε); II – восходящая ветвь (повышение уровня $K_{з.т}$ при увеличении ε); III – вторая ниспадающая ветвь (повторное падение уровня $K_{з.т}$ при больших ε). Таким образом, на каждой кривой имеются два экстремума: первый соответствует минимальному уровню $K_{з.т}$, второй – максимальному.

Такое поведение критерия зарождения трещины можно объяснить с позиций механизма образования микротрещин при волочении. *На первой стадии волочения* с малыми суммарными ε (первая ниспадающая ветвь) происходит интенсивное накопление дефектов в феррите с локальным перенаклепом в перлитных колониях, ориентированных неблагоприятно по отношению к оси деформации. Появляются первые

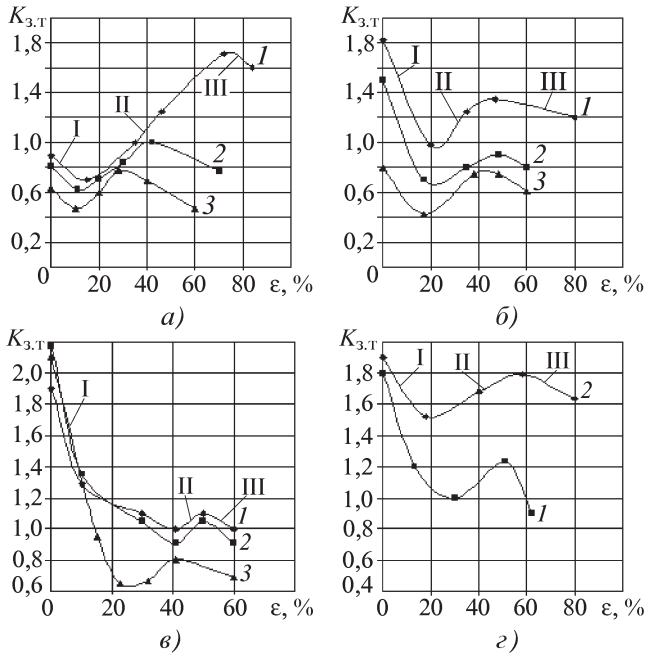


Рис. 2. Влияние степени предварительной ХПД ε на критерий зарождения трещины $K_{з.т}$ в холоднотянутой проволоке из стали марок 68А (*а*), 65ГА (*б*), 51ХФА (*в*), 70ХГФА (*г*) после различных обработок:

а, б: *1* – патентирование; *2* – нормализация; *3* – горячая прокатка; *в*: *1* – отжиг на зернистый перлит (балл 3); *2* – отжиг на зернистый перлит (балл 9); *3* – нормализация; *г*: *1* – патентирование при 450 °С на структуру нижний бейнит; *2* – патентирование при 650 °С на структуру троостит

микротрещины, но, хотя количество их относительно мало, степень опасности "ранних" трещин велика, поскольку в материале еще не создалась благоприятная субструктура. Известно, что при малых суммарных ε проволока обладает низкой пластичностью и характеризуется неустойчивым волочением.

После достижения некоторых критических степеней деформаций, соответствующих минимальному значению $K_{з.т}$, пластичность с увеличением ε повышается, что объясняется созданием благоприятных условий для дальнейшей деформации стали вследствие сформировавшейся ячеистой субструктуры, способной локализовать распространение микротрещин. Кроме того, релаксация микроискажений решетки, сопровождающая процесс раскрытия микротрещин, также способствует улучшению пластических свойств проволоки.

Таким образом, *на второй стадии волочения*, от упомянутой критической степени деформации до оптимальной суммарной (восходящая ветвь), в металле происходят процессы одновременного увеличения микроискажений решетки из-за появления новых дислокаций и релаксации микронапряжений в результате зарождения и раскрытия субмикротрещин. Отрицательное влияние микротрещин на пластичность компенсируется сформировавшейся благоприятной ячеистой субструктурой.

Далее наступает момент, когда рост микроискажений и большое количество микротрещин приводят к охрупчиванию проволоки. Это явление "перенаклепа" можно характеризовать как *третью стадию волочения* (вторая ниспадающая ветвь). Таким образом, микротрещины в холоднодеформированной стали образуются на всех этапах волочения, но их количество и охрупчивающая роль далеко не одинаковы на начальной и конечной стадиях деформации.

Оптимальные степени деформации при волочении соответствуют максимальному значению $K_{з.т}$, при котором уменьшается вероятность зарождения и распространения микротрещин. Допустимыми степенями деформации являются те, которые создают в металле достаточно развитую ячеистую субструктуру либо не вызывают накопления опасного уровня дефектности.

Как видно из рис. 2 на уровень $K_{з.т}$ и ε, соответствующую его максимальному значению, сильное влияние оказывает микроструктура заготовки под волочение. При уменьшении дисперсности перлита (как пластинчатого, так и зернистого) уровень кривых понижается, а максимумы $K_{з.т}$ сдвигаются в сторону меньших степеней деформации.

Падение уровня $K_{з.т}$ в заготовках, отожженных на зернистый перлит, продолжается до более высоких степеней деформации по сравнению с заготовками с пластинчатым перлитом (см. рис. 2, *в*).

Положение экстремумов на кривых зависит от соотношения степеней деформации, обеспечивающих существенное накопление дефектов, с одной стороны, и формирование ячеистой структуры – с другой. Ориентировочные значения этих степеней деформации, по данным работы [Гриднев В.Н. и др. Прочность и пластичность холоднодеформированной стали. Киев, 1974], для перлитного класса сталей приведены в табл. 5.

Из табл. 5 видно, что в проволоке, протянутой из патентированной заготовки, ячеистая субструктура формируется раньше (при меньших степенях деформации), чем происходит существенное накопление дефектов – проволока сохраняет высокий ресурс пластичности и способность к деформированию до ε ~ 55...80 % в зависимости от марки стали.

В проволоке с другими структурами (ГПП, ПСД, ЗП) наблюдается обратная картина: накопление дефектов при отсутствии сформированной ячеистой субструктуры, в результате чего возникает явление сильного локального перенаклепа, ведущего к быстрому исчерпанию ресурса пластичности.

Соотношение степеней деформации, вызывающих повышение дефектности и образование ячеистой субструктуры, влияет на характер изменения пластичности, что видно из рис. 3.

5. Исходная структура заготовки под волочение и степени деформации, вызывающие накопление дефектов и формирование ячеистой субструктуры

Обработка заготовки	Структура заготовки	Степень деформации, %, вызывающая	
		накопление дефектов	формирование ячеистой субструктуры
Горячая прокатка	Грубопластинчатый перлит (ГПП)	20	50
Нормализация	Перлит средней степени дисперсности (ПСД)	30...40	50
Отжиг сфероидизирующий	Зернистый перлит (ЗП)	50	50
Патентирование	Тонкопластинчатый перлит (троостит)	~40	20...30

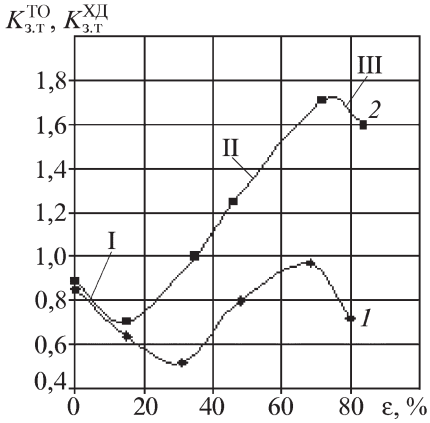


Рис. 4. Влияние степени предварительной ХПД ε на критерий зарождения трещины термически обработанной $K_{з.т}^{ТО}$ (*1*) и холоднодеформированной $K_{з.т}^{ХД}$ (*2*) проволоки из стали 68А

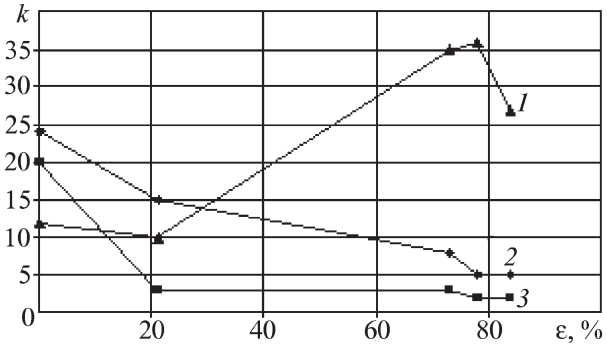


Рис. 3. Результаты испытания на скручивание холоднотянутой проволоки из стали 68А с различной исходной структурой заготовки:
1 – тонкопластинчатый перлит (патентирование); *2* – зернистый перлит (отжиг на зернистый перлит); *3* – грубопластинчатый перлит (горячая прокатка)

Далее была изучена зависимость $K_{з.т}^{ТО}$ от степени предварительной ХПД в термически обработанной проволоке после закалки с отпуском, и проведено сравнение $K_{з.т}^{ХД}$ и $K_{з.т}^{ТО}$ (рис. 4) для проволоки из стали 68А, протянутой из патентированной заготовки с разными степенями деформации и подвергнутой термообработке.

Видно, что принципиальный характер зависимости в термически обработанной проволоке сохраняется таким же, как в холоднодеформированной. Однако общий уровень $K_{з.т}^{ТО}$ понижается по сравнению с $K_{з.т}^{ХД}$. Смещается также в сторону увеличения критическая степень деформации $\varepsilon_{кр}$, соответствующая минимальному значению критерия зарождения трещины. Это, по-видимому, связано с протеканием процессов рекристаллизации аустенита и частичной аннигиляцией дислокаций при нагреве под закалку, так как $\varepsilon_{кр}$ определяется степенью наследования и сохранения ячеистой субструктуры. Кроме того, определенную роль может играть структурная неоднородность, формирующаяся на стадии аустенитизации (сохранение негомогенности аустенита при кратковременных выдержках, образование разнозернистости [5, 6]).

Полученные результаты позволяют устанавливать оптимальные, с точки зрения достижения максимума $K_{з.т}$, суммарные степени ХПД, предшествующей термообработке (предварительной и окончательной), а также определять место и количество промежуточных термообработок в технологическом цикле. Данные по оптимальным суммарным степеням деформации в исследованных марках стали приведены в табл. 6.

Приведенные в табл. 6 данные целесообразно использовать в проволочно-пружинном производстве при разработке маршрутных технологий изготовления проволоки. Сравнение проволоки, полученной по традиционной технологии и экспериментальной (с использованием установленных оптимальных степеней деформаций), показало значительное повышение равномерности свойств по длине мотка во втором случае. При изготовлении проволоки по экспериментальному варианту коэффициент вариации числа скручиваний снизился в 1,5–3,5 раза для разных размеров и марок сталей.

Таким образом, в результате проведенных исследований установлено:

1) общим недостатком термически обработанной пружинной проволоки является локальная неравномерность свойств (прежде всего, числа скручиваний), наблюдающаяся на соседних участках проволоки небольшой протяженности и по всей длине мотка;

2) одной из причин указанного недостатка является локальный перенаклеп, связанный с накоплением микронесплошностей в структурных участках, неблагоприятно ориентированных по отношению к деформирующей силе;

6. Оптимальные суммарные степени деформации проволоки при различной структуре заготовки под волочение

Исходное состояние	Структура заготовки	Оптимальные суммарные степени деформации, %, для разных марок стали			
		68А	65ГА	51ХФА	70ХГФА
Горячекатаное	ПРСД	26...32	35...40	–	–
Нормализованное	ПСД	32...38	45...50	40...43	–
Отожженное	ЗП	–	–	>50	–
Патентированное	ТПП	72...76	45...52	–	58...62
Бейнитированное	НБ	–	–	–	44...46

3) уровень внутренней дефектности проволоки характеризуется критерием зарождения трещины, значения которого меняются в зависимости от химического состава, исходной структуры, степени холодной пластической деформации, предшествующей термообработке;

4) для уменьшения степени поврежденности проволоки при волочении необходимо обеспечить максимальные или близкие к ним значения критерия зарождения трещины, что соответствует наименьшей вероятности ее образования; эти значения определяются по полученным в работе кривым $K_{з.т} = f(\varepsilon)$ в зависимости от структурных параметров заготовки под волочение (для грубодисперсного, среднедисперсного, тонкопластинчатого и зернистого перлита).

5) предложен новый подход к оптимизации технологии изготовления пружинной проволоки на основе критерия зарождения трещины ($K_{з.т}^{ХД}$), позволяющий обоснованно перераспределять степени деформации между промежуточными и окончательной термообработками, определять необходимость и место промежуточной термической обработки в технологическом цикле, что повышает равномерность свойств по длине мотка.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Панин В.Е. и др.** Структурные уровни пластической деформации и разрушения. Новосибирск: Наука – Сибирское отделение, 1990. 255 с.

2. **Иванова В.С., Баланкин А.С., Бунин И.Ж. и др.** Синергетика и фракталы в материаловедении. М.: Наука, 1984. 383 с.

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

4. **Горшунов М.Г., Говядинов С.А., Комарова Т.В., Скуднов В.А.** Влияние технологии производства пружинной проволоки на критерий зарождения трещины // Информационный сборник для руководителей технологических служб и предприятий радиоэлектроники, приборостроения и машиностроения. Изд. 3. СПб., 2002.

5. **Комарова Т.В., Гаврова М.Н., Горшунов М.Г.** Влияние степени предварительной холодной пластической деформации и температуры аустенитизации на параметры действительного зерна аустенита в пружинной проволоке // Материаловедение и металлургия: тр. НГТУ. Т. 50. Н. Новгород: НГТУ, 2005. С. 179–185.

6. **Горшунов М.Г., Комарова Т.В., Орлов Д.Н.** Характеристики действительного зерна аустенита в проволоке для пружин клапана // Новые технологии в машиностроении, металлургии, материаловедении и высшем образовании: межвузовский сборник науч. тр. Н. Новгород: НГТУ, 2001. С. 264–267.

Татьяна Владимировна Комарова, канд. техн. наук;
Вениамин Аркадьевич Скуднов, д-р техн. наук;
Маргарита Николаевна Гаврова, инженер

Читайте в следующем номере:

- **Шатульский А.А., Шаповалова М.А.** Разработка методов направленного изменения структуры и свойств жаропрочных никелевых сплавов
- **Злепко Е.В., Чернышевич Е.Г., Кисиленко В.В.** Влияние термовременной обработки и раскисления расплава отходов доменного чугуна на эффективность его внепечной десульфурации

А.А. Шабашов, А.Г. Залазинский
(Уральский государственный технический университет, г. Екатеринбург)

Определение оптимальных режимов калибровки прокаткой композитной электротехнической шины

Рассмотрена математическая модель процесса прокатки волокнистого композита. Определены оптимальные режимы калибровки. Данные натурного эксперимента при прокатке рабочих шин подтвердили зависимость плотности транспортного тока от степени поврежденности волокон микротрещинами.

The mathematical model of fibrous composite rollings is surveyed. Optimum regimes of calibration are determined. The data of natural experiment at working bus-bars rolling have confirmed dependence of transport current density on damage rate of fibres with microcracks.

Одним из способов производства композитной электротехнической шины является метод гальванического сращивания медью нескольких проводов [1]. Недостатком такой технологии является значительная пористость гальванической меди, недопустимые колебания размеров шины и низкое качество поверхности. Для устранения этих недостатков в технологический процесс вводится операция калибровки прокаткой.

В работе показано, что режим калибровки прокаткой в существенной степени определяет свойства композитной шины, в частности плотность транспортного тока. Для оптимизации процесса калибровки разработана математическая модель процесса прокатки волокнистого композита.

В качестве рабочей гипотезы при разработке математической модели процесса калибровки использовали предположение, что плотность транспортного тока зависит от степени пораженности микротрещинами проводящих жил (волокон). Этот тезис подтвержден экспериментальным исследованием [2].

В работе [3] показано, что степень поврежденности Ψ микротрещинами элементарного объема материала существенно зависит от степени деформации Λ, которую претерпевает материал этого объема, и напряженного состояния, характеризуемого показателем K.

Когда формоизменение происходит при $K = \text{const}$, а процесс деформирования близок к монотонному, поврежденность рассчитывают по формуле

$$\Psi = \frac{\Lambda}{\Lambda_d[K]}, \qquad (1)$$

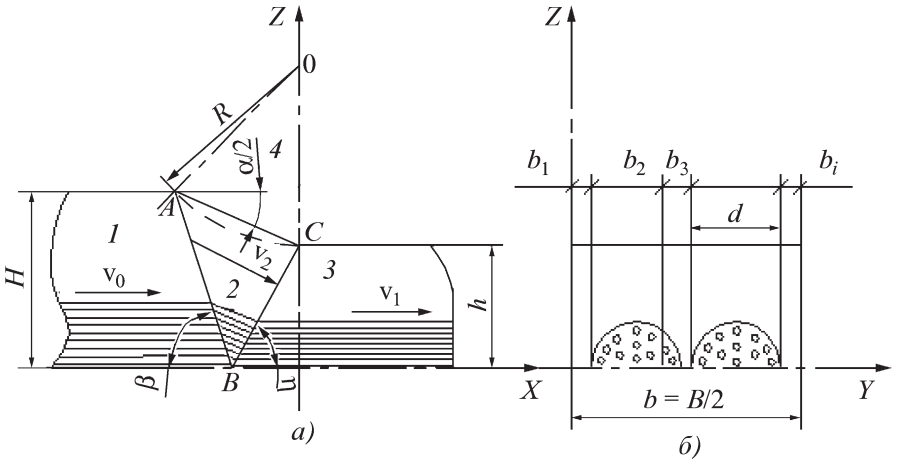
где $\Lambda_d[K]$ – степень деформации, которую претерпевает частица материала к моменту появления микротрещины.

Зависимость $\Lambda_d = \Lambda_d[K]$ находится экспериментально. Значение Ψ изменяется от нуля (для образца в исходном состоянии) до единицы. При $\Psi = 1$ должен произойти обрыв сверхпроводящей жилы.

Таким образом, для построения математической модели процесса калибровки прокаткой сверхпроводящей шины, представляющей собой композит (рис. 1), необходимо определить напряженно-деформированное состояние в каждой компоненте сверхпроводящего композита. Затем после расчета характеристик поврежденности компонентов композита микротрещинами необходимо определить такие режимы деформации композиционной шины, при которых поврежденность компонентов композита (в частности волокон) будет минимальна.

Для определения напряженно-деформированного состояния компонентов композита использовали модель кусочно-однородного тела, состоящего из m макрообъемов, с применением кинематической экстремальной теоремы теории пластичности [4].

Прямые AB, BC, CA на рис. 1 обозначают линии на поверхностях разрыва касательной составляющей скорости. Они выделяют жесткие зоны *1–4*, движущиеся как абсолютно твердые тела. Все пластические деформации сосредоточены на линиях AB и BC разрыва скорости (рис. 1, *в*). Углы наклона линий разрыва β и η таковы, что мощность, подводимая прокатными валками к деформируемому материалу, минимальна.



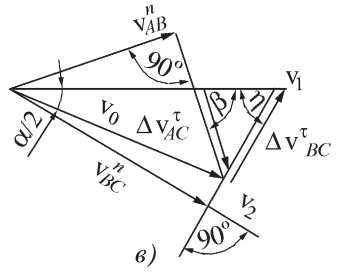


Рис. 1. Кинематически допустимая схема течения композита при прокатке (показана часть очага деформации, расположенная над осью *X*):
а – схема течения; *б* – поперечное сечение композита (показана четвертая часть); *в* – годограф скоростей, соответствующий заданной схеме пластического течения

Для заданной кинематически допустимой схемы течения металла, для части очага деформации над осью *X* справедливо следующее уравнение:

$$N = \sum_{n=1}^{m} \int_{S_{nAB}} \tau_{sn} [v^{\tau}_{AB}] ds + \sum_{n=1}^{m} \int_{S_{nBC}} \tau_{sn} [v^{\tau}_{BC}] ds, \qquad (2)$$

$$N = \tau_k R \sin\alpha \sec\frac{\alpha}{2} B v_2 = M_{пр} \frac{v_2}{R} \sec\frac{\alpha}{2}, \qquad (3)$$

где N – мощность, подводимая к системе прокатным валком; S_{nAB}, S_{nBC} – поверхности разрыва скоростей перемещений; τ_{sn} – предел текучести при сдвиге n-компонента композита; m – общее число компонентов, составляющих композит; $[v^{\tau}_{AB}], [v^{\tau}_{BC}]$ – разрывы касательной компоненты вектора скорости на линиях AB и BC; τ_k – касательное напряжение на поверхности контакта шины с валком; $M_{пр}$ – момент прокатки; R – радиус валка.

После интегрирования и решения уравнений (2) и (3) определим момент прокатки и величину τ_k:

$$M_{пр} = \tau_{sc} \left[1 + \mathrm{ctg}^2\beta + (1 + \mathrm{ctg}^2\eta)(1-\varepsilon) \frac{\sin\alpha}{2} \right] RBH, \qquad (4)$$

$$\tau_k = \frac{\tau_{sc}}{2} \frac{H}{R} [1 + \mathrm{ctg}^2\beta + (1 + \mathrm{ctg}^2\eta)(1+\varepsilon)], \qquad (5)$$

$$\tau_{sc} = \sum_{i=1}^{l} \sum_{n=1}^{m} \tau_{sn} \frac{L_n}{L_i} \frac{B_j}{B}, \qquad (6)$$

где τ_{sc} – средневзвешенный по поверхности среза предел текучести композита; ε – относительное обжатие шины; L_n – длины отрезков прямых AB и BC, пересекающих композит; B_j – ширина плоского j-го элемента; L_i – линия разрыва касательной составляющей скорости; l – число линий разрыва касательной составляющей скорости; B – ширина шины.

Полученная система уравнений содержит лишь один неизвестный параметр η, определяемый из условия минимума подводимой мощности:

$$\eta = \mathrm{arcctg}\left(\frac{\varepsilon}{2-\varepsilon} \mathrm{ctg}\frac{\alpha}{2} \right). \qquad (7)$$

Из условия равновесия зоны *2* определим нормальное напряжение на AC:

$$\sigma^n_{AC} = \tau_k \mathrm{ctg}\frac{\alpha}{2}. \qquad (8)$$

Из условия равновесия зон *1* и *3* найдем гидростатическое давление на линиях разрыва скорости i в плоскости j-го элемента:

$$\sigma_{ij} = -\tau_{sc} \mathrm{ctg}\beta \text{ на } AB, \qquad (9)$$

$$\sigma_{ij} = -\tau_{sc} \mathrm{ctg}\eta \text{ на } BC. \qquad (10)$$

Знак "минус" в формулах (9), (10) показывает, что при прокатке на линиях разрыва скорости действуют сжимающие напряжения.

Для расчета коэффициента напряженного состояния воспользуемся формулой [3]

$$K_{ijn} = \frac{\sigma_{ijn}}{\tau_{sijn}} = -\frac{\tau_{scij}}{\tau_{sijn}} \left(\frac{\varepsilon}{2-\varepsilon} \mathrm{ctg}\frac{\alpha}{2} \right), \qquad (11)$$

где τ_{sijn} – предел текучести при сдвиге на i-й линии разрыва скорости в плоскости j-го элемента и в n-м компоненте.

Степень деформации на линиях разрыва скорости:

$$\Lambda_{AB} = \frac{[v^{\tau}_{AB}]}{v^n_{AB}} = \frac{1 + \mathrm{ctg}^2\beta}{\mathrm{ctg}\frac{\alpha}{2} - \mathrm{ctg}\beta};$$
$$\Lambda_{BC} = \frac{[v^{\tau}_{BC}]}{v^n_{BC}} = \frac{1 + \mathrm{ctg}^2\eta}{\mathrm{ctg}\frac{\alpha}{2} - \mathrm{ctg}\eta}, \qquad (12)$$

где v^n_{AB} и v^n_{BC} – нормальные составляющие скорости на линиях AB, BC (см. рис. 1, *в*).

В соответствии с формулой (1) на выходе из калибрующих валков коэффициент Ψ, характеризующий

пораженность в плоскости j-го элемента n-й компоненты микродефектами, определен по формуле

$$\Psi_{jn} = \frac{\Lambda_{AB}}{\Lambda_{rn}[K_n]_{AB}} + \frac{\Lambda_{BC}}{\Lambda_{rn}[K_n]_{BC}}, \qquad (13)$$

где Λ_{rn} – степень деформации при разрушении.
В различных (выделенных индексами j) плоских элементах объема величина Ψ_{jn} разная, поэтому в качестве расчетной взяли усредненное по ширине шины значение Ψ_n. Шина имеет наилучшие эксплуатационные характеристики, если режим прокатки обеспечивает наименьшее значение

$$\Psi_n^0 = \inf \Psi_j \left(f_т, \varepsilon, \frac{R}{H} \right), \qquad (14)$$

где $f_т$ – коэффициент трения; $f_т$, ε, $\frac{R}{H}$ – критерии подобия при прокатке.

С помощью расчетных формул для шины (размер 20×4) определили значение Ψ_n. Усредненный по очагу деформации предел текучести при сдвиге материала волокон (жил) составил 530 МПа, а предел текучести гальванической меди – 64 МПа.

Диаграммы пластичности получены экспериментально по методике, изложенной в [3]. После аппроксимации экспериментальных данных установили, что для волокон (жил)

$$\Lambda_{df} = 0{,}46 \exp(-1{,}17 K_f), \qquad (15)$$

а для материала гальванической меди

$$\Lambda_{dc} = 10{,}50 \exp(-1{,}17 K_c). \qquad (16)$$

Таким образом, имеем все необходимые формулы для технологических расчетов.

Для наглядности сравнения теоретических и экспериментальных данных на рис. 2 приведены теоретические зависимости $\frac{1}{\Psi}$ от ε.

Для проверки математической модели провели экспериментальные исследования процесса калибровки шины прокаткой реальных шин на станах Дуо-130, -200, -320 и -450. В качестве образцов для прокатки использовали отрезки гальванической композиционной шины длиной 300 мм. На каждом режиме прокатывали 7–10 образцов. При различных значениях относительного обжатия ε и приведенного радиуса валков R/H тензометрированием определили энергосиловые параметры процесса (рис. 3).

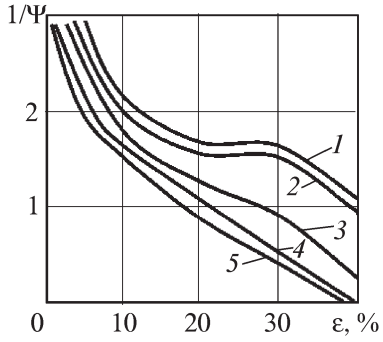


Рис. 2. Зависимость величины 1/Ψ от относительного обжатия ε, %:
1 – R/H = 56,25; *2* – R/H = 40; *3* – R/H = = 25; *4* – R/H = 16,25; *5* – R/H = 12,50

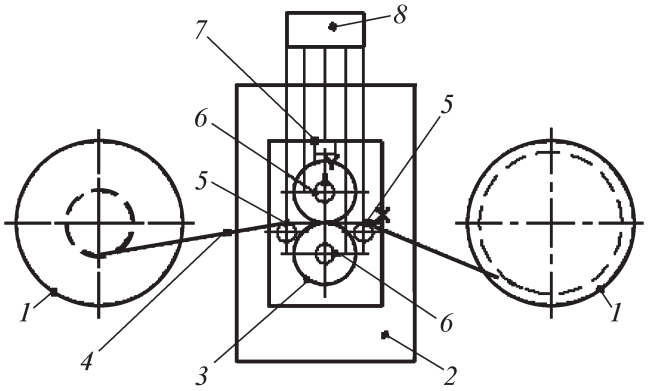


Рис. 3. Стенд для определения энергосиловых параметров процесса калибровки прокаткой:
1 – моталка; *2* – прокатная клеть; *3* – валок; *4* – композит; *5*, *6*, *7* – датчики соответственно натяжения, кручения и давления; *8* – регистрирующая аппаратура

Коэффициенты трения $f_т$ в опытах изменяли за счет применения прокатки со смазкой, без смазки и шероховатых (с насечкой) валков. Результаты эксперимента сопоставили с расчетными значениями, полученными при соответствующих значениях критериев $f_т$, ε, $\frac{R}{H}$.

Для исследования влияния режимов калибровки на проводящие свойства гальванической шины образцы, прокатанные при различных условиях, использовали на универсальном стенде, где определили плотность транспортного тока.

Установлено, что разрушение в первую очередь начинается в волокнах, имеющих уже значительную деформацию до прокатки.

Сопоставление зависимости степени поврежденности и плотности транспортного тока гальванической композиционной шины от относительного радиуса валков R/H и угла захвата α шины валками показало, что минимальное значение Ψ (см. рис. 2), характеризующим поврежденность шины микродефектами, соответствуют максимальные значения плотности транспортного тока I_k рис. 4. Рекомендуемые ре-

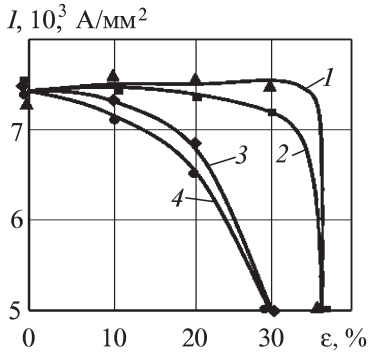


Рис. 4. Зависимость величины *I* от относительного обжатия ε, %:
1 – R/H = 56,25; *2* – R/H = 40; *3* – R/H = = 25; *4* – R/H = 16,25

жимы прокатки для получения максимальной плотности транспортного тока: $R/H \geq 56{,}25$; $\varepsilon = 20...30$ %.

Выводы

1. Предложена математическая модель процесса прокатки волокнистого композита, которая адекватна реальному процессу прокатки.

2. Данные натурного эксперимента при прокатке рабочих шин подтвердили зависимость плотности транспортного тока от степени поврежденности волокон микротрещинами.

3. Теоретические расчеты сопоставлены с экспериментальными данными, установлена тесная корреляционная связь ($r = 0{,}8$), что позволило использовать результаты работы для решения практических задач.

4. Для получения максимальной плотности транспортного тока рекомендован режим прокатки: $R/H \geq 56{,}25$; $\varepsilon = 20...30$ %.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Металловедение** и технология сверхпроводящих материалов / под ред. С. Фонера, Б. Шварца. М.: Металлургия, 1987. 560 с.

2. **Определение** влияния технологических факторов на свойства композиционной сверхпроводящей шины при калибровке / А.А. Шабашов, В.И. Соколовский, А.Г. Залазинский, А.Ф. Комиссаров // Теория машин металлургического и горного оборудования. Межвуз. сб. науч. тр. Вып. 7. Свердловск: Изд-во УПИ, 1983. С. 116–123.

3. **Колмогоров В.Л.** Механика обработки металлов давлением. Екатеринбург: УрО РАН, 2000. 1140 с.

4. **Залазинский А.Г.** Пластическое деформирование структурно-неоднородных материалов. Екатеринбург: УрО РАН, 2000. 478 с.

Алексей Александрович Шабашов, канд. техн. наук;
Александр Георгиевич Залазинский, д-р техн. наук

А.В. Пожарский, В.А. Гулевский
(Волгоградский государственный технический университет)

Совершенствование системы обогрева камерной печи с выкатным подом типа СДО при термообработке стальных отливок сложной конфигурации

Предложена успешно эксплуатируемая в производстве реконструированная пламенная камерная печь типа СДО, обеспечивающая качественный равномерный двухсторонний нагрев тяжелых отливок сложной конфигурации при их нормализации. Печь оснащена модернизированными горелками типа ГКНД, позволяющими сжигать сжиженный углеводородный газ (СУГ) низкого давления.

In this work successfully operated on the factory floor reconstructed flame batch furnace providing qualified steady two-sided heating of heavy-weight complex-shaped castings under its normalization is offered. The furnace is equipped with modified combined low-pressure torches, allowing to burn liquefied low-pressure hydrocarbon gas.

На машиностроительном заводе ОАО "Усольмаш" (г. Усолье-Сибирское, Иркутская обл.) эксплуатировалась термическая электропечь с выкатным подом типа СДО для нормализации стального литья с установленной мощностью 400 кВт и температурой рабочего пространства 1000 °С. Данная печь обеспечивала требуемую технологическую равномерность нагрева мелких и средних отливок простой конфигурации.

Однако при получении новых заказов возникла необходимость термообработки более тяжелых стальных отливок сложной конфигурации с большим количеством поднутрений и карманов типа вагонных рам и балок. При их нормализации выявилась значительно бóльшая неравномерность температур по высоте и ширине садки, чем требуется по технологии термообработки, что в конечном итоге не обеспечивало требуемое качество отливок.

Известно [1], что в электропечах нагрев садки обеспечивается в основном излучением от нагревателей и кладки печи, а конвективный перенос тепла практически отсутствует. В результате между наружными поверхностями сложных отливок и их внутренними частями (поднутрениями, карманами) возникает значительная разность температур, которая в конечном итоге приводит к снижению их качества. Увеличение времени выдержки садки в печи повышает окалинообразование и обезуглероженность поверхностного слоя металла.

Организация в рабочем пространстве печи наряду с излучением конвективной теплопередачи, которая охватывает и внутренние полости отливок, способствует более равномерному их нагреву. Поэтому для получения качественных отливок было принято решение о переводе отопления печи с электронагрева на газовый.

Для реализации данного решения завод привлек ВолгГТУ. Необходимо было подобрать тип и производительность горелочных устройств, а также оптимальную схему их расположения в рабочем пространстве печи и систему дымоотвода. Задача осложнялась отсутствием на заводе природного газа или мазута. В наличии имелся сжиженный углеводородный газ (СУГ) – пропан-бутан, для сжигания которого промышленные горелки практически отсутствуют.

Было принято решение оснастить печь вместо электронагревателей модернизированными газомазутными горелками низкого давления типа ГКНД [2] с регулируемой длиной факела, обеспечивающими до 15 % экономии топлива по сравнению с другими. Модернизация горелок заключалась в обеспечении сжигания пропан-бутановой смеси в газообразном состоянии при низком давлении 2,0...3,0 кПа.

Этот газ обладает значительно большей теплотворной способностью (~120 000 кДж/нм^{3*}), чем природный (~35 000...40 000 кДж/нм^3). В связи с этим его расход при отоплении печей должен быть в 2,5–3 раза меньше расхода природного газа, для сжигания которого предусмотрены горелки ГКНД. Следовательно, характеристики этих горелок по газу необходимо пересмотреть в сторону уменьшения при сохранении расходных характеристик по воздуху.

Для отопления предлагаемой к реконструкции камерной печи была выбрана горелка ГКНД–15 с номинальным расходом природного газа 15 нм^3/ч. В целях определения новых геометрических размеров газового сопла был произведен расчет горения пропан-бутановой смеси имеющегося на заводе химсостава, определена ее теплотворная способность, потребное количество воздуха для ее сжигания и количество продуктов сгорания, образующихся при сжигании, а также калориметрическая и действительная температуры горения. Полученные результаты приведены ниже.

Теплотворная способность, кДж/нм^3	Пропан-бутан Природный газ	120 000 36 000
Расход воздуха, нм^3, на 1 нм^3 газа	Пропан-бутан Природный газ	33,0 9,8
Образование продуктов сгорания, нм^3, на 1 нм^3 газа	Пропан-бутан Природный газ	35,0 11,2
Температура горения, °С:		
калориметрическая	Пропан-бутан Природный газ	2150 1950
действительная	Пропан-бутан Природный газ	1505 1370

Плотность пропан-бутана составляла 2,51 кг/нм^3, а природного газа – 0,72 кг/нм^3. Такая разница в плотности вносила определенные трудности при расчете.

* нм^3 – объем газа, равный 1 м^3 при нормальных условиях.

После расчета горения были определены геометрические размеры газового тракта модернизуемой горелки. При этом главным условием было сохранение ее тепловой мощности – 150 кВт. Расчет показал, что при этом условии расход пропан-бутана в горелке должен составлять 4,5 нм^3/ч. В дальнейшем, задаваясь скоростью выхода газа из отверстий сопла 10,4 нм^3/с, аналогично природному газу и равным числом отверстий (32), определили диаметр одного газового отверстия. Он оказался равен 2,2 мм, вместо 4 мм при сжигании природного газа.

Следующим этапом данной работы явилось определение общего расхода топлива на печь и расположение горелок и дымовых каналов, обеспечивающее повышение конвективной составляющей теплопередачи.

Существующая электрическая мощность печи 400 кВт. Однако при переводе печи с электронагрева на пламенный, в связи с дополнительными потерями тепла с уходящими дымовыми газами и, следовательно, снижением ее КПД, максимальную мощность реконструируемой печи увеличили до 600 кВт. При этом число модернизируемых горелок должно составлять 4 шт.

Вторым условием определения количества горелок и их расположения в рабочем пространстве печи являлось обеспечение равномерности нагрева отливок и недопущения полосчатости нагрева. В связи с этим было рекомендовано установить на печи 8 модернизованных горелок в соответствии с прилагаемой схемой (см. рисунок).

Одним из преимуществ данной схемы является также организация двухстороннего нагрева отливок, что приводит к повышению его равномерности, экономии топлива и уменьшению времени нагрева. При такой схеме установки горелок они будут работать на 50 % своей тепловой мощности, т.е. печь будет иметь ее запас для проведения каких-либо других энергоемких термических операций с увеличенной массой садки.

Последним этапом работы было определение рационального расположения каналов для удаления дымовых газов из рабочего пространства печи. Зная общий расход пропан-бутана и количество продуктов сгорания, а также принимаемые скорости их течения, определили сечения каналов и их число: 4 канала 150×150 мм и 2 канала 220×220 мм.

ВолгГТУ изготовил и поставил заводу 8 модернизированных горелок ГКНД–15 для сжигания пропан-бутановой смеси, который самостоятельно провел реконструкцию печи и пусконаладочные работы.

В настоящее время реконструированная камерная печь успешно работает, обеспечивая требуемое качество нормализованных отливок сложной конфигурации.

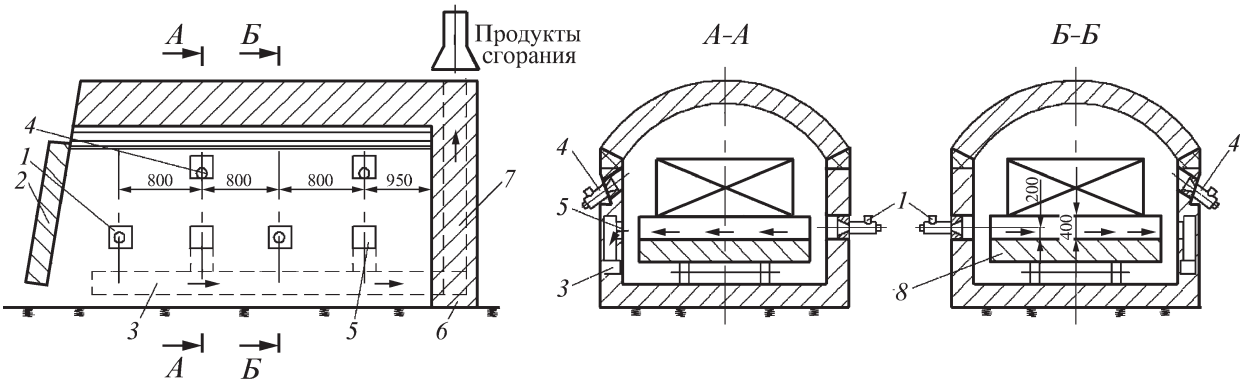


Схема расположения горелок и дымовых каналов на реконструированной печи СДО:
1 – горелки нижнего ряда; *2* – заслонка; *3* – продольный дымовой канал; *4* – горелки верхнего ряда; *5* – дымоход; *6* – кладка печи; *7* – вертикальные сборные дымовые каналы; *8* – выкатной под

Выводы

1. Газомазутные горелки типа ГКНД с успехом могут быть использованы для сжигания в промышленных условиях сжиженного углеводородного газа (СУГ) низкого давления после проведения соответствующего расчета и внесения конструктивных изменений в газовый тракт горелки. При этом мазутная часть горелки не подвергается корректировке.

2. При термообработке тяжелых отливок сложной конфигурации типа "рама" и "балка" для получения требуемой равномерности их нагрева и, следовательно, необходимого качества рекомендуется применять пламенный двухсторонний нагрев, взамен электрического.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Пожарский А.В., Ким Г.П.** Совершенствование процессов нагрева металлов в металлургических цехах машиностроения // Заготовительные производства в машиностроении. 2007. № 2. С. 43–45.

2. **Глинков М.А.** Металлургические печи. М.: Металлургиздат, 1981.

Аркадий Владимирович Пожарский, канд. техн. наук;
Виктор Александрович Гулевский, канд. техн. наук

Оборудование технологическое для литейного производства. Общие технические условия по ГОСТ 10580–2006*

1. Область применения

ГОСТ 10580–2006 распространяется на технологическое оборудование для литейного производства, предназначенное для изготовления отливок из черных и цветных металлов и сплавов.

2. Термины и определения

В ГОСТ 10580–2006 применены термины по ГОСТ 12.0.002, ГОСТ 12.2.046.0, ГОСТ ЕН 1070, ГОСТ 18111, а также следующие термины с соответствующими определениями:

литейное оборудование (ЛО) – машины, автоматы, установки, плавильные печи, заливочные устройства, механизмы, манипуляторы, роботы, средства транспортирования и системы управления, предназначенные для изготовления отливок;

безопасность литейного оборудования – способность оборудования выполнять свои функции, а также иметь возможность транспортирования, сборки, демонтажа и утилизации без риска для здоровья или травматизма;

показатели назначения – показатели, характеризующие свойства продукции, которые определяют ее основные функции.

* Дата введения 1 января 2008 г.

3. Классификация

3.1. По технологическому признаку ЛО подразделяют на следующие группы:

– оборудование для подготовки материалов и приготовления смесей;
– оборудование для изготовления форм и стержней;
– оборудование для выбивки форм и стержней;
– оборудование для обрубки и зачистки отливок;
– оборудование для зачистки отливок;
– оборудование для литья в оболочковые формы;
– оборудование для литья по выплавляемым и выжигаемым моделям;
– оборудование для литья под давлением;
– оборудование для литья в кокиль;
– оборудование для центробежного литья;
– оборудование для непрерывного и полунепрерывного литья чугунных заготовок;
– оборудование для плавки и заливки.

В каждую группу ЛО входят конкретные типы оборудования.

3.1.1. Оборудование для подготовки материалов и приготовления смесей включает в себя:

– охладители;

– сита;
– оборудование для удаления металлических включений;
– оборудование для регенерации песков;
– оборудование для сушки формовочных материалов;
– оборудование для подготовки, хранения и транспортирования формовочных материалов;
– смесители;
– разрыхлители;
– установки для приготовления плакированных смесей.

3.1.2. Оборудование для изготовления форм и стержней включает в себя:
– формовочные машины;
– стержневые машины;
– вибрационные столы;
– пескометы;
– автоматические формовочные линии;
– комплексные автоматические линии формовки, заливки, выбивки;
– автоматизированные стержневые линии.

3.1.3. Оборудование для выбивки форм и стержней включает в себя:
– выбивные решетки;
– гидравлические установки;
– электрогидравлические установки.

3.1.4. Оборудование для очистки отливок включает в себя:
– галтовочные барабаны;
– барабаны, столы, дробеметные камеры, дробеструйные и дробеметно-дробеструйные камеры;
– вибрационные машины.

3.1.5. Оборудование для обрубки и зачистки отливок включает в себя:
– оборудование для обрезки литников;
– установки для зачистки отливок абразивным инструментом;
– манипуляторы для удержания и кантовки отливок при зачистке.

3.1.6. Оборудование для литья в оболочковые формы включает в себя:
– машины для изготовления оболочковых полуформ;
– машины для склейки оболочковых полуформ.

3.1.7. Оборудование для литья по выплавляемым и выжигаемым моделям включает в себя:
– машины для приготовления модельного состава, изготовления модельных звеньев, приготовления огнеупорного покрытия;
– оборудование для формовки, прокалки, заливки, охлаждения блоков и выбивки опок;
– оборудование для отделения керамики от отливок и отливок от стояков;
– оборудование для изготовления моделей из пенополистирола.

3.1.8. Оборудование для литья под давлением включает в себя:
– машины для литья под давлением;
– манипуляторы для заливки металла, удаления отливок, смазки пресс-форм;
– гибкие модули для литья под давлением.

3.1.9. Оборудование для литья в кокиль включает в себя:
– машины для литья в кокиль;
– автоматизированные литейные линии для литья в кокиль;
– машины для литья под низким давлением.

3.1.10. Оборудование для центробежного литья включает в себя:
– горизонтальные центробежные машины;
– вертикальные центробежные машины.

3.1.11. Оборудование для непрерывного и полунепрерывного литья заготовок включает в себя автоматические линии непрерывного горизонтального литья чугунных заготовок.

3.1.12. Плавильное оборудование включает в себя:
– вагранки;
– электродуговые печи;
– индукционные печи;
– печи сопротивления;
– пламенные печи;
– заливочные установки.

4. Технические требования

4.1. Основные показатели

4.1.1. Показатели назначения

Номенклатура показателей назначения ЛО на оборудование конкретного типа – по ГОСТ 4.90.

Значения показателей – в соответствии с нормативным документом (техническим заданием (ТЗ) и техническими условиями (ТУ)).

Для специального ЛО и оборудования единичного производства номенклатура и показатели назначения должны быть указаны в ТУ или ТЗ на ЛО конкретных моделей.

4.1.2. Конструктивные требования

4.1.2.1. Основные параметры и размеры должны соответствовать ГОСТ 27884, стандартам или ТУ (ТЗ) на ЛО конкретных типов или моделей.

4.1.2.2. Метрические резьбы – по ГОСТ 24705.

4.1.2.3. Допуски и посадки – по ГОСТ 25347, ГОСТ 25348.

4.1.2.4. Предельные отклонения размеров с неуказанными допусками – по ГОСТ 30893.1.

4.1.2.5. Допуски угловых размеров – по ГОСТ 8908.

4.1.2.6. Неуказанные отклонения формы и расположения поверхностей – по ГОСТ 30893.2.

4.1.2.7. Шероховатость поверхностей – по ГОСТ 2789.

4.1.2.8. ЛО следует изготовлять в соответствии с требованиями ГОСТ 10580–2006, стандартов и ТУ на конкретные типы и модели по конструкторской документации, утвержденной в установленном порядке, с учетом требований заказа. Климатическое исполнение – УХЛ категория 4 по ГОСТ 15150, если иное не установлено заказом.

4.1.2.9. Нормализованные конструктивные элементы должны соответствовать действующим межгосударственным стандартам или стандартам страны-изготовителя, если иные нормы и требования не установлены в конструкторской документации и заказе.

4.1.2.10. **Требования к внешней форме изделия**

На наружных поверхностях ЛО не должно быть не предусмотренных чертежами выступов и выемок, раковин, царапин и других неровностей.

Детали машин не должны иметь острых кромок, углов и шероховатых поверхностей, кроме случаев, указанных в конструкторской документации (КД).

Места пересечения поверхностей не должны иметь острых кромок, за исключением случаев, предусмотренных рабочими чертежами, утвержденными в установленном порядке, или ТУ.

Градуированные поверхности деталей должны быть чисто обработаны и защищены от коррозии, а штрихи на шкалах – равномерными по толщине и длине; числовые отметки должны быть расположены над соответствующими несколько удлиненными штрихами так, чтобы середины чисел совпадали с осью штрихов.

Ободы маховичков и рукоятки должны быть полированными и не должны иметь заметных на глаз дефектов.

Масло-, водо- и воздухопроводные трубы должны быть надежно закреплены и не должны иметь заминов, острых углов, перегиба и волнистости, внутренние поверхности труб должны быть очищены от ржавчины, окалины и загрязнений.

4.1.2.11. **Конструктивное исполнение составных частей**

Внешние трубы электропроводки, гидро- и пневмосистемы должны следовать контурам оснований, станин, стоек и других корпусных деталей ЛО, если иные требования не оговорены чертежами.

Магистральные трубопроводы пневмооборудования должны быть смонтированы с уклоном 1:500 в направлении подачи сжатого воздуха для удаления конденсата.

Концы деталей резьбовой пары должны иметь заходные фаски, кроме случаев, когда это невозможно выполнить.

Утопленные головки винтов должны быть расположены в зенкованных отверстиях и не должны выступать над наружной поверхностью деталей. Концы винтов и шпилек не должны выступать над гайкой более чем на 1/5 их диаметра, если иные требования не установлены чертежами.

Рабочие поверхности штоков цилиндров, золотников, плунжеров и т.п. не должны иметь дефектов, снижающих их прочность, вызывающих утечку рабочей среды (энергоносителя) и повышенный износ уплотнений.

Открытые торцы валов должны выступать за плоскость охватывающей детали на размер фаски. Углубление торцов валов не допускается.

4.1.2.12. **Конструктивные требования, обеспечивающие связи и взаимодействие составных частей**

Обработанные поверхности деталей не должны иметь искажений профиля, забоин, вмятин и других повреждений.

Несовпадение контуров сопряженных корпусных деталей с равными номинальными размерами (составных станин, крышек с кожухами и др.) не должно быть более 2 мм, кроме корпусных деталей, имеющих необработанные поверхности, полученные литьем в песчаные формы. Несовпадение контуров более чем на 2 мм разрешается устранять снятием фасок или удалением металла по всему сечению, если при этом не ухудшаются эксплуатационные качества и внешний вид ЛО.

Обработанные поверхности деталей неподвижных соединений, определяющих точность или жесткость конструкции, должны плотно прилегать друг к другу.

В регулируемых подшипниках скольжения должен быть обеспечен запас для регулирования при последующем ремонте ЛО. Подшипники качения перед сборкой должны быть очищены от консервирующего покрытия и смазаны, если они не заправлены смазкой на предприятии-изготовителе.

Направление вращения первого элемента каждого привода машины, допускающего только одностороннее вращение (вала, шкива, муфты, зубчатого колеса и т.п.), должно быть обозначено на корпусе привода стрелкой.

Поверхности скольжения должны быть защищены от попадания расплавленного металла. Штоки цилиндров и направляющие должны быть снабжены грязесъемными манжетами. Подшипники должны быть защищены от попадания пыли.

Пневматическое оборудование следует конструировать для давления 0,50...0,63 МПа.

Все сборочные единицы, приводимые в движение гидроприводом, должны перемещаться при всех скоростях без вибраций, резких толчков и остановок, а реверсироваться без ударов. Точность реверсирования и перебег должны соответствовать ТУ (ТЗ) или КД на конкретные модели.

В баллонах пневматических и гидравлических аккумуляторов гидроприводов давлением свыше 3 МПа должен применяться инертный газ.

Места смазки должны быть отчетливо обозначены.

4.1.2.13. **Требования к гидро- и пневмооборудованию**

Требования к гидро-, пневмо- и смазочным системам, бакам и резервуарам для рабочей среды должны соответствовать:

– для гидравлического оборудования – ГОСТ 12.2.040, ГОСТ 12.2.086, ГОСТ 12448, ГОСТ 16770, ГОСТ 17411;

– для пневматического оборудования – ГОСТ 12.2.101, ГОСТ 12.3.001, ГОСТ 12448, ГОСТ 18460.

Гидро- и пневмооборудование должно иметь:

– уплотнения в соединениях деталей, обеспечивающие отсутствие утечек и подсоса воздуха в систему;

– манометры для контроля давления и устройства для выпуска воздуха, устраняющие воздушные мешки (для гидрооборудования);

– предохранительные устройства, отрегулированные на давление, соответствующее данным руководства по эксплуатации для пневмо- и гидросистем, имеющие автономные насосные или компрессорные установки;

– устройства для сбора жидкости при утечке;

– таблички с соответствующими надписями у рукояток управления и лимбов;

– устройства для слива жидкости из гидрооборудования в местах возможной утечки;

– надежную защиту от загрязнения;

– в резервуарах для жидкости насосных станций – сливной, отстойный, пеногасительный и всасывающий отсеки, указатель уровня жидкости, приемный фильтр для заливки жидкости.

Элементы гидроприводов и устройств, регулирование которых может привести к аварийному состоянию, после регулирования должны быть опломбированы.

4.1.2.14. **Требования к применению покрытий**

Все наружные необработанные поверхности деталей следует грунтовать, шпатлевать и окрашивать. Перед грунтовкой поверхности должны быть сухими, очищенными от коррозии, окалины, сварочных брызг, масляных и других загрязнений.

Подготовка металлических поверхностей ЛО к окрашиванию – по ГОСТ 9.402.

Окраска должна быть выполнена без заливов, неокрашенных или окрашенных в другой цвет мест.

Цвета и качество лакокрасочных покрытий ЛО – по ГОСТ 22133.

Поверхности стыка соединяемых деталей (корпусов, крышек и т.п.) не шпатлюют. Линии разъема съемных крышек на корпусных деталях после окраски должны быть прорезаны; рваные края прорезей не допускаются.

Краска должна быть механически прочной, пожаробезопасной и стойкой против разъедающего действия смазочной и охлаждающей жидкостей.

Головки винтов, гайки, детали, соединений систем смазки и гидравлики и им подобные детали, отвинчиваемые при эксплуатации, не окрашиваются, но должны иметь антикоррозионные покрытия по ГОСТ 9.306.

Металлические и неметаллические покрытия – по ГОСТ 9.306. Условия эксплуатации металлических и неметаллических покрытий – по ГОСТ 9.303. Группы условий эксплуатации, лакокрасочные покрытия – по ГОСТ 9.104.

Группы для определения метода временной защиты, ее варианты, расконсервация – по ГОСТ 9.014. Требования к временной противокоррозионной защите – по НД, стандартам, ТУ (ТЗ) или КД на конкретные модели.

Внешние поверхности ЛО должны иметь лакокрасочные покрытия толщиной не менее 50 мкм. У ЛО, транспортируемого в разобранном виде, все поверхности должны иметь покрытия толщиной не менее 30 мкм.

Обработанные направляющие, исполнительные и привалочные поверхности, ходовые винты и т.д. не шпатлюют и не окрашивают, если иное не указано в КД.

4.1.2.15. **Требования доступности к отдельным составным частям**

Конструкцией ЛО должны быть предусмотрены:

– свободный доступ к сборочным единицам;

– средства доступа (лестницы, помосты и т.п.) ко всем местам ремонта и обслуживания;

– удобство очистки и наладки при нахождении рабочих вне зоны действия травмоопасных элементов или средства комплексной защиты, исключающие травмирование такими элементами.

4.1.2.16. **Требования, направленные на исключение возможности неправильной сборки, неправильного подключения кабелей и шлангов, ошибочного включения**

Конструкцией ЛО должно быть предусмотрено исключение ошибки соединения, подключения и сборки при монтаже узлов и элементов, которые могут стать источником опасности.

4.1.2.17. **Требования к использованию базовых конструкций, агрегатированию и блочно-модульному построению продукции**

При конструировании ЛО необходимо:

– предусмотреть возможность создания производных машин с максимальным использованием конструктивных элементов базовой машины;

– выдержать принцип агрегатности, создавая узлы в виде независимых агрегатов с возможностью проведения индивидуальной сборки, наладки, контрольных испытаний, ремонта и установки на машину в собранном виде.

4.1.3. Требования к совместимости и взаимозаменяемости

Материалы, используемые при изготовлении ЛО, узлов и их элементов, должны быть устойчивы к среде, в которой эксплуатируется оборудование.

Составные части машины должны быть взаимозаменяемыми.

Конструкция и технология изготовления быстро изнашиваемых элементов должны обеспечивать их взаимозаменяемость, исключая подбор и пригонку при замене.

4.1.4. Требования надежности

4.1.4.1. Номенклатура и применяемость показателей надежности ЛО – по ГОСТ 4.90. Показатели надежности ЛО – в соответствии с НД (ТЗ, ТУ).

4.1.4.2. Для специального ЛО и оборудования единичного производства номенклатура и показатели надежности должны быть указаны в ТУ или ТЗ на ЛО конкретных моделей.

4.1.5. Требования стойкости к внешним воздействиям

4.1.5.1. Климатическое исполнение – УХЛ категории 4 по ГОСТ 15150, если иное не установлено.

4.1.5.2. Группы условий эксплуатации – по ГОСТ 9.104.

4.1.5.3. Группы изделий для определения метода временной защиты, варианты временной защиты, расконсервации – по ГОСТ 9.014.

4.1.5.4. Общие технические требования к временной противокоррозионной защите – по НД, стандартам и ТУ на ЛО конкретных моделей.

4.1.6. Требования эргономики

4.1.6.1. Общие эргономические требования – по ГОСТ 12.2.049.

4.1.6.2. При конструировании технологического оборудования следует учитывать следующие эргономические аспекты:

– свести к возможному минимуму усталость, утомляемость и психические нагрузки обслуживающего персонала при эксплуатации, ремонте и обслуживании производственного оборудования;

– избегать напряженного положения тела человека и напряженных движений человека во время проведения работ по техническому обслуживанию;

– оборудование с ручным управлением должно соответствовать человеческой силе, двигательным способностям человека, а также анатомии верхних и нижних конечностей;

– оборудование должно быть снабжено местным освещением рабочего пространства, если конструкция оборудования или защитные устройства мешают общему освещению;

– дисплеи, шкалы и устройства индикации должны соответствовать параметрам и требованиям человеческого восприятия. Находясь на главном пульте управления, оператор должен иметь возможность убедиться, что в опасной зоне нет людей. В противном случае необходимо предусмотреть акустический и (или) оптический предупреждающий сигнал.

4.1.7. Требования (рекомендации) по экономному использованию сырья, материалов, топлива, энергии и трудовых ресурсов

4.1.7.1. Показатели экономного использования сырья, материалов, топлива, энергии и трудовых ресурсов – по ГОСТ 4.90 и должны указываться в ТУ, КД на ЛО конкретных моделей.

4.1.8. Требования технологичности

4.1.8.1. Принадлежности, инструмент, сменные и запасные части должны быть взаимозаменяемы, кроме элементов, подлежащих пригонке при сборке или замене.

4.1.8.2. Для ЛО, функциональная точность которого определяет точность и/или качество получаемых с его помощью изделий, полуфабрикатов или материалов, показатели и нормы точности должны быть установлены в стандартах, ТУ, КД или заказе на конкретные типы или модели.

4.1.8.3. Применяемые для изготовления ЛО материалы должны соответствовать условиям нагружения и среды, в которых они работают, особенно в части сопротивляемости усталости, старению, коррозии и износу.

4.1.8.4. На термически обработанных деталях не должно быть трещин, расслоений и других дефектов.

4.1.8.5. Сварные конструкции, кожухи и щитки ограждений не должны иметь вмятин, волнистости и других дефектов, снижающих эксплуатационные свойства, безопасность обслуживания и ухудшающих внешний вид.

4.1.8.6. Детали и сборочные единицы, поступающие на сборку, должны быть очищены от загрязнений и иметь клеймо ОТК и маркировку или документ, удостоверяющий их качество и содержащий обозначение.

4.1.8.7. Между обработанными сопряженными поверхностями неподвижных соединений, влияющих на качество работы ЛО, не должен входить щуп толщиной 0,04 мм, если в КД не предусмотрены иные требования. Допускаются местные провалы щупа на суммарной длине не более 10 % периметра прилегания. При проверке плотности прилегания по краске несущие пятна должны быть равномерно распределены по плоскостям стыка. Наличие пятен вокруг отверстий для деталей крепления обязательно.

4.1.8.8. Между сопряженными поверхностями плоских направляющих скольжения, а также их регулировочных клиньев не должен входить щуп толщиной 0,04 мм. Допускается провал щупа с торцов направляющих или клиньев на глубину до 20 мм на длине не более 50 % длины торца.

На устройствах для регулирования зазоров в направляющих после сборки должен оставаться запас для подтяжки клиньев при износе направляющих и их перешабровке при ремонте.

4.1.9. Требования к транспортированию

4.1.9.1. ЛО и его составные части должны иметь надлежащую форму и быть снабжены устройствами (например, ручками, резьбовыми или гладкими отверстиями, приливами и т.п.) для надежного захватывания и подъема, безопасного перемещения грузоподъемными средствами во время транспортирования, монтажа и демонтажа.

4.1.9.2. При необходимости ЛО и его составные части должны быть снабжены устройствами для закрепления перемещающихся частей, исключающих их перемещение во время транспортирования.

4.2. Требования к сырью, материалам, покупным изделиям

4.2.1. Применяемые для изготовления ЛО материалы должны соответствовать условиям нагружения и среды, в которых они работают, особенно в части сопротивляемости усталости, старению, коррозии и износу.

4.2.2. Материалы и заготовки, полученные прокаткой, волочением или прессованием, не должны иметь производственных дефектов, отклонений размеров, формы и расположения поверхностей, а также повреждений, превышающих установленные соответствующими стандартами нормы. Участки материала с такими дефектами должны быть исправлены, при невозможности исправления – удалены, а выполненные заготовки – забракованы.

4.2.3. Отливки и поковки не должны иметь трещин, раковин и других дефектов, влияющих на прочность и работоспособность деталей и ухудшающих внешний вид ЛО. Допускается исправление отдельных дефектов при условии обеспечения эксплуатационных качеств отливок и поковок. Размеры и вид допускаемых к исправлению дефектов и способы их устранения должны быть указаны в КД.

4.2.4. Сварные металлоконструкции, отливки и поковки, применяемые для изготовления ответственных деталей, должны подвергаться термообработке или другим видам обработки для снятия внутренних напряжений.

Влажность древесины, применяемой для изготовления деревянных деталей ЛО, должна быть 8...20 %.

4.2.5. Качество покупных изделий, использованных или полученных во время эксплуатации ЛО, должно сводить к минимуму возникновение опасных ситуаций для здоровья и безопасности работающих.

4.3. Комплектность

4.3.1. Каждая единица технологического оборудования должна быть укомплектована принадлежностями, инструментом, запасными частями, эксплуатационной и технической документацией. Номенклатура и количество – по ТУ и эксплуатационной документации на технологическое оборудование конкретной модели.

4.3.2. Комплект поставляемого с ЛО специального (нестандартного) оборудования, инструмента, приспособлений должен включать в себя все необходимое для монтажа, пуска, обслуживания и безопасной эксплуатации. Принадлежности, инструменты и запасные части должны иметь маркировку, нанесенную на их поверхности или бирку.

4.3.3. К ЛО должна быть приложена эксплуатационная документация по ГОСТ 26583, свидетельство о выходном контроле электрооборудования в соответствии с приложением и копия сертификата соответствия. Эксплуатационная документация должна быть переведена на язык страны-импортера, если заказчик не подтвердил возможность выполнения ее на русском языке.

4.3.4. В свидетельстве о приемке формуляра или паспорта сертифицированного ЛО должны быть нанесены знак соответствия, обозначение, дата регистрации и срок действия сертификата соответствия.

4.3.5. Эксплуатационную документацию, полученную предприятием – изготовителем ЛО на покупные изделия, прилагают к ЛО, если эксплуатационная документация содержит дополнительные необходимые данные по обеспечению правильной эксплуатации ЛО. Данные эксплуатационной документации на партию покупных изделий указывают в эксплуатационной документации.

4.4. Маркировка

4.4.1. На каждую единицу ЛО должна быть прикреплена металлическая табличка по ГОСТ 12969–ГОСТ 12971.

4.4.2. Табличка должна содержать, как минимум, следующие сведения:

– наименование и адрес изготовителя;

– обозначение модели;

– размерность и предельно допустимое значение параметра, определяющего производственные или технологические возможности ЛО;

– заводской номер и год выпуска;

– изображение знака соответствия по государственному стандарту или "СЕ", если ЛО сертифицировано в системе ЕС. Главный параметр устанавливают по ГОСТ 27884, если изготовитель не сочтет иной параметр, более точно характеризующий предельные возможности ЛО. Допускается особенно для крупногабаритного ЛО дублирование или замена таблички нанесением указанных выше сведений на корпус машины любым способом, обеспечивающим их сохранность в течение срока службы изделия.

4.4.3. Отдельно стоящие составные части ЛО должны иметь маркировку, содержащую модель и заводской номер ЛО. Сменные и запасные детали, а также принадлежности к ЛО должны иметь маркировку, содержащую обозначение деталей по чертежу; основную характеристику (например, число зубьев и модель для сменных зубчатых колес, число зубьев и шаг для звездочек цепных передач и т.п.).

Маркировку наносят на поверхность ЛО, отдельно стоящей составной части ЛО или на бирку. Допускается наносить маркировку одновременно на ЛО и на бирку: на детали – основные параметры, на бирку – обозначение.

4.4.4. Все сборочные единицы ЛО, снимаемые на период транспортирования, должны иметь маркировку, позволяющую определять места их установки при монтаже. На каждую единицу ЛО должен быть нанесен товарный знак предприятия-изготовителя. Допускается наносить изображение товарного знака на табличке.

4.4.5. Маркировка груза, нанесение манипуляционных знаков, основных, дополнительных и информационных надписей – по ГОСТ 14192. Место и способ выполнения маркировки должны быть указаны в ТУ или КД на ЛО конкретной модели.

На упаковочном месте № 1 сертифицированного ЛО над транспортной маркировкой должны быть нанесены знак соответствия, обозначение, дата регистрации и срок действия сертификата соответствия. Транспортную маркировку ЛО, поставляемого без упаковки, выполняют на бирке.

Поздравляем!

Федора Васильевича Гречникова *проректора по учебной работе, заведующего кафедрой "Обработка металлов давлением", д-ра техн. наук, профессора Самарского государственного аэрокосмического университета им. академика С.П. Королёва, Заслуженного деятеля науки РФ с избранием член-корреспондентом Российской академии наук.*

Редакция и редакционный совет желают Федору Васильевичу крепкого здоровья, счастья, дальнейшей плодотворной деятельности на благо России.

Внимание!

Рецензия на книгу Сильмана Г.И. "Термодинамика и термокинетика структурообразования в чугунах и сталях", опубликованная в № 5, 2008 г. на стр. 56, составлена зав. кафедрой материаловедения и литейного производства Брянского государственного технического института д-ром техн. наук И.К. Кульбовским.

Поздравляем!

Анатолия Сергеевича Матвеева

доктора технических наук, профессора

с 60-летием

Анатолий Сергеевич Матвеев родился 27 мая 1948 г. в селе Княжево Угличского района Ярославской области.

В 1967 г. окончил Рыбинский авиационный техникум, а в 1973 г. – Рыбинский авиационный институт по специальности "Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструмент".

С 1967 г. по настоящее время Анатолий Сергеевич работает в ОАО "НПО "САТУРН" (г. Рыбинск). Свою трудовую деятельность он начал в качестве бригадира-наладчика, затем работал конструктором отдела главного технолога, инженером-исследователем экспериментально-технологического цеха, начальником бюро вальцевания лопаток газотурбинных двигателей, начальником бюро обработки металлов давлением опытно-технологической лаборатории и с 2007 г. по настоящее время – начальником технологического бюро пластического деформирования управления главного металлурга.

В 1990 г. защитил кандидатскую диссертацию, в 2004 г. – докторскую диссертацию.

Под руководством А.С. Матвеева в объединении разработаны и внедрены в производство прогрессивные технологические процессы изготовления деталей авиационных двигателей, такие как холодное выдавливание, ротационная вытяжка оболочек, штамповка эластичными и жидкими средами, холодная вальцовка лопаток авиационных двигателей, процессы формоизменения листовых и объемных заготовок.

А.С. Матвеев – активный рационализатор и изобретатель. Технические разработки, используемые в производственной деятельности и научно-исследовательской работе, защищены 28 авторскими свидетельствами СССР и 17 патентами РФ. А.С. Матвеев имеет 7 патентов иностранных государств (США, Великобритания, Италия, Япония, Германия, Швеция, Франция).

За разработку и внедрение в промышленность новых технологических процессов и оборудования Анатолий Сергеевич награжден медалью ВДНХ и знаком "Изобретатель СССР". В 2006 г. за активную изобретательскую и рационализаторскую работу на предприятиях г. Рыбинска награжден почетной грамотой всероссийского общества изобретателей и рационализаторов, является почетным членом Общества. Принимает активное участие в общероссийских научно-технических конференциях и семинарах.

Является автором около 40 научных статей, одной монографии по проблемам интенсификации производства полых оболочковых деталей.

А.С. Матвеев является профессором кафедры "Обработка металлов давлением", членом Ученого совета академии РГАТА им. П.А. Соловьева.

В 2002 и 2008 гг. решением жюри Международного Союза научных и инженерных общественных объединений Всероссийского конкурса "Инженер года 2002" А.С. Матвееву присвоено звание Лауреата конкурса по номинации "Машиностроение".

Коллектив редакции и редакционный совет поздравляют
Анатолия Сергеевича Матвеева с юбилеем!
Желаем здоровья, благополучия, творческих сил и
дальнейших успехов на благо России.

Ордена Трудового Красного Знамени ОАО "Издательство **"Машиностроение"**, 107076, Москва, Стромынский пер., 4/1, стр. 3
Учредитель ООО "Издательство Машиностроение". **E-mail: zpm@mashin.ru**
Телефоны редакции журнала: (495) 268-47-19, 268-36-54, 268-69-19. **http://www.mashin.ru**
Дизайнер *Погорелова Т.Н.* Технический редактор *Жиркина С.А.* Корректоры *Сажина Л.И., Сонюшкина Л.Е.*
Сдано в набор 05.05.08 г. Подписано в печать 16.06.08 г. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
Усл. печ. л. 6,86. Уч.-изд. л. 8,45. Заказ 672. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ОАО "Издательство "Машиностроение".
Отпечатано в ООО "Подольская Периодика". 142110, Московская обл., г. Подольск, ул. Кирова, д. 15.