ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

№ 3 март 2016

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

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

Зам. главного редактора
СЕРИКОВА Е.А.

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

Ответственный за подготовку и выпуск номера
СЕРИКОВА Е.А.

Журнал зарегистрирован в Министерстве связи и массовых коммуникаций РФ. Свидетельство о регистрации ПИ № ФС 77-63952 от 09.12.2015

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

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

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

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Акутин А.А., Изотов В.А., Молчанова В.А. Определение охлаждения фронта потока расплава в полости керамической оболочковой формы при литье по выплавляемым моделям из алюминиевых сплавов 3
Левшин Г.Е., Малышев И.В. Об индукционных тигельных печах и плавке 7
Лазарева А.И., Копцева Н.В., Ефимова Ю.Ю., Никитенко О.А., Голубчик Э.М. Влияние пространственно-энергетических параметров лазерной сварки на структуру и микротвердость сварного соединения полосы из стали 10пс 13

Кузнечно-штамповочное производство

Назарян Э.А., Аракелян М.М., Симонян А.С. Анализ процесса вытяжки коробчатых деталей 18
Гун И.Г., Смирнов А.В., Куцепендик В.И., Михайловский И.А., Сальников В.В., Осипов Д.С. Использование холодной объемной штамповки и ультразвукового прессования при производстве стоек стабилизатора автомобилей 22
Кресс А. Практика применения прессов с сервоприводом фирмы SCHULER 25

Прокатно-волочильное производство

Логинов Ю.Н., Загиров Н.Н., Иванов Е.В. Деформации в пористом прутке из алюминиевого сплава при волочении 31

Материаловедение и новые материалы

Муравьёв В.И., Лончаков С.З., Бахматов П.В., Фролов А.В., Мартынюк А.М. Влияние степени дефектности на структуру и свойства сталей и сплавов при термической обработке в интервале предпревращений 36
Белов В.К., Губарев Е.В., Лукьянова К.С., Голубчик Э.М., Рубин Г.Ш. Исследование изменений 3D-параметров микротопографии поверхности горячекатаной ленты в процессе травления 44

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

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

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

© Издательство "Инновационное машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2016

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Press forging, foundry and other productions)

№ 3 March 2016

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

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

Editorial Assistant
SERIKOVA E.A.

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

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

Journal is registered by Ministry of Telecom and Mass Communications of the Russian Federation. The certificate of registration ПИ № ФС 77-63952, December 9, 2015.

An advertiser is responsible for the promotional materials

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

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

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

Akutin A.A., Izotov V.A., Molchanova V.A. Determination of cooling of melt flow front in cavity of ceramic shell mould at investment casting from aluminum alloys 3
Levshin G.E., Malyshev I.V. About electrical coils of induction furnares and melting 7
Lazareva A.I., Koptseva N.V., Efimova Yu.Yu., Nikitenko O.A., Golubchik E.M. Influence of energetic parameters of laser welding on microstructure and microhardness of stripe welded joint made of steel 10ps 13

Forging and Stamping Production

Nazaryan E.A., Arakelyan M.M., Simonyan A.S. Analysis of deep drawing process of box-shaped parts 18
Gun I.G., Smirnov A.V., Kutsependik V.I., Mikhailovsky I.A., Sal'nikov V.V., Osipov D.S. Using of cold forging and ultrasonic pressing in production of cars stabilizer links 22
Kress A. Practical experience with application of SCHULER servo presses 25

Rolling and Drawing Production

Loginov Yu.N., Zagirov N.N., Ivanov E.V. Deformation in porous aluminum alloy rods during drawing 31

Physical Metallurgy and New Materials

Murav'yov V.I., Lonchakov S.Z., Bakhmatov P.V., Frolov A.V., Martynyuk A.M. Influence of deficiency degree on structure and properties of steels and alloys at heat treatment in range of pretransformations 36
Belov V.K., Gubarev E.V., Luk'yanova K.S., Golubchik E.M., Rubin G.Sh. Research of changes of 3D-parameters of microtopography of hot rolled strip surface at etching 44

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

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

© "Innovative Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2016

УДК 621.74.045

А.А. Акутин, В.А. Изотов, В.А. Молчанова
(Рыбинский государственный авиационный технологический университет имени П.А. Соловьева)

Определение охлаждения фронта потока расплава в полости керамической оболочковой формы при литье по выплавляемым моделям из алюминиевых сплавов

Представлены результаты экспериментов по охлаждению фронта потока расплава с применением вертикально-щелевой и нижней литниковых систем. Даны рекомендации по применению.

Ключевые слова: литниковая система; охлаждение фронта потока расплава; литье по выплавляемым моделям; отливки из алюминиевых сплавов; литейная форма.

The results of experiments on the cooling of the flow front of the melt with the use of vertically slotted and bottom gating systems are presented. Recommendations on application are given.

Keywords: gate; cooling of flow front of melt; investment casting; aluminum alloys castings; mould.

При литье по выплавляемым моделям отливок из алюминиевых сплавов в керамические формы наиболее часто встречающимися дефектами являются дефекты усадочного характера: рыхлота, усадочные раковины и пористость. На возникновение такого рода дефектов оказывают влияние выбор конструкции литниковой системы [1] и выбор температур формы и заливки. Избыточный перегрев расплава и формы негативно сказывается на качестве получаемых отливок, в том числе и тонкостенных.

Для расчета температуры заливки необходимо знать скорость охлаждения потока расплава при заполнении полости формы. Охлаждение фронта потока расплава в свою очередь зависит от теплоотвода в форму, скорости движения расплава, места подвода расплава в полость формы (сифонный, боковой, ярусный, вертикально-щелевой, верхний) и геометрических особенностей самой полости формы (протяженность стенки отливки, наличие ребер и утолщений).

Для определения охлаждения фронта потока в керамической оболочковой форме с тонкой полостью постоянного сечения в качестве модельной отливки использовали пластину с размерами 200×80×5 мм, располагаемую при заливке вертикально и горизонтально. Расплав в полость пластины подводился по всей ее ширине. Скорость заполнения полости регулировалась круглым сечением расположенного между воронкой и стояком литникового канала, диаметры которого были выбраны равными 3; 5; 7; 9; 11 и 13 мм.

Экспериментальные модельные блоки были изготовлены из модельного состава ПС50-50, а керамические оболочковые формы, состоявшие из 8 слоев, — из суспензии на основе кремнезольного связующего "Армосил" и пылевидного плавленого кварца, в качестве обсыпки также применяли зернистый плавленый кварц.

zp316.indd 3 02.03.2016 16:42:35

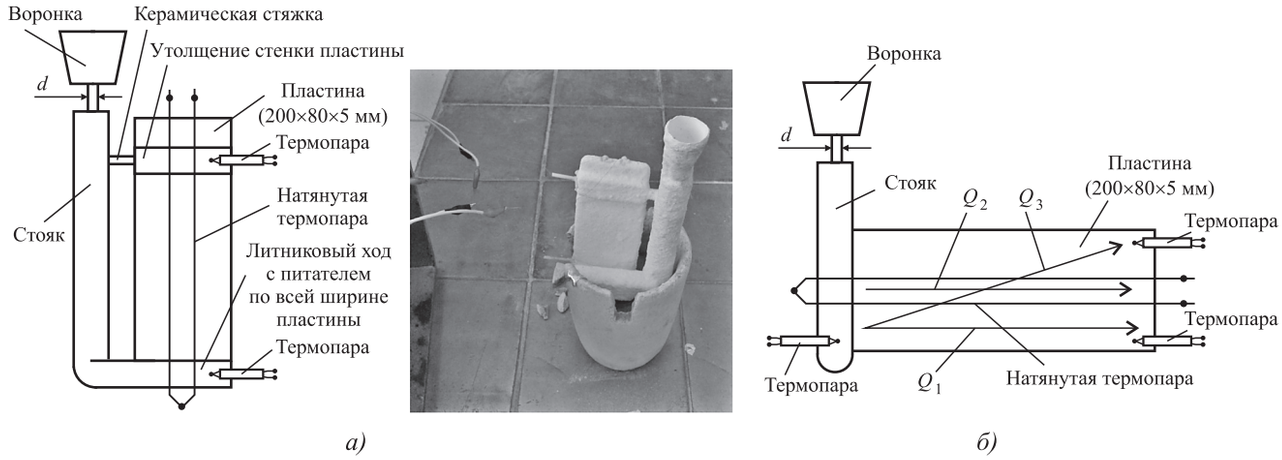


Рис. 1. Расположение тонкостенной полости формы при нижнем подводе (*а*) и при вертикально-щелевом подводе (*б*)

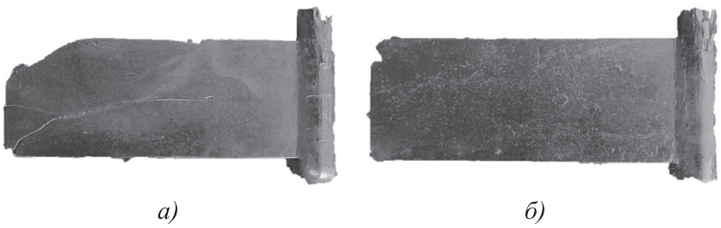


Рис. 2. Отливки, полученные при вертикально-щелевом подводе расплава в полость формы:

а — d = 3 мм; *б* — d = 5 мм

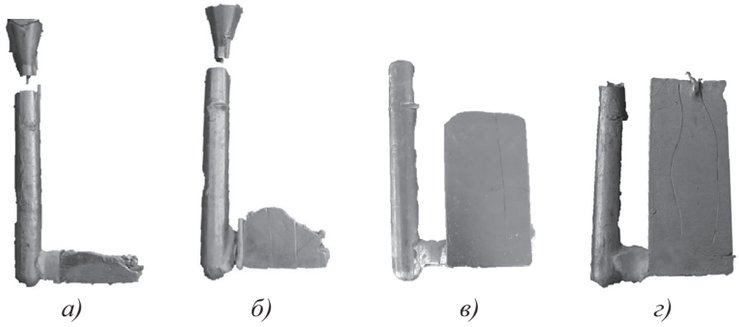


Рис. 3. Отливки, полученные при нижнем подводе расплава в полость формы:

а — d = 3 мм; *б* — d = 5 мм; *в* — d = 7 мм; *г* — d = 9 мм

Температура фронта потока фиксировалась с помощью метода натянутой термопары, расположенной посередине полости формы по всей ее длине, а также с помощью термопар, установленных на входе и в конце (вверху и внизу) полости формы (рис. 1). Для заливки использовали алюминиево-кремниевый сплав АК7.

Примеры изготовленных в ходе эксперимента форм и отливок представлены на рис. 1, 2 и 3, а пример кривых охлаждения металла в форме, полученных с помощью 8-канального цифрового прибора записи температуры, — на рис. 4.

Для описания охлаждения фронта потока расплава принята двухпериодная модель охлаждения (см. кн.: Чистяков В.В. Методы подобия и размерностей в литейной гидравлике. М.: Машиностроение, 1990. 224 с.). В течение первого периода, за время которого поток преодолевает расстояние Y_1, средняя по течению температура ядра потока T_1 превышает температуру ликвидуса сплава $T_л$. В течение второго периода, за время которого поток движется на участке Y_2, головная часть потока имеет температуру T_2 меньше $T_л$, т.е. происходит выделение твердой фазы и поток останавливается при достижении температуры остановки потока T_0.

В ходе данного эксперимента оба периода имеют место при скоростях заполнения полости формы расплавом

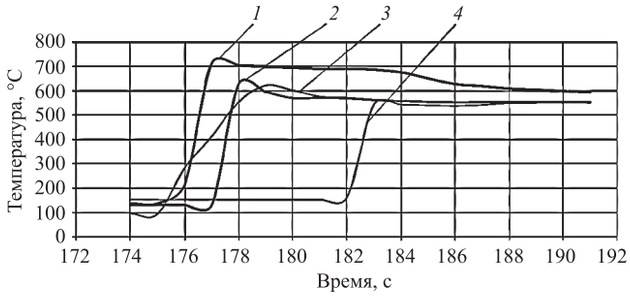


Рис. 4. Пример записи кривых охлаждения расплава при вертикально-щелевом подводе:

1 — термопара на входе в отливку; *2* — термопара внизу в конце отливки; *3* — натянутая термопара; *4* — термопара вверху в конце отливки

zp316.indd 4 02.03.2016 16:42:35

(до 0,03...0,035 м/с), когда часть полости остается незаполненной: $d = 3$; 5 и 7 мм — при вертикально-щелевом подводе и $d = 3$ мм — при нижнем подводе расплава в полость формы. При скоростях свыше 0,035 м/с в том и в другом случае температура фронта потока превышала температуру остановки потока до самого конца процесса заполнения. При расчете коэффициента теплоотдачи от движущегося потока в форму второй период не учитывали.

При расчете приняты следующие допущения:

— течение металла стационарно, скорость ω потока является средней и постоянной по длине канала;

— в условиях малого эффекта продольного переноса теплоты вдоль оси потока пренебрегаем его величиной;

— физические свойства расплава и формы на стадии заполнения постоянны.

Для первого периода математическая модель имеет вид:

$$\omega c\rho \frac{\partial T_1}{\partial Y} = \lambda \frac{\partial^2 T_1}{\partial X^2} \quad 0 < Y \leqslant Y_1;$$

$$q(Y) = \alpha\left(T_1(Y) - T_{\text{п}}\right); \ \left.\frac{\partial T_1}{\partial X}\right|_{X=0} = 0; \qquad (1)$$

$$T_1\big|_{Y=0} = T_{\text{зал}} = \text{const}.$$

Уравнение коэффициента теплоотдачи имеет вид:

$$\alpha = \frac{c\rho l_0}{l}\omega\left(1 + \frac{b_{\text{м}}}{b_{\text{ф}}}\right)\ln\frac{T_{\text{зал}} - T_{\text{ф.н}}}{T_1 - T_{\text{ф.н}}}, \qquad (2)$$

где l — длина участка заполнения; α — коэффициент теплоотдачи металла в форму; c, ρ — удельная теплоемкость и плотность жидкого металла; l_0 — приведенная толщина отливки; $T_{\text{ф.н}}$, T_1, $T_{\text{зал}}$ — начальная температура формы, температура фронта потока и заливки расплава; $b_{\text{м}}$, $b_{\text{ф}}$ — теплоаккумулирующая способность металла и формы; ω — средняя скорость течения металла.

Результаты расчетов и построения зависимостей Nu—Pe для нижнего и вертикально-щелевого подвода расплава приведены в табл. 1—4 и на рис. 5 и 6. Для вертикально-щелевого подвода выполнены три расчета и построены три зависимости, так как были определены тепловые потери фронта потока расплава Q_1, Q_2, Q_3 на трех стадиях заполнения полости формы.

1. Результаты расчетов для нижнего подвода расплава (вертикально расположенная полость литейной формы)

Диаметр узкого места d, мм	Скорость подъема расплава в полости формы ω, м/с	Коэффициент теплоотдачи α, Вт/(м^2·К)	$\text{Nu}_{\delta ж}$	$\text{Pe}_{\delta ж}$
3	0,006	1150	0,034	0,50
5	0,011	1600	0,048	0,92
7	0,028	2700	0,080	2,33
9	0,040	4450	0,134	3,33
11	0,052	5000	0,151	4,33
13	0,067	7650	0,230	5,58

2. Результаты расчетов для вертикально-щелевого подвода расплава (горизонтально расположенная полость литейной формы). Тепловые потери фронта потока расплава при горизонтальном пробеге до конца полости (Q_1)

Диаметр узкого места d, мм	Скорость течения расплава в полости формы ω, м/с	Коэффициент теплоотдачи α, Вт/(м^2·К)	$\text{Nu}_{\delta ж}$	$\text{Pe}_{\delta ж}$
3	0,033	4640	0,140	2,7
5	0,078	6330	0,191	6,5
7	0,130	8800	0,265	10,8
11	0,220	9800	0,300	18,3
13	0,260	15 600	0,470	21,7

3. Результаты расчетов для вертикально-щелевого подвода расплава (горизонтально расположенная полость литейной формы). Тепловые потери фронта потока расплава при его натекании на заполненный нижний слой (Q_2)

Диаметр узкого места d, мм	Скорость течения расплава в полости формы ω, м/с	Коэффициент теплоотдачи α, Вт/(м^2·К)	$\text{Nu}_{\delta ж}$	$\text{Pe}_{\delta ж}$
3	0,033	2070	0,062	2,7
5	0,078	3800	0,114	6,5
7	0,130	5000	0,151	10,8
11	0,220	6250	0,188	18,3
13	0,260	8200	0,250	21,7

zp316.indd 5 02.03.2016 16:42:35

4. Результаты расчетов для вертикально-щелевого подвода расплава (горизонтально расположенная полость литейной формы). Тепловые потери фронта потока расплава по диагонали полости формы при ее вертикально-щелевом заполнении (Q_3)

Диаметр узкого места d, мм	Скорость течения расплава в полости формы ω, м/с	Коэффициент теплоотдачи α, Вт/(м^2·К)	$Nu_{δж}$	$Pe_{δж}$
3	0,033	5100	0,154	2,7
5	0,078	12 600	0,380	6,5
7	0,130	16 800	0,506	10,8
13	0,260	23 200	0,700	21,7

Первая стадия — горизонтальный пробег расплава до конца полости по нижней ее части. Потери Q_1 на этом участке фиксировали термопарами, расположенными в нижней части формы — на входе в полость и в ее конце.

Вторая стадия — натекание горячих порций расплава под определенным углом растекания в средней части формы в ее продольном направлении. Потери Q_2 на этой стадии определяли с помощью натянутой термопары.

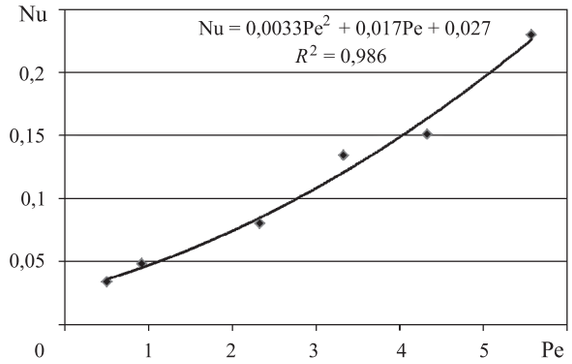


Рис. 5. Зависимость Nu—Pe для нижнего подвода расплава

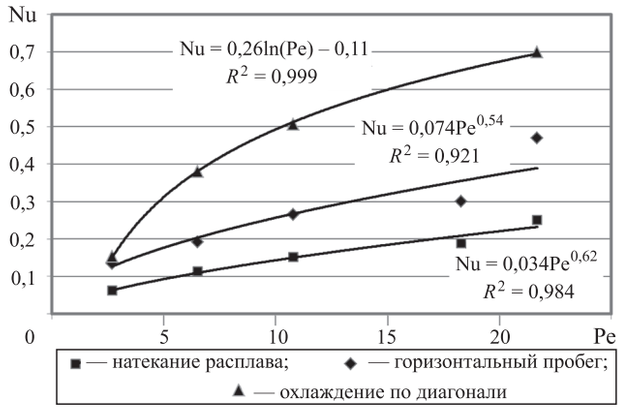


Рис. 6. Зависимость Nu—Pe для вертикально-щелевого подвода расплава

Третья стадия заполнения начинается с момента схлопывания расплавом вертикально-щелевого подвода и заполнения дальнего от него верхнего угла полости формы уже без поступления во фронт потока горячих порций расплава. Потери на этой стадии отдельно не рассчитывали, так как для вертикально-щелевого подвода расплава важнее определить суммарные потери Q_3 по диагонали полости формы (от нижнего угла подвода расплава в форму до ее дальнего верхнего угла заполнения; потери соответственно определяли с помощью термопар, расположенных в этих углах).

Анализируя полученные зависимости Nu от Pe при вертикально-щелевом подводе расплава, видно, что тепловые потери на первой стадии заполнения больше, чем на второй, так как последующие порции расплава натекают на предыдущие.

При этом не приходится рассчитывать на то, что если расплав остановится на первой стадии, не достигнув противоположной стенки формы, то натекающий на него расплав сумеет ее заполнить без дефектов. Как это и произошло при самой низкой скорости заполнения (см. рис. 2, d = 3 мм): последующие порции расплава перетекли через остановившийся поток, но с ним не "сварились", образовав спай.

Таким образом, можно сделать вывод, что при расчете ярусной литниковой системы следует учесть сначала охлаждение фронта потока при первом горизонтальном пробеге расплава в тонкостенной полости отливки, а затем уже использовать зависимость, полученную для заполнения при нижнем подводе, до того момента, как начнет работать следующий верхний питатель — тогда можно рассчитать охлаждение по зависимости, полученной на второй стадии заполнения вертикально-щелевого подвода — при натекании расплава. И далее при работе питателя в подзатопленный уровень опять использовать зависимость для нижнего подвода и т.д.

При использовании вертикально-щелевой системы достаточно применить для расчета охлаждения фронта потока зависимость Nu—Pe, полученную для охлаждения по диагонали полости формы от места подвода расплава, так как в этом направлении тепловые потери

zp316.indd 6 02.03.2016 16:42:35

фронта потока максимальные (самая верхняя кривая на рис. 6).

Заключение. Получены формулы зависимости Nu—Pe для расчета охлаждения фронта потока расплава в полостях оболочковой керамической формы при получении тонкостенных отливок из алюминиевых сплавов.

Результаты экспериментов по охлаждению фронта потока расплава с применением вертикально-щелевой литниковой системы указывают на необходимость внести уточнения в методику ее расчета, представленную в работе [1], для литья из алюминиевых сплавов. На основании новых полученных данных важно учесть охлаждение фронта потока расплава по диагонали заполнения тонкостенной полости литейной формы (вне зависимости от ее вида — керамическая, металлическая, песчаная), а не только в ее горизонтальном направлении, как это предлагалось ранее.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Изотов В.А.** Развитие методологии проектирования и расчета литниковых систем для отливок из алюминиевых сплавов: дис. ... д-ра техн. наук. Рыбинск: РГАТУ им. П.А. Соловьева, 2012. 375 с.

Алексей Анатольевич Акутин, канд. техн. наук, akutinaa@yandex.ru;
Владимир Анатольевич Изотов, д-р техн. наук;
Валентина Анатольевна Молчанова

УДК 621.365.5:669.187.2

Г.Е. Левшин, И.В. Малышев
(Алтайский государственный технический университет, г. Барнаул)

Об индукционных тигельных печах и плавке

Проведен анализ основных параметров главного элемента индукционной тигельной печи — электрической катушки — и их взаимосвязи с параметрами печи. Предложены новые критерии оценки эффективности работы катушки и печи и пути ее повышения.

Ключевые слова: индукционная тигельная печь; электрическая катушка; плавка.

The analysis of the main parameters of the main element of coreless induction furnace — electric coil — and their relationship with the parameters of the furnace is performed. New criteria for evaluating of the performance of coil and furnace and ways to improve it are offered.

Keywords: induction crucible furnace; electric coil; melting.

В литейных цехах распространена индукционная тигельная плавка в индукторных печах с вертикальным электромагнитным потоком частотой $f = 50$ Гц и более, в том числе оснащенных дополнительно вертикальными магнитопроводами (до 12 шт.), размещенными снаружи индуктора с определенным шагом и предназначенными для улавливания электромагнитного потока рассеяния [1—8].

Главным электрическим и технологическим элементом этих печей является *электрическая катушка* (ЭК) — индуктор. Она создает в этой полости площадью $S_{эк}$ вертикальный переменный рабочий электромагнитный поток $\Phi_{раб} \approx \approx B_e S_{эк}$ с частотой f и индукцией B_e, который индуцирует в садке *электродвижущую силу* (ЭДС) $U_{инд} \approx 4{,}44 f \Phi_{раб}$. Под действием ЭДС в каждом куске шихты или расплаве с сопротивлением $R_ш$ индуцируются вихревые токи суммарной величиной $I_{инд} \approx U_{инд}/R_ш$ и мощностью $P_{инд} \approx U_{инд} I_{инд} \approx I^2_{инд} R_ш$. ЭК создает и поток рассеяния $\Phi_{рас}$, практически равный $\Phi_{раб}$ и находящийся вне этой полости [1—7]. Он не участвует в нагреве шихты и расплава,

zp316.indd 7 02.03.2016 16:42:35

однако нагревает окружающие индуктор вертикальные магнитопроводы и другие электропроводные элементы печи [1].

Наиболее распространена однофазная однослойная ЭК, имеющая следующие основные параметры: высоту $h_{эк}$, внутренний диаметр $D_{эк}$, площадь сечения $S_{эк}$, рабочий объем $V_{эк}$ рабочей полости; число витков w; индуктивность $L_{эк}$; ток $I_{эк}$; *магнитодвижущую силу* (МДС) $I_{эк}w$ и индукцию B_e при электрическом напряжении $U_{эк}$ частотой f и полную электрическую мощность $P_{пол} = U_{эк}I_{эк}$; рабочую температуру T. Для их обеспечения выбирают или рассчитывают характеристики других элементов печи.

Представляет научный и практический интерес рассмотрение параметров печей различных размеров и назначения, полученных проектировщиками при их расчете.

Внутренний диаметр $D_{эк}$, высоту $h_{эк}$, площадь сечения $S_{эк}$, рабочий объем $V_{эк}$ рабочей полости вычисляют исходя из необходимых размеров садки.

1. Внутренний диаметр $D_{эк}$ ЭК определяют поперечными размерами $d_с$ садки, увеличенными на толщину футеровки тигля и теплоизоляции [3—7]:

$$D_{эк} = d_с + 2(t_1 + t_2),$$

где t_1 — эмпирическая толщина стенки тигля, м, t_1 = (0,25...0,30)$d_с$ для печей вместимостью $M_т$ < 0,5 т; (0,15...0,25)$d_с$ для $M_т$ от 0,5 до 3 т; (0,10...0,15)$d_с$ для $M_т$ >3 т;

t_2 — эмпирическая толщина изоляционного слоя из асбеста между тиглем и индуктором, м, t_2 = 0,005 м при $M_т$ < 3 т; 0,005...0,01 м при $M_т$ от 3 до 15 т; 0,10...0,15 м при $M_т$ >15 т.

С увеличением вместимости $M_т$ возрастает давление садки на тигель, поэтому толщину его стенок увеличивают для обеспечения достаточной прочности, особенно при его повороте для разливки расплава. При этом ЭК должна выдержать без заметной деформации воздействие на нее суммарной массы тигля и садки. Увеличение толщины футеровки уменьшает не только тепловые потери, но и электрический КПД печи, так как повышаются индуктивность и реактивная мощность ЭК из-за наличия зазора между садкой и ЭК [2—7].

Последнее объясняется тем, что и существенная часть рабочего потока $Ф_{раб}$ с максимальной индукцией не используется для полезного нагрева, так как проходит в этом зазоре, а не по садке. Все это уменьшает полезное использование полного потока Ф, создаваемого ЭК, почти до 10...35 %, а коэффициент мощности cosφ до 0,03...0,10 и повышает расход энергии. Докажем это используя только приведенное выше соотношение между диаметрами ЭК $D_{эк}$ и садки $d_с$ [7]. Расчеты для черных сплавов показали следующее.

Для печи с $D_{эк}$ = 0,5 м диаметр садки $d_с$ = = 0,195 м. Круговая площадь ЭК $S_{эк}$ = 0,19625 м^2, а кольцевая площадь, занятая стенками тигля и теплоизоляцией, $S_{ти}$ = 0,166 м^2. Она составляет 84,5 % от площади ЭК $S_{эк}$, оставляя для полезной площади $S_п$ шихты только 15,5 %. Для печи с $D_{эк}$ = 1 м диаметр садки $d_с$ = 0,74 м, $S_{эк}$ = 0,785 м^2, $S_{ти}$ = 0,355 м^2, $S_п$ = 0,430 м^2, отношения $S_{ти}/S_{эк}$ = 0,452 и $S_п/S_{эк}$ = 0,548. Для печи с $D_{эк}$ = 1,5 м диаметр садки $d_с$ = 1,335 м, $S_{эк}$ = 1,048 м^2, $S_{ти}$ = 0,367 м^2, $S_п$ = 0,681 м^2, отношения $S_{ти}/S_{эк}$ = 0,35 и $S_п/S_{эк}$ = 0,65.

Следовательно, полезное использование рабочего потока $Ф_{раб}$ зависит от диаметра ЭК и составляет ~15,5...65 %, а полезное использование полного потока Ф — ~10...35 % и повышается с увеличением его диаметра и вместимости тигля. Однако при этом практически прямо пропорционально вместимости $M_т$ возрастают мощность печи и расход электроэнергии [2—7].

Так, для печи ИЧТ-31 с диаметрами $D_{эк}$ = = 1,97 м и $d_с$ = 1,61 м при толщине футеровки и изоляционного слоя 0,18 м полная расчетная мощность печи равна 44 719 кВ·А, а реактивная мощность в зазоре между садкой и индуктором 37 703 квар. Это означает, что (37703/44719)·100 = 84,3 % электроэнергии расходуется впустую [7]. В печи ИСТ-0,16 такие потери составляют 91,1 %, в ИСТ-0,4 — 92,5 % [4, 6]. Это главный недостаток индукторных печей.

2. Высота ЭК составляет $h_{эк}$ = (0,7...1,3)$h_с$ [7]. Для печей повышенной частоты высоту $h_{эк}$ принимают больше, чем $h_с$, а для печей промышленной частоты — меньше, чем $h_с$ (в том числе из-за повышенной высоты $H_м$ мениска). Высота $h_{эк}$ практически всегда меньше высоты тигля $h_т$. С уменьшением $h_{эк}$ заметно снижается электрический КПД печи, так как он тем больше, чем выше ЭК при равных диаметрах

zp316.indd 8 02.03.2016 16:42:36

$D_{эк}$ [3, 7]. При высоте ЭК $h_{эк} = h_т/2$ получают наихудшие экономические показатели [3]. Увеличение $h_{эк}$ (без изменения диаметра $D_{эк}$) затрудняет изготовление и ремонт узкого и глубокого тигля и загрузку шихты, поэтому высота $h_{эк}$ мало отличается от диаметра $D_{эк}$: $h_{эк} = (0{,}8...1{,}1)D_{эк}$ [2—7].

3. МДС $I_{эк}w$ характеризует ЭК как средство для создания рабочего потока $Ф_{раб}$ с необходимой напряженностью $H_e = I_{эк}w/h_{эк}$ и индукцией $B_e = \mu_o H_e$, при недостаточной величине которой плавка невозможна. В печах для плавки чугуна и стали вместимостью 0,16...31 т, площадью $S_{эк}$ = 0,1256...3,05 м^2 и частотой 2400...50 Гц расчетные значения этих параметров находятся в очень широких пределах $I_{эк}w$ = = 13 600...391 188 А, H_e = 17 000...211 900 А/м, B_e = 0,0214...0,266 Тл [2—7]. При этом их минимальные значения относятся к печам повышенной частоты и меньшей вместимости. Однако при уменьшении частоты с 2400 до 50 Гц (в 48 раз) и увеличении $S_{эк}$ в 24,25 раза напряженность H_e и индукция B_e увеличиваются только в 12,4 раза. Поэтому можно предположить необходимость оптимизации всех параметров печей и плавки для более точного определения величин H_e и B_e.

4. Электромагнитное поле (полный поток Ф), создаваемое однофазной невысокой ЭК без садки, является очень неоднородным. Оно имеет близкую к тороидальной форму с разным направлением вектора индукции относительно центра тороида (ЭК) и неравномерное распределение величины индукции в ее рабочей полости: 1) по высоте — у торцов ЭК она почти в 2 раза меньше, чем в середине; 2) по сечению — у витков ЭК она заметно больше, чем у оси. Это приводит к значительным разнонаправленным градиентам индукции в воздухе [1, 4].

При наличии садки в виде расплава с плотностью γ и удельным электросопротивлением ρ ток в витках ЭК и создаваемое им поле направлены противоположно индуцированному ими в расплаве току и полю. Это обусловливает наличие значительных разнонаправленных градиентов индукции и электромагнитных и механических сил F отталкивания в расплаве и его интенсивное движение (двухконтурную циркуляцию) и перемешивание в разных направлениях с возможным выбросом его из тигля (см. рисунок) [1—4]. Перемешивание расплава изучено еще недостаточно [8].

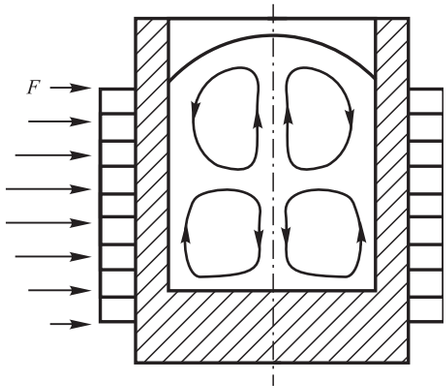


Схема мениска и электродинамической циркуляции расплава

В середине ЭК силовое воздействие направлено внутрь, а на ее краях появляется и аксиальная составляющая. Силы F оказывают давление p на боковую цилиндрическую поверхность садки (расплава) [3]: $p = 31{,}6\ P_{инд} \times \times 10^{-5}/(\rho f)^{0,5}\ \pi d_c h_c$.

Оно действует преимущественно в радиальном направлении и выталкивает расплав наверх в средней части тигля. По бокам расплав вновь стекает вниз. Под действием радиальных сил на поверхности расплава с плотностью γ образуется мениск высотой $H_м = p/\gamma$ (см. рисунок). Он увеличивается до тех пор, пока значение металлостатического давления $\gamma H_м$ не сравняется с электродинамическим p.

Высота $H_м$ мениска повышается с уменьшением частоты поля и увеличением давления p, мощности P печи и удельной мощности $P_{уд}$, передаваемой в садку, и может быть определена и по другим формулам [3, 8]: $H_м = kP_{уд}/f^{0,5}$, где k — коэффициент пропорциональности; $H_м = 7050P/[d_c h_c \gamma(\rho f)^{0,5}]$, где размеры в дюймах.

Высота $H_м$ увеличивает высоту тигля. Обычно $H_м$ составляет до ~15 % высоты h_c [3].

Давление может быть увеличено до такой степени, что расплав перейдет во взвешенное состояние [3], поэтому максимальные значения индукции и электрической мощности ограничиваются интенсивностью движения расплава для предупреждения выброса его из тигля.

Перемешивание является причиной недостаточного срока службы тигля из-за повышенного износа стенок, особенно у его дна (в виде "слоновьей ноги") при плавке тяжелых высокотемпературных сплавов, нарушения сплошности шлакового покрова, увеличения угара

zp316.indd 9 02.03.2016 16:42:36

металла и замешивания в расплав продуктов износа, воздуха и шлака. Для уменьшения количества включений в отливках приходится применять дополнительные меры (отстаивание расплава в печи, фильтрацию и т.д.). Это особенно актуально для легких сплавов, где разность плотностей расплава и включений невелика и затрудняет их всплывание [1—8].

Интенсивность (индекс) перемешивания *SI* расплава с площадью S_c можно оценить по различным формулам [1, 8]:

$SI = (0{,}04...0{,}06)P_{уд}$, где низкая интенсивность перемешивания соответствует $SI = 1...5$ %, средняя — 5...10 %, высокая ⩾ 10 % [1];

$SI = [6000(Pd_c/\gamma\rho f)^{0,5}]/S_c$, где размеры в дюймах. Индекс $SI = 80...120$ означает перемешивание от сильного до очень сильного; 55...80 — сильное перемешивание; 40...55 — среднее; 20...40 — слабое; 0...20 — очень слабое. Для чугуна рекомендуется $SI = 40...55$ и для алюминия 55...80 [8].

Интенсивность *SI* уменьшается с повышением частоты *f*, что позволяет увеличивать скорость плавки и подводимую удельную мощность. Однако это удорожает электрооборудование из-за наличия электронного преобразователя частоты с КПД менее 0,97 и системой его охлаждения кондиционной водой и снижает КПД при выдержке и перегреве расплава [2—8].

Поэтому при $f = 50$ Гц удельная мощность при плавке чугуна не превышает 400 кВт/т из-за значительного увеличения газометаллических выбросов, а при 1000 Гц может достигать 1000 кВт/т, обеспечивая скорость нагрева до 50 °С/мин [7, 8]. Так, длительность плавки завалки чугуна в печи с $M_т = 10$ т ($f = 60$ Гц) составляет ~120 мин, а при 275 Гц — только ~26 мин (или в 4 раза быстрее) [8]. Кроме того, при $f = 50$ Гц верхний уровень ЭК располагают ниже уровня садки на 20...30 % ее высоты [7]. При этом для предотвращения перегрева верхней части тигля над садкой располагают "холостую" (бестоковую) водоохлаждаемую катушку (или кольцо). Если она является рабочей частью ЭК, то с помощью отпайки отключается после расплавления шихты для уменьшения циркуляции. Однако уменьшение высоты ЭК снижает КПД [6, 7]. Поэтому интенсивное перемешивание, скорее, недостаток, чем преимущество индукторных печей промышленной частоты.

5. Не вполне ясен выбор оптимальной частоты *f* для нагрева кусков шихты и расплава. С одной стороны, индуцированная в них ЭДС $U_{инд}$ увеличивается прямо пропорционально частоте, поэтому первые печи имели очень высокую *f* до 60000 Гц, создаваемую дорогими преобразователями [2]. С накоплением опыта и знаний создали более дешевые плавильные печи гораздо меньшей (промышленной) частоты 50...60 Гц, что исключило преобразователи. Этого достигли увеличением индукции B_e и индуцированной мощности $P_{инд}$, что обеспечили соответствующим повышением МДС и мощности ЭК.

С другой стороны, минимальная частота зависит от размеров кусков шихты, проницаемости μ_i и удельного электросопротивления ρ кусков и расплава [2—8]. Она может быть определена по формуле [7] $f_{min} = 25\cdot10^6\rho/\mu_i d_c^2$. Так, для среднего размера куска чугуна 0,2 м и диаметре тигля $d_т = 1{,}61$ м в печи ИЧТ-31 при температуре $T = 20$ °С, $\rho = 20\cdot10^{-8}$ Ом·м и $\mu_i = 40$ необходимая частота составляет 3 Гц. С увеличением *T* до 800 °С μ_i снижается до 1, а ρ повышается до $110\cdot10^{-8}$ Ом·м с одновременным возрастанием частоты до 688 Гц. При дальнейшем увеличении *T* до 1500 °С ρ повышается до $125\cdot10^{-8}$ Ом·м, а частота снижается до 12 Гц. Рабочая частота в этой печи принята 50 Гц, но при этом очень трудно расплавить такие куски, поэтому принят режим работы с "зумпфом" 60...65 % [7]. Однако с увеличением размера кусков вплоть до "пускового слитка" вполне возможно их расплавление.

6. После расчета МДС *Iw* необходимо определить величину тока *I* и число витков *w* ЭК при заданном или выбранном напряжении питания *U*. Число витков *w* влияет на активное *R* и индуктивное X_L сопротивления ЭК и потери активной мощности $P = I^2R$ в ней. Определять число витков *w* необходимо наиболее тщательно, так как после изготовления ЭК его трудно увеличить. Возможно уменьшение, если ЭК выполнена с отпайками секций, путем их отключения. Напряжение питания *U* технически легче регулировать (автотрансформатором, секционным трансформатором, изменением емкости конденсаторной батареи и др.).

7. При своей работе ЭК, имеющая длину медного трубчатого проводника $L_{пр}$ сечением $S_{пр}$ с удельным электросопротивлением $\rho_{пр}$,

zp316.indd 10 02.03.2016 16:42:36

может характеризоваться электросопротивлениями активным $R = \rho_{пр}L_{пр}/S_{пр}$, полным $z = U_{эк}/I_{эк}$, индуктивным $X_L = \sqrt{z^2 - R^2}$, индуктивностью $L_{эк} = X_L/2\pi f$ и потерями активной мощности $P = I^2R$. Из-за малости R обычно принимают $z \approx X_L \approx U_{эк}/I_{эк}$. Индуктивность ЭК с ферромагнитной садкой, имеющей магнитную проницаемость μ_i, можно приближенно оценить и по формуле [9] $L_{эк} = \mu_o\mu_i w^2 S_{эк}/h_{эк}$.

В этом случае индуктивность ЭК больше в μ_i раз, чем с неферромагнитной садкой. Индуктивность ЭК возрастает с увеличением площади $S_{эк}$ и значительно (в квадрате) числа ее витков w, но уменьшается с увеличением высоты $h_{эк}$. Поэтому для снижения электрической мощности ЭК целесообразно уменьшение ее индуктивности путем оптимизации значений w, $S_{эк}$, $h_{эк}$.

Приравнивая значения $L_{эк}$, полученные по указанным формулам, можно оценить величину $\mu_i = X_L h_{эк}/2\pi f\mu_o w^2 S_{эк}$, не проводя специальных измерений, так как все величины в этой формуле, кроме X_L, известны до включения печи, а X_L становится известной после включения (из показаний щитовых приборов).

Индуктивность ЭК $L_{эк}$ и полное электросопротивление z изменяются во время плавки (из-за изменения магнитного и агрегатного состояния садки и увеличения электросопротивления), при переходе на шихту других размеров или с немагнитной на магнитную, по мере износа тигля. Это отражается на расходе электроэнергии и КПД печи, составляющем 55...65 %, поэтому для интенсификации работы печи применяют отпайки от витков ЭК, позволяющие регулировать число ее витков при работе печи. Это позволяет снизить удельный расход электроэнергии на 10...15 %, а отключением "холостой" ЭК и высоту мениска. Подключением этой ЭК можно устранить еще и образование "мостов" из шихты [2, 3].

8. Для снижения потерь активной мощности необходимо уменьшить активное сопротивление R ЭК. Это достигается увеличением площади поперечного сечения $S_{пр}$ проводника витка, но до некоторых пределов, зависящих от вида материала проводника и частоты f и определяемых скин-эффектом, т.е. толщиной Δ поверхностного скин-слоя проводника, по которому в основном течет ток. Так, для меди при частоте $f = 50$ Гц, $\Delta = 9{,}34$ мм, при 60 Гц — 8,53 мм, при 10 кГц — 0,66 мм [2, 3]. Следовательно, для эффективного использования сечения проводника его диаметр или толщина не должны существенно превышать эти величины. Кроме того, для создания необходимой индукции в рабочей полости ЭК величину тока $I_{эк}$ в ее витках выбирают и из условия обеспечения плотности тока менее 20 А/мм^2 [2—8]. Однако с увеличением тока и его плотности повышается нагрев ЭК за счет тепла $Q = I^2Rt$ в течение времени t, которое надо отводить от ЭК, охлаждая ее. Следует отводить и тепло, передаваемое ЭК от наружной стенки прогретого насквозь тигля.

Эти задачи решают изготовлением проводника из специальной медной трубки с указанной толщиной стенки, обращенной к тиглю. При этом через полость трубки пропускают под давлением до 0,2...0,7 МПа со скоростью 1...1,5 м/с охлаждающую кондиционную воду (дистиллированную или с содержанием механических примесей до 80 г/м^3, определенной жесткостью до 7 г-экв/м^3, температурой $\leqslant$ 35...40 °С и водородным показателем pH = 7) [1—3]. Скорость менее 0,5 м/с не обеспечивает достаточную турбулентность потока воды, снижающую образование накипи, а более 1,5 м/с существенно увеличивает давление. Средняя температура нагрева ЭК и выходящей охлаждающей воды $T \leqslant$ 40...50 °С для уменьшения образования накипи [2, 3], что предполагает большой расход водопроводной воды или значительные затраты энергии на охлаждение оборотной воды. Эта температура должна превышать окружающую во избежание конденсации на ЭК влаги из воздуха и возможного пробоя изоляции.

С увеличением размеров ЭК возрастают суммарная длина трубчатых витков, гидравлическое сопротивление протеканию воды в трубке и давление, ухудшается охлаждение ЭК. Поэтому ЭК разделяют на n групп с отдельным подводом и отводом воды (без разрыва электрической цепи), подключаемых параллельно к источнику водоснабжения. Такое группирование ЭК снижает скорость воды в n раз [2].

9. Для предупреждения возможного пробоя изоляции между витками в малых ЭК предусматривают воздушный электроизоляционный зазор 10...20 мм. В больших ЭК обычно поверх трубки наносят электроизоляционный

zp316.indd 11 02.03.2016 16:42:36

слой толщиной ⩾1,5 мм для предупреждения межвиткового замыкания и уменьшения зазора. Наиболее современными и эффективными являются монолитные покрытия с повышенными стойкостью к истиранию и трению и эластичностью, позволяющей выдерживать циклические тепловые деформации ЭК [8]. Как правило, напряжение на 1 мм изоляционного зазора между витками составляет 10...40 В и не должно превышать 200 В [4].

10. ЭК скрепляют с жестким каркасом печи с помощью неэлектропроводных стоек двояко: 1) каждый виток латунными шпильками или уголками к стойкам, обеспечивая зазор 10...20 мм (в малых ЭК); 2) изолированные витки ЭК сжимаются между плитами (в том числе бетонными) или водоохлаждаемыми кольцами регулируемыми стойками (в больших ЭК) [2—8].

С повышением частоты и удельной мощности увеличиваются электродинамические силы, вызывающие колебания витков ЭК и пластин магнитопровода. Они пульсируют с удвоенной частотой по сравнению с частотой тока, что вызывает вибрации ЭК, вертикальных магнитопроводов и корпуса печи и повышенный шум. Для уменьшения шума в среднечастотной печи в фирме ABB очень сильно сжимают ЭК и запрессовывают пакет магнитопровода в специальный алюминиевый жесткий профиль (каркас). Он прижимается к ЭК только в верхней и нижней ее части с образованием мощной и жесткой конструкции. Кроме того, верхняя платформа печи отделена от ее корпуса демпфирующими элементами, а крышка печи с вытяжным зонтом выполнены звукоизолированными. Однако это приводит к нагреву алюминиевого каркаса [8].

Отмеченные в п. 6—10 решения увеличивают поперечные размеры трубки, сложность конструкции, стоимость и трудоемкость изготовления ЭК и ее эксплуатации.

11. Уменьшить активное сопротивление R можно и выполняя ЭК из нескольких n параллельных проводников. Если параллельные проводники изолировать один от другого и соответствующим образом транспонировать, то можно получить для них одинаковую самоиндукцию, сопротивление, а также расположение их по отношению к садке. В этом случае сопротивление R, а следовательно, и потери P в ЭК уменьшатся в $1/n^{0,5}$ раз. Это приводит к увеличению электрического КПД печи $\eta_э$ [2].

При выполнении ЭК из n параллельных проводников повышенное значение электрического КПД печи $\eta_{э.п} = n^{0,5}\ \eta_э/[1 + \eta_э(n^{0,5} - 1)]$.

Значения электрического КПД $\eta_{э.п}$ индукторной печи в зависимости от числа n параллельных проводников в ЭК приведены в таблице. При реальном КПД печи $\eta_э = 0,5$ увеличение числа n проводников от 1 до 4 повышает $\eta_{э.п}$ в 1,3 раза, а до 9 — в 1,5 раза и т.д. Однако выполнение ЭК из параллельных трубчатых проводников пока практически решить не удалось вследствие конструктивной сложности [2], связанной с необходимостью расположения трубчатых витков более чем в один ряд, и подачи в них охлаждающей воды. Это решение необходимо проработать.

Значения электрического КПД печи $\eta_{э.п}$ в зависимости от числа параллельных проводников n ЭК

Число проводников n			
1	4	9	16
0,5	0,67	0,75	0,80
0,6	0,75	0,82	0,86
0,7	0,82	0,87	0,90
0,8	0,89	0,92	0,94
0,9	0,95	0,96	0,97

Помимо рассмотренных соотношений и формул возможны и другие зависимости для оценки взаимосвязи параметров ЭК.

Так, если отнести $I_{эк}w$ к площади сечения $S_{эк}$ полости ЭК, то получим критерий магнитной поверхностной энергоемкости $K_{м.п}$, А/дм^2, позволяющий сравнивать печи с ЭК разных диаметров (сечений): $K_{м.п} = I_{эк}w/S_{эк}$.

Отношение $I_{эк}w$ к рабочему объему $V_{эк}$ полости ЭК дает критерий магнитной объемной энергоемкости $K_{м.V}$, А/дм^3, позволяющий сравнивать печи с ЭК разных объемов: $K_{м.V} = I_{эк}w/V_{эк}$.

Аналогично отношение $K_э = P_{пол}/V_{эк}$ можно назвать критерием электрической объемной энергоемкости ЭК и печи.

Выводы. Для повышения эффективности работы ЭК и печи целесообразны:

— оптимизация всех основных параметров, в том числе с применением предложенных критериев $K_{м.п}$, $K_{м.V}$ и $K_э$;

zp316.indd 12 02.03.2016 16:42:36

— уменьшение толщины футеровки путем применения новой конструкции тигля, включающей в себя прочные огнеупорные и малотеплопроводные материалы, что позволит уменьшить диаметр, площадь, индуктивность, сопротивление и реактивную мощность ЭК;

— изменение конструкции ЭК для увеличения ее прочности, улучшения охлаждения и снижения шума.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Левшин Г.Е., Кульдяйкин Д.С., Левагин А.В.** Развитие индукционной тигельной плавки в печах промышленной частоты // Актуальные проблемы в машиностроении. 2014. № 1. С. 33—37.
2. **Фарбман С.А., Колобнев И.Ф.** Индукционные печи для плавки металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1968. 496 с.
3. **Брокмайер К.** Индукционные плавильные печи. М.: Энергия, 1972. 304 с.
4. **Егоров А.В., Моржин А.Ф.** Электрические печи (для производства сталей). М.: Металлургия, 1975. 352 с.
5. **Егоров А.В.** Электроплавильные печи черной металлургии. М.: Металлургия, 1985. 280 с.
6. **Егоров А.В.** Расчет мощности и параметров электропечей черной металлургии. М.: Металлургия, 1990. 280 с.
7. **Электрические** печи для выплавки черных и цветных сплавов / Л.М. Романов, А.Н. Болдин, А.Н. Граблев, Д.П. Михайлов. М.: МГИУ, 2007. 104 с.
8. **Современные** плавильные агрегаты: сборник. М.: ИТЦМ Металлург, 2014. 370 с.

Геннадий Егорович Левшин, д-р техн. наук,
levshing@mail.ru;
Игорь Владимирович Малышев

УДК 621.791.725.051.4:669.14.08.262

А.И. Лазарева, Н.В. Копцева, Ю.Ю. Ефимова, О.А. Никитенко, Э.М. Голубчик
(Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова)

Влияние пространственно-энергетических параметров лазерной сварки на структуру и микротвердость сварного соединения полосы из стали 10пс*

Рассмотрено влияние мощности и заглубления фокальной плоскости лазера на микроструктуру и микротвердость сварных соединений при укрупнении холоднокатаных рулонов полосы из стали 10пс методом лазерной сварки на стыкосварочных машинах фирмы Miebach в условиях непрерывных технологических агрегатов в комплексе холодной прокатки ОАО "Магнитогорский металлургический комбинат".

Ключевые слова: низкоуглеродистая сталь; холоднокатаная полоса; лазерная сварка; мощность лазера; заглубление фокальной плоскости; микроструктура; микротвердость.

The influence of laser power and deepening of laser focal plane on microstructure and microhardness of welded joints at the integration of cold rolled products grade 10pc obtained by laser welding on Miebach laser machines in environment of continuous process units in the new cold rolling complex of Open Joint Stock Company "Magnitogorsk Iron and Steel Works".

Keywords: low carbon steel; cold-rolled strip; laser welding; laser power; deepening of laser focal plane; microstructure; microhardness.

Введение. На одном из ведущих предприятий металлургической отрасли России ОАО "Магнитогорский металлургический комбинат" (ОАО "ММК") в последние годы освоена новейшая технология производства современных и перспективных видов холоднокатаной продукции для автомобильной и строительной отраслей промышленности, а также для производства товаров широкого потребления.

* Работа проведена в рамках программы стратегического развития университета на 2012—2016 гг.(конкурсная поддержка Минобразования РФ программ стратегического развития ГОУ ВПО), договора с ОАО "ММК" № 201380 от 04.05.2012, а также гранта в форме субсидий на поддержку научных исследований (соглашение № 14.B37.21.0068).

zp316.indd 13 02.03.2016 16:42:36

В 2012 г. в листопрокатном цехе № 11 (ЛПЦ-11) ОАО "ММК" была запущена в строй вторая очередь, включающая в себя агрегат непрерывного отжига, совмещенный с агрегатом непрерывного горячего цинкования (АНО/АГЦ), новый агрегат непрерывного горячего цинкования холоднокатаных полос (АНГЦ-3) и линию инспекции (АИ). Особенностью технологий, осваиваемых в этом комплексе холодной прокатки, является применение в головных частях всех линий укрупнения рулонов методом лазерной сварки на сварочных машинах лазерного типа CSLH19 фирмы Miebach [1]. Такой вид технологической операции впервые применен на отечественном прокатном производстве [2].

Огромное влияние на устойчивость технологического процесса в этом случае будет оказывать качество сварного соединения. Если сваренную полосу с некачественным сварным соединением отправить в линию агрегата, может произойти обрыв в зоне сварного шва и полная остановка линии до тех пор, пока полоса не будет извлечена [3]. Это вызывает необходимость достаточно длительной остановки технологического процесса, при этом ее продолжительность может доходить до двух дней. При непрерывности движения полосы по агрегату на значительных скоростях (более 180...200 м/мин) практически отсутствует запас времени на дополнительную сварку в случае неудовлетворительного качества сварного шва.

В связи с этим необходима технология лазерной сварки, обеспечивающая в достаточно широком диапазоне режимов гарантированно стабильное качество сварного шва, а также возможность деления рулонов в хвостовых частях агрегатов не по шву, а по диаметру, т.е. проводить отгрузку металлопроката потребителю со сварным соединением [4].

При получении сварного соединения в процессе лазерной сварки наблюдается ряд особенностей формирования структуры и свойств металла в области сварного шва и околошовной зоны. Они связаны, во-первых, с большой мощностью подводимой тепловой энергии, во-вторых — с большой скоростью теплоотвода. Высоколокализованный нагрев с большой мощностью подводимой тепловой энергии за короткое время способствует высокой скорости нагрева и охлаждения металла шва, что приводит к получению узкой зоны термического влияния сварного соединения [5].

Также известно, что на качество сварных швов при лазерной сварке большое влияние оказывают пространственно-энергетические параметры, такие как положение фокального пятна и мощность лазера. Диаметр фокальной плоскости лазерного луча определяет площадь нагрева и плотность мощности излучения. При этом фокальная плоскость, на которой сфокусированный световой пучок имеет наименьший диаметр, может располагаться выше или ниже свариваемых поверхностей.

Целью работы является исследование кристаллических зон в сварных соединениях, полученных при различных положениях фокального пятна и различной мощности лазерного излучения при лазерной сварке полосы из низкоуглеродистой стали марки 10пс в условиях комплекса холодной прокатки ОАО "ММК".

Материал и методика исследования. Работа выполнена в НИИ Наносталей МГТУ им. Г.И. Носова на образцах сварных соединений полосы из стали 10пс толщиной 0,4 мм, прошедшей обработку на стыкосварочных машинах лазерного типа CSLH19 фирмы Miebach. Параметры опытных режимов лазерной сварки указаны в таблице.

Параметры опытных режимов лазерной сварки и характеристики твердости стали 10пс толщиной 0,4 мм

Скорость, % от максимальной	Мощность лазера, % от максимальной	Заглубление фокальной плоскости, мм	Нагрев, % от максимальной тепловой мощности		Микротвердость, МПа	
			предварительный	окончательный	шва (максимальная)	основного металла
45	65	4	1	11	2532	2385
50	65	6	0	11	2423	2388
42	65	7,6	0	13	2328	2269
58	46	6	0	15	2357	2393
55	65	6	0	15	2465	2224
58	70	6	0	15	2664	2226

zp316.indd 14 02.03.2016 16:42:36

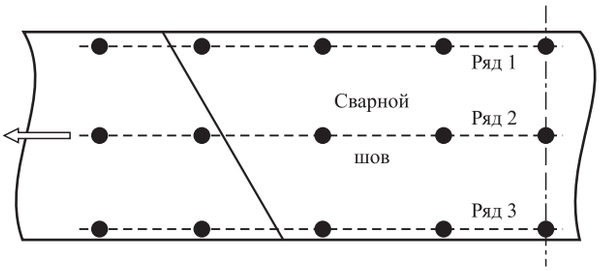


Рис. 1. Схема расположения точек измерения микротвердости

Металлографические исследования проводили с использованием светового микроскопа Meiji Techno при увеличении от 50 до 1000 крат с помощью программного обеспечения и алгоритмов обработки металлографических изображений "Thixomet PRO. Стандартные методы оценки структуры стали и сплавов". При этом использовали возможности этого программного продукта строить панорамные изображения, которые позволяют увидеть всю площадь сварного соединения в целом.

Испытания микротвердости осуществляли на твердомере Buehler Micromet методом вдавливания алмазной пирамиды с углом между противоположными гранями 136° в соответствии с ГОСТ 9450—76. Микротвердость измеряли в поперечном сечении нетравленых шлифов в направлении от оси сварного шва к основному металлу в трех зонах по толщине листа: на периферии вблизи каждой из поверхности листа со стороны широкой части шва (ряд 1) и со стороны узкой части шва (ряд 3), а также по центральной линии сечения (ряд 2), как показано на рис. 1. Замеры твердости выполняли до тех пор, пока значения измеренных величин не достигали значений твердости свариваемого металла.

Результаты и их обсуждение. Типичная микроструктура сварного шва и околошовная зона после лазерной сварки полосы из стали 10пс показаны на рис. 2. Были выявлены следующие структурные зоны: зона кристаллизации сварного шва, зона перегрева, зона нормализации, зона рекристаллизации и зона основного металла (рис. 3).

Результаты исследования показали, что характер изменения микротвердости по мере удаления от оси сварного шва (рис. 4 и 5) соответствует расположению структурных зон и их протяженности.

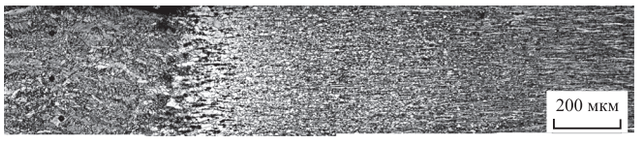


Рис. 2. Типичная микроструктура сварного шва и околошовной зоны после лазерной сварки полосы из стали 10пс

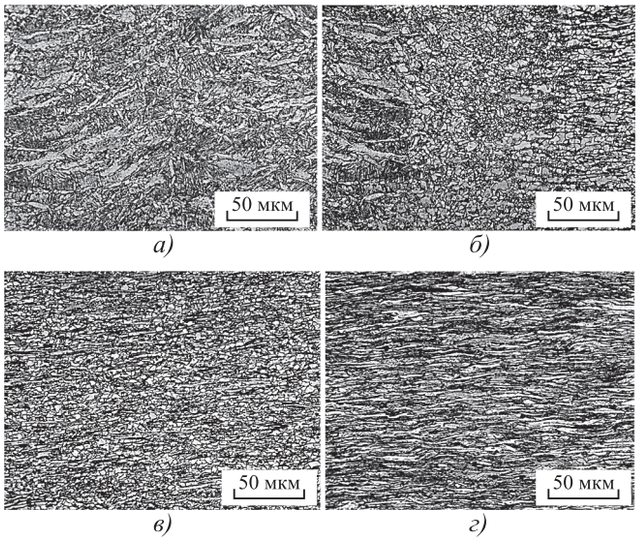


Рис. 3. Микроструктура кристаллических зон по средней линии сварного соединения, полученного лазерной сваркой полосы из стали 10пс:

а — зона кристаллизации сварного шва; *б* — зона перегрева и зона нормализации; *в* — зона рекристаллизации; *г* — зона основного металла

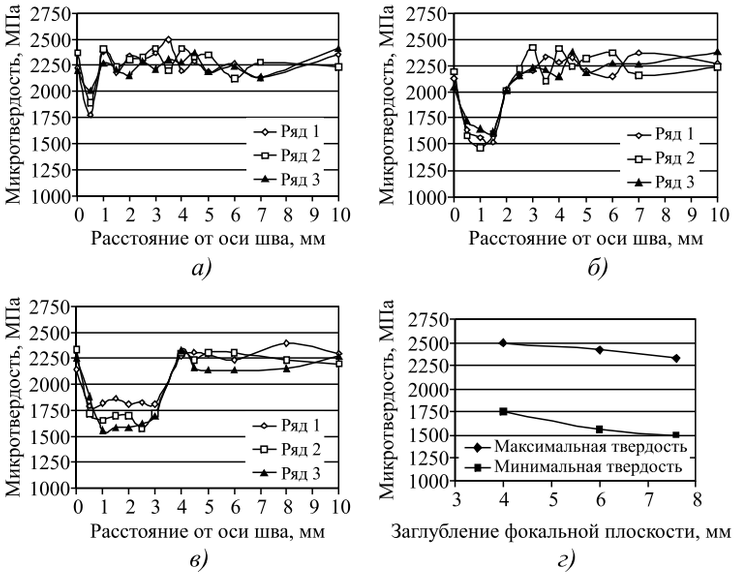


Рис. 4. Распределение микротвердости в различных зонах по толщине лазерного сварного соединения полосы из стали 10пс при фокусном расстоянии лазера 4 (*а*), 6 (*б*) и 7,6 мм (*в*) и изменение уровня микротвердости в зависимости от заглубления фокальной плоскости лазера (*г*)

zp316.indd 15 02.03.2016 16:42:36

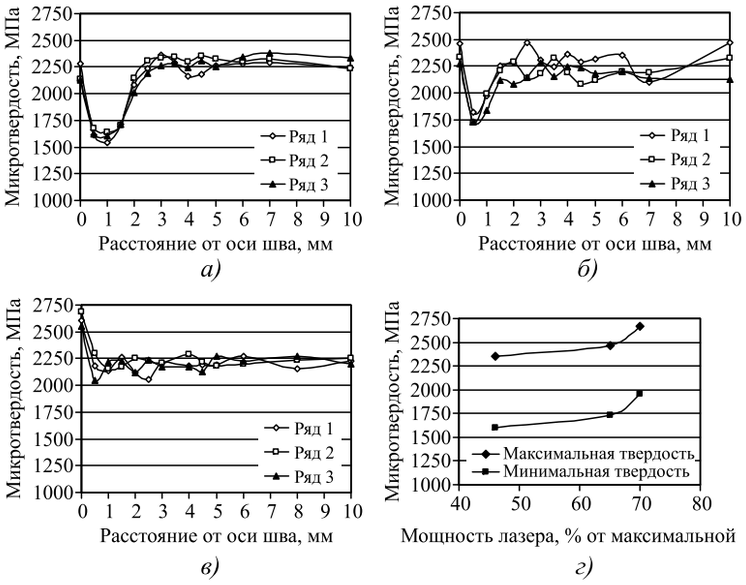


Рис. 5. Распределение микротвердости в различных зонах по толщине лазерного сварного соединения полосы из стали 10пс при мощности лазерного излучения 46 (*а*), 65 (*б*) и 70 % (*в*) от максимальной и изменение уровня микротвердости в зависимости от мощности лазерного излучения (*г*)

Распределение микротвердости при меньшем заглублении фокальной плоскости более равномерное как в зоне кристаллизации шва, так и в околошовной зоне (зоне термического влияния), что иллюстрирует рис. 4.

Распределение микротвердости в зоне кристаллизации шва и в околошовной зоне также становится более равномерным по мере увеличения мощности лазера (см. рис. 5). При этом протяженность зоны разупрочнения уменьшается, что объясняется большей концентрацией теплового потока в зоне сварного шва в условиях малого времени нагрева.

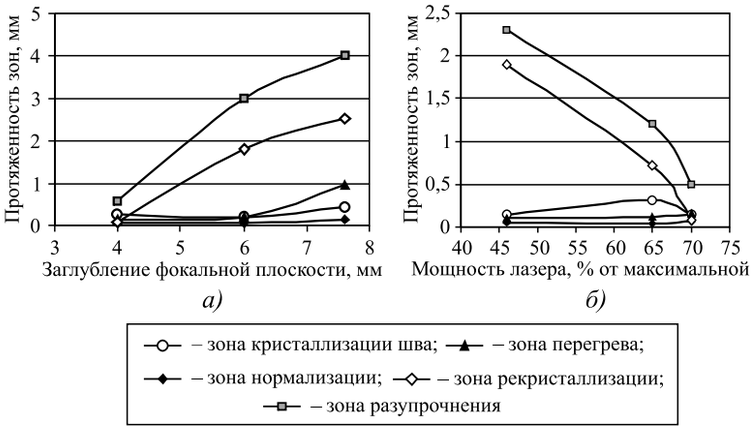


Рис. 6. Влияние заглубления фокальной плоскости (*а*) и мощности лазера (*б*) на протяженность структурных зон сварного соединения

Построенные кривые распределения микротвердости позволили также установить, что при увеличении мощности происходит возрастание, а при увеличении заглубления фокальной плоскости — уменьшение уровней микротвердости сварных соединений. Это можно объяснить тем, что при увеличении заглубления фокальной плоскости уменьшается диаметр фокального пятна лазерного луча, а следовательно, возрастает тепловая мощность, подводимая в зону сварки.

Металлографические исследования показали, что протяженность кристаллических зон, определенная по средней линии сварных соединений, различна при разных заглублениях фокальной плоскости лазера и мощностях лазера (рис. 6).

При увеличении заглубления фокальной плоскости лазера наибольшее изменение претерпевает зона рекристаллизации, поэтому значительно возрастает длина зоны разупрочнения. Это может быть объяснено уменьшением площади пятна лазера, что приводит к повышению тепловой мощности в зоне сварки околошовной зоны.

При увеличении мощности лазера возрастает протяженность зоны перегрева и уменьшается зона рекристаллизации, поэтому длина зоны разупрочнения уменьшается. При максимальной мощности лазера 70 % зона разупрочнения практически отсутствует, что объясняется большей концентрацией теплового потока в зоне сварного шва в условиях малого времени нагрева.

Заключение. Анализ результатов металлографических исследований показал, что на структуру и микротвердость сварного соединения полосы из низкоуглеродистой стали, формирующегося при укрупнении рулонов в непрерывном технологическом потоке, существенное влияние оказывают пространственно-энергетические параметры лазерной сварки.

Установлено, что при увеличении заглубления фокальной плоскости лазера увеличивается длина зоны разупрочнения и уменьшается микротвердость сварного соединения. При меньшем

zp316.indd 16 02.03.2016 16:42:36

заглублении фокальной плоскости лазера наблюдается наиболее равномерное распределение твердости в зоне кристаллизации шва и в околошовной зоне.

При повышении мощности лазера увеличивается длина зоны перегрева и уменьшаются длина зоны рекристаллизации и длина зоны разупрочнения.

Полученные данные использованы при корректировке и установлении приемлемых режимов лазерной сварки низкоуглеродистых марок стали для безобрывной транспортировки металлопроката со сварным швом через линию АНО/АГЦ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Влияние** отжига на формирование микроструктуры и свойств сварных соединений, полученных при лазерной сварке полос из низкоуглеродистых сталей / Э.М. Голубчик, Н.В. Копцева, А.И. Мешкова, Ю.Ю. Ефимова // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2013. № 2 (42). С. 56—59.

2. **Дубровский Б.А., Шиляев П.В., Ласьков С.А. и др.** Освоение технологий производства проката в новом комплексе холодной прокатки // Сталь. 2012. № 2. С. 63—65.

3. **Improving** laser welding efficiency / Nick Longfield, Tom Leishout, Immy de Wit, Tony Van Der Veldt, Wim Stam // Welding Journal. May 2007. Vol. 86. Iss. 5. P. 52.

4. **Голубчик Э.М., Копцева Н.В., Ефимова Ю.Ю. и др.** Исследование процесса лазерной сварки металлопроката в условиях комплекса холодной прокатки ОАО "ММК" // Обработка сплошных и слоистых материалов: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. проф. М.В. Чукина. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова. 2012. Вып. 38. С. 58—65.

5. **Hardy Mohrbacher.** Modern steel grades and advanced steel semi-products for automotive body applications // Metal 24. 26.5.2005. Hradec nad Moravicí. Vol. 13.

Анна Ивановна Лазарева,
Anna_Lazareva89@bk.ru;
Наталья Васильевна Копцева, д-р техн. наук;
Юлия Юрьевна Ефимова, канд. техн. наук;
Ольга Александровна Никитенко, канд. техн. наук;
Эдуард Михайлович Голубчик, д-р техн. наук

ООО "Издательство "Инновационное машиностроение" продолжает подписку на журнал

"ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ"

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

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

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

zp316.indd 17 02.03.2016 16:42:36

УДК 621.983

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

Анализ процесса вытяжки коробчатых деталей

Проведен анализ напряженно-деформированного состояния по биссектрисе угловой части заготовки при вытяжке коробчатых деталей. Получены аналитические зависимости для меридиональных и окружных напряжений. Показано, что увеличение предельного коэффициента по сравнению с вытяжкой цилиндрической детали является следствием роста по абсолютной величине окружных сжимающих напряжений по биссектрисе угла. Установлено, что максимальное значение коэффициента при вытяжке коробчатых деталей не может превышать величину $K = \exp\left(1+\frac{1}{\sqrt{3}}\right) \approx 4{,}84$.

Ключевые слова: коробчатая деталь; вытяжка; биссектриса; напряжение; деформация.

The analysis of stress-strain state of the corner bisector of the blank at drawing of box-shaped parts is performed. Analytical dependences for the meridional and circumferential stress on the bisector of the angle are determined. It is shown that increase in the limit drawing ratio compared with extract of the cylindrical part is consequence of the growth in absolute value of district compressive stresses. It is founded that the maximum value of the drawing coefficient of box-shaped parts cannot exceed the value $K = \exp\left(1+\frac{1}{\sqrt{3}}\right) \approx 4{,}84$.

Keywords: box-shaped part; drawing; bisector; stress; strain.

Введение. Одной из трудных задач теории формоизменения изделий из листового металла является анализ процесса вытяжки прямоугольных коробок. В этом случае к трудностям, характерным при анализе процесса вытяжки цилиндрических деталей, добавляются трудности, связанные с необходимостью учета переменности распределения деформаций по периметру изделий, обусловленной отсутствием осевой симметрии в пластической области [1].

При разработке технологических процессов вытяжки коробчатых деталей для удобства выполнения практических расчетов вводится понятие условного коэффициента вытяжки, который по аналогии с коэффициентом вытяжки цилиндрических деталей определяют по выражению

$$K = R/r,$$

где r — радиус скругления в сопряжениях плоских стенок коробчатой детали; R — расстояние от центра углового скругления до края заготовки по биссектрисе угла [2].

Многочисленными экспериментальными исследованиями установлено, что при однооперационной вытяжке невысоких коробок с относительно большими радиусами угловых скруглений предельный коэффициент вытяжки углового участка в 1,5—2 раза больше, чем при вытяжке цилиндрических деталей [1, 2].

Для объяснения указанного экспериментального факта и выяснения механизма формоизменения листового металла в условиях неосесимметричной вытяжки Е.А. Поповым разработана приближенная теория анализа напряженно-деформированного состояния при отсутствии осевой симметрии деформирования [1].

В этой теории приняты следующие основные допущения: анализ проведен без учета изменения толщины и деформационного упрочнения, введено априорно заданное выражение для касательного напряжения, линейно зависящего от окружной координаты. При таких допущениях использование условия пластичности по гипоте-

zp316.indd 18 02.03.2016 16:42:37

зе постоянства максимальных касательных напряжений (условие пластичности Треска—Сен-Венана) позволило свести задачу к статически определимой и получить аналитическую зависимость для распределения меридиональных напряжений вдоль контура отверстия матрицы.

Из полученного решения следует, что максимальное значение указанного напряжения на входной кромке матрицы по биссектрисе угловой части заготовки отличается от аналогичной величины для осесимметричной вытяжки некоторым множителем меньше единицы, зависящим от окружной протяженности пластической области. Приравнивая установленное таким образом максимальное значение меридионального напряжения пределу текучести материала ($\sigma_{\rho max}/\sigma_s = (1 - a/2\alpha)\ln(R/r) = 1$; $a = 0{,}5$; $\alpha = \pi/4$), определяют теоретически возможную величину коэффициента вытяжки: $K = R/r = \exp(1/0{,}682) \approx 4{,}3$ [1].

Другие подобные аналитические решения [3 и др.] отличаются от изложенного незначительно и лишь уточняют величину множителя в выражении для максимального меридионального напряжения.

В [1, 2] увеличение предельного коэффициента при вытяжке коробчатых деталей обосновывается тем, что "...по границам углового участка приложены касательные напряжения, ориентированные к центру кривизны и создающие *силы*, тянущие угловую часть к отверстию матрицы и этим разгружающие опасное сечение, а также уменьшающие в нем меридиональные растягивающие напряжения".

Однако известно, что касательные напряжения не могут создавать *силы*. В рассматриваемой задаче касательные напряжения в угловой части заготовки создают моменты относительно оси, перпендикулярной к плоскости листа. Направление по биссектрисе угловой части заготовки по условию симметрии является главным направлением, поэтому в этом направлении не могут возникать касательные напряжения, следовательно, *не существующие* касательные напряжения не могут уменьшать меридиональные растягивающие напряжения и разгружать опасное сечение.

В [3] увеличение коэффициента вытяжки и высоты угловой части коробчатых деталей обосновывается "...разностью скоростей перемещения материала в прямолинейных стенках и угловых участках. Поэтому из условия сплошности заготовки следует, что быстро перемещающиеся элементы захватывают медленно перемещающиеся соседние элементы и оказывают на них заталкивающее в матрицу и разгружающее по напряжению воздействие". Подобные утверждения спорны.

Таким образом, в настоящее время в научно-технической литературе отсутствуют обоснованные аналитические решения, позволяющие определять предельный коэффициент при вытяжке коробчатых деталей. Поэтому целесообразной является математическая корректная постановка задачи формоизменения листового металла в условиях отсутствия осевой симметрии пластической области, на основе которой станет возможным определение предельного значения коэффициента вытяжки и обоснование механизма формоизменения, свободное от изложенных противоречий.

Постановка задачи и анализ напряженного состояния. Рассмотрим формоизменение в угловой части заготовки при вытяжке коробчатых деталей считая, что формоизменение листового металла происходит в условиях плоского напряженного состояния [1, 2].

Предположим, что толщина листа S мала по сравнению с поперечными размерами детали, вследствие этого компоненты напряжений, действующие на срединной поверхности, мало изменяются по толщине. По этой причине указанные напряжения являются усредненными значениями по толщине соответствующих компонент напряжения.

Из условия симметрии пластической области в угловой части заготовки следует, что направление по биссектрисе является главным направлением, поэтому меридиональные и окружные напряжения, действующие по этому направлению, являются главными нормальными напряжениями. Следовательно, для анализа напряженно-деформированного состояния по биссектрисе допустимо использование результатов аналитического решения, полученного для осесимметричной вытяжки.

В [4—6] показано и обосновано, что в главных направлениях напряженно-деформированное состояние целесообразно рассматривать на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса в двумерной косоугольной системе координат. В этих работах исходные уравнения теории пластического течения при плоском напряженном состоянии, а именно: уравнение равновесия с учетом изменения толщины ма-

zp316.indd 19 02.03.2016 16:42:37

териала, условие пластичности Мизеса, условие постоянства объема, уравнение связи напряжений и приращений (скоростей) деформаций приведены к единой структуре в виде дифференциальной зависимости между приращениями меридиональных напряжений и эквивалентной деформацией (интенсивность деформаций)

$$d\sigma_\rho = \sigma_s d\varepsilon_i. \quad (1)$$

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

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

полученные из совместного решения уравнений связи напряжений и приращений (скоростей) деформаций с учетом условия постоянства объема и удовлетворяющие условию пластичности при плоском напряженном состоянии [1]

$$\sigma_\rho^2 - \sigma_\rho\sigma_\theta + \sigma_\theta^2 = \sigma_s^2. \quad (3)$$

Принятие степенного закона деформационного упрочнения $\sigma_s = A\varepsilon_i^n$ ($A = \sigma_в e^n n^{-n}$, $n = \ln(1 + \delta)$ — параметры в принятом законе деформационного упрочнения; $\sigma_в$ — предел прочности; δ — относительная равномерная деформация при испытании материала на одноосное растяжение) при предположении о пропорциональном изменении компонент линейных деформаций ($\varepsilon_\rho/\varepsilon_\theta = \text{const}$), позволило проинтегрировать указанное дифференциальное уравнение и получить аналитическую зависимость для эквивалентных деформаций

$$\left|\vec{\varepsilon}\right|_i = \varepsilon_i = (1+n)\frac{2}{\sqrt{3}}\cos\left(\varphi + \frac{\pi}{6}\right), \quad (4)$$

где φ — полярный угол между осью радиальных деформаций и вектором эквивалентной деформации на девиаторной плоскости.

Распределение главных деформаций для начальной стадии вытяжки, а также геометрическая интерпретация и физическая сущность параметра φ подробно рассмотрены в [4].

Одним из возможным и теоретически обоснованным вариантом объяснения увеличения предельного коэффициента при вытяжке коробчатых деталей является предположение о росте окружных сжимающих напряжений по биссектрисе на периферийной части заготовки.

Из (3) следует, что окружные напряжения по абсолютной величине могут возрастать при одновременном увеличении по абсолютной величине меридиональных напряжений. Для обоснования указанного предположения рассмотрим начальную стадию неосесимметричной вытяжки ($\sigma_s = \sigma_{0,2}$; $\varepsilon_i = 0{,}2$ %; $n = 0$) в направлении биссектрисы. В [4] для этого случая установлена взаимосвязь между параметром φ на девиаторной плоскости и относительной координатой ρ/r рассматриваемого элемента в материальной среде деформируемой заготовки в виде соотношения

$$\frac{\rho}{r} = \exp\left[1 - \frac{2}{\sqrt{3}}\cos\left(\varphi + \frac{\pi}{6}\right)\right]. \quad (5)$$

Из (2) и (5) следует, что при $\varphi = \pi/3$; $\sigma_\rho = 0$; $\sigma_\theta = -\sigma_s$; $\rho/r_0 \Rightarrow e$ (2,72). Следовательно, дальнейшее увеличение отношения ρ/r возможно только при переходе двухосного разноименного ($\sigma_\rho\sigma_\theta \leqslant 0$; $\sigma_\rho \geqslant 0$; $\sigma_\theta \leqslant 0$) напряженного состояния в двухосное одноименное ($\sigma_\rho\sigma_\theta \geqslant 0$; $\sigma_\rho \leqslant 0$; $\sigma_\theta \leqslant 0$).

Согласно (2) при $\varphi > \pi/3$ меридиональное напряжение меняет знак и главные напряжения по абсолютной величине достигают в условиях плоского напряженного состояния предельно возможных величин — $\left|2/\sqrt{3}\right|\sigma_s$ и $\left|1/\sqrt{3}\right|\sigma_s$.

Сравнивая (5) и аналогичные зависимости в [1, 2], можно заметить их формальное внешнее сходство. Если параметр φ в (5) характеризует в направлении биссектрисы (в главном направлении) угловую протяженность напряженно-деформированного состояния на девиаторной плоскости, то θ в [1, 2] является окружной координатой рассматриваемого элемента в материальной среде заготовки. Полагая в (5) $\varphi = \pi/2$, находим

$$K = \frac{R}{r} \Rightarrow \exp\left(1 + \frac{1}{\sqrt{3}}\right) \approx 4{,}84. \quad (6)$$

Таким образом, теоретически возможный коэффициент при вытяжке коробчатых деталей не может превышать значение 4,84. Если принять, что неучтенные при анализе факторы (изгиб и спрямление на радиусных кромках деформирующих инструментов, трение и т.д.) оказывают одинаковое влияние на уменьшение теоретически возможного коэффициента при вытяжке цилиндрических деталей $(2{,}72 \Rightarrow 2{,}0\ldots2{,}1)$ и коробчатых деталей, то практически достижи-

zp316.indd 20 02.03.2016 16:42:37

мые значения во втором случае достаточно близко совпадают с экспериментальными результатами $(4,84 \Rightarrow 3,5\ldots3,7)$ [1, 2].

Результаты анализа и их обсуждение. Параметр φ по биссектрисе угловой части заготовки при вытяжке коробчатых деталей на девиаторной плоскости может меняться в пределах $0 \leqslant \varphi \leqslant \pi/2$ и занимать сектор с центральным углом, равным π/2. В указанном диапазоне изменения параметра φ вектор эквивалентной деформации становится параллельным или перпендикулярным к косоугольным координатным осям, вследствие чего главные деформации в меридиональном и окружном направлениях изменяются от 0 до 1.

При наибольших размерах пластической области на девиаторной плоскости реализуются следующие схемы напряженно-деформированных состояний:

при $\varphi = 0$, ε_ρ положительна, а ε_θ и ε_z — отрицательны и численно равны $\varepsilon_\rho/2$, т.е. реализуется деформация линейного растяжения;

при $\varphi = \pi/6$, $\varepsilon_z = 0$, а ε_ρ и ε_θ равны по величине и противоположны по знаку, т.е. реализуется чистый сдвиг (плоская деформация), в плоскости (ρ; θ);

при $\varphi = \pi/3$, ε_θ отрицательна, а ε_ρ и ε_z положительны и численно равны $\varepsilon_\theta/2$, т.е. реализуется деформация линейного сжатия;

при $\varphi = \pi/2$, $\varepsilon_\rho = 0$, а ε_θ и ε_z равны по величине и противоположны по знаку, т.е. реализуется чистый сдвиг (плоская деформация) в плоскости (θ; *z*).

Следовательно, в общем случае по биссектрисе угловой части заготовки при вытяжке коробчатых деталей пластическая область отображается на девиаторной плоскости деформаций в виде трех характерных секторов с центральными углами, равными $\varphi = \pi/6$, на границах которых меняются схемы напряженно-деформированных состояний.

Результаты анализа взаимосвязи между величиной и характером распределения касательных напряжений и ростом окружных сжимающих напряжений будут изложены в дальнейших публикациях.

Выводы

1. Проведен анализ напряженно-деформированного состояния при вытяжке коробчатых деталей с учетом взаимозависимого изменения толщины материала и деформационного упрочнения.

2. На основе установленных распределений меридиональных и окружных напряжений в направлении биссектрисы угловой части определен теоретически возможный коэффициент при однооперационной вытяжке коробчатых деталей $K = \exp\left(1 + \frac{1}{\sqrt{3}}\right) \approx 4,84$.

3. Предложен механизм формоизменения при неосесимметричной вытяжке, позволяющий обосновать увеличение предельного коэффициента по сравнению с вытяжкой цилиндрических деталей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Попов Е.А., Ковалев В.Г., Шубин И.Н.** Технология и автоматизация листовой штамповки. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2000. 480 с.

2. **Ковка** и штамповка: справочник в 4 т. / под общ. ред. С.С. Яковлева; ред. совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. 2-е изд., перераб. и доп. Т. 4. Листовая штамповка. М.: Машиностроение, 2010. 732 с.

3. **Жарков В.А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 6. Вытяжка деталей сложной формы // Вестник машиностроения. 2013. № 2. С. 67—73.

4. **Назарян Э.А., Аракелян М.М.** Аналитическая модель процесса осесимметричной вытяжки // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 12. С. 23—27.

5. **Назарян Э.А., Аракелян М.М., Симонян А.С.** Теоретическое исследование параметров качества в процессе вытяжки цилиндрических деталей // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 5. С. 24—30.

6. **Назарян Э.А., Аракелян М.М. и др.** Механика формоизменения тонких кольцевых пластин // Изв. НАН РА, Механика. 2009. Т. 65. № 4. С. 80—88.

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

zp316.indd 21 02.03.2016 16:42:37

УДК 621.777

И.Г. Гун, А.В. Смирнов*, В.И. Куцепендик*, И.А. Михайловский*, В.В. Сальников, Д.С. Осипов
(ЗАО "НПО "БелМаг", г. Магнитогорск,
**Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова)*

Использование холодной объемной штамповки и ультразвукового прессования при производстве стоек стабилизатора автомобилей

Рассмотрены возможность использования холодной объемной штамповки для производства корпусных деталей стоек стабилизатора и процесс создания неразъемных соединений при их производстве путем прессования пластиковых деталей в условиях ультразвуковых колебаний деформирующего инструмента. Выявлена необходимость обеспечения фиксации прессуемой детали. Предложен способ обеспечения такой фиксации.

Ключевые слова: стойка стабилизатора; холодная объемная штамповка; ультразвуковое прессование.

Possibility of using cold forged housing parts in stabilizer link design and process of creating permanent connection during production of stabilizer links by pressing plastic parts under ultrasonic vibrations of deforming tool are considered. Necessity of pressing plastic parts fixation is detected. Method of this fixation is offered.

Keywords: stabilizer link; cold forging; ultrasonic pressing.

Традиционно при производстве шаровых шарниров шасси, таких как шаровые опоры, рулевые наконечники и стойки стабилизатора, применяют корпусные детали, полученные горячей объемной штамповкой с последующей их механической обработкой. Однако с развитием холодной объемной штамповки появляется возможность использования этих корпусных изделий, полученных таким способом.

Холодная объемная штамповка позволяет обеспечить более высокую точность размеров штампуемой детали, что делает возможным назначение меньших допусков на размеры изделия и даже, в ряде случаев, отказ от последующей механической обработки полученных таким способом деталей.

В связи с происходящими в России процессами импортозамещения и технологического перевооружения ЗАО "НПО "БелМаг" освоило производство стоек стабилизатора поперечной устойчивости автомобиля с использованием корпусных элементов, полученных методом холодной объемной штамповки, что позволило повысить точность размеров корпуса, отказаться от его механической обработки и перейти от конструкции шарнира с завальцовываемым металлическим буртом (рис. 1, *а*) к конструкции шарнира с неразъемным соединением, получаемым прессованием пластикового вкладыша (рис. 1, *б*) [1—5].

Особенность такого процесса заключается в использовании ультразвуковых колебаний

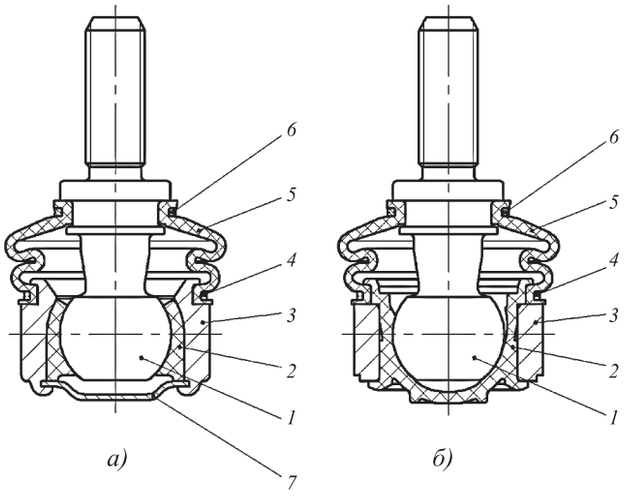


Рис. 1. Конструкции шарниров стоек стабилизатора:

а — с завальцовываемым металлическим буртом; *б* — с формированием соединения прессованием вкладыша; *1* — шаровой палец; *2* — вкладыш стойки стабилизатора; *3* — корпус стойки стабилизатора; *4* — кольцо пружинное; *5* — чехол; *6* — уплотнительное кольцо; *7* — обойма вкладыша

zp316.indd 22 02.03.2016 16:42:37

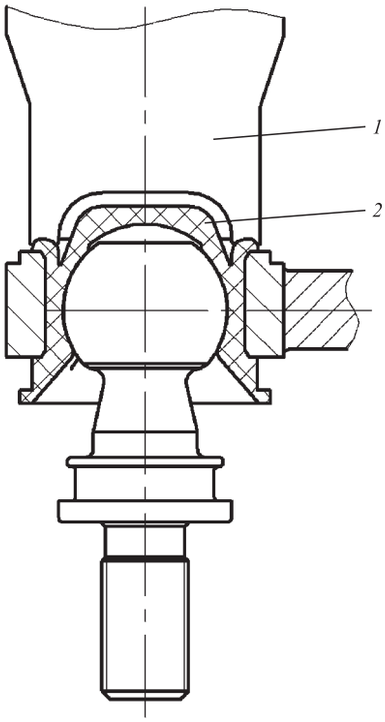


Рис. 2. Принципиальная схема процесса ультразвукового прессования:

1 — пуансон; *2* — прессуемая деталь — вкладыш стойки стабилизатора

для разогрева материала вкладыша в целях придания ему пластичности, обеспечивающей возможность его эффективного формоизменения последующим прессованием (рис. 2).

Пуансон *1* (см. рис. 2), передавая в зону прессования продольные (вдоль вертикальной оси) механические колебания с ультразвуковой частотой, вызывает нагрев материала детали *2* и осуществляет его прессование [6].

В результате процесса должен быть получен бурт требуемых геометрических размеров без нарушения целостности материала, обеспечивающий заданные прочностные показатели. Большинство потребителей предъявляют к стойкам стабилизатора только одно требование, обеспечиваемое буртом: усилие вырыва шарового пальца из корпуса стойки стабилизатора. Однако ряд заказчиков также требуют обеспечить необходимый момент проворота вкладыша стойки стабилизатора в корпусе.

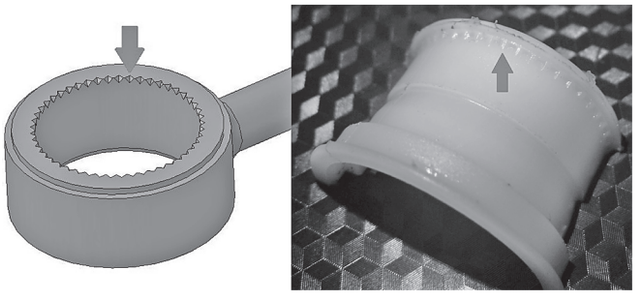
Как показали эксперименты, при ультразвуковом прессовании происходит исключительно деформирование материала вкладыша, а его адгезия с металлом на практике отсутствует. Обеспечить необходимый момент проворота за счет диаметрального натяга в соединении вкладыш—корпус тоже не представляется возможным, так как увеличение натяга оказывает негативное влияние на другие характеристики шарнира, такие как долговечность, моменты качания и вращения пальца в корпусе и т.д.

В связи с этим для обеспечения требований по моменту проворота вкладыша стойки стабилизатора в корпусе предложено ввести насечки на корпусе стойки стабилизатора (рис. 3, *а*). В процессе прессования материал, нагреваясь до 110...130 °С, становится более пластичным (так, при нагреве от комнатной температуры до 120 °С модуль упругости и предел текучести используемого в производстве пластика снижаются в 3—4 раза) и в процессе прессования заполняет собой насечки (рис. 3, *б*).

При введении насечек момент проворота вкладыша в корпусе увеличивается не менее чем в 3 раза и оказывается достаточным для выполнения требований потребителей.

Также вместо насечек на грани для фиксации вкладыша от проворота возможно использование насечки на торце корпуса или на внутренней поверхности корпуса с аналогичным механизмом фиксации. Такие насечки при получении корпуса горячей объемной штамповкой могут быть выполнены только дорогостоящей механической обработкой, а при получении корпуса холодной объемной штамповкой — непосредственно в процессе штамповки, что почти не отразится на цене изделия.

Таким образом, впервые в России в производстве шаровых шарниров применены корпусные



а) *б)*

Рис. 3. Насечки на корпусе (*а*) и бурт на вкладыше, заполнивший насечки в процессе ультразвукового прессования (*б*)

zp316.indd 23 02.03.2016 16:42:37

детали, полученные холодной объемной штамповкой, а также использован способ ультразвукового прессования вкладыша для создания неразъемного соединения, что позволило отказаться от механической обработки корпуса, снизить количество комплектующих, себестоимость и массу изделия.

Конструкция стойки стабилизатора с предложенными насечками на корпусе запатентована [7] и успешно внедрена в производство ЗАО "НПО "БелМаг". Стойки стабилизатора с такой конструкцией с 2015 г. поставляются на конвейеры для сборки автомобилей "Лада Веста" ОАО "АВТОВАЗ", "Рено Дастер" и "Ниссан Террано" альянса "Рено-Ниссан".

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Разработка**, моделирование и совершенствование процессов производства шаровых шарниров автомобилей / И.Г. Гун, И.А. Михайловский, Д.С. Осипов, В.И. Куцепендик, В.В. Сальников, Е.И. Гун, А.В. Смирнов, А.В. Смирнов // Вестник магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2014. № 1 (45). С. 52—57.

2. **Создание** и развитие теории квалиметрии металлургии / Г.С. Гун, Г.Ш. Рубин, М.В. Чукин, И.Г. Гун, И.Ю. Мезин, А.Г. Корчунов // Вестник магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2003. № 5. С. 67.

3. **Применение** логики антонимов для комплексного анализа качества автомобильного крепежа / Д.М. Закиров, Д.С. Осипов, И.Г. Гун, А.В. Сабадаш, С. В. Овчинников, И.Ю. Майстренко // Вестник магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2010. № 4. С. 57—62.

4. **Квалиметрическая** оценка и повышение результативности сквозной технологии и системы менеджмента качества производства шаровых пальцев / И.Г. Гун, И.А. Михайловский, Д.С. Осипов. Магнитогорск, 2008.

5. **Разработка** процесса планетарно-поворотной обкатки / И.А. Михайловский, В.И. Куцепендик, Е.И. Гун, И.Г. Гун, В.В. Сальников // Металлургические процессы и оборудование. 2014. № 1 (35). С. 39—45.

6. **Применение** ультразвукового прессования для создания неразъемных соединений в шаровых шарнирах стоек стабилизатора / Ал.В. Смирнов, И.Г. Гун // Материалы 73-й Междунар. науч.-техн. конф. "Актуальные проблемы современной науки, техники, образования". Т. 1. С. 225—227.

7. **Пат. 157644 РФ, МПК B60G21/00, F16C11/06.** Стойка стабилизатора поперечной устойчивости / И.Г. Гун, Ю.В. Калмыков, А.В. Смирнов, Д.А. Пестерев, Е.И. Гун, А.В. Смирнов, В.В. Сальников, В.И. Куцепендик; заявитель и патентообладатель ЗАО НПО "БелМаг". № 2014144354/11, заявл. 06.11.2014, опубл. 10.12.2015. 3 с.

Игорь Геннадьевич Гун, д-р техн. наук,
i-gun@yandex.ru;
Алексей Вячеславович Смирнов;
Вячеслав Иосифович Куцепендик, канд. техн. наук;
Игорь Александрович Михайловский, д-р техн. наук;
Виталий Владимирович Сальников, канд. техн. наук;
Дмитрий Сергеевич Осипов, канд. техн. наук

zp316.indd 24 02.03.2016 16:42:37

УДК 621.7; 621.73.06; 621.7-52

А. Кресс *(Schuler Pressen GmbH, Германия)*

Практика применения прессов с сервоприводом фирмы SCHULER

Приведены основные особенности использования прессов и молотов с сервоприводом фирмы SCHULER для горячей и холодной объемной штамповки. Прессы с сервоприводом (сервопрессы) имеют преимущества по сравнению с традиционными прессами: возможности для оптимизации процесса штамповки за счет программирования кинематики ползуна, увеличение производительности при сокращении длительности рабочих циклов и повышении универсальности применения. При этом увеличивается срок службы штамповой оснастки, расширяется номенклатура штампуемых деталей и повышается энергоэффективность оборудования. В настоящее время прессы с сервоприводом широко применяют для листовой штамповки в автомобильной и других отраслях промышленности. Для горячей, полугорячей и холодной объемной штамповки также успешно применяют прессы и молоты с сервоприводом.

Ключевые слова: кузнечно-прессовое оборудование; пресс; молот; сервопривод; листовая штамповка; объемная штамповка.

Main features of application of SCHULER presses and hammers equipped by servo drive for hot and cold metal forming are presented. Servo presses when compared to conventional presses (flywheel presses), offer the ability to optimally adjust the movement profile of the slide on the forming process and transport of parts through the programmable slide kinematics. In sheet metal forming several hundred press lines in both automotive companies and the supplier industry are being utilized and the use of servo technology has been widely accepted as standard for new press lines in this field of forming technology. Improved productivity or shorter cycle times and high flexibility of the presses are essential aspects, further potentials such as improving tool life, expansion of the product spectrum, integration of additional operations as well as efficient energy management are other important factors. These points apply equally to applications in forging. Here too, this drive technology has been applied in cold, warm and hot forging with presses and hammers. Several lines are in use now and are very successful in these fields.

Keywords: press-forging plant; press; hammer; servo drive; sheet metal forming; bulk metal forming.

Основные особенности прессов с сервоприводом: сокращение длительности рабочих циклов и высокая гибкость.

При использовании технологии сервопривода традиционный привод с равномерно вращающимся трехфазным электродвигателем с частотным регулированием заменяют одним или несколькими высокомоментными сервомоторами, которые представляют собой мощные электродвигатели с полым валом для работы с высоким крутящим моментом. Применение такого двигателя позволяет отказаться от установки маховика, а также муфты сцепления и тормоза. Электродвигатели (сервомоторы) могут быть связаны напрямую, через планетарную передачу или через передаточный вал с основным эксцентриковым или коленчатым валом (рис. 1).

В результате прямого преобразования электроэнергии в работу деформации без потерь на трение сервоприводы на 20 % эффективнее приводов традиционной конструкции. Образующиеся при этом в процессе работы кратковременные пиковые токи уменьшают с помощью дополнительных аккумуляторных приводов (накопителей энергии). На рис. 2 показан высокомоментный электромотор, установленный на сервопрессе.

Основное преимущество сервопрессов заключается в возможности программировать

Рис. 1. Привод традиционного пресса и сервопресса

zp316.indd 25 02.03.2016 16:42:37

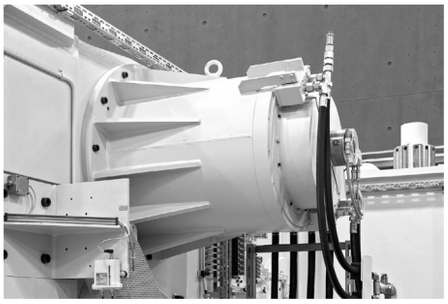


Рис. 2. Высокомоментный электромотор на сервопрессе

кинематику движения ползуна. В отличие от прессов традиционной конструкции технология серводвигателя позволяет настраивать ход ползуна по отдельным фазам: смыкание штампов, деформирование, размыкание штампов и перемещение деталей. На рис. 3 представлено сравнение циклограммы перемещения ползуна традиционного эксцентрикового или кривошипного привода (синусоиды) и модифицированной циклограммы перемещения ползуна с использованием сервопривода.

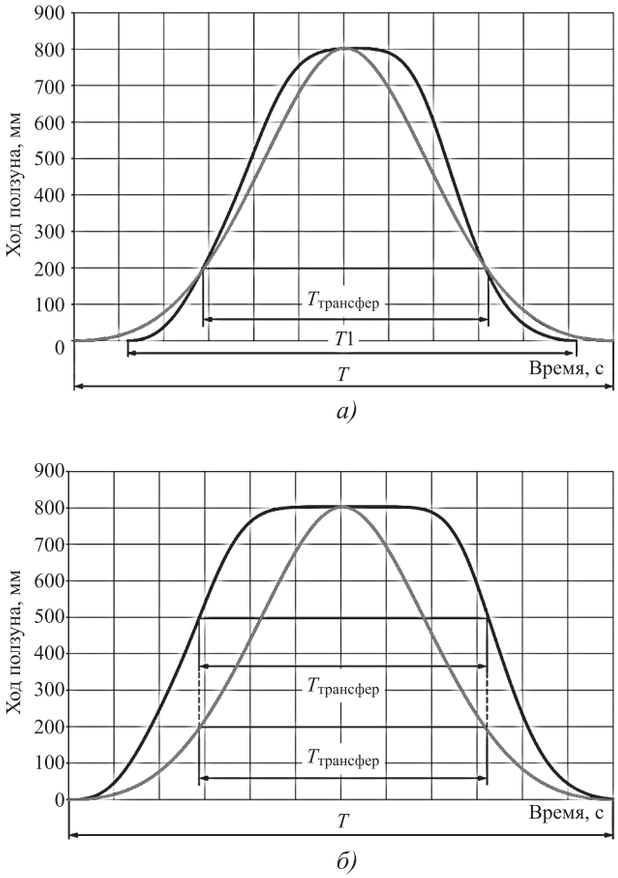


Рис. 3. Циклограммы перемещения ползуна:

а — традиционный привод (синусоида); *б* — сервопривод (модифицированная кривая); T, $T1$ — длительность цикла перемещения ползуна при традиционном приводе и сервоприводе соответственно; $T_{трансфер}$ — время работы перекладчиков

Сервопривод позволяет сократить рабочий цикл, не меняя длину детали и режим работы перекладчиков (см. рис. 3, *а*), а также изготовлять детали большей длины при той же длительности рабочего цикла и режиме работы перекладчиков (см. рис. 3, *б*).

При этом при настройке пресса появляется возможность оставить без изменения те фазы хода ползуна, в которых необходимо сохранить время его перемещения (например, при срабатывании перекладчиков), а в остальных фазах хода время перемещения ползуна максимально сократить за счет локального увеличения скорости сервопривода.

Одной из конструкций сервопривода является линейный серводвигатель, который недавно начали применять в штамповочных молотах. Особенностями молота с линейным серводвигателем являются высокая точность дозирования энергии удара и высокая повторяемость изготовляемых поковок. Таким образом, применение сервопривода в штамповочных молотах существенно расширяет их возможности при получении различных поковок.

Далее представлены примеры кузнечно-прессового оборудования, оснащенного сервоприводом.

Коленно-рычажный пресс с серводвигателем (холодная и полугорячая штамповка)

В настоящее время сервоприводом оснащают прессы силой от 5000 до 20000 кН, используемые для холодной и полугорячей объемной штамповки. Холодной штамповкой получают в основном длинные приводные валы. На коленно-рычажном механизме пресса устанавливают два серводвигателя, соединенных единым валом, который напрямую или через редуктор вращает основной эксцентриковый вал (см. рис. 1).

На прессе силой 20 000 кН и ходом 800 мм (рис. 4) можно проводить штамповку валов длиной 600 мм, что на прессах традиционной конструкции осуществить практически невозможно. Длинные валы штампуют, как правило, только на гидравлических прессах с большим ходом ползуна. При изготовлении таких валов на сервопрессе при определенных условиях производительность может быть увеличена до 4 раз.

У прессов с традиционным приводом существует множество ограничений, связанных с конструкцией штамповой оснастки и максимально допустимыми ускорениями перекладчиков на высоких оборотах главного двигателя. При этом

zp316.indd 26 02.03.2016 16:42:37

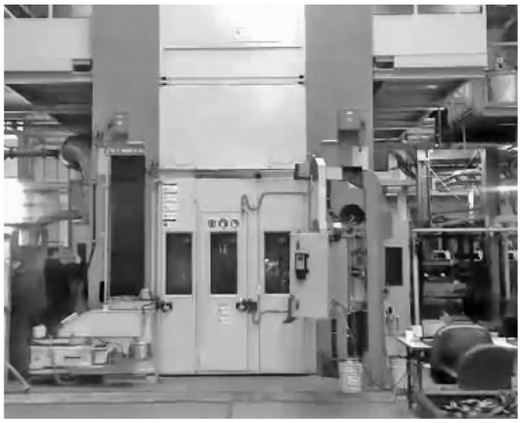


Рис. 4. Коленно-рычажный пресс силой 20 000 кН с сервоприводом

производительность пресса ограничена возможностями периферийных механизмов, например, перекладчиков, для обеспечения достаточного времени для их работы. Сервопривод позволяет настроить кривую перемещения ползуна для увеличения производительности при тех же временных затратах на работу перекладчиков.

На рис. 5 приведен пример традиционного рабочего цикла движения ползуна в виде синусоиды, обеспечивающий производительность 24 детали/мин при длительности рабочего цикла 2,5 с. Вторая кривая (с более коротким рабочим циклом) — это модифицированная кривая сервопривода, в которой в области верхней мертвой точки скорость перемещения ползуна снижается до скорости, соответствующей производительности пресса 22 детали/мин, а в области смыкания штампов повышается до максимальной скорости, соответствующей производительности пресса 36 деталей/мин. Таким образом, время рабочего цикла сокращается до 2,22 с, а производительность пресса увеличивается до 27 деталей/мин (повышение производительности на 12 %).

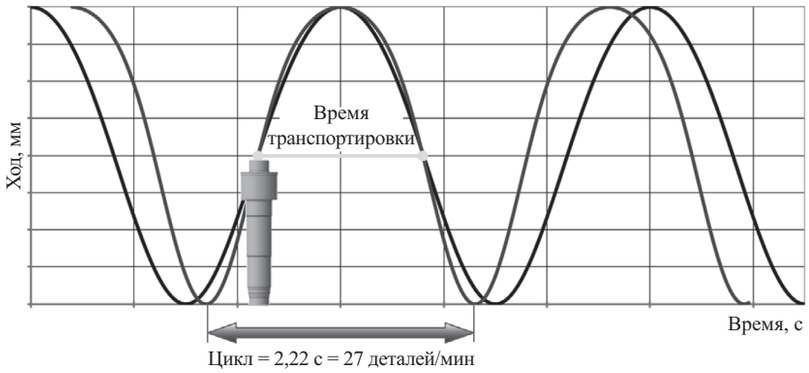


Рис. 5. Традиционный рабочий цикл движения ползуна (синусоида) и цикл движения ползуна на прессе с сервоприводом (с уменьшенным временем рабочего цикла) при штамповке передаточных валов

Горизонтальный многопозиционный пресс с сервоприводом (холодная штамповка)

Данный тип оборудования применяют для холодной штамповки деталей из алюминиевой или стальной проволоки. В настоящее время в эксплуатации находятся прессы силой 5000 и 6300 кН (рис. 6).

Рис. 6. Горизонтальный многопозиционный пресс с сервоприводом

В качестве главных приводов в данных прессах используют два серводвигателя, которые через зубчатую передачу передают вращение на коленчатый вал пресса. Ползун пресса, ножницы и выталкиватели приводятся в движение от коленчатого вала, а механизм подачи проволоки оснащен отдельными сервоприводами.

При холодном прессовании со скоростью 90 ходов/мин работа перекладчиков (время захвата деталей, переноса деталей из одной позиции на другую, выгрузки деталей и выход из области деформирования) оказывает определяющее влияние на процесс производства. Применение сервопривода позволяет осуществлять подстройку скорости перемещения ползуна и оптимизацию работы перекладчиков для обеспечения стабильности процесса штамповки.

На рис. 7 представлена синусоидальная кривая рабочего цикла для производительности 60 деталей/мин. Основным ограничивающим фактором здесь является фаза захвата деталей перекладчиками.

В результате ускорения пресса за пределами критической зоны и достижения максимального числа ходов в нижней мертвой точке производительность может достигать 72 деталей/мин. В зоне деформации скорость снова замедляется, что снижает износ штампов. Общая

zp316.indd 27 02.03.2016 16:42:38

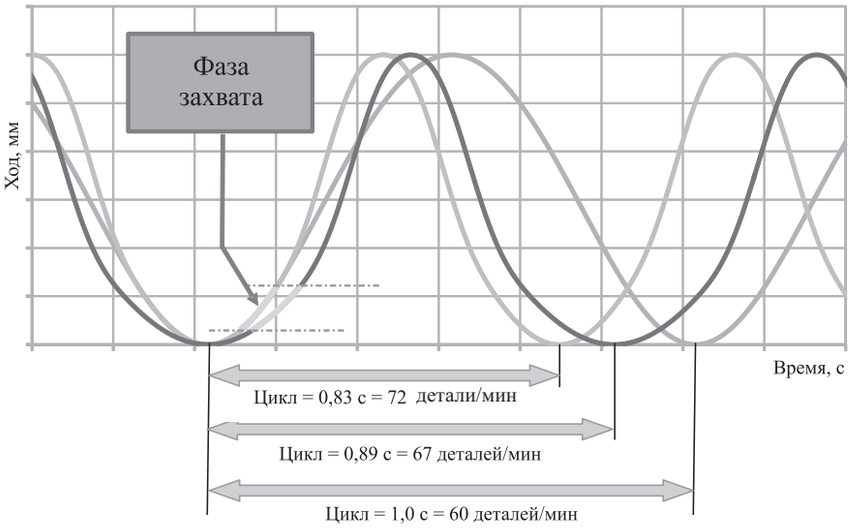


Рис. 7. Синусоидальная кривая и оптимизированная кривая сервопривода

производительность системы при этом составляет 67 деталей/мин. Такая оптимизация процесса обеспечивает надежное срабатывание перекладчиков, увеличивает время эксплуатации инструмента и повышает производительность.

Кривошипный пресс с сервоприводом (горячая штамповка)

В настоящее время в эксплуатации находится кривошипный сервопресс силой 16000 кН для изготовления зубчатых колес горячей штамповкой за пять переходов (рис. 8).

При горячей штамповке в зоне деформации в нижней мертвой точке пресс разгоняется до максимальной скорости, чтобы снизить время контакта для предотвращения переноса тепла на штампы. При этом также необходимо обеспечение достаточного времени для нанесения смазывающе-охлаждающей жидкости на формообразующие элементы штамповой оснастки. Одновременное выполнение этих задач на традиционном прессе возможно только в режиме одиночного хода с постоянным срабатыванием муфты сцепления-тормоза, которая подвергается в этом случае значительному износу.

Кривошипный пресс с сервоприводом приводят в действие два серводвигателя с планетарной передачей. Рабочий цикл пресса в нижней мертвой точке аналогичен режиму работы с максимальными оборотами, при этом в верхней зоне хода ползун замедляется до минимума, чтобы более эффективно охладить штампы. Опыт эксплуатации данного оборудования позволил установить, что сервопресс с плавным изменением скорости работает без вибраций с минимальным износом инструмента.

В традиционных прессах для нанесения смазывающе-охлаждающей жидкости применяют выдвижные рейки с распылительными головками. В связи с тем, что распылители располагаются над реечными перекладчиками, для их срабатывания необходимо высоко поднимать ползун. Следующий ход пресс сделает только тогда, когда распылительная система выйдет из рабочей области и освободит путь. Были предложены и в настоящее время применяются

Рис. 8. Кривошипный пресс силой 16000 кН с сервоприводом

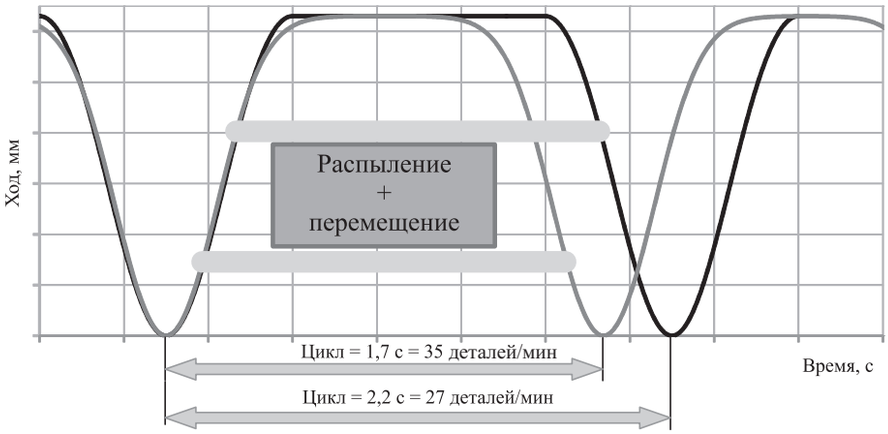


Рис. 9. Сравнение производительности для режима одиночного хода традиционного пресса и сервопресса

zp316.indd 28 02.03.2016 16:42:38

распылители, встроенные в штампы, что позволяет увеличить длительность цикла смазки и охлаждения при меньшем ходе ползуна. Длительность рабочего цикла сокращается без ущерба для процесса смазки и охлаждения штамповой оснастки (рис. 9).

Производительность пресса в режиме одиночных ходов ограничена 27 деталями/мин, при этом применение сервопресса позволяет увеличить производительность на 30 % (до 35 деталей/мин).

Двухосевой пресс с сервоприводом (горячая штамповка)

Двухосевой горизонтальный пресс с сервоприводом (рис. 10) оснащен двумя независимыми серводвигателями силой 3150 и 5000 кН. Заготовку зажимают в штампе верхним ползуном, после чего осуществляют штамповку заготовки горизонтальным ползуном.

Данный пресс применяют для штамповки труднодеформируемых материалов, используемых в аэрокосмической промышленности. При этом снижение скорости деформации в области нижней мертвой точки компенсируют сервоприводом, график перемещения ползуна настраивают индивидуально под требования процесса штамповки определенного материала.

Винтовой пресс с сервоприводом (горячая штамповка)

В настоящее время винтовые прессы также оснащают серводвигателями. Самый мощный из существующих прессов с серводвигателями имеет силу 325 000 кН. При этом используют модульную конструкцию, состоящую из четырех серводвигателей (рис. 11).

За счет высоких пусковых моментов сервопривод обеспечивает более высокие ускорения маховика, что дает возможность сократить продолжительность хода и более гибко регулировать его длину для отдельных ударов. При этом может быть повышена точность дозирования энергии по сравнению с традиционной приводной системой. Необходимая энергия пресса зависит от числа используемых в его конструкции серводвигателей.

Штамповочные молоты с линейным сервоприводом (горячая штамповка)

В штамповочных молотах обычно используют гидравлические или пневматические приводы.

Впервые в компании SCHULER для привода штамповочных молотов был разработан линейный электромотор (рис. 12). Основными преимуществами применения такого привода в молотах являются высокая точность дозирования энергии удара с колебаниями менее 1 % от номинального значения и повышение производительности. Линейный сервопривод обеспечивает высокую точность штамповки, а также возможность полной записи ключевых производственных параметров, например, толщина детали и энергия удара. При проведении экспериментальной штамповки в открытом штампе детали массой 1 кг удалось достичь допуска по толщине ±0,05 мм.

В результате были выявлены дополнительные возможности повышения срока службы штамповой оснастки, а также штамповки высоколегированных материалов на молотах. В настоящее время проводятся работы по применению линейного сервопривода для высокоточной ковки на молотах.

Рис. 10. Двухосевой сервопресс

Рис. 11. Винтовой пресс силой 325 000 кН и с модульной конструкцией привода на базе серводвигателей

Рис. 12. Линейный молот

zp316.indd 29 02.03.2016 16:42:38

Подбор кривой движения ползуна с сервоприводом

В системе управления сервопресса предусмотрен специальный программный модуль для настройки кривой перемещения ползуна с заданными профилями для различных режимов, которые могут быть использованы в качестве основы для создания индивидуальных настроек. Отображение кривой осуществляется с учетом базового теоретического угла отклонения, равномерно разделяющего рабочий цикл на 360 сегментов.

При анализе работы пресса необходимо отличать физическое положение эксцентрикового колеса (кривошипного вала) пресса от теоретического угла отклонения, определяющего рабочий цикл. Выталкиватели стола и ползуна имеют жесткую механическую связь, и физически соответствие положений ползуна и выталкивателя не изменяется. На диаграмме системы управления кривая перемещения ползуна изменяется под необходимый профиль для достижения оптимального режима работы штамповой оснастки и необходимой производительности.

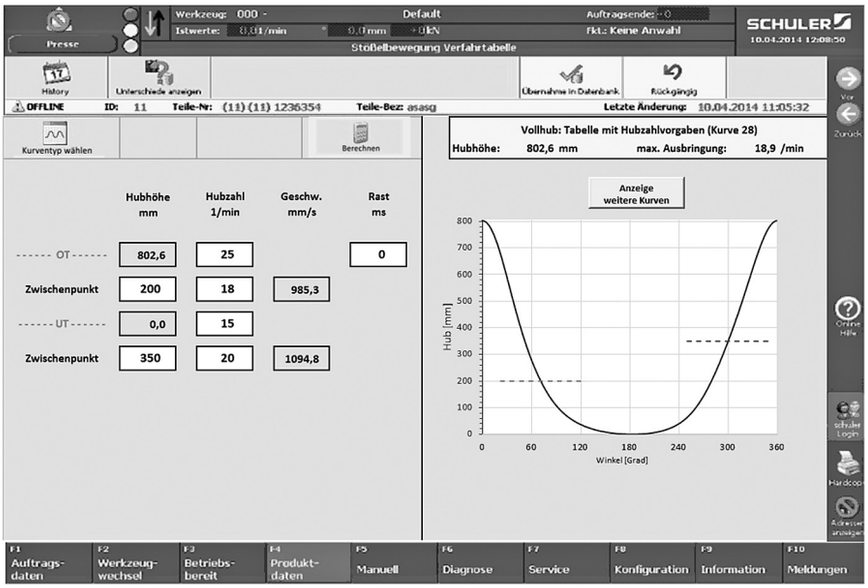


Рис. 13. Тестирование профиля кривой сервопресса

В качестве примера ниже представлен порядок настройки сервопресса:

- задание скорости ползуна в момент смыкания штампов (до нижней мертвой точки);
- задание скорости раскрытия штампов (после нижней мертвой точки);
- подстройка времени прохождения верхней мертвой точки для обеспечения работы перекладчиков и системы смазки;
- подстройка скорости деформации;
- система управления пресса автоматически высчитывает максимальную производительность для заданных параметров.

На рис. 13 приведен пример тестирования кривой перемещения, для которой могут быть установлены следующие параметры:

- число ходов в верхней мертвой точке;
- параметры промежуточных точек на пути от верхней мертвой точки к нижней мертвой точке с указанием позиции и числа ходов;
- скорость в верхней мертвой точке;
- параметры промежуточных точек на пути от нижней мертвой точки к верхней мертвой точке с указанием позиции и числа ходов.

Заключение. Технология сервопривода нашла широкое применение в области кузнечно-прессового оборудования для объемной штамповки. Наиболее эффективно использование сервопривода в тех случаях, когда традиционное оборудование имеет определенные ограничения, связанные с конструкцией штамповой оснастки, работой перекладчиков или обусловленные самим процессом штамповки. В результате оптимизации перемещений ползуна сервопривод позволяет повысить производительность оборудования.

Применение сервопривода в кузнечно-штамповочном оборудовании имеет следующие преимущества:

- высокая гибкость и возможность задания кинематики движения ползуна;
- сокращение длительности рабочего цикла и повышение производительности;
- оптимизация производственного процесса изготовления конкретной детали;
- повышение стойкости штамповой оснастки;
- возможность изготовления сложных деталей и расширение номенклатуры изготовляемых поковок;
- увеличение точности позиционирования ползуна;
- достижение максимальных сил штамповки при минимальных оборотах двигателя;
- повышение энергоэффективности по сравнению с традиционными прессами.

Андреас Кресс,
info.russia@schulergroup.com

zp316.indd 30 02.03.2016 16:42:38

УДК 621.778

Ю.Н. Логинов *(Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург),*
Н.Н. Загиров, Е.В. Иванов
(Сибирский федеральный университет, г. Красноярск)

Деформации в пористом прутке из алюминиевого сплава при волочении

Представлены результаты экспериментальных исследований, направленных на получение прутков из стружки алюминиевого сплава. Основное внимание уделено процессу волочения прутков, имеющих остаточную пористость. Решение задачи выполнено методом конечных элементов. Выявлено распределение по очагу деформации следующих тензорных и инвариантных характеристик: степени деформации, плотности, гидростатического напряжения, касательных напряжений. При относительном обжатии 21 % наблюдается зона пониженной плотности, располагающаяся в центре прутка. Выявлено также значительное влияние коэффициента трения на изменение расчетных параметров.

Ключевые слова: волочение; пористость; плотность; напряжения; деформации; метод конечных элементов.

Results of experimental studies to produce of bars from aluminum chips are presented. The focus is on the drawing process of rods having residual porosity. Solution carried out by finite element method. Distribution of the deformation zone of tensor and invariant characteristics: the degree of deformation, density, hydrostatic stress, shear stresses is revealed. At 21 % relative reduction observed low density area, located in the center of the bar. It is also revealed significant effect of the friction coefficient to change the design parameters.

Keywords: drawing; porosity; density; stress; strain; finite element method.

Введение. В последнее время усилился интерес к переработке отходов механического и металлургического производств методами обработки давлением, минуя стадию расплавления [1, 2]. Такой прием позволяет снизить энергетические затраты, поскольку исключается стадия нагрева материала до температур плавления. От свойств материала, полученного таким способом, следует ожидать повышения механических и других свойств за счет проявления эффектов мелкого зерна и композиционного строения.

В области создания алюминиевых сплавов указанный эффект был использован в середине 20 в. для создания изделий из алюминиевых порошков САП и САС [3]. Роль упрочнителя сплавов играли пленки оксидов алюминия, находящиеся на поверхности каждой частицы. При консолидации таких частиц в процессе горячей деформации получали композиционный материал для авиастроения, обладающий высокой жаропрочностью. Впоследствии такой прием был перенесен в области переработки алюминиевой стружки [4, 5].

Трудность утилизации именно алюминиевой стружки состоит в том, что при нагреве до температур плавления для переплава происходит дополнительное окисление поверхностных слоев, эти слои имеют большую удельную поверхность. При превышении температуры плавления оксидная пленка удерживает расплав внутри макрообъемов стружки и не дает возможности слиться отдельным фрагментам металла. Поэтому расплав часто состоит из

zp316.indd 31 02.03.2016 16:42:38

жидкого металла с плавающими в нем отдельными частицами, заключенными в броню из тугоплавкого оксида.

В отличие от оксидов тяжелых металлов оксид алюминия мало отличается по плотности от самого металла, поэтому оксиды не удается вывести в состав шлака, плавающего по поверхности расплава, эти оксиды распределены в объеме расплава. Получить качественную отливку из такого металла — трудноразрешимая техническая проблема. Таким образом, разработка методов утилизации стружки, минуя стадию расплавления, является актуальной задачей.

Предлагаемый метод обработки. В Сибирском федеральном университете разработана новая технология получения изделий из стружки алюминиевых сплавов, она подробно описана в источниках [6, 7]. Технология включает в себя стадии подготовки стружки к компактированию, брикетирование, нагрев полученных брикетов под экструзию и горячую экструзию в установке совмещенного процесса прокатки-прессования с получением прутка заданного диаметра, который подвергают волочению для придания повышенной прочности.

В отличие от других процессов обработки металлов давлением экструзия позволяет создать одновременно высокий уровень сжимающих напряжений и высокий уровень сдвиговых деформаций, вклад которых в процесс уплотнения был отмечен, например, в статье Ю.Н. Логинова, Н.Н. Загирова (Расчет деформированного состояния при закручивании пористой заготовки в контейнере // Известия вузов. Черная металлургия. 1991. № 6. С. 41—44). Подробно схема и параметры горячей обработки стружки из сплава АД31 описаны в публикации [8].

Целью работы является анализ процесса холодной обработки прутка, полученного методом горячей деформации. Эта схема не была подвергнута математическому анализу в предыдущих работах, поэтому излагаемый материал обладает научной новизной.

Экспериментальная часть. Холодное волочение отпрессованных прутков диаметром 9 и 7 мм осуществляли на цепном волочильном стане силой 50 кН. Применяли твердосплавные волоки с углом наклона образующей 8°. Технологическая смазка — машинное масло, скорость перемещения захвата волочильной машины 10 м/мин.

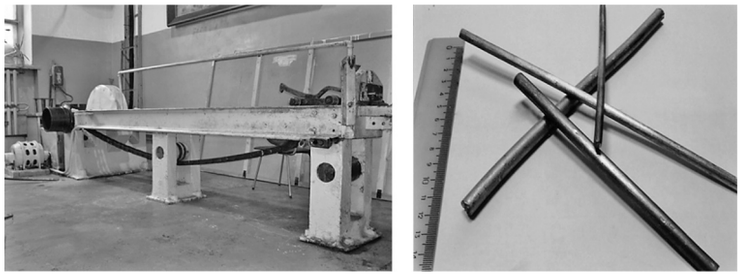


Рис. 1. Цепной волочильный стан и полученные на нем заготовки

Внешний вид используемого оборудования представлен на рис. 1. Как видно из рисунка, волочение осуществляли тянущей кареткой, волоку устанавливали в волокодержателе машины. В качестве исходных заготовок применяли прутки различных диаметров, в том числе 9 мм, который перетягивали на пруток диаметром 8 мм. Также на рис. 1 показаны заготовки, полученные из стружки алюминиевого сплава АД31.

Волочению подвергли несколько десятков заготовок. В результате удалось установить, что процесс волочения прутков, полученных обработкой стружки, возможен и происходит без разрушения материала.

Расчетная часть — метод конечных элементов. Для решения краевой задачи применяли метод конечных элементов, реализованный в программном продукте ABAQUS. Использована версия программы с числом конечных элементов до 1000.

Прочностные свойства сплава АД31 описаны кривой упрочнения в соответствии с данными справочника А.В. Третьякова, В.И. Зюзина (Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. М.: Металлургия, 1973. 224 с.): сопротивление деформации $\sigma_s = 50 + 246e^{0,378}$, где e — степень деформации. Пруток диаметром 9 мм (радиус $R = 4,5$ мм) протягивается через волоку диаметром 8 мм с коэффициентом вытяжки $\lambda = 1,26$, относительным обжатием 21 % и степенью деформации $e = \ln\lambda = 0,236$. Длина калибрующего пояска установлена на уровне 25 % от диаметра волоки, угол наклона образующей волоки равен 8°.

Граничные условия описаны следующим образом:

- задано линейное перемещение переднего конца проволоки $U2$ (в декартовой системе координат это перемещение u_z);

zp316.indd 32 02.03.2016 16:42:38

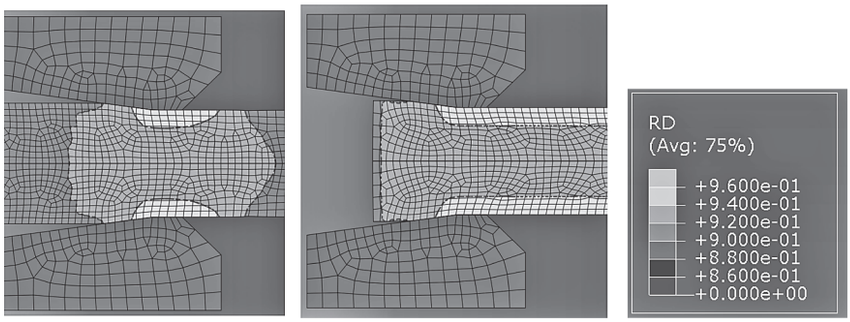
- задано закрепление волоки по линейным и угловым координатам;
- на контактной поверхности действует закон трения Кулона, условия применения которого характеризуются различными значениями коэффициента трения.

Моделируемое пространство — осесимметричное. Проволока и волока представляют собой деформируемые тела, поэтому оба объекта имеют разбиение на конечные элементы. Поскольку моделируемое тело представляет собой пористую среду, не обладающую свойством несжимаемости, то становится невозможным применить условие текучести Мизеса.

Модель пористой среды имеется в интерфейсе программного модуля и описывается условием текучести Гарсона (Gurson A.L. Continuum theory of ductile rupture by void necleation and growth: Part I. Yield criteria and flow rules for porous ductile media // Journal of Engineering Materials and Technology. 1977. Vol. 99. P. 2—15), которым пользовалось достаточно большое число исследователей [9, 10 и др.]. Условие текучести построено на схеме деформирования сферической поры в идеально пластическом материале и работоспособно при малой величине пористости.

Программным модулем рекомендовано применять значения параметров уравнения текучести $q1 = 1...1,5$; $q2 = 1$; $q3 = 1...2,25$. В решении применены значения $q1 = q2 = q3 = 1$, начальная относительная плотность материала 0,9 (относительная пористость 10 %).

В качестве переменного параметра выбран коэффициент трения, который варьировали на четырех уровнях: 0,05; 0,1; 0,2 и 0,3. При волочении иногда назначают и меньшие значения коэффициента трения, но они характерны для режима жидкостного или гидродинамического трения, такой режим вряд ли возможен в условиях эксперимента. Повышенные значения коэффициента обусловлены вероятностью выдавливания смазки из зоны контакта металла с инструментом и способностью алюминия и его сплавов налипать на инструмент. Таким образом, процесс волочения может начинаться при одних значениях коэффициента трения, а заканчиваться — при других.



а) *б)* *в)*

Рис. 2. Распределение относительной плотности RD при волочении прутка (коэффициент трения 0,05):

а — начальная стадия; *б* — стационарная стадия; *в* — цветовой ключ

На рис. 2 показаны начальная нестационарная стадия волочения и стационарная стадия при коэффициенте трения 0,05. При этом выделены области равного уровня относительной плотности RD.

Как видно из рис. 2, передняя часть прутка выходит из волоки с первоначальной плотностью (см. рис. 2, *а*), что объясняется отсутствием уплотнения при подготовке захватки. При стационарной стадии процесса (см. рис. 2, *б*) устанавливается однородное поле плотности по длине заготовки, но разнородное по диаметру. Наибольшему уплотнению подвергаются периферийные слои заготовки. Центральная зона уплотнению не подвергается.

Влияние коэффициента трения на процесс уплотнения показано на рис. 3.

Из рис. 3 видно, что при малом коэффициенте трения в направлении радиальной координаты можно выделить две зоны уплотнения, причем в периферийной зоне уплотнение больше, чем в центральной зоне. При увеличении коэффициента трения до 0,2 в центре появляется третья зона с пониженным до исходной величины значением плотности. Эта зона расширяется при увеличении коэффициента трения до 0,3.

В работе [11] расчетами и экспериментальными данными на примере поведения одиночной поры было показано, что ее размеры, а значит и общая пористость в центре прутка, могут не только не уменьшаться, но и будут увеличиваться, несмотря на наличие сжимающих напряжений.

Такое явление может быть объяснено влиянием нескольких факторов, например, различ-

zp316.indd 33 02.03.2016 16:42:38

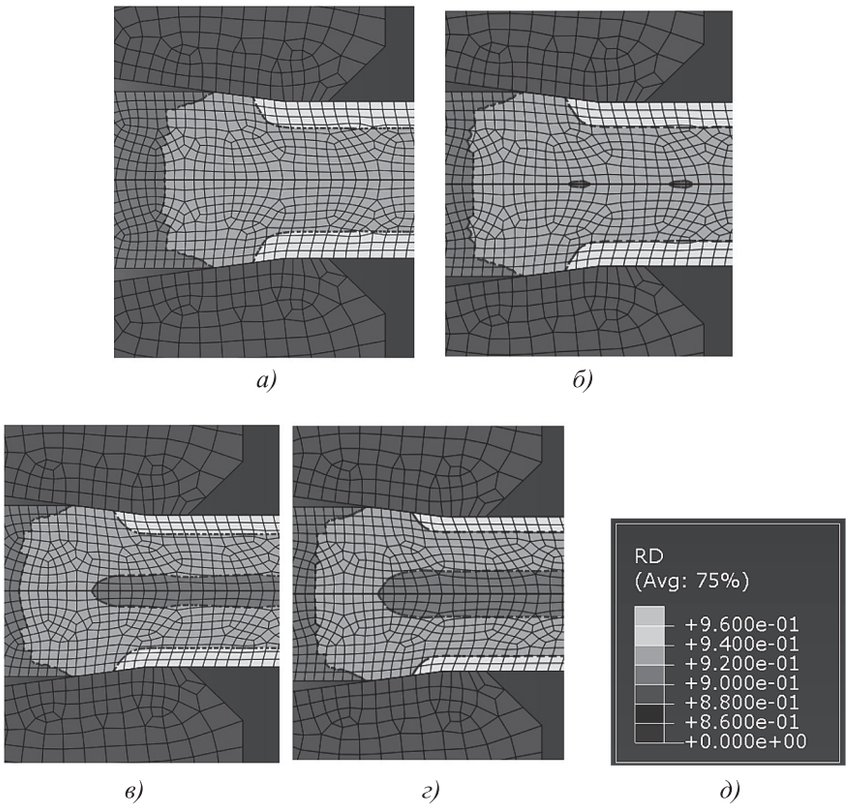


Рис. 3. Распределение относительной плотности RD при волочении прутка при различных коэффициентах трения:

а — 0,05; *б* — 0,1; *в* — 0,2; *г* — 0,3; *д* — цветовой ключ

ным средним (гидростатическим) давлением либо различной величиной сдвиговых деформаций, которые должны способствовать процессу уплотнения. На рис. 4 представлены результаты расчета распределения величины Pressure (обратная по знаку величина по отношению к гидростатическому давлению).

На рис. 4 наиболее важны зоны, относящиеся к очагу деформации, т.е. находящиеся между контактной поверхностью волоки. Здесь видно, что при малом коэффициенте трения зоны интенсивного сжатия располагаются в периферийных областях заготовки, примыкающих к поверхности волоки. На уровне калибрующего пояска возникают зоны растяжения, которые обусловлены действием тянущей силы. При увеличении коэффициента трения зоны действия напряжений сжатия все в большей степени локализуются вблизи контактных поверхностей, не проникая в центральную область. Такая картина качественно согласуется с картиной распределения плотности, приведенной на рис. 3.

Распределение степени деформации PEEQ (рис. 5, см. обложку) показывает картину увеличения этой величины от входа в очаг деформации до выхода из него и последующее неравномерное распределение ее по координате радиуса.

Максимальное значение данного показателя характерно для периферии проволоки, а минимальное — для центральной области. Это качественно согласуется с результатами работы [12], хотя рассматриваемые режимы волочения несколько отличаются между собой. Таким образом, качественно картина распределения степени деформации также соответствует картине распределения плотности.

Уплотнению деформируемого материала способствуют и дополнительные касательные напряжения. При осесимметричной деформации они могут быть оценены компонентой тензора напряжений σ_{rz}. Эта компонента, обозначенная как S12, отображена на рис. 6 (см. обложку) областями и линиями равного уровня.

Для указанной величины характерно наличие двух знаков — "плюс" и "минус", что соответствует различному направлению деформации сдвига. На входе в очаг деформации наблюдается экстремум напряжений со знаком "минус", а на выходе — со знаком "плюс". При повышении коэффициента трения зона повышенных касательных напряжений на входе в очаг деформации увеличивается, а на выходе — уменьшается.

Во всех вариантах расчета выявлено четыре экстремума касательных напряжений. Экстремумы расположены ближе к контактной поверхности, т.е. они располагаются в областях, где наблюдается повышенная плотность. Таким образом, вклад повышенных касательных напряжений в эффект повышения плотности также не может быть отвергнут.

В работе [13] было показано, что в зависимости от дальнейшего выбранного пути деформации поры могут превращаться в точечные или пространственные дефекты. Возможно определить такой алгоритм развития деформации, при котором влияние первоначально заложенных в структуру металла несплошностей

zp316.indd 34 02.03.2016 16:42:38

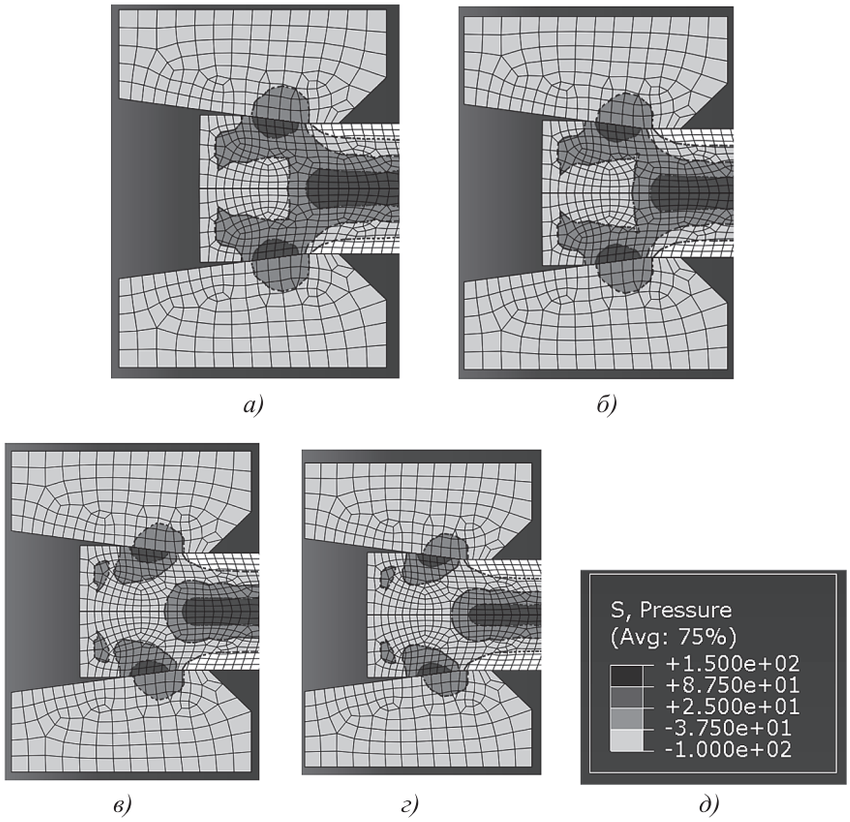


Рис. 4. Распределение величины Pressure при различных коэффициентах трения:

а — 0,05; *б* — 0,1; *в* — 0,2; *г* — 0,3; *д* — цветовой ключ

окажется минимальным. Такой подход может стать следующей ступенью развития представлений о деформации пористых материалов, в том числе по описанной выше технологической схеме.

Заключение. Экспериментально показана возможность получения из стружки сплава АД31 прутков в холоднотянутом состоянии. Методом конечных элементов создана расчетная модель, описывающая напряженно-деформированное состояние процесса волочения пористой заготовки.

В ходе моделирования установлено влияние коэффициента трения на формирование поля плотности в очаге деформации и протянутом изделии. При варьировании коэффициента трения выявлена закономерность увеличения плотности в направлении от центра заготовки к периферии. В этом же направлении увеличиваются среднее давление, степень деформации и касательные напряжения, что свидетельствует об их совместном влиянии на плотность.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Anilchandra A.R., Surappa M.K.** Microstructure and tensile properties of consolidated magnesium chips // Materials Science and Engineering: A. 2003. Vol. 560. P. 759—766.

2. **Ryoichi Chiba, Morihiro Yoshimura.** Solid-state recycling of aluminium alloy swarf into c-channel by hot extrusion // Journal of Manufacturing Processes. 2015. Vol. 17. P. 1—8.

3. **Макаренко Д.Н.** Управление качеством композиционного сплава типа спеченный алюминиевый порошок (САП) // Технологический аудит и резервы производства. 2014. Т. 6. № 1 (20). С. 64—68.

4. **Ab Rahim S.N., Lajis M.A., Ariffin S.** A review on recycling aluminum chips by hot extrusion process // Procedia CIRP. 2015. Vol. 26. P. 761—766.

5. **Haase Matthias, Tekkaya A. Erman.** Recycling of aluminum chips by hot extrusion with subsequent cold extrusion // Procedia Engineering. 2014. Vol. 81. P. 652—657.

6. **Adaptation** of method combined rolling-extruding for production of semi-finished products from graded waste chip of aluminum alloys / N.N. Zagirov, S.B. Sidelnikov, V.M. Bespalov, K.V. Burmistrov // Журнал Сибирского федерального университета. Серия: Техника и технологии. 2015. Т. 8. № 2. С. 176—179.

7. **Загиров Н.Н., Юриков А.С.** Использование сыпучих отходов алюминиевых сплавов для получения прутков и проволоки небольшого сечения // Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета им. академика М.Ф. Решетнева. 2006. № 5 (12). С. 108—110.

8. **Загиров Н.Н., Ковалева А.А., Иванов Е.В.** Технология изготовления проволоки с волокнистой структурой из стружки сплава системы алюминий—магний—кремний // Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета им. академика М.Ф. Решетнева. 2010. № 2 (28). С. 68—72.

9. **Wu X.Y., Ramesh K.T., Wright T.W.** The dynamic growth of a single void in a viscoplastic material under transient hydrostatic loading // Journal of the Mechanics and Physics of Solids. 2003. Т. 51. № 1. С. 1—26.

10. **Pardoen T., Hutchinson J.W.** An extended model for void growth and coalescence // Journal of the Mechanics and Physics of Solids. 2000. Т. 48. № 12. С. 2467—2512.

11. **Логинов Ю.Н., Еремеева К.В.** Формоизменение одиночно расположенной поры в круглой заготовке при волочении // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2009. № 4. С. 3—8.

12. **Логинов Ю.Н.** Влияние угла рабочей зоны волоки на напряженное состояние в очаге деформации при волочении меди // Цветные металлы. 2010. № 3. С. 94—97.

13. **Логинов Ю.Н., Еремеева К.В.** Влияние типа пластической деформации на видоизменение одиночной поры // Деформация и разрушение материалов. 2011. № 4. С. 40—44.

Юрий Николаевич Логинов, д-р техн. наук,
j.n.loginov@urfu.ru;
Николай Наильич Загиров, канд. техн. наук;
Евгений Владимирович Иванов

zp316.indd 35 02.03.2016 16:42:38

УДК 621.9.016

В.И. Муравьёв, С.З. Лончаков, П.В. Бахматов, А.В. Фролов, А.М. Мартынюк
(Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет)

Влияние степени дефектности на структуру и свойства сталей и сплавов при термической обработке в интервале предпревращений

Исследована эволюция структуры предварительно закаленных сталей и деформированных титановых сплавов при нагреве до температуры аустенизации и охлаждении и окончательной доводке после штамповки. Проанализировано влияние температурно-временных условий нагрева до температуры аустенизации на структурные изменения пакетно-реечного мартенсита и мартенсита после охлаждения.

Ключевые слова: низкоуглеродистая сталь; закалка; пакетно-реечный мартенсит; мартенсит; фазовый наклеп; физико-механические свойства; аустенит; перлит; диффузия.

Evolution of structure of the previously hardened steels and deformed titanic alloys when heating to temperature of austenization and cooling and final operational development after stamping is studied. Influence of temperature and time conditions of heating to austenization temperature on structural changes of package and rack martensite and martensite after cooling is analysed.

Keywords: low-carbon steel; hardening; package and rack martensite; martensite; phase peening; physical and mechanical properties; austenite; perlite; diffusion.

Введение. В настоящее время и в ближайшем будущем самыми распространенными конструкционными материалами будут являться стали и сплавы как в "чистом" виде, так и в составе ряда композиционных материалов. Кроме того, сплавы отличаются повышенной жаропрочностью, технологичностью изготовления и ремонта и в ряде сфер применения еще длительное время будут оставаться вне конкуренции. В связи с этим одной из первостепенных задач современного материаловедения можно считать разработку технических решений, обеспечивающих повышение надежности сталей и сплавов при сохранении или снижении их массогабаритных показателей, ресурсо-, энерго- и трудоемкости изготовления [1]. Особенность заключается в необходимости учета природных техногенных катастроф, а также снижения запасов полезных ископаемых.

Материал в конструкции должен обеспечивать высокую удельную прочность, т.е. сопротивление упругой и пластической деформации, высокую надежность, характеризующуюся сопротивлением разрушению при знакопеременных нагрузках. Таким образом, высококачественный конструкционный материал должен быть одновременно прочным, надежным и долговечным.

Достижения в области создания высококачественных материалов иллюстрирует известная зависимость прочности от плотности дислокаций [1]. Показатели прочности, приближающиеся к теоретическим, можно получить в двух противоположных направлениях: приближаясь к идеальному бездефектному монокристаллическому состоянию (левая ветвь кривой), или повышенная плотность дефектов, наноструктурируя материал.

В основе парадигмы лежит синергетика объемного наноструктурирования гетерофазного материала.

Задача управления механическими свойствами сталей на различных этапах техноло-

zp316.indd 36 02.03.2016 16:42:39

гического цикла изготовления и эксплуатации конструкции традиционно решается термической и механической обработками. При этом у обоих способов физический механизм управления свойствами сплавов схож и с позиции дислокационной теории прочности заключается в обеспечении требуемой подвижности элементов дислокационной структуры. В рассматриваемых способах ограничение подвижности дислокаций достигается за счет повышения их концентрации (силовые поля вокруг дислокаций образуют барьеры для соседних дислокаций), либо за счет измельчения зерен (границы зерен также снижают подвижность дислокаций, в связи с чем увеличение их протяженности снижает подвижность дефектов). При этом предел текучести пропорционален квадратному корню из плотности дефектов и обратно пропорционален квадратному корню из диаметра зерна (уравнение Холла—Петча).

Известно, что роль мезо- и нанодефектов двойственна. С одной стороны, они упрочняют материал, снижая подвижность дислокаций, но с другой — превышение их концентрации критического уровня приводит к нарушениям сплошностей в виде субмикроскопических трещин, которые являются концентраторами напряжений и значительно снижают пластичность и вязкость разрушения, что также уменьшает и предел прочности стали.

В этом случае вступают силы Пайерлса—Набарро, субмикроскопические трещины как концентраторы напряжений могут вызывать хрупкое разрушение, если радиус в вершине трещины очень мал $K = \sqrt{1/r}$.

Также важно учесть, что в процессе традиционной термической обработки распределение дефектов на мезоуровне и в особенности на наноуровне происходит неравномерно и подчиняется нормальному закону распределения [2]. Поэтому при создании требуемой средней плотности дислокаций на макроуровне в отдельных локальных мезо- и нанообъемах концентрация дефектов превышает критическую степень, приводя к ухудшению эксплуатационных характеристик конструкции.

В настоящее время существуют технологии *интенсивной пластической деформации* (ИПД) (*равноканальное угловое прессование* — РКУП, *кручение под гидростатическим давлением* — КГД, экструзия и др.), с помощью которых можно получить массивные металлические *субмикрокристаллические* (СМК) материалы с размером зерна d = 100...500 нм и высокими статическими прочностными характеристиками.

Разрабатываемые технологии твердофазного наноконструирования гетерофазных кристаллических материалов при воздействии интенсивной пластической деформации, сопряженные с предельно допустимым температурно-деформационным воздействием на материал инструментального и триботехнического назначения, значительно повышают ресурс изделий из них [3—5].

Закономерности усталостного разрушения нано- и субмикрокристаллических сплавов титана и железа показали, что характеристики сопротивления многоцикловой усталости этих материалов могут быть существенно повышены путем проведения ИПД, что связано с увеличением плотности дислокаций и уменьшением размера зерна. Однако в результате пониженной пластичности СМК-материалов при ИПД наблюдается их высокая чувствительность к концентрации напряжений и пониженные характеристики циклической трещиностойкости. Связь между размером зерна и пределом усталости СМК материалов не всегда подчиняется зависимости Холла—Петча [6].

Интересен эффект упрочнения металла, вызываемый образованием не хаотически распределенных дислокаций или внутренних напряжений, а ячеистой дислокационной структуры с субгранями, которые обеспечивают, с одной стороны, прочные препятствия для продвижения дислокаций, а с другой — релаксацию внутренних напряжений, способствующую сохранению пластичности упрочненного материала.

Известно, что при превращениях мартенситного типа достигается такое же упрочнение, как и при высоких степенях пластической деформации, но характеристики кристаллической субструктуры при этих воздействиях различаются, что обусловливает повышенную устойчивость кристаллической субструктуры к рекристаллизации по сравнению с интенсивной пластической деформацией.

Традиционные технологии закалки создают значительные напряжения 1-го и 2-го рода, обусловливающие возникновения участков со степенью концентрации дефектов, превышающей критическую, что приводит к резкому ухудшению эксплуатационных свойств готовых изделий. Классические технологии закалки, ориентированые на создание необходимой

zp316.indd 37 02.03.2016 16:42:39

дефектной структуры на макро- и мезоуровнях, фактически достигли предела своих потенциальных возможностей и требуют дальнейшего совершенствования на микро- и наноуровнях.

В.В. Зиминым [9] было установлено, что скоростной индукционный нагрев углеродистых сталей до температур, значительно превышающих температуру полного полиморфного превращения при аустенизации, и гомогенизация независимо от скорости охлаждения приводит к образованию их однородной мелкозернистой или мелкоигольчатой ферритной, перлитной, бейнитной, структур, т.е. фактически автор использовал процессы, происходящие в интервале фазового предпревращения при скоростном индукционном нагреве выше критической точки Ac_3 для получения упорядоченного мелкозернистого аустенитного зерна для дальнейшего получения требуемой структуры наиболее высокого качества после фазовой перекристаллизации.

Состояние предпревращения в сплавах железа позволяет резко увеличить пластичность (*субкритическую сверхпластичность* (СПП)), в частности и в низкоуглеродистых сталях. Процессы пластической деформации в интервале предпревращения (СПП) используются при формообразовании деталей из труднодеформируемых либо не поддающихся деформации металлов и сплавов, а также при диффузионной сварке сталей и сплавов под постоянной нагрузкой [8—10]. Сложность проведения деформационного упрочнения в условиях в интервале предпревращения и в аустенитной области является мало приемлемым методом при термической обработке сталей и сплавов.

Технологии интенсивной пластической деформации [6] позволяют в несколько раз повысить прочность сплавов по сравнению с традиционными видами термомеханической обработки, но показатели пластичности и вязкости разрушения при этом значительно снижаются.

В ряде работ [13—15] было установлено улучшение свойств сталей и сплавов при резком сокращении времени выдержки при температуре, превышающей Ac_3 (в интервале СПП). В работах [14, 15] приведены результаты диспергирования структуры сталей в условиях интенсивного термического воздействия при нагреве исходно закаленной стали в области температурного отпуска, межкритическом интервале температур и однофазной аустенитной области, что требует дополнительного легирования стали для снижения коэффициента активности углерода для улучшения свойств. Влияние фазового наклепа на свойства конструкционных сталей и сплавов [13—15] показали их перспективность и требуют дополнительных исследований.

Цель работы — исследование влияния фазового наклепа на структурные изменения и свойства при окончательной доводке изделий из сталей и сплавов.

Методика проведения исследований. Для исследования использовали стали 16ХСН, 20, 30ХГСА и титановый сплав ВТ20, проволоку диаметром 6 мм из стали 16ХСН с предварительным отжигом на зернистый перлит.

Нагрев образцов из сталей до температуры аустенизации проводили в расплаве солей 50 % NaCl + 50 % KCl со средней скоростью 700 °С/с. Температура аустенизации превышала температуру точки Ac_3 на 50 °С в связи с зависимостью температуры критических точек от скорости нагрева. Выдержку отсчитывали с момента загрузки образца в расплав солей с температурой аустенизации (930 ± 5) °С. Закалку осуществляли в проточной воде с температурой 4...6 °С. Нагрев образцов из титанового сплава ВТ20 проводили электроконтактным способом со средней скоростью 750 °С/с.

Химический состав определяли с помощью оптико-эмиссионного спектрометра BRUKERQ4 TASMAN 170. Микрорентгеноспектральный анализ распределения легирующих элементов в структуре образцов осуществляли на сканирующем электронном микроскопе HITACHIVP-SEMS-3400N. Испытание на одноосное растяжение со скоростью 15,5 мкм/с на стандартных образцах по ГОСТ 1497—84 проводили на испытательной машине INSTRON 3382.

Твердость определяли на твердомере ROCKWELLHARDNESSTESTER TH300 по методу Роквелла по ГОСТ 9013—59, а микротвердость — на микротвердомере SHIMADZU HMV-2TE по ГОСТ 9450—76 с использованием четырехгранной пирамидки с квадратным основанием, длительностью приложения нагрузки 5 с.

Исследование микроструктуры проводили на оптическом микроскопе PLANARMICRO 2000.

Расчет потенциала Гиббса, характеризующего внутреннюю энергию материала, вы-

zp316.indd 38 02.03.2016 16:42:39

полняли на основании результатов измерения микротвердости при различных нагрузках и экстраполяции удельной величины энергетических затрат на нулевую нагрузку.

Результаты исследований и их обсуждение. В узком временном отрезке при температуре аустенизации закаленной низколегированной углеродистой стали наблюдается комплекс фазовых превращений: пакетно-реечного мартенсита 16ХСН, 20 и мартенсита 30ХГСА — в перлит; перлита — в аустенит; аустенита — в пакетно-реечный мартенсит 16ХСН, 20 при быстром охлаждении. Каждый вид фазового превращения соответствует строго определенному временному интервалу, фиксируемому при скоростном охлаждении до окружающей температуры. В ранее проведенных исследованиях использовали скорости нагрева стали от 10, 50 и 100 °С/с [14, 15].

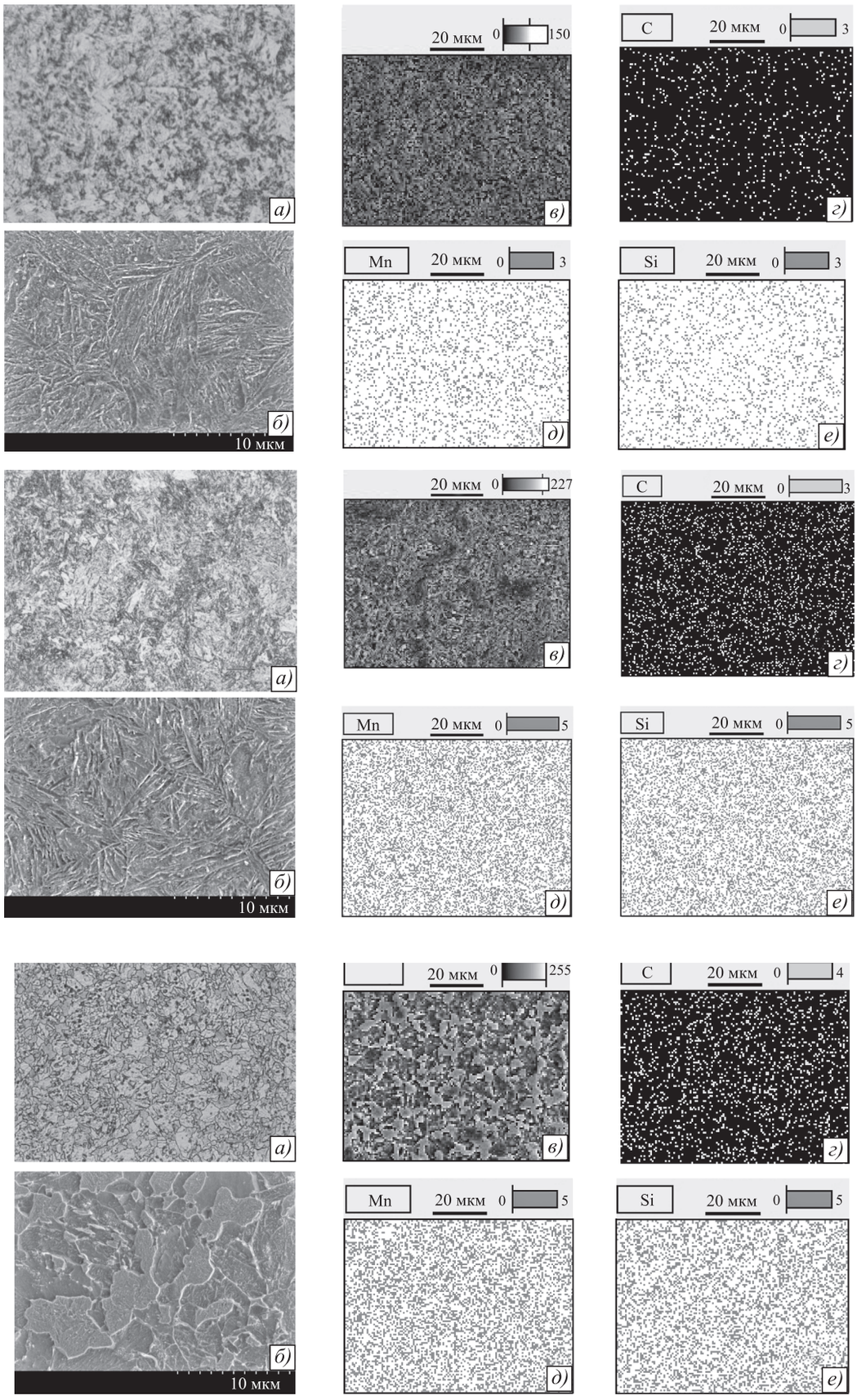
В первые доли секунды достаточно высокая скорость нагрева (700 °С/с) предварительно закаленной стали приводит к повышенной диффузионной подвижности атомов, особенно атомов углерода (температура 400...500 °С). В этих условиях протекают начальные процессы перераспределения и уменьшения концентрации дефектов фазового наклепа (сверх равновесной) путем аннигиляции и стока к дислокациям и границам субзерен и зерен не сопровождающихся образованием новых границ. Свидетельство тому — резкое снижение внутренней энергии материала (потенциал Гиббса уменьшается практически в 1,5 раза) и ослабление энергии межзеренной и межфазовой связи (модуль Юнга уменьшается (см. табл. 1)). При этом сохраняется структура пакетно-реечного мартенсита или мартенсита без изменения границ зерен и пакетов (рис. 1).

В дальнейшем фазовое превращение пакетно-реечного мартенсита или мартенсита сопровождается процессом полигонизации. Увеличение выдержки до 2...3 с приводит к еще большей диффузионной подвижности атомов (температура аустенизации 930 °С) идет интенсивный процесс образования и движение малоугловых дислокационных субграниц. В структуре, сформировавшейся в результате полигонизации, наблюдается значительное уменьшение протяженности мартенситных реек и образование новых малоугловых границ. Упорядочивание структурной неоднородности и исклю-

1. Изменение механических свойств предварительно закаленных сталей 16ХСН, 20, 30ХГСА в зависимости от времени выдержки при нагреве до температуры аустенизации и охлаждении

Номер образца	Выдержка при нагреве, с	$\sigma_в$	$\sigma_{0,2}$	δ	ψ	Модуль Юнга E, ГПа	Энергия Гиббса E_r, ГПа	HV
		МПа		%				
4	До 1	631	389	40	66	175,0	8,78	452
210		708	615	9	—	189,0	10,64	299
07		1492	1343	18,3	89	169,1	10,20	—
5	2...3	1374	771	14	67	305,0	12,77	470
219		1370	916	8	—	221,9	—	—
03		1242	1190	20	53,6	254,6	15,50	—
6	5	1164	570	16	55	259,6	10,23	373
212		646	547	15	—	201,6	8,81	270
05		1049	946	17,3	56	241,9	9,78	—
7	7	687	530	11	62	151,0	8,67	307
216		546	472	18	—	173,7	—	—
07		989	736	21	59	178,0	8,80	—
8	10	1210	790	11	56	286,0	12,82	481
218		1208	647	6	—	207,6	—	—
06		1012	971	21,4	52	250,2	13,30	—
9	15	1485	820	12	60	352,0	15,10	508
220		1430	1262	8	—	250,5	15,31	503
06		1239	1190	22	64	251,6	15,20	—
24	20	1451	1235	10	—	328,1	—	—
17		1851	1545	26	40	251,6	16,80	—

zp316.indd 39 02.03.2016 16:42:39



zp316.indd 40 02.03.2016 16:42:39

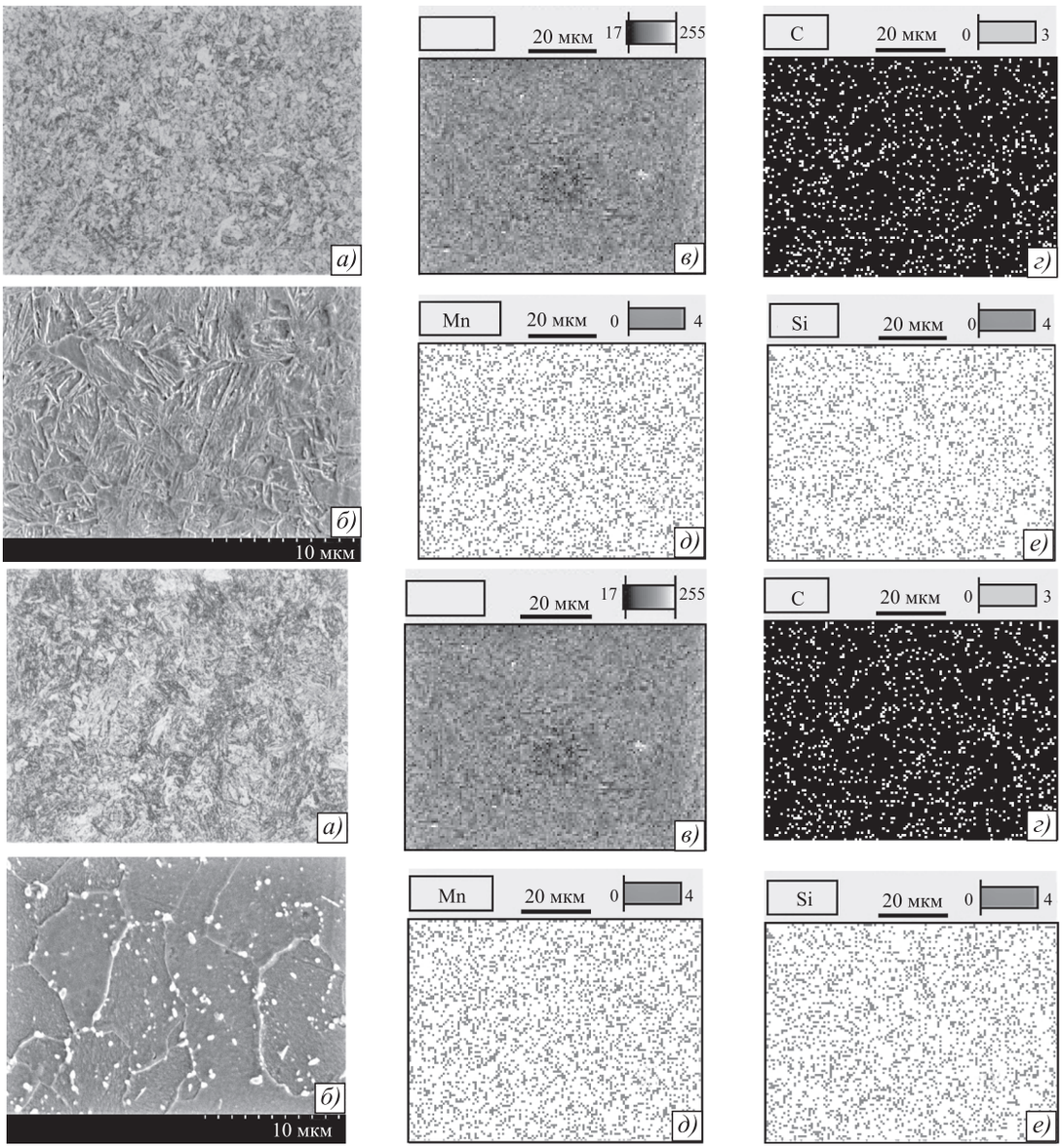


Рис. 1. Изменение структуры стали 16ХСН (*а*, *б*, *в*) и карты распределения легирующих элементов в структуре: углерода (*г*), марганца (*д*), кремния (*г*) в зависимости от времени выдержки при нагреве до температуры 930 °С и охлаждении в холодной проточной воде:

1 — до 1 с; 2 — 2 с; 3 — 7 с; 4 — 15 с; 5 — исходный отожженный образец; *а* — оптический микроскоп, ×1000; *б*, *г*, *д*, *е* — сканирующий электронный микроскоп

чение неравновесной концентрации дефектов фазового наклепа и последующий процесс полигонизации структуры пакетно-реечного мартенсита или мартенсита приводят к максимальным значениям прочности и пластичности низкоугродистых сталей (см. табл. 1).

Выдержка более 3 с сопровождается процессом рекристаллизации — превращения пакетно-реечного мартенсита в ферритно-перлитную структуру, которая заканчивается при выдержке 7...8 с. Об этом свидетельствует значительное уменьшение внутренней энергии материала при образовании зернистого перлита из упорядоченного пакетно-реечного мартенсита или мартенсита. При этом механические свойства низкоуглеродистой стали соответствуют отожженному состоянию, но с увеличением пластичности.

С этого момента начинается процесс превращения перлита в аустенит, который заканчивается при выдержке 10...20 с и при охлаждении в воде превращается в пакетно-реечный мартенсит и остаточный аустенит. Структура пакетно-реечного мартенсита или мартенсита более мелкозернистая по сравнению с исходной закалкой, прочность значительно выше.

zp316.indd 41 02.03.2016 16:42:39

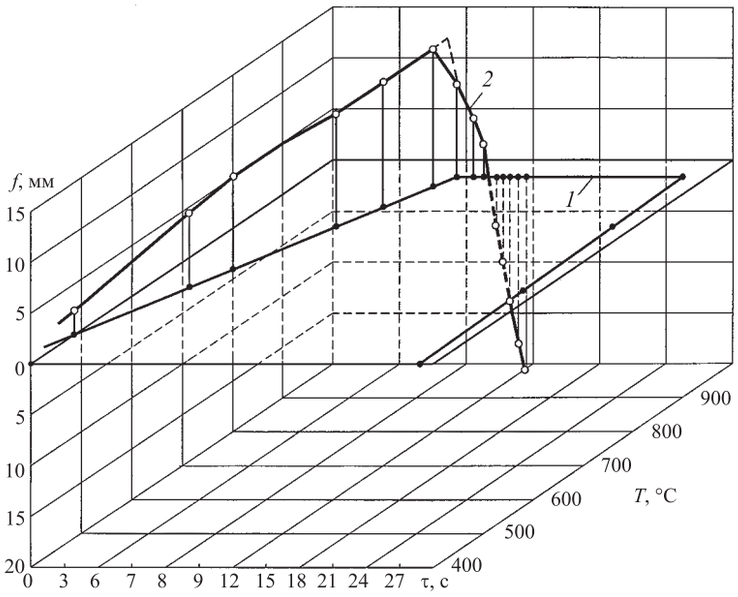


Рис. 2. Кинетические кривые изменения температуры (*1*) и прогиба (*2*) заготовки из сплава ВТ20 в процессе электроконтактного нагрева и охлаждения ее в штампе

Исследованиями электроконтактного нагрева заготовок (лист размерами 200×500×2 мм, степень деформации ≈80 %) из сплава ВТ20 было установлено, что из-за теплового расширения металла при электроконтактном нагреве заготовка, закрепленная в зажимах, начинает упруго выгибаться. Прогиб заготовок увеличивается пропорционально росту ее температуры (рис. 2, табл. 2).

При достижении заготовок температуры 970 °С наступает остановка роста прогиба, а затем происходит его резкое изменение, т.е. свободное провисание заготовки под собственным весом. Такой критической температурой для заготовки оказалась температура полиморфного предпревращения $\alpha \rightarrow \beta$. В момент свободного провисания заготовки подвергались охлаждению в штампе, что привело к увеличению прочности и пластичности.

Результаты исследований влияния температуры окончательной штамповки на свойства титановых заготовок (размеры 500×2000×2 мм) показали, что наилучшие механические свойства наблюдаются у заготовок, подвергавшихся окончательной штамповке в температурной области существования α-фазы, близкой к температуре $\alpha \rightarrow \beta$-предпревращения.

Выводы

1. Исследование упорядочивания диссипативных упрочняющих нанофаз и их наноструктурирование и стабилизация на этапах производства и эксплуатации показывают возможность получения

2. Механические свойства сплава ВТ20 после различных видов упрочнения в процессе формообразования

Способ упрочнения	Механические свойства					Содержание газов		
	$\sigma_в$	$\sigma_{0,2}$	δ, %	Угол загиба, °	Число циклов до разрушения при $\sigma_\alpha^{ср} = (0{,}75\sigma_в - 0{,}49\sigma_в)/2$	H_2	O_2	N_2
	МПа							
Холодная прокатка, отжиг 650 °С, 1 ч	1130	1080	9	36	—	0,0085	0,098	0,020
Холодная прокатка, отжиг 860 °С, 1 ч	1050	980	11	38	—	0,0087	0,090	0,023
Электроконтактный нагрев 1020 °С, охлаждение в металлической матрице, отжиг 650 °С, 1 ч	1100...1130* / 1110	1030...1080 / 1050	10...12 / 11	36...42 / 40	215 000...243 000 / 222 000	0,0112	0,117	0,039
Электроконтактный нагрев 960 °С, охлаждение в металлической матрице, отжиг 650 °С, 1 ч	1240...1270 / 1250	1180...1210 / 1190	14...18 / 16	44...48 / 46	237 000...263 000 / 255 000	0,0096	0,093	0,029
Электроконтактный нагрев 920 °С, охлаждение в металлической матрице, отжиг 650 °С, 1 ч	1050	980	10...13 / 12	35...43 / 41	—	0,0089	0,085	0,033
Требования для сплава ВТ20 по ГОСТ 90218—76	1000...1200	—	9	30	—	До 0,012	До 0,15	До 0,05

* В числителе приведены максимальное и минимальное значения, в знаменателе — среднее значение семи испытанных образцов.

zp316.indd 42 02.03.2016 16:42:40

качественно нового состояния: повышенной удельной прочности и трещиностойкости традиционно используемых сталей и сплавов. Подавление за счет стабилизирующей термической обработки релаксационных процессов микроразрушения в определенных критических состояниях позволяет одновременно повысить прочность, жесткость и трещиностойкость.

2. Обратное превращение пакетно-реечного мартенсита или мартенсита в условиях фазового наклепа и повышенной диффузионной подвижности атомов углерода в первоначальный момент (выдержка доли секунды, температура 400...450 °С) приводит к резкому, более чем в 2 раза уменьшению прочности и повышению пластичности более чем на 40 %, при этом структура пакетно-реечного мартенсита или мартенсита сохраняется неизменной, внутренняя энергия уменьшается в 1,5 раза, наблюдается ослабление энергии межзеренной и межфазовой связи, модуль Юнга уменьшается более чем на 50 %, что свидетельствует о процессах перераспределения и уменьшения концентрации дефектов фазового наклепа сверх равновестной. Наблюдается эффект повышенной пластичности при обратном мартенситном превращении.

3. В дальнейшем при температуре аустенизации (выдержке 2...3 с) наступает равновесное состояние и полигонизация пакетно-реечного мартенсита или мартенсита, прочность достигает исходного состояния, а пластичность увеличивается, наблюдается эффект повышения пластичности при сохранении прочности.

4. Электроконтактный нагрев заготовок из сплава ВТ20 до температуры полиморфного предпревращения и охлаждение в металлическом штампе по сравнению с традиционными методами штамповки привело к повышению временного сопротивления разрыву $\sigma_в$ — на 13 %; предела текучести $\sigma_{0,2}$ — на 13 %; относительного удлинения δ — на 45 %; угла загиба α — на 15 %; сопротивление малоцикловой усталости — на 15 %. Существенно снижается и содержание газовых примесей (H_2, O_2, N_2).

Полученные результаты требуют дальнейших исследований по использованию выявленных эффектов повышенной пластичности и прочности для повышения надежности конструкций из низколегированных сталей и титановых сплавов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Чеховой А.Н.** Классификация наноматериалов и нанотехнологии для машиностроения и метрология наностроения // Конструкции из композиционных материалов. 2005. № 4. С. 8—17.

2. **Муравьев В.И., Фролов А.В., Злыгостев А.М. и др.** Изотермическая закалка как инструмент наноформирования дефектной структуры стали Р18 для улучшения эксплуатационных характеристик режущего инструмента // Металлообработка. 2009. № 2. С. 50—57.

3. **Валиев Р.З., Александров И.В.** Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М.: Логос, 1999.

4. **Лякишев Н.П.** Нанокристаллические структуры — новое направление развития конструкционных материалов // Вестник РАН. 2003. Т. 73. № 5.

5. **Blank D.** New carbon materials on the base of fullerens, nanotubes and ultra-fine diamonds // International school "Problems and achievments of physical and engineering science of nanomaterials", 7 session — Moscow, 2002.

6. **Терентьев В.Ф.** Сопротивление усталости сплавов титана и железа с субмикрокристаллической и наноструктурой. Обзор // Металловедение и термическая обработка металлов. 2007. № 10. С. 21—27.

7. **Зимин Н.В.** О влиянии температуры, скорости нагрева и исходного состояния структуры углеродистых сталей на процессы образования в них аустенита // Металлообработка. 2006. № 1. С. 41—47.

8. **Люшинский А.В.** Диффузионная сварка разнородных материалов. М.: Издательский центр "Академия", 2006. 208 с.

9. **Муравьев В.И., Бахматов П.В., Саблин П.А.** Активация процессов формирования соединений из металлов и сплавов. Владивосток: Дальнаука, 2012. 366 с.

10. **Золоторевский Н.Ю., Зисман А.А., Поннурин С.Н. и др.** Влияние размера зерна и деформационной субструктуры аустенита на кристаллогеометрческие особенности бейнита и мартенсита низкоуглеродистых сталей // Металловедение и термическая обработка металлов. 2003. № 10. С. 39—48.

11. **Муравьев В.И., Бахматов П.В., Долотов Б.И.** Обеспечение надежности конструкций из титановых сплавов. М.: Эком, 2009. 752 с.

12. **Использование** эффектов аустенизации предпревращения и превращения при термической обработке конструкционных сталей / В.И. Муравьев, А.В. Фролов, А.В. Кириков, А.М. Мартынюк // Вопросы материаловедения. 2012. № 3. С. 7—14.

13. **Муравьев В.И., Фролов А.В.** Управление дефектной структурой сплавов на границе фазовых превращений с ипользованием метода акустической эмиссии. Комсомольск-на-Амуре: ФГБОУ ВПО "КнАГТУ", 2013. 219 с.

14. **Заяц Л.Ц., Панов Д.О., Симонов Ю.Н.** Диспергирование структуры сталей в условиях интенсивного термического воздействия. Часть 1. Выбор оптимальной системы легирования // Металловедение и термическая обработка металлов. 2010. № 11. С. 13—19.

15. **Заяц Л.Ц., Панов Д.О., Симонов Ю.Н.** Диспергирование структуры сталей в условиях интенсивного термического воздействия. Часть 2. Исследования влияния системы легирования на эволюцию структуры при аустенизации // Металловедение и термическая обработка металлов. 2010. № 11. С. 20—25.

Василий Илларионович Муравьёв, д-р техн. наук, vmuravyev@mail.ru;

Сергей Зиновьевич Лончаков, канд. техн. наук;

Павел Вячеславович Бахматов, канд. техн. наук;

Алексей Валерьевич Фролов, канд. техн. наук;

Алексей Михайлович Мартынюк

zp316.indd 43 02.03.2016 16:42:40

УДК 621.771.025; 620.179.118

В.К. Белов, Е.В. Губарев, К.С. Лукьянова, Э.М. Голубчик, Г.Ш. Рубин
(Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова)

Исследование изменений 3D-параметров микротопографии поверхности горячекатаной ленты в процессе травления

Представлены результаты исследований по освоению технологии производства горячекатаной травленой ленты с управляемой топографией поверхности. Рассмотрены изменения 2D- и 3D-параметров микротопографии поверхности горячекатаной ленты в процессе травления в линии непрерывно-травильного агрегата.

Ключевые слова: стальная лента; травление; шероховатость поверхности; 2D- и 3D-характеристики микротопографии поверхности.

The results of studies on development of production technology of hot rolled pickled strip with controlled surface topography are presented. Changes of 2D- and 3D-parameters of the microtopography of hot rolled strip surface before and after etching in line continuous and pickling line are considered.

Keywords: steel strip; etching; surface roughness; 2D- and 3D-characteristics of surface microtopography.

Введение. Контроль качества продукции является составной частью производственного процесса и направлен на проверку надежности в процессе ее изготовления, потребления или эксплуатации. В процессе травления воздействию подвергают локальные (в основном поверхностные) зоны металла. Дефекты при обработке возникают из-за несоблюдения технологии: заданной температуры и концентрации раствора, скорости движения полосы.

В отечественной практике одним из лидеров по производству стальной ленты является ОАО "Магнитогорский металлургический комбинат" (ОАО "ММК"), где представлен широкий спектр размерно-марочного сортамента производимой горячекатаной травленой и холоднокатаной ленты, включая упаковочную, а также ленту из высокоуглеродистых и легированных марок стали [1].

Методика эксперимента. Для выявления изменений 3D-параметров микротопографии поверхности горячекатаной ленты до и после травления использовали образцы горячекатаной ленты линии непрерывно-травильного агрегата ЛПЦ-8 ОАО "ММК", вырезанные из близлежащих частей рулона ленты до и после травления.

Фиксировали следующие технологические параметры: скорость движения полосы, температуру травильного раствора, концентрацию травильного раствора, концентрацию соляной кислоты и солей железа, температуру и тип движения травильного раствора. Также по стандартным методикам определяли количество окалины, температуру и концентрацию соляного раствора (табл. 1).

Исследовали образцы из рулонов стали 08пс легкотравимой, с температурой смотки ниже 600 °С и из рулонов Ст3 среднетравимой, с температурой смотки ниже 600...700 °С.

К факторам, влияющим на устойчивость к травлению горячекатаного проката, относятся толщина слоя и фазовый состав вторичной окалины, зависящие от температуры полосы при смотке в цехе горячей прокатки и условий охлаждения после нее.

По изменениям 3D-топографических характеристик поверхности до и после травления анализировали, как изменяется при травлении слой окалины на выступах и впадинах неровностей поверхности металлической подложки. Данное исследование невозможно при определении профильных 2D-характеристик поверхности. Они не характеризуют ни поверхностные, ни объемные характеристики шероховатого слоя и поэтому не следует ожидать существенной корреляционной связи между способом травления [2].

zp316.indd 44 02.03.2016 16:42:40

1. Результаты лабораторных исследований количества окалины и параметра шероховатости *Ra* поверхности горячекатаной травленой полосы

Поставщик	Категория марки стали	Количество окалины, г/м^2	*Ra* образцов подката, мкм (размер шага λ_c = 2,5 мм)	*Ra* травленых образцов, мкм, при температуре, °С								
				60			70			80		
				и концентрации раствора, г/л								
				130	140	150	130	140	150	130	140	150
1-я группа моталок ЛПЦ-10	1	38...54	0,6...1,4	1,1...1,5	1,1...1,5	1,2...1,8	0,9...1,7	0,9...1,7	1,4...1,9	1,6...2,1	1,5...2,5	1,8...2,6
	2	50...72	1,2...1,7	1,5...1,9	1,6...1,9	1,8...2,2	1,7...2,3	1,6...2,1	1,9...2,4	1,8...2,3	2,0...2,6	1,8...2,4
	3	97...115	1,2...2,0	1,3...2,0	1,2...1,8	0,8...2,1	1,5...2,6	1,8...2,5	1,9...2,4	2,0...2,5	1,9...2,4	1,5...2,4
2-я группа моталок ЛПЦ-10	1	49...76	1,0...1,5	1,5...1,8	1,5...1,9	1,2...2,2	1,7...2,2	1,6...2,1	1,4...2,5	1,8...2,6	1,1...2,7	1,7...2,5
	2	61...73	1,3...2,1	1,6...2,0	1,6...2,2	1,8...2,3	1,4...2,5	1,8...2,5	1,7...2,2	1,7...2,4	1,6...2,5	2,0...2,8
	3	93...123	1,6...2,4	1,5...2,2	1,6...2,1	1,5...2,4	1,4...2,2	1,4...2,2	1,6...2,6	2,0...3,0	2,0...2,9	2,1...2,6
Группа моталок ЛПЦ-4	1	36...49	0,8...1,4	0,8...1,5	1,1...1,6	1,0...1,8	1,1...1,8	1,2...1,7	1,2...1,9	1,4...1,9	1,7...2,2	1,8...2,2
	2	58...71	1,1...1,6	1,5...1,9	1,6...1,9	1,8...2,2	1,7...2,3	1,6...2,1	1,9...2,4	1,8...2,3	2,0...2,6	1,8...2,4

Настоящее время — это время перехода при описании шероховатой поверхности от 2D- к 3D-характеристикам топографии поверхности. Это время перехода от 2D-фильтрации исходного профиля для выделения *P*, *R*, *W*-профилей к 3D-фильтрации исходной поверхности для выделения *S*—*F*-поверхностей и *S*—*L*-поверхностей.

В работах [3, 4] показано, что 3D-характеристики шероховатого слоя напрямую связаны с эксплуатационными свойствами ленты, в то время как 2D-характеристики только опосредовано могут характеризовать эти свойства. Использование 3D-характеристики оказалось эффективным при решении различных технологических задач листопрокатного производства и машиностроения [5—10].

Рассмотрим подробнее некоторые 3D-параметры шероховатой поверхности, характеризующие топографическую структуру поверхности с окалиной и поверхности после удаления окалины.

Параметры *Sa*, *Sz*, *Ssk* — аналоги 2D-параметров *Ra*, *Rz*, *Rsk*, которые являются амплитудными характеристиками шероховатой поверхности. Параметр *Ssk* определяет соотношение глубин выступов и впадин шероховатой поверхности.

Параметр *Sal* — наибольшее корреляционное расстояние, характеризует усредненный шаг неровностей шероховатой поверхности.

Параметр *Sds* — число пиков шероховатой поверхности на единицу площади. Его не следует путать с числом пиков на единицу длины *Rpc*, поскольку последний учитывает не пики, а гребни неровностей [3—5, 8, 10].

Параметр *Sdr* показывает отличие площади реальной поверхности от площади идеально гладкой поверхности. Например, *Sdr* = 5 % означает, что площадь этой поверхности на 5 % больше площади гладкой поверхности.

Параметр *Sdq*, являющийся комплексным параметром, характеризует средний угол наклона микрограней шероховатой поверхности.

Параметр *Str* характеризует анизотропию по микротопографии поверхности. При *Str* = 1 шероховатость поверхности считается изотропной и является наиболее желательной для заказчика ленты.

Параметр *Vvc* (*p*, *q*) — характеризует объем пустот сердцевины (между уровнями *p* и *q*) шероховатого слоя. Например, *Vvc* (*p*, *q*) = 2 мкм^3/мкм^2 при *p* = 10 % и *q* = 80 % означает, что в центре шероховатого слоя толщиной 70 % от общей толщины объем пустот шероховатого слоя составляет 2 мкм^3/мкм^2. Эта величина определена прямым способом измерения и представляется

zp316.indd 45 02.03.2016 16:42:40

2. Характеристики шероховатой поверхности ленты до и после травления в линии непрерывно-травильного агрегата

Образец	*Sa*, мкм	*Ssk*	*Sz*	*Sal*	*Sds*, 1/мм²	*Sdr*, %	*Sdq*, °	*Str*	*Vvc* (*p*, *q*), мкм³/мкм²
			мкм						
Ст3 до травления	1,11	0,33	36,3	60,4	176	8,1	21,7	0,53	1,85
Ст3 после травления	1,26	0,22	54,4	54,3	173	10,8	25,5	0,51	2,02
08пс до травления	0,70	−1,53	43,7	61,3	171	6,3	19,8	0,84	0,91
08пс после травления	1,72	−0,75	46,6	54,6	184	10,6	25,2	0,72	2,23

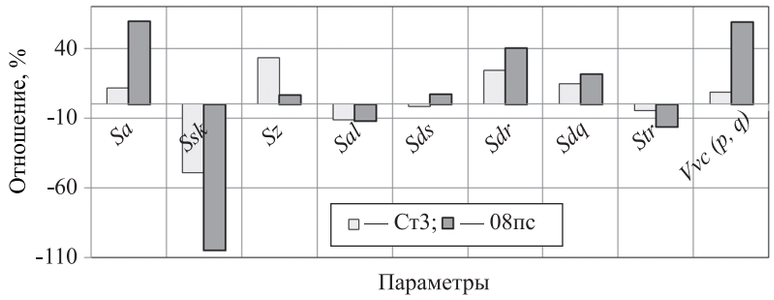


Рис. 1. Диаграмма процентного соотношения значений параметров микротопографии поверхности ленты до и после травления

в числовом виде, а не определяется опосредованным способом.

Параметры *Sds*, *Sdr*, *Str*, *Sal*, *Vvc* (*p*, *q*) не имеют 2D-аналогов и характеризуют новые характеристики шероховатого слоя в числовом виде.

Характеристики шероховатой поверхности ленты до и после травления в линии непрерывно-травильного агрегата приведены в табл. 2.

Сравнение этих характеристик в процентном соотношении приведено на диаграмме рис. 1.

По результатам исследования были сделаны следующие выводы:

1. Так как во впадинах окалины больше, чем на выступах поверхности металлической подложки, то после травления параметры *Sa*, *Sz* увеличились.

2. Значительные отрицательные изменения параметра *Ssk* подтверждают выводы п. 1.

3. Частотный параметр *Sds* (число пиков на единицу площади) практически не изменяется. На это же указывают малые изменения параметров *Sal* и *Str*.

4. Как следствие п. 1—3, угол наклона микрограней поверхности увеличивается после травления.

5. Объем пустот шероховатого слоя значительно возрастает после травления у легкотравимой стали 08пс и остается практически неизменным у стали Ст3.

6. Из рис. 1 видно, что наибольшее изменение микротопографии поверхности при травлении происходит у стали 08пс, а наименьшее — у среднетравимой Ст3. Исключением являются изменения параметров *Sdq*, *Sdr*, *Sds*, *Sal*.

Заключение. Окисный слой на металлической подложке сглаживает неровности металлической подложки. Неожиданным является то, что окисный слой имеет те же частотные характеристики, что и металлическая подложка. Это может быть объяснено тем, что амплитудные параметры шероховатости значительно превышают толщину окисного слоя. Это хорошо видно на микротопографических картах поверхности ленты до и после травления в линии непрерывно-травильного агрегата (рис. 2).

Микротопографические карты показывают также резкое увеличение количества местных выступов на протравленной поверхности. Это новая информация по сравнению с результатами, приведенными на рис. 1, поскольку параметры микротопографии поверхности в табл. 2 рассчитаны по стандартной методике с отсечкой шага λ_c = 0,8 мм, а карты поверхности на рис. 2 представлены без операции фильтрации.

zp316.indd 46 02.03.2016 16:42:40

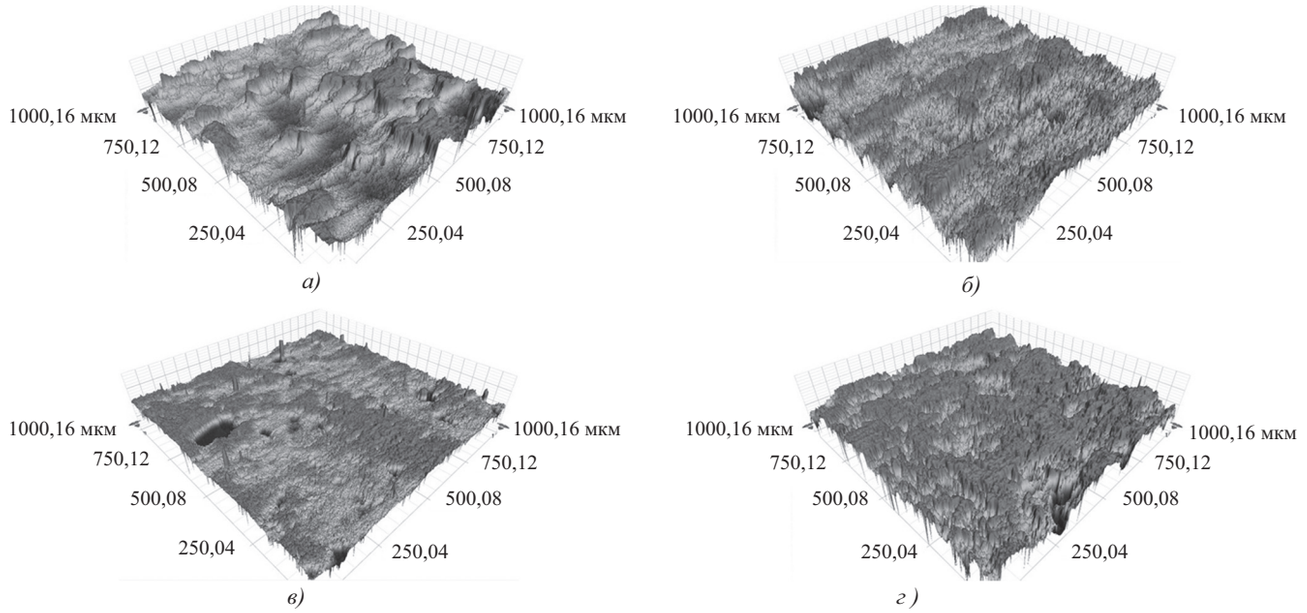


Рис. 2. Микротопографические карты поверхности ленты до (*а*, *в*) и после (*б*, *г*) травления:
а, *б* — сталь Ст3; *в*, *г* — сталь 08пс

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Голубчик Э.М.** Адаптивное управление качеством металлопродукции // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2014. № 1. С. 63—68.
2. **Исследование** возможности создания технологии производства горячекатаной травленой ленты с управляемой шероховатостью поверхности / Э.М. Голубчик, К.С. Хамутских, В.Е. Телегин, И.М. Шебаршова, А.Г. Севастьянов // Производство проката. 2014. № 11. С. 11—15.
3. **Белов В.К.** Требования к микротопографии поверхности листовой продукции и возможности металлургической промышленности — прошлое, настоящее, будущее. Часть 1. Требования заказчика и возможности технологии в настоящее время. 2D параметры микротопографии // Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2015. № 7. С. 89—93.
4. **Белов В.К.** Требования к микротопографии поверхности листовой продукции и возможности металлургической промышленности — прошлое, настоящее, будущее. Часть 2. 3D параметры микротопографии и их связь с эксплуатационными свойствами листа. Новые разрабатываемые 3D параметры микротопографии поверхности и перспективы их использования // Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2015. № 8. С. 51—69.
5. **Особенности** использования 3D топографических характеристик поверхности в инженерном деле / В.К. Белов, Д.О. Беглецов, Е.В. Губарев, С.В. Денисов, М.В. Дьякова, К.В. Смирнов // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2014. № 1 (45). С. 73— 80.
6. **Особенности** производства листовой продукции с регламентированной микротопографией поверхности / В.К. Белов, Д.О. Беглецов, М.В. Дьякова, А.В. Горбунов // Сталь. 2014. № 4. С. 53—60.
7. **Комплексное** исследование микротопографии поверхности холоднокатанного и оцинкованного проката с помощью современных 3D-критериев / В.К. Белов, М.В. Дьякова, С.А. Ласьков, А.В. Горбунов // Сталь. 2013. № 11. С. 36—41.
8. **Белов В.К., Дьякова М.В.** Новое в метрологии: замена 2D параметров микротопографии профиля на 3D параметры микротопографии поверхности // Контроль и диагностика. 2012. № 7. С. 57—63.
9. **Особенности** технологии производства листовой продукции для автомобильной промышленности с регламентированной микротопографией поверхности / В.К. Белов, А.В. Горбунов, В.В. Яшин, А.В. Антонов, Е.В. Жарков // Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2012. № 4. С. 89—93.
10. **Белов В.К. Дьякова М.В.** Новый подход к регламентации микротопографии поверхности холоднокатаного листа с использованием современных 3D параметров // Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2012. № 5. С. 46—55.

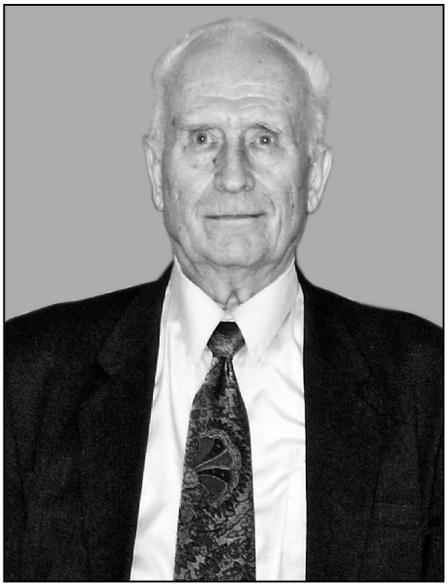
Валерий Константинович Белов,
канд. физ.-мат. наук, belovalkon@mail.ru;
Евгений Владимирович Губарев;
Ксения Сергеевна Лукьянова;
Эдуард Михайлович Голубчик, д-р техн. наук;
Геннадий Шмульевич Рубин, канд. техн. наук

ООО "Издательство "**Инновационное машиностроение**", 107076, Москва, Колодезный пер., 2а, стр. 2
Учредитель ООО "Издательство "Инновационное машиностроение". **E-mail: zpm@mashin.ru**
Тел. редакции журнала: (499) 268-47-19, 269-54-96. http://www.mashin.ru
Технический редактор *Патрушева Е.М.* Корректор *Сажина Л.И.*
Сдано в набор 12.01.2016. Подписано в печать 29.02.2016. Формат 60 × 88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Адвансед солюшнз".
119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1. Сайт: **www.aov.ru**
Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.

zp316.indd 47 02.03.2016 16:42:40

Памяти Евгения Ивановича СЕМЁНОВА

(15.11.1926–13.02.2016)



13 февраля 2016 г. на 90-м году жизни после тяжелой продолжительной болезни скончался выдающийся ученый в области теории и технологии обработки металлов давлением профессор кафедры "Технологии обработки давлением" МГТУ им. Н.Э. Баумана, доктор технических наук Евгений Иванович Семёнов.

Евгений Иванович родился 15 ноября 1926 г. в Москве. В 1950 г. он окончил МВТУ им. Н.Э. Баумана, в 1954 г. защитил кандидатскую диссертацию, в которой были установлены размеры и форма очага деформации при доштамповке.

В 1954 г. Е.И. Семёнов работал в должности старшего инспектора отдела политехнических вузов главного управления политехнических и машиностроительных вузов Министерства высшего образования СССР, затем по 1958 г. работал в МВТУ им. Н.Э. Баумана в должностях ассистента и доцента. В период с 1958 по 1959 г. он являлся старшим научным сотрудником ЦНИИТМАШ. В 1959 г. вернулся в МВТУ им. Н.Э. Баумана, где по 1973 г. проработал в должности доцента. В 1973 г. защитил докторскую диссертацию по процессам штамповки и прессования.

В 1973 г. Евгений Иванович возглавил Всесоюзный заочный машиностроительный институт (ВЗМИ), ректором которого он являлся до 1985 г. В то же время он заведовал кафедрой "Технология приборостроения" ВЗМИ.

С 1985 г. Е.И. Семёнов работал профессором кафедры "Технологии обработки давлением" МГТУ им. Н.Э. Баумана и одновременно с 2007 г. – профессором кафедры "Машины и технология обработки металлов давлением" Московского государственного индустриального университета.

Научная деятельность Евгения Ивановича Семёнова была связана с созданием и развитием теории и технологии обработки металлов давлением и разработкой на этой основе новых технологических процессов, оснастки и оборудования. Отличительной особенностью научной деятельности Е.И. Семёнова являлась генерация новых идей и их практическая реализация. Его теоретические разработки в области обработки металлов давлением легли в основу промышленных технологических процессов открытой облойной штамповки, штамповки в закрытых штампах и в штампах для выдавливания.

В последнее время научные интересы Евгения Ивановича лежали в области повышения эффективности ковки и штамповки на молотах, механики пластического деформирования трубных заготовок, а также создания экономичных процессов получения кольцевых заготовок.

Е.И. Семёнов – автор более 30 учебников и учебных пособий по специальности "Машины и технология обработки металлов давлением". В 1985–1986 гг. в издательстве "Машиностроение" вышел четырехтомный справочник "Ковка и штамповка", председателем редакционного совета и одним из авторов которого является Е.И. Семёнов, а в 2010 г. — 2-е издание данного справочника, уже долгие годы являющегося настольной книгой для многих поколений ученых и технологов в области обработки металлов давлением.

Под его научным руководством и консультировании подготовлены и защищены более 40 кандидатских и 5 докторских диссертаций.

В 1979 г. профессору Е.И. Семёнову было присвоено почетное звание "Заслуженный деятель науки и техники РСФСР".

В 2004 г. он был удостоен Государственной премии РФ в области науки и техники за работу "Научные основы проектирования и создание гаммы тяжелых кривошипных горячештамповочных прессов, технологии штамповки и автоматических линий для изготовления крупных поковок".

Е.И. Семёнов являлся лауреатом премии С.И. Мосина, почетным работником Воронежского завода тяжелых механических прессов, почетным профессором Рыбинского государственного авиационного технического университета им. П.А. Соловьева, награжден нагрудным значком "Почетный радист".

Е.И. Семёнов являлся академиком и почетным президентом Отделения "Заготовительные производства" Академии проблем качества РФ.

За участие в Великой Отечественной войне Е.И. Семёнов награжден медалью "За победу над Германией", орденами Трудового Красного Знамени, "Знак Почета" и еще 12 медалями.

Евгений Иванович являлся главным редактором и председателем редакционного совета журнала "Заготовительные производства в машиностроении" с момента его основания в 2003 г., а также автором многих статей нашего журнала.

Е.И. Семёнов был замечательным педагогом и учителем нескольких поколений специалистов в области обработки металлов давлением, организатором научных школ и выдающимся ученым, работы которого внесли огромный вклад в развитие отечественной науки и производства.

Евгения Ивановича отличали глубокий профессионализм, трудолюбие, порядочность, он был очень отзывчивым и доброжелательным человеком, отличающимся высокими человеческими качествами.

Светлая память о Евгении Ивановиче Семёнове навсегда останется в сердцах друзей, коллег и учеников. Редакционный совет и коллектив редакции журнала выражают глубокие соболезнования родным и близким Евгения Ивановича Семёнова.

zp316.indd 48 02.03.2016 16:42:40