

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

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

**Зам. главного
редактора**
СЕРИКОВА Е.А.

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

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

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

За содержание рекламных
материалов ответственность
несет рекламодатель

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

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



СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

- Акутин А.А., Изотов В.А., Шатульский А.А.** Литниковая система с центрифугирующим элементом 3
- Овчинников В.В., Дриц А.М., Соловьева И.В.** Влияние параметров режима сварки трением с перемешиванием на свойства и структуру соединений листов сплава 1151Т . . 11

Кузнечно-штамповочное производство

- Лавриненко В.Ю.** Разработка процессов осадки и протяжки на молотах при деформировании бабой молота с наполнителем 19
- Мороз Б.С., Дудник М.Г.** Влияние сил трения активного действия на технологические параметры обратного выдавливания 25

Прокатно-волочильное производство

- Колесников А.Г., Алдунин А.В., Сухоставский М.Н.** Оценка минимального обжатия слябов для ликвидации осевой рыхлости 34

Материаловедение и новые материалы

- Муратов В.С., Якимов Н.С.** Отработка вариантов корректирующей термической обработки тяжело нагруженных изделий из стали 30ХГСН2А 39
- Хлыбов А.А., Беляев Е.С., Рябцев А.Д., Беляева С.С., Гетмановский Ю.А., Явтушенко П.М.** Влияние технологии горячего изостатического прессования на структуру и свойства изделий из порошка жаропрочного сплава ВЖ159 44

Журнал входит в перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней по группам научных специальностей: 05.02.09 — Технологии и машины обработки давлением; 05.02.10 — Сварка, родственные процессы и технологии; 05.04.11 — Атомное реакторостроение, машины, агрегаты и технология материалов атомной промышленности; 05.16.01 — Металловедение и термическая обработка металлов и сплавов; 05.16.04 — Литейное производство; 05.16.05 — Обработка металлов давлением; 05.16.06 — Порошковая металлургия и композиционные материалы; 05.16.08 — Нанотехнологии и наноматериалы и в базу данных Chemical Abstracts

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

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

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

Editorial Assistant
SERIKOVA E.A.

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

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

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

An advertiser is responsible for
the promotional materials

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

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

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

- Akutin A.A., Izotov V.A., Shatul'sky A.A. Centrifuging element gating system 3
Ovchinnikov V.V., Drits A.M., Solov'eva I.V. Effect of friction stir welding parameters
on properties and structure of 1151T alloy sheets joints 11

Forging and Stamping Production

- Lavrinenko V.Yu. Development of upsetting and broaching process during deformation by
hammer fillers ram 19
Moroz B.S., Dudnik M.G. Effect of active action friction forces on technological parameters
of backward extrusion 25

Rolling and Drawing Production

- Kolesnikov A.G., Aldunin A.V., Sukhostavsky M.N. Estimation of minimal slab reduction
to eliminate of axial porosity 34

Physical Metallurgy and New Materials

- Muratov V.S., Yakimov N.S. Formation of options for corrective heat treatment of heavy-
loaded products made of 30KhGSN2A steel 39
Khlybov A.A., Belyaev E.S., Ryabtsev A.D., Belyaeva S.S., Getmanovsky Yu.A.,
Yavtushenko P.M. Effect of hot isostatic pressing technology on structure and properties
of products made of VZh159 heat-temperature alloy 44

*Journal is included into the list of the Higher Examination Board
for publishing of competitors for the academic degrees theses in groups of scientific
specialties: 05.02.09 – technologies and forming machines; 05.02.10 – welding, related
processes and technologies; 05.04.11 – nuclear reactor engineering, machines, units
and materials technology of nuclear industry; 05.16.01 – physical metallurgy and heat
treatment of metals and alloys; 05.16.04 – foundry; 05.16.05 – plastic metal forming;
05.16.06 – powder metallurgy and composite materials; 05.16.08 – nanotechnologies
and in Chemical Abstracts database*

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



Литниковая система с центрифугирующим элементом

Предложена конструкция литниково-питающей системы с центрифугирующим элементом для отливок из никелевых жаропрочных сплавов, разработана методика расчета ее основных размеров. Экспериментальное и производственное опробование показало высокую эффективность данной литниковой системы по задержанию шлаковых частиц и засоров, что позволило значительно сократить уровень брака отливок.

Ключевые слова: литье по выплавляемым моделям; шлаковые частицы; центрифугирующий элемент; размеры литниковой системы.

The design of centrifuging element gating and feeding system for castings made of heat-temperature nickel alloys is proposed, method for calculating its main sizes is developed. The experimental and production testing showed the high efficiency of this gating system in retaining of slag particles and blockages, which made it possible to significantly reduce the level of rejected castings.

Keywords: casting; slag particles; centrifuging element; sizes of gating system.

Введение. В настоящее время заметно возрастает конкуренция на рынке авиадвигателей, поэтому вопросы повышения качества наиболее ответственных отливок, в частности рабочих лопаток, и снижения их себестоимости выходят на первый план [1].

Как показал анализ деятельности литейных цехов, изготавливающих подобные отливки из жаропрочных никелевых сплавов, несмотря на применение керамических форм, плавку и заливку расплава в условиях глубокого вакуума, такие дефекты, как шлаковые включения и засоры остаются достаточно распространенными. Основными причинами их появления являются: нарушения технологии плавки и заливки расплава, его взаимодействие с поверхностью керамической формы, в порах которой остаются неудаленные остатки модельного состава [2, 3], а также отсутствие в конструкции литниковой системы элементов, предназначенных для удержания шлаковых частиц.

Применение для устранения этого недостатка керамических фильтров, устанавливаемых

в стояке, не всегда оправдано, так как приводит к значительному удорожанию литейной формы и появлению дефектов, обусловленных разбиением струи расплава на отдельные капли при заливке [3, 4]. Поэтому мероприятия, обеспечивающие повышение качества подобных отливок являются актуальными.

Результаты исследований. Для снижения уровня брака по шлаковым частицам и засорам предложена литниковая система (рис. 1), отличительной особенностью которой является наличие шлакоборника и центрифугирующего нижнего литникового хода, предназначенных для задержания неметаллических частиц.

В процессе заливки формы расплав попадает через литниковую чашу 1 (см. рис. 1) и стояк 2 в вертикальный центрифугирующий литниковый ход 3. Под действием центробежных сил шлаковые и неметаллические включения, имеющие значительно меньшую по сравнению с расплавом плотность, оттесняются к внутренней поверхности литникового хода и скапливаются в верхней части шлакоборника 4. Очи-

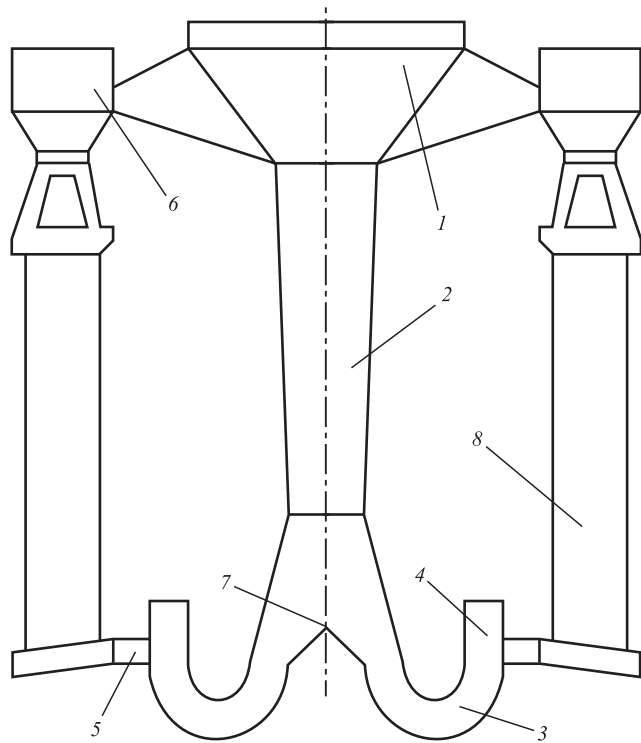


Рис. 1. Литниковая система с центрифугирующим элементом

ценный таким образом расплав попадает через питатель 5 в полость литейной формы 8. Питание верхнего замка отливки осуществляется от индивидуальной верхней прибыли b , а нижнего узла — бандажной полки — от шлако-сборника 4. Симметричное лучевое расположение отливок относительно стояка обеспечивает одинаковые условия их заполнения и затвердевания, что также бывает недостижимо при использовании литниковых систем другого типа, в частности с двумя горизонтальными литниковыми ходами, получившими значительное распространение [5—8].

Предлагаемая литниковая система за счет введения в конструкцию рассекателя 7 (см. рис. 1) позволяет устранить и еще один известный недостаток, присущий традиционным литниковым системам, заключающийся в том, что при ударе расплава о вогнутую поверхность зумпфа или плоскую поверхность литникового хода часто возникает вращательно-поступательное движение, переходящее в волнообразное и постепенно затухающее [4]. Это движение в зумпфе сопровождается аэрацией потока, вызывающей образование вторичного шлака (оксидных плен) и воздушных раковин. При литье жаропрочных никелевых сплавов в условиях недостаточно глубокого вакуума, это

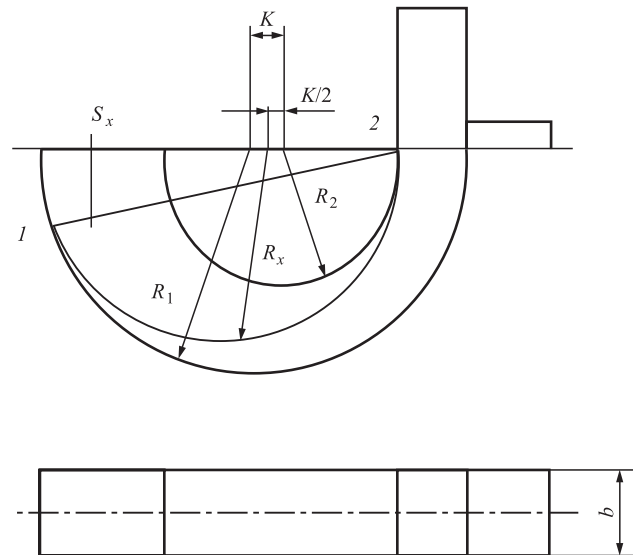


Рис. 2. Центрифугирующий элемент литниковой системы

может быть существенным и привести к возникновению неисправимых дефектов отливок.

Размеры центрифугирующего литникового хода были заданы двумя радиусами R_1 и R_2 с радиусным смещением k (рис. 2). Очевидно, что оптимальными размерами являются такие, которые обеспечат при движении расплава с заданной скоростью всплытие шлаковой частицы, движущейся на входе в рожек по его внешнему радиусу R_1 (из положения 1 в положение 2). В этом случае все остальные частицы всплывут и будут собраны в шлако-сборнике.

Анализ векторной модели всех приложенных к частице сил показал, что для ее отрыва от внешней поверхности необходимо выполнение определенного соотношения сил, а это накладывает ограничения на скорость течения расплава (сила, действующая на частицу со стороны расплава), т.е. существует максимально допустимая скорость движения расплава w_p , выше которой сила инерции (скоростной напор) F_w и сила сопротивления всплытию частицы F_c не позволят ей всплыть. Определение значения этой скорости позволит рассчитать размеры центрифугирующего элемента, обеспечивающие стабильное шлакозадержание независимо от начального положения шлаковой частицы в потоке расплава.

Для нахождения значения w_p был проведен анализ векторной модели сил, представленной на рис. 3. Принимаем, что начало движения частицы, имеющей форму шара, происходит на входе в центрифугирующий элемент от его

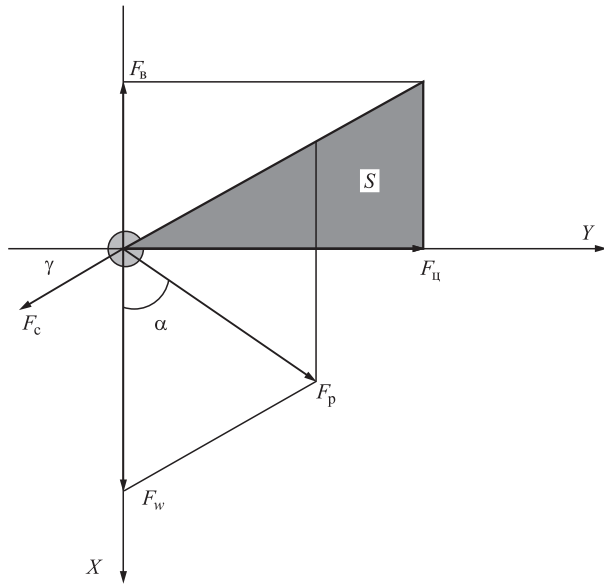


Рис. 3. К определению равнодействующей всех сил, приложенных к шлаковой частице

стенки, описываемой радиусом R_1 . Допускаем, что скорость движения частицы в направлении оси Z (по ширине центрифугирующего элемента) равна 0. Тогда, рассматривая движение частицы в плоскости XY (ось X направлена по движению расплава), получаем, что проекции сил соответственно на оси X и Y будут иметь вид:

$$F_p \cos \alpha + F_w + F_c \sin \gamma - F_B = 0; \quad (1)$$

$$F_p \sin \alpha + F_{ц} - F_c \cos \gamma = 0, \quad (2)$$

где $F_p = [F_B - F_w - F_{ц} + F_c (\cos \gamma - \sin \gamma)] / (\sin \alpha + \cos \alpha)$ — равнодействующая всех сил; α — угол между равнодействующей всех сил и силой инерции; F_B — сила сопротивления всплытию; $F_{ц}$ — центробежная сила.

Определяя значения этих сил и допуская, что в реальных условиях движения расплава в полости литейной формы, как правило, выполняется условие $w < 1$ м/с, после преобразований получаем:

$$w_p \leq \sqrt{\frac{4d_{ш} R_1 g \operatorname{tg} \alpha (\rho_p - \rho_{ш})}{3 \operatorname{tg} \alpha R_1 \rho_p - 4d_{ш} (\rho_p - \rho_{ш})}}, \quad (3)$$

где $d_{ш}$ — диаметр шлаковой частицы; g — ускорение свободного падения; $\rho_{ш}$, ρ_p — плотности шлаковой частицы и расплава соответственно.

Полученное неравенство позволяет определить максимально допустимую скорость движения расплава, при которой происходит

отрыв шлаковой частицы от внешней поверхности центрифугирующего элемента, описываемой радиусом R_1 , и ее всплытие к внутренней поверхности, описываемой радиусом R_2 . При скоростях, превышающих значение w_p , шлаковые частицы будут увлекаться потоком расплава сначала в питатель, а затем попадать и в полость литейной формы. Анализ неравенства (3) показал, что в нем кроме искомой скорости потока расплава неизвестной величиной является также и значение $\operatorname{tg} \alpha$ (угла между равнодействующей всех сил F_p и силой F_w (см. рис. 3).

Максимально возможные значения угла α , при которых обеспечивается шлакозадержание, определяли по зависимости, полученной из формулы (3):

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{4d_{ш} w_p^2 (\rho_p - \rho_{ш})}{3R_1 \rho_p w_p^2 - 4d_{ш} R_1 g (\rho_p - \rho_{ш})}. \quad (4)$$

Значения предельно допустимых скоростей течения расплава экспериментально определяли по методике, предложенной авторами [5]. Полученные значения $\operatorname{tg} \alpha$ для различных типоразмеров элементов и скоростей течения расплава представлены в табл. 1. Функциональную зависимость определяли по результатам обработки экспериментальных данных методом регрессионного анализа с использованием прикладного пакета STATISTICA, что позволило получить уравнения для определения соотношений параметров R_1 , R_2 , $\operatorname{tg} \alpha$, обеспечивающих гарантированное шлакозадержание. Вид функции из большого числа возможных вариантов определяли по максимально возможному значению коэффициента детерминации R^2 .

Для центрифугирующего элемента постоянного или расширяющегося сечения при $0,1 \text{ м} > R_1 > 0,01 \text{ м}$ (табл. 2):

$$R_2 = 0,15R_1 + \frac{\pi R_1^{-1}}{b_1 \operatorname{tg}^{2,2} \alpha}; \quad (5)$$

$$R^2 = 99,9; b_1 = -1,05 \cdot 10^5.$$

Для центрифугирующего элемента сужающегося сечения (см. табл. 2):

$$R_2 = 0,09R_1 + \frac{\pi R_1^{-0,64}}{b_2 \operatorname{tg}^2 \alpha}; \quad (6)$$

$$R^2 = 99,4; b_2 = -2,25 \cdot 10^4.$$

Анализ неравенства (3) показал, что при снижении скорости течения расплава до не-

1. Экспериментальные значения угла α для различных типоразмеров элементов и скоростей течения расплава

Центрифугирующий элемент									
постоянного и расширяющегося сечения					сужающегося сечения				
R_1 , м	R_2 , м	w , м/с	$\text{tg } \alpha$	α , °	R_1 , м	R_2 , м	w , м/с	$\text{tg } \alpha$	α , °
0,02	0,0040	0,12	1,68	59	0,02	0,0020	0,118	3,46	74
	0,0073	0,124	0,622	32		0,0053	0,122	0,736	36
	0,0107	0,126	0,445	24		0,0087	0,125	0,491	26
	0,0140	0,129	0,38	21		0,0120	0,128	0,399	22
0,03	0,0060	0,119	0,932	43	0,03	0,0030	0,117	2,65	69
	0,0110	0,123	0,427	23		0,0080	0,123	0,486	30
	0,0160	0,126	0,323	18		0,0130	0,126	0,347	19
	0,0210	0,128	0,273	15		0,0180	0,127	0,283	16
0,04	0,0080	0,119	0,64	33	0,04	0,0040	0,118	1,066	47
	0,0157	0,123	0,324	18		0,0107	0,122	0,381	21
	0,0223	0,125	0,25	14		0,0173	0,124	0,272	15
	0,0280	0,127	0,215	12		0,0240	0,127	0,227	13
0,05	0,0100	0,110	0,488	26	—				
	0,0133	0,119	0,268	15					

Примечание. $D_{ш} = 0,0015$ м; $(\rho_p - \rho_{ш})/\rho_p = 0,675$. Расход и ширина канала постоянны.

которого значения, при котором знаменатель равен нулю, наступает такой момент, когда значение выталкивающей силы, действующей на шлаковую частицу, настолько превышает силу напорного движения расплава, что всплытие частицы будет происходить при любой конфигурации центрифугирующего элемента:

$$3R_1\rho_p w_p^2 - 4d_{ш}R_1g(\rho_p - \rho_{ш}) = 0.$$

Отсюда можно найти максимально возможную скорость течения расплава, при которой обеспечивается гарантированное шлакозадержание:

$$w_p' = [1,33d_{ш}g(\rho_p - \rho_{ш})\rho_p]^{0,5}. \quad (7)$$

Такой подход позволяет выбирать размеры центрифугирующего элемента конструктивно, исходя из параметров печи подогрева плавильно-заливочной установки, размеров отливки и технологичности (удобства сборки блока моделей и отрезки готовых отливок).

Разработанное математическое обеспечение позволило предложить следующий алгоритм расчета размеров литниковой системы и усло-

вий заполнения литейной формы с использованием литниковой системы с центрифугирующим элементом.

1. Определение скорости течения расплава в узком сечении литейной формы (обычно это тонкое сечение пера лопатки):

$$w_{узк} = \text{Re}_{кр} v / \delta_{ср.узк.с},$$

где $\text{Re}_{кр}$ — критическое значение критерия Рейнольдса [3]; v — кинематическая вязкость расплава; $\delta_{ср.узк.с}$ — средняя толщина узкого сечения пера лопатки.

2. Вычисление расхода из ковша из расчета на одну отливку:

$$Q_o = \frac{F_{узк.с} w_{узк.с}}{\mu_{узк.с}},$$

где $F_{узк.с}$ — площадь в узком сечении; $w_{узк.с}$ — скорость движения расплава в узком сечении; $\mu_{узк.с}$ — коэффициент расхода узкого сечения пера лопатки:

$$\mu_{узк.с} = \frac{1}{(1 + \xi_{ст} + \xi_{л.х} + \xi_{пит} + \xi_{б.п})^{0,5}},$$

где $\xi_{ст}$, $\xi_{л.х}$, $\xi_{пит}$, $\xi_{б.п}$ — гидравлические сопротивления стояка, литникового хода, питателя и бандажной полки.

3. Тепловой расчет заполняемости при принятом расходе.

4. Определение размеров литниковой системы по соотношениям, полученным в ходе проведения экспериментов по заполнению полости формы расплавом:

$$\Sigma F_{отл} : \Sigma F_{пит} : F_{ст} = 1,7 : 2 : 1,$$

где $F_{отл}$, $F_{пит}$, $F_{ст}$ — площади сечения отливки, питателей, стояка соответственно, или с помощью метода вписанных сфер или приведенных толщин по известным соотношениям, приведенным в табл. 2.

В результате обработки экспериментальных данных по моделированию процесса заполнения полости формы расплавом [3] установлено, что при $F_{шл} : F_{пит} = 2 : 1$ ($F_{шл}$ — площадь сечения шлакоуловителя) выполняется условие $h_{шл} > h_{пит}$ ($h_{шл}$, $h_{пит}$ — высота шлакоуловителя и питателя), которое обеспечивает шлакозадержание, в противном случае в зоне действия питателя возникает разрежение и шлаковые частицы увлекаются потоком в полость формы. Данное условие обеспечивает также и необходимую направленность затвердевания отливки.

5. Вычисление скорости течения расплава в узком сечении центрифугирующего элемента, определяемой расходом из ковша плавильно-заливочной установки:

$$w_{шл} = Q\mu_{1-2}/F_{узк.шл},$$

где $\mu_{1-2} = 1/(1 + \xi_{ст} + \xi_{л.х})^{0,5}$.

Полученное значение скорости сравнивают с максимально допустимым значением скорости, если $w_{шл} < w'_p$, то шлаковые частицы улавливаются независимо от размеров центрифугирующего элемента и в этом случае его размеры выбирают конструктивно и по соотношениям, представленным в табл. 2.

Если $w_{шл} > w'_p$, то конструктивно, исходя из размеров внутренней полости печи подогрева и размеров отливки, выбирают конструкцию и внешний радиус R_1 центрифугирующего элемента. Рассчитывают значение $\text{tg}\alpha$ и по соотношениям (см. табл. 2) определяют остальные элементы. Если R_2 в результате расчета больше R_1 , то необходимо увеличить R_1 . Если увеличенные R_1 невозможно, то необходимо возвратиться

к п. 2 и уменьшить значение расхода расплава из ковша и повторить расчет.

6. Расчет скорости поворота ковша ω по методике [3], необходимой для обеспечения заполнения всего блока.

Пример расчета литниковой системы с центрифугирующим элементом для отливки "лопатка рабочая" из сплава ЖСБУ

1. Примем следующие значения теплофизических свойств расплава и формы:

удельная теплоемкость расплава $c_{ж} = 672,5$ Дж/(кг·К); плотность расплава $\rho_{ж} = 8200$ кг/м³; теплопроводность расплава $\lambda_p = 17$ Вт/(м·К); теплоаккумулирующая способность формы $b_{\phi} = 1800$ Вт·с^{0,5}/(м²·К); теплоаккумулирующая способность расплава $b_p = 9800$ Вт·с^{0,5}/(м²·К); температура заливки $t_{зал} = 1620$ °С; температура формы $t_{\phi} = 1000$ °С; кинематическая вязкость расплава $\nu_p = 6 \cdot 10^{-7}$ м²/с; температуропроводность расплава $a_p = 3 \cdot 10^{-6}$ м²/с; число Прандля $Pr = 0,2$. Размеры лопатки взяты с ее чертежа.

2. Определим скорость течения расплава в узком сечении литевой формы (узкое сечение пера лопатки):

$$w_{узк} = Re_{кр}\nu_p/\delta_{узк} = 0,12 \text{ м/с.}$$

Согласно [3] класс отливки I, тип проектируемой литниковой системы III, тогда примем $Re_{кр} = 750$. В блоке шесть отливок.

3. В первом приближении рассчитаем размеры литниковой системы из соотношений $\Sigma F_{отл} : \Sigma F_{пит} : F_{ст} = 1,7 : 2 : 1$.

Суммарная площадь сечения отливки равна $0,86 \cdot 10^{-4}$, тогда $F_{пит} = 10^{-4}$ м², а $\Sigma F_{пит} = 6 \cdot 10^{-4}$ м². Примем питатель размерами 8×12 мм. Стояк прямой цилиндрический $\Sigma F_{ст} = 3 \cdot 10^{-4}$ м². Площадь центрифугирующего элемента примем из соотношения $F_{л.х} : F_{пит} = 2 : 1$, тогда $F_{л.х} = 2 \cdot 10^{-4}$ м².

4. Определим расход из ковша в расчете на одну отливку:

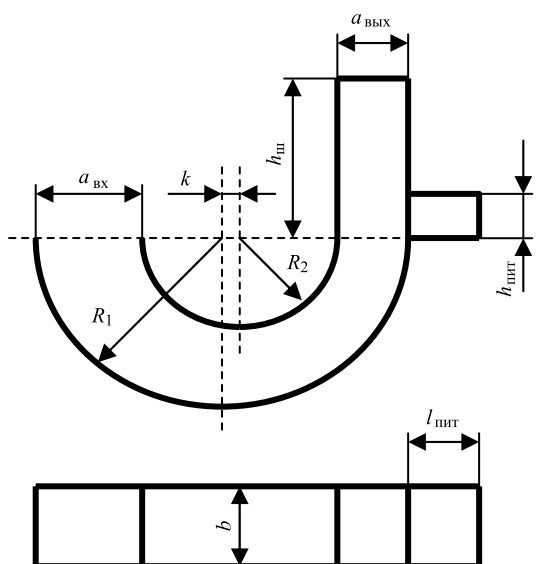
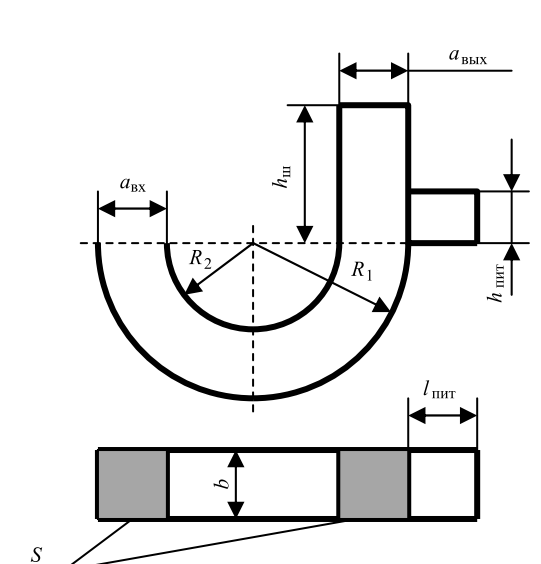
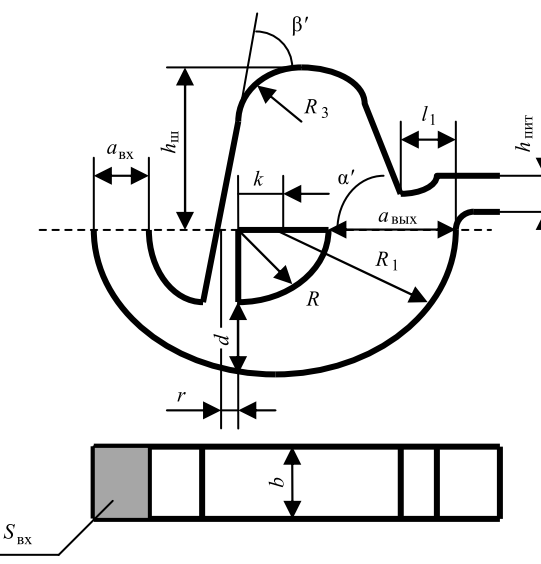
$$V = F_{узк}w_{узк}/\mu_{узк} = 0,12 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с},$$

где $\mu_{узк} = 1/(1 + \xi_{ст} + \xi_{л.х} + \xi_{пит} + \xi_o)$ — определено по экспериментальным данным [2]; ξ_o — гидравлическое сопротивление отливки.

5. Выполним тепловой расчет на заполняемость.

Разобьем перо лопатки по высоте на четыре участка, примем $t_{зал} = 1620$ °С, тогда

2. Конструкция и формулы расчета центрифугирующих элементов

Центрифугирующий элемент	
сужающегося сечения	постоянного сечения
 <p> $S_{\text{вх}} = \mu Q/w$; $b_{\text{вх}} = S_{\text{вх}}/a_{\text{вх}}$; $a_{\text{вх}} = (0,55...0,8)R_1$; $a_{\text{вых}} = 0,8a_{\text{вх}}$; $h_{\text{пит}} < a_{\text{вых}}$; $h_{\text{ш}} = 1,1R_1$; $k = (a_{\text{вх}} - a_{\text{вых}})/2$; $R_2 = R_1 - a_{\text{вх}} + k$ или $R_2 = R_1 - a_{\text{вых}} - k$ </p>	 <p> $a_{\text{вх}} = a_{\text{вых}} = a$; $S = \mu Q/w$; $a = (0,55...0,8)R_1$; $h_{\text{пит}} < a$; $h_{\text{ш}} = 1,1R_1$; $R_2 = R_1 - a$ </p>
расширяющегося сечения	
 <p> $\alpha = 85...88^\circ$; $\beta = 70...75^\circ$; R_3 — конструктивно; $h_{\text{ш}} = 1,1R_1$; $r = a_{\text{вых}}/4$; $a_{\text{вых}} = (0,67...0,7)R_1$; $a_{\text{вх}} = (0,30...0,35)R_1$; $b = S/d$; $k = (a_{\text{вых}} - a_{\text{вх}})/2$; $d = (a_{\text{вых}} + a_{\text{вх}})/2$; $S = \mu Q/w$; $l_1 = a_{\text{вых}}/3$; $R_2 = (R_1^2 - k^2)^{0,5} - d$ </p>	
Соотношения, использованные для расчета размеров питателя	
Размер питателя	Расчетная формула
Толщина	$h_{\text{пит}} = (1,0...1,2)D_{\text{м.у}}$
Ширина	$b_{\text{пит}} = (1,0...1,4)D_{\text{м.у}}$
Длина	$l_{\text{пит}} = 6...8 \text{ мм}$
Обозначения: Q — расход расплава; μ — коэффициент расхода; $D_{\text{м.у}}$ — диаметр сферы, вписанной в массивный узел отливки.	

участок 1

$w_{л1} = 0,12$ м/с, $Re = 750$, так как $1000 > Re > 500$, воспользуемся для определения коэффициента теплоотдачи уравнением

$$Nu = 0,26 Re^{0,52} Pr^{0,33} = 4;$$

$$\alpha = Nu \lambda / \delta = 18300 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К});$$

$$t_i = (t_{зал} - t_{ф.н}) / \exp\left(\frac{y_i \alpha_i}{c_{ж} \rho_{ж} \delta_i (1 + b_m / b_{\phi}) w_i}\right) + t_{ф.н} = 1606 \text{ }^{\circ}\text{C},$$

где $t_{зал}$ — температура заливки; $t_{ф.н}$ — температура формы начальная; b_m — теплоаккумулирующая способность металла;

участок 2

Рассчитаем среднюю скорость на участке

$$w_{л2} = w_{л1} F_1 / F_2 = 0,11 \text{ м/с}.$$

Средняя толщина пера $\delta = 0,004$ м, тогда $Re = w_2 \delta_{o2} / \nu_p = 733$;

$$500 < Re < 1000 \quad Nu = 0,26 Re^{0,52} Pr^{0,33} = 3,8;$$

$$\alpha_2 = Nu \lambda / \delta = 18 \ 200 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}); \quad t_2 = 1553 \text{ }^{\circ}\text{C};$$

участок 3

Рассчитаем среднюю скорость на участке

$$w_{л3} = w_{л1} F_1 / F_3 = 0,1 \text{ м/с}.$$

Средняя толщина пера $\delta_3 = 0,0044$ м, тогда $Re = w_3 \delta_{o3} / \nu_p = 731$;

$$500 < Re < 1000 \quad Nu = 0,26 Re^{0,52} Pr^{0,33} = 3,6;$$

$$\alpha_3 = Nu \lambda / \delta = 18 \ 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}); \quad t_2 = 1510 \text{ }^{\circ}\text{C};$$

участок 4

$\delta_4 = 0,0056$ м, тогда $w_4 = 0,07$ м/с; $Re = 747$;

$$Nu = 18 \ 000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}); \quad t_4 = 1492 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Так как температура t_4 много больше температуры ликвидуса сплава ($t_L = 1360 \text{ }^{\circ}\text{C}$), повторим расчет, уменьшив температуру заливки сплава:

при $t_{зал} = 1540 \text{ }^{\circ}\text{C}$: $t_1 = 1528 \text{ }^{\circ}\text{C}$; $t_2 = 1488 \text{ }^{\circ}\text{C}$;
 $t_3 = 1445 \text{ }^{\circ}\text{C}$; $t_4 = 1423 \text{ }^{\circ}\text{C}$;

при $t_{зал} = 1480 \text{ }^{\circ}\text{C}$: $t_1 = 1469 \text{ }^{\circ}\text{C}$; $t_2 = 1427 \text{ }^{\circ}\text{C}$;
 $t_3 = 1393 \text{ }^{\circ}\text{C}$; $t_4 = 1372 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

5. Определим основные размеры центрифугирующего элемента (участок спроектированной литниковой системы представлен на рис. 4).

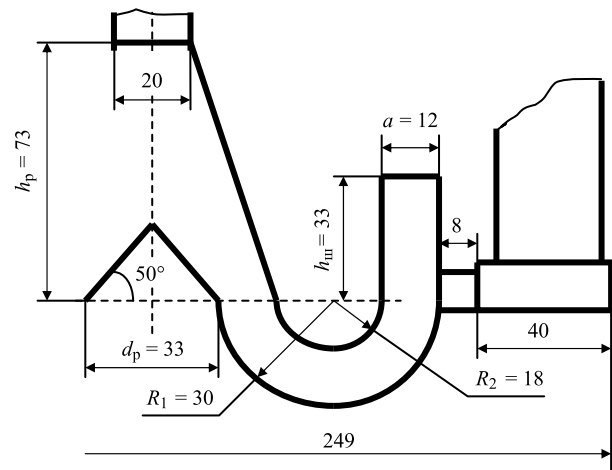


Рис. 4. Участок спроектированной литниковой системы

По формуле (3) вычисляем граничную скорость течения расплава в центрифугирующем элементе:

$$w'_p = 0,09 \text{ м/с}.$$

Определяем действительную скорость течения расплава в центрифугирующем элементе:

$$W_{шл} = V_{\mu_{ст-л.х}} / F_{л.х} = 0,05 \text{ м/с},$$

где $\mu_{ст-л.х} = 1 / (1 + \xi_{ст} + \xi_{л.х}) = 0,94$.

Так как $w_{шл} < w'_p$, то размеры центрифугирующего элемента постоянного сечения выбираем с учетом размеров питателя по табл. 2:

$$R_1 = 0,03 \text{ м}, \quad R_2 = R_1 - a, \quad a > h_{пит},$$

$$a = 1,5 h_{пит} = 0,012 \text{ м}, \quad b = 0,013 \text{ м},$$

$$R_2 = 0,018 \text{ м}, \quad h_{ш} = 0,033 \text{ м}.$$

Распределитель $d_p = 2,5b = 32,5$ мм; $h_p = 2,2d_p = 73$ мм.

6. Рассчитаем скорость поворота ковша, необходимую для обеспечения расхода $V = 6V_1 = 0,78 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3/\text{с}$.

Выберем порционный цилиндрический ковш высотой $H = 0,16$ м, $R = 0,6$ м.

Скорость поворота ковша:

$$\omega = \frac{V (1 + \text{ctg} \beta \text{tg} \beta)^3 \sin 2\alpha}{\pi R^3 \sqrt{1 - (\text{ctg} \beta \text{tg} \alpha)^2}} \quad \text{при } 0^\circ < \alpha < 30^\circ,$$

$$\omega = \frac{V (1 + \text{ctg} \beta \text{tg} \beta)^2 \sin 2\alpha}{HR^2 \sqrt[3]{1 - \text{ctg}^2 \beta \text{tg}^2 \alpha} - \left(\pi - \gamma + \frac{1}{2} \sin 2\gamma\right)}$$

при $30^\circ < \alpha < 89^\circ$,

3. Угловая скорость ковша в зависимости от угла его поворота

$\alpha, ^\circ$	$\omega, \text{ рад/с}$
0	0,17
10	
20	
30	0,16
40	
50	
60	0,15
70	
80	
90	0,4

$$\gamma = \arccos\left(\frac{H(1 + \text{ctg}\beta \text{tg}\alpha)}{R \text{tg}\alpha} - 1\right).$$

Построим кривую изменений скорости поворота ковша, обеспечивающую получение постоянного расхода (табл. 3 и рис. 5).

Заключение. Предложены конструкция литниково-питающей системы, обеспечивающая эффективное задержание шлаковых частиц и неметаллических включений, а также методика расчета основных размеров литниковой системы и параметров литья, обеспечивающих задержание шлаковых частиц.

Проведенное экспериментальное исследование и производственное опробование показали возможность применения данного типа литниковой системы для снижения брака отливок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Демин В.Ю., Юргенсон С.А. Концепция выбора основных параметров легкого самолета с учетом требований современного российского рынка // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. 2012. № 2. С. 3–7.

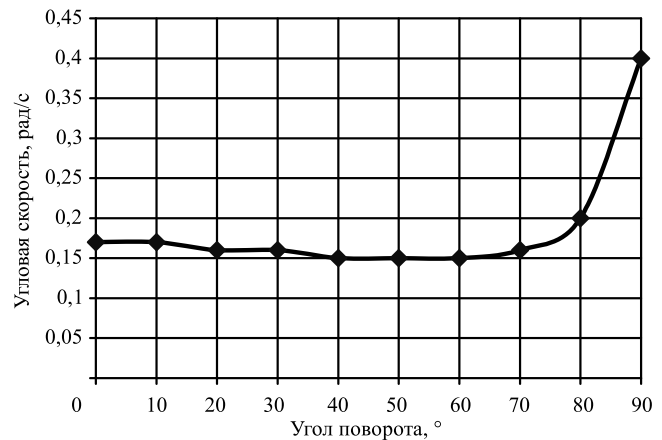


Рис. 5. Изменение угловой скорости поворота ковша

2. Шатульский А.А., Кимстач Г.М. Выявление причин образования дефектов в отливках из никелевых жаропрочных сплавов на стадии заполнения полости формы расплавом // Вестник РГАТУ. 2013. С. 48–52.

3. Шатульский А.А., Изотов В.А. Проектирование и расчет литниково-питающих систем для отливок из никелевых сплавов. М.: Спутник+, 2016. 128 с.

4. Шатульский А.А., Изотов В.А. Дождевые литниковые системы. М.: Спутник+, 2015. 102 с.

5. Озеров В.А., Гаранин В.Ф., Иванова В.Н. Литье по выплавляемым моделям. М.: Машиностроение, 1994. 640 с.

6. Разработка методики проектирования литниковых систем / А.А. Шатульский, В.А. Изотов, А.А. Акутин, Ю.В. Чибирнова // Литейное производство. 2010. № 5. С. 2–6.

7. Шатульский А.А. Совершенствование методики расчета параметров литья по выплавляемым моделям для отливок лопатка // Полет. 2006. № 2. С. 46–55.

8. Шатульский А.А., Изотов В.А., Акутин А.А. Литниковая система с центрифугирующим элементом для литья по выплавляемым моделям // Справочник. Инженерный журнал. Приложение "Технология литейного производства". 2001. № 5. С. 13–15.

*Алексей Анатольевич Акутин, канд. техн. наук;
Владимир Анатольевич Изотов, д-р техн. наук;
Александр Анатольевич Шатульский, д-р техн. наук,
shatulsky@rsatu.ru*

В.В. Овчинников¹, А.М. Дриц², И.В. Соловьева^{1,3}¹Московский политехнический университет,²АО "Арконик СМЗ",³АО "ВПК "НПО машиностроения", г. Реутов)

Влияние параметров режима сварки трением с перемешиванием на свойства и структуру соединений листов сплава 1151Т

Исследованы механические и коррозионные свойства сварных соединений листов толщиной 6 мм из сплава 1151 системы Al—Cu—Mg в состоянии Т (закалка и естественное старение), полученные сваркой трением с перемешиванием односторонней, двухсторонней сваркой и сваркой бобинным инструментом. Показано, что изменение схемы сварки трением с перемешиванием не приводит к заметному изменению временного сопротивления сварного соединения и металла шва. При сварке бобинным инструментом отмечено увеличение размера зерна в шве с 4,8 мкм (односторонняя сварка) до 10,5 мкм. Благодаря более высокой скорости охлаждения при односторонней сварке трением с перемешиванием по сравнению со сваркой бобинным инструментом стойкость против межкристаллитной коррозии всех зон сварного соединения (кроме основного металла) возрастает примерно в 1,4—2 раза в зависимости от структурной зоны.

Ключевые слова: алюминиевый сплав 1151Т; сварка трением с перемешиванием; механические свойства; размер зерна; скорость охлаждения; межкристаллитная коррозия.

The mechanical and corrosive properties of welded joints of sheets with 6 mm thickness made of the 1151 alloy of the Al—Cu—Mg system in the T state (hardening and natural ageing) obtained by friction stir welding by single, double welding and bobbin tool welding is studied. It is shown that the change in the friction stir welding scheme does not result in noticeable change in the tensile strength of the welded joint and the weld metal. The grain size in the weld increased from 4.8 μm (single welding) to 10.5 μm when bobbin tool welding. The inter-crystal line corrosion resistance of all welding zones (except the base metal) increases by about 1.4 to 2 times depending on the structural area due to the higher cooling speed of single friction stir welding compared to the bobbin tool welding.

Keywords: aluminum 1151T alloy; friction stir welding; mechanical properties; grain size; cooling speed; inter-crystallite corrosion.

Введение. Пластичность и прочность сварных соединений из алюминиевых сплавов во многом определяются термическим циклом сварки, температурой в различных зонах сварного соединения и условиями охлаждения металла шва, околошовной зоны (ОШЗ) и зоны термического влияния (ЗТВ).

В зависимости от особенностей температурного поля могут наблюдаться изменения свойств в различных зонах сварного соединения. Максимальное снижение механических свойств алюминиевых сплавов, особенно термически упрочняемых, отмечается на участке, прилегающем к шву. Структуры металла шва и зоны термического влияния определяются скоростью их охлаждения в процессе сварки.

Алюминиевый сплав 1151 системы Al—Cu—Mg относится к группе термически упрочняемых жаропрочных сплавов. Полуфабрикаты из этого сплава после стандартной термической об-

работки, включающей закалку и естественное старение (состояние Т). Сплав 1151Т применяют в качестве конструкционного материала в сварном варианте конструкций для изделий машиностроения, работающих кратковременно до 450 °С и длительно до 200 °С [1].

При сварке плавлением сплав 1151Т склонен к образованию горячих трещин в зоне сплавления, что существенно усложняет получение качественных и высокопрочных сварных соединений. В качестве мер предупреждения образования трещин и получения качественных сварных соединений предложены введение сильных модификаторов в сварочную проволоку, например, скандия [2], увеличение скорости сварки до 100 м/ч (практически достижимо при лазерной сварке) [3] и применение *сварки трением с перемешиванием* (СТП) для получения соединений [4].

Возможность получения стыковых соединений сплава 1151Т высокого качества при сварке

трением с перемешиванием установлена авторами [5, 6].

В немногочисленных работах зарубежных авторов, посвященных структурным исследованиям СТП термически упрочняемых деформируемых алюминиевых сплавов, например в [7–9], отмечено изменение элементного состава в зонах перемешивания и термомеханического воздействия, а также растворение и повторное выпадение упрочняющих фаз. Однако дисперсность и характер распределения, эволюция элементного и фазового составов упрочняющих фаз не исследованы.

В случае термически упрочняемых деформируемых алюминиевых сплавов для достоверного прогнозирования свойств СТП-соединений необходимо, но недостаточно учитывать изменение только структуры материала в зоне воздействия СТП. Необходимо также учитывать трансформацию фазового состава, дисперсность и распределение упрочняющих вторичных фаз в материале соединения и в зонах влияния СТП. Возможно, что это является определяющим фактором для решения проблемы формирования равнопрочных СТП-соединений термически упрочняемых деформируемых алюминиевых сплавов.

Цель работы — определение влияния схемы осуществления процесса сварки трением

с перемешиванием и параметров режима на микроструктуру и фазовый состав металла различных зон сварного соединения сплава 1151Т в процессе сварки.

Методика проведения исследования. Исследовали заготовки из листов толщиной 6,0 мм сплава 1151Т. Химический состав сплава 1151Т и его механические свойства в состоянии после закалки и естественного старения приведены в табл. 1 и 2.

Стыковые соединения листов сплава 1151Т сваркой трением с перемешиванием выполняли на экспериментальной установке, созданной на базе вертикального фрезерного станка MECOFCS—1040 с числовым программным управлением, укомплектованного дополнительным сборочно-сварочным приспособлением.

СТП осуществляли по трем схемам: односторонняя (рис. 1, а), двухсторонняя с поочередным выполнением проходов (рис. 1, б) и с применением схемы на основе бобинного инструмента (рис. 1, в).

Режим сварки трением с перемешиванием (частоту вращения инструмента, скорость перемещения инструмента (скорость сварки), силу прижима инструмента к свариваемым листам, угол наклона инструмента в плоскости свариваемого стыка) выбирали из условия получения плотного шва без дефектов и несплошностей (табл. 3).

1. Фактический химический состав листов из сплава 1151Т, % мас.

Al	Mg	Mn	Fe	Ti	Cu	Zn	Cr	Fe + Si	Сумма прочих примесей
Основа	2,05	0,50	0,002	0,08	5,46	0,02	0,02	0,18	0,15

2. Механические свойства листов из сплава 1151Т

Толщина, мм	Состояние	Направление вырезки образцов	σ_b	$\sigma_{0,2}$	δ , %
			МПа		
6,0	Закалка + естественное старение	Вдоль прокатки	463	337	13,8

3. Режимы сварки трением с перемешиванием по различным схемам листов сплава 1151Т

Схема СТП	Частота вращения инструмента, мин ⁻¹	Скорость перемещения инструмента, мм/мин	Угол наклона инструмента в плоскости стыка (против часовой стрелки), °	Сила прижима инструмента к свариваемым листам, кН
Односторонняя	650	180	3	1,8...2,2
Двухсторонняя				
Бобинным инструментом			2	1,5...1,7

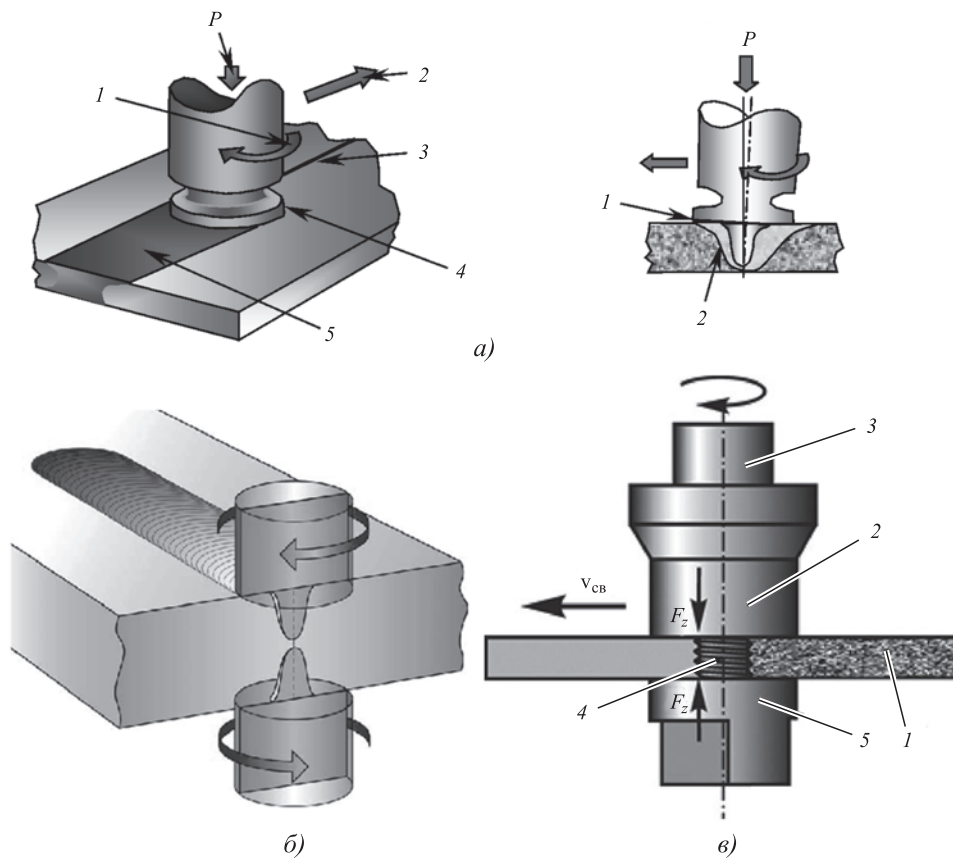


Рис. 1. Исследуемые схемы процесса сварки трением с перемешиванием:

а — односторонняя СТП: 1 — вращение инструмента; 2 — направление перемещения инструмента; 3 — стык свариваемых деталей; 4 — передняя кромка инструмента; 5 — сформированный сварочный шов; *P* — нормальная сила; *б* — двухсторонняя СТП с поочередным выполнением швов: 1 — передняя деформирующая кромка; 2 — область закручиваемого и перемешиваемого материала; *в* — СТП бобинным инструментом: 1 — сварной шов; 2 — заплечик инструмента; 3 — цапфа; 4 — стержень; 5 — гайка; $v_{св}$ — скорость сварки; F_z — осевая сила прижима инструмента

5,8 мм для сплава 1151Т для гарантированного соединения свариваемых листов по всей их толщине. Инструмент был изготовлен из инструментальной стали Р18. При двухсторонней сварке использовали инструмент с длиной стержня 4,5 мм. Диаметр бурта инструмента 16 мм.

Бобинный инструмент имел диаметр стержня 5,5 мм при диаметрах опорных поверхностей бурта и гайки 16 мм.

Качество сварных швов определяли при визуальном осмотре с применением оптических средств наружной и корневой сторон шва, а также радиографическим и металлографическим контролем. При рентгеновском контроле сварных соединений в качестве источника ионизирующего излучения применяли рентгеновский аппарат РУМ7 с диапазоном регулировки напряжения от 10 до 60 кВ и током анода до 30 мА. В качестве детектора рентгеновского излучения использовали радиографическую пленку AGFA D5 класса С4 по ISO 11699.

СТП осуществляли инструментом в виде державки со сменным наконечником, состоящим из буртика и стержня, на поверхности которого выполнена винтообразная канавка глубиной 0,6 мм. Стержень диаметром 5,0 мм имел высоту

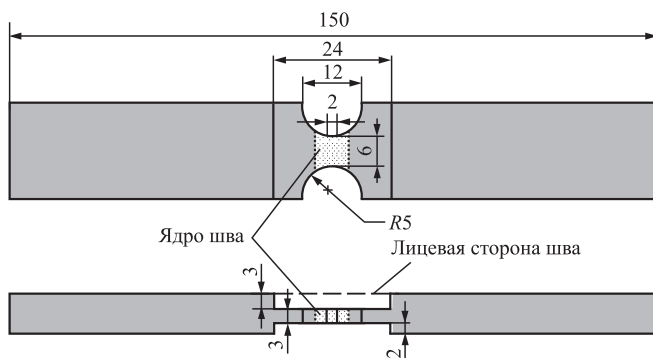


Рис. 2. Схема вырезки образцов для испытаний на растяжение из металла ядра шва

Механические характеристики сварных соединений определяли в соответствии с ГОСТ 6996—66. Временное сопротивление при растяжении σ_B и угол статического изгиба α измеряли на установке Zwick/Roell Z030.

Для определения временного сопротивления металла ядра шва испытывали специальные образцы с зачищенной заподлицо с поверхностью основного металла швом и с уменьшенной шириной образца до 6 мм за счет полукруглых выборок радиусом 5 мм (рис. 2).

Микроструктуру исследовали на оптическом микроскопе Leica DM IRM с программно-аппаратным комплексом обработки изображения Image Expert Pro3x.

Для фрактографического анализа и выявления разориентировки зерен в сварном соединении применяли сканирующий электронный микроскоп JEOL JSM-7500F с EBSD приставкой.

Склонность сварных соединений к межкристаллитной коррозии (МКК) оценивали в соответствии с ГОСТ 9.021—74. Испытания проводили в растворе, содержащем: 3%-ный раствор хлористого натрия по ГОСТ 4233—77 с добавлением 1 % соляной кислоты по ГОСТ 14261—77 (30 г/дм³ хлористого натрия + 10 см³/дм³ соляной кислоты плотностью 1,19 г/см³); температура раствора 18...25 °С; продолжительность испытания 24 ч.

Перед испытанием образцы подвергали травлению в течение 2...5 мин в 5...10%-ном растворе едкого натра при температуре раствора 45...60 °С и осветлению в 25...30%-ном растворе азотной кислоты. После травления и осветления образцы промывали в горячей и холодной воде с последующей сушкой в подвешенном состоянии потоком воздуха от вентилятора.

Результаты исследований и их обсуждение. Поверхности сварных швов, полученных по применяемым схемам СТП, показаны на рис. 3.

Сравнение внешнего вида швов сплава 1151Т, выполненных по различным схемам СТП, показало, что при односторонней сварке наблюдается наибольшая шероховатость поверхности шва. Наиболее гладкая поверхность шва ($Ra = 15...23$ мкм) с четко выраженной периодичной чешуйчатостью наблюдается при СТП бобинным инструментом.

На рис. 4 представлена макроструктура сварных соединений листов сплава 1151Т, полученных по различным технологическим схемам СТП. Из представленных макроструктур соединений можно заметить, что при односторонней СТП используемый инструмент обеспечивает интенсивное перемешивание материала и сварной шов формируется с четко выраженным ядром, имеющим "луковичную" структуру (см. рис. 4, а).

При двухсторонней СТП с наложением швов последовательно с двух сторон наблюдается формирование симметричного Х-образного в сечении шва с образованием центральной зоны, в которой металл подвергся двукратному тепловому и силовому воздействию при СТП (см. рис. 4, б).

Макроструктура шва при СТП бобинным инструментом характеризуется наличием равномерного формирования с обеих сторон соединения, а также образованием "перьевой" структуры, повторяющей профиль винтовой нарезки на инструменте (см. рис. 4, в).

В табл. 4 представлены результаты механических испытаний сварных соединений листов сплава 1151Т, полученных СТП.

Анализ полученных данных показал, что временное сопротивление сварного соединения сплава 1151Т при односторонней и двухсторонней СТП примерно одинаково. Коэффициент прочности таких соединений составляет

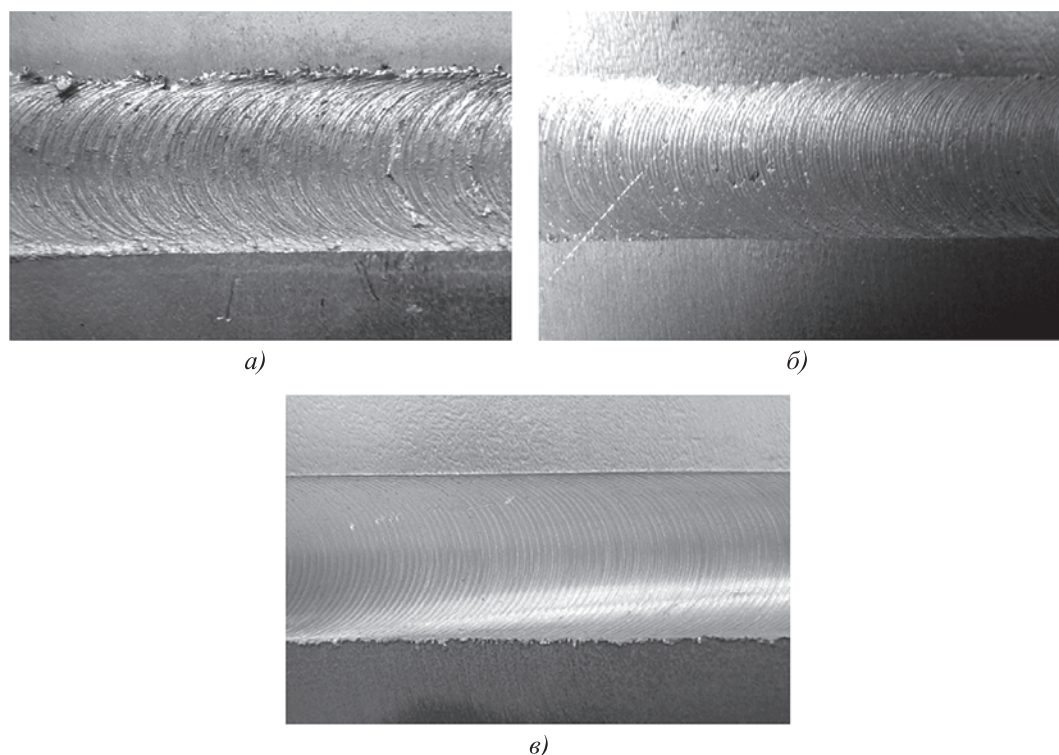


Рис. 3. Поверхности швов, полученных при односторонней (а), двухсторонней (б) СТП и СТП бобинным инструментом (в)

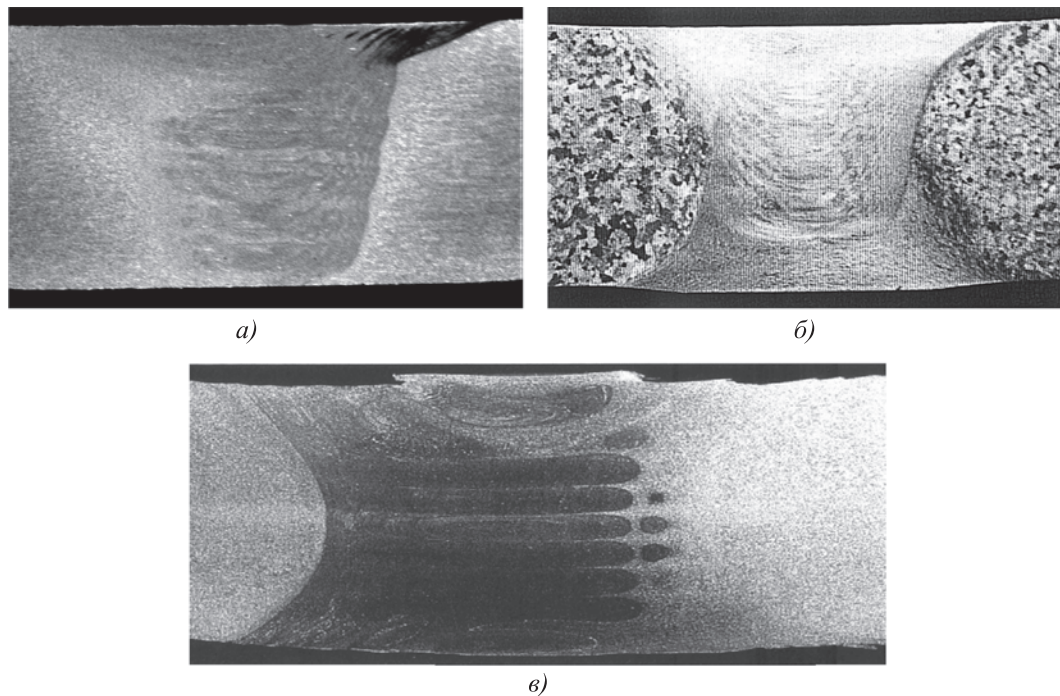


Рис. 4. Макроструктуры соединений сплава 1151Т, полученных односторонней (а), двухсторонней (б) СТП и СТП бобинным инструментом (в)

4. Механические свойства сварных соединений листов сплава 1151Т, полученных СТП

Схема СТП	Механические свойства					Зона разрушения соединения при испытаниях на растяжение
	σ_B , МПа		Коэффициент прочности K	Угол изгиба α , °	КСУ металла шва, Дж/см ²	
	Сварное соединение	Металл шва				
Односторонняя	$\frac{351...378}{365}$	$\frac{368...382}{377}$	0,80...0,81	$\frac{95...115}{106}$	$\frac{6,2...6,9}{6,6}$	По ЗТМВ со стороны отхода инструмента (при испытании сварного соединения)
Двухсторонняя	$\frac{345...384}{363}$	$\frac{365...380}{375}$		$\frac{110...130}{121}$	$\frac{5,7...6,2}{6,0}$	
Бобинным инструментом	$\frac{330...364}{355}$	$\frac{345...366}{356}$	0,79...0,80	$\frac{125...140}{130}$	$\frac{5,0...6,3}{5,5}$	

Примечания. 1. Диаметр оправки для определения угла изгиба сварного соединения равен двум толщинам образца, т.е. 12 мм.
2. Испытания выполнены через 60 сут после сварки.

0,80...0,81. Временное сопротивление соединений, выполненных бобинным инструментом, несколько ниже (355 МПа) при коэффициенте прочности 0,79...0,80.

Для временного сопротивления металла шва проявляется аналогичная тенденция. При этом для односторонней и двухсторонней СТП металл шва оказывался более прочным по отношению к зоне термомеханического воздействия (ЗТМВ), а при сварке бобинным инструментом отмечалась равнопрочность металла шва и ЗТМВ.

Значения угла изгиба сварного соединения, наоборот, наиболее высокие наблюдаются при двухсторонней СТП и СТП бобинным инстру-

ментом. При односторонней СТП диапазон изменения угла изгиба составил 95...115°.

Металлографический анализ корневой части сварных соединений, выполненных односторонней СТП, позволил выявить наличие в этой зоне оксидных включений в виде полос (рис. 5). Когда данная зона находится в растянутой области при испытаниях сварного соединения на изгиб, оксидные включения инициируют зарождение трещины и разрушение образца при меньших значениях угла изгиба.

Ударная вязкость металла шва снижается с 6,6 до 5,5 Дж/см² при переходе от односторонней СТП к СТП бобинным инструментом.



Рис. 5. Оксидные включения в корневой части соединения сплава 1151Т при односторонней СТП. $\times 50$

В табл. 5 приведены результаты замеров микротвердости в различных структурных зонах сварного соединения.

Сравнение данных, приведенных в табл. 5, показало, что при односторонней и двухсторонней СТП микротвердость всех структурных зон сварного соединения выше, чем при СТП бобинным инструментом.

Наиболее высокие значения микротвердости получены в зоне перемешивания (ЗП), при этом следует отметить, что при сварке бобинным инструментом значения микротвердости составляют 90...95, что примерно на 13...14 % меньше значений микротвердости ЗП шва при односторонней СТП. Для всех вариантов сварки повышенная твердость металла шва (ЗП) обусловлена формированием дисперсной равноосной рекристаллизованной зеренной структуры.

В зонах термомеханического воздействия и термического влияния микротвердость

ниже микротвердости зоны перемешивания. Микротвердость зоны термомеханического воздействия превышает микротвердость зоны термического влияния, во всех случаях микротвердость в ЗТВ ниже твердости основного металла (85...87).

Снижение твердости в ЗТВ является следствием процессов фазовых превращений при нагреве сплава 1151Т.

Изменение условий охлаждения сварного соединения при переходе от односторонней СТП к сварке бобинным инструментом практически не сказывается на ширине зоны перемешивания и ЗТМВ, а вот ширина зоны термического влияния возрастает примерно на 45...56 %.

В табл. 6 приведены данные по размеру зерна в различных зонах сварного соединения при рассматриваемых вариантах выполнения СТП. Размер зерна в основном металле составляет (28 ± 5) мкм. В ЗТВ в обоих случаях сохраняется почти неизменная зеренная структура основного металла.

Наблюдается рост размера зерна в шве при СТП бобинным инструментом по сравнению с односторонней и двухсторонней сваркой. Размер зерна в металле шва увеличился примерно в 2 раза.

Анализ микроструктуры металла шва (ЗП) показал, что при СТП по всем исследуемым вариантам происходит формирование мелких равноосных рекристаллизованных зерен. Это характерная структура для алюминиевых сплавов, подвергнутых сварке трением с перемешиванием (рис. 6) [10–14].

Более низкие скорости охлаждения при СТП листов сплава 1151Т бобинным инструментом способствуют более полному протеканию про-

5. Микротвердость в различных структурных зонах соединения листов сплава 1151Т

Параметр	Сварка трением с перемешиванием								
	односторонняя			двухсторонняя			бобинным инструментом		
	ЗТВ	ЗТМВ	ЗП	ЗТВ	ЗТМВ	ЗП	ЗТВ	ЗТМВ	ЗП
Микротвердость (при $P = 0,5$ Н)	74...75	84...86	105...109	73...74	82...85	100...103	67...72	75...80	90...95
Ширина структурных зон, мм	2,5...3,2	1,2...1,6	5,5...5,8	2,6...3,4	1,3...1,9	5,5...5,8	3,9...4,7	1,9...2,3	5,8...6,3

6. Средние размеры зерна, мкм, при различных схемах СТП образцов сплава 1151Т

Схема СТП	ОМ	ЗТВ	ЗТМВ	ЗП
Односторонняя	28 ± 5	$30,5 \pm 3,6$	$5,0 \pm 1,3$	$4,8 \pm 1,7$
Двухсторонняя		$31,2 \pm 2,4$	$5,8 \pm 1,7$	$5,4 \pm 1,9$
Бобинным инструментом		$31,7 \pm 4,2$	$6,8 \pm 2,1$	$10,5 \pm 1,9$

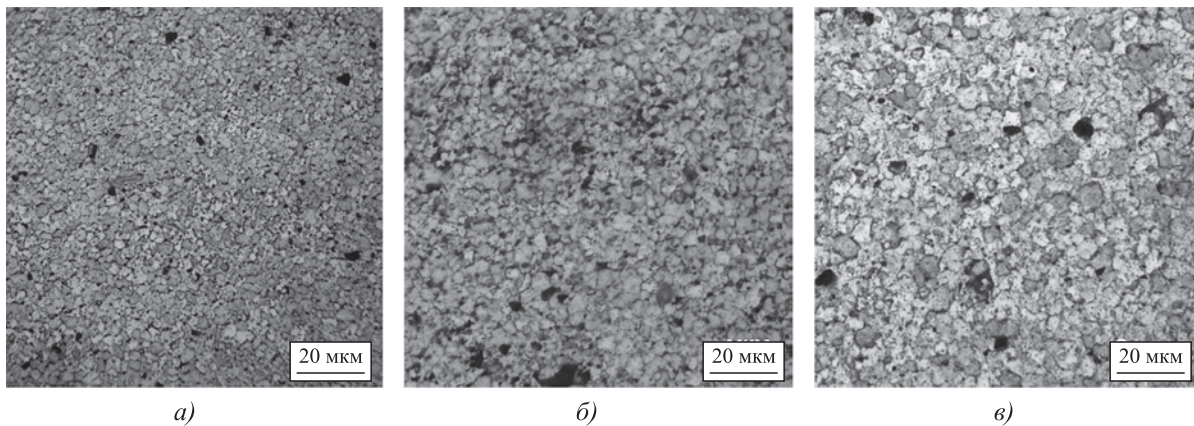


Рис. 6. Микроструктуры зоны перемешивания при различных схемах сварки сплава 1151Т:
а — односторонняя СТП; *б* — двухсторонняя СТП; *в* — СТП бобинным инструментом

цесса динамической рекристаллизации, что приводит к увеличению размера зерна в металле шва с 4,8 мм (при односторонней СТП) до 10,5 мм. Размер зерна в зоне перемешивания в большей степени зависит от структуры исходного материала и скорости охлаждения металла шва. С интенсификацией режима (при СТП бобинным инструментом) наблюдаются рост температуры нагрева и снижение скорости охлаждения металла шва. Увеличение степени деформации за счет повышения скорости перемещения инструмента и силы прижима инструмента к свариваемым листам способствует снижению размера зерна в шве.

Исследования микроструктуры зоны перемешивания показали, что для термически упрочняемых алюминиевых сплавов существует определенный диапазон значений размера зерна в шве, характерный для каждого сплава [15, 16].

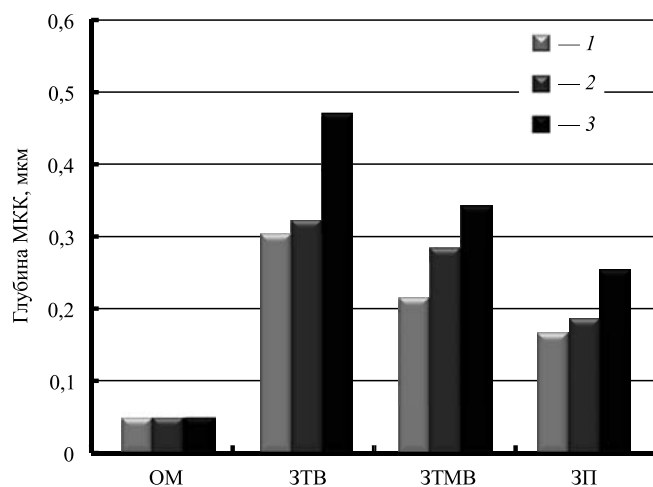


Рис. 7. Глубина межкристаллитной коррозии (МКК) по различным зонам сварного соединения:

1 — односторонняя СТП; 2 — двухсторонняя СТП; 3 — СТП бобинным инструментом

Результаты исследования влияния схемы выполнения СТП на склонность сварных соединений к межкристаллитной коррозии представлены на рис. 7.

Благодаря более высокой скорости охлаждения при односторонней сварке стойкость против межкристаллитной коррозии всех зон сварного соединения (кроме основного металла) возрастает примерно в 1,4—2 раза в зависимости от структурной зоны по сравнению со сваркой бобинным инструментом. Максимальный прирост коррозионной стойкости наблюдался для зоны термомеханического воздействия и зоны термического влияния.

На рис. 8 показано коррозионное поражение сварного соединения при испытаниях на стой-

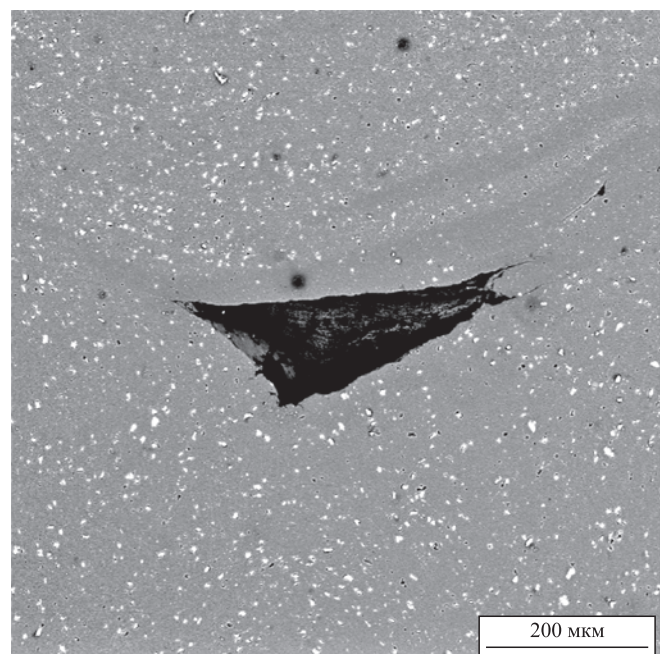


Рис. 8. Коррозионное поражение сварного соединения сплава 1151Т, полученного сваркой трением с перемешиванием

кость против МКК, располагающееся на стыке между ЗТВ и ЗТМВ.

Из полученных результатов следует, что схемы односторонней и двухсторонней СТП обеспечивают более высокие скорости охлаждения на центральной зоне (ЗП) соединения по сравнению с СТП бобинным инструментом. В результате в этой области формируется более мелкое зерно и достигается более высокое временное сопротивление. Общее увеличение скорости охлаждения сварного соединения благоприятно влияет на стойкость против межкристаллитной коррозии.

Выводы

1. Выполнение сварки трением с перемешиванием листов сплава 1151Т толщиной 6 мм по схемам односторонней, двухсторонней сварки и сварки бобинным инструментом позволяет получить качественные стыковые соединения.

2. Более высокие скорости охлаждения при односторонней и двухсторонней СТП по сравнению с СТП бобинным инструментом способствуют повышению временного сопротивления и твердости металла шва (зоны перемешивания) при сохранении области разрушения соединений в процессе испытаний — по зоне термомеханического воздействия со стороны отхода инструмента.

3. Повышение скорости охлаждения металла шва при односторонней СТП по сравнению с СТП бобинным инструментом способствует уменьшению размера зерна в шве с 10,5 до 4,8 мкм.

4. Применение односторонней СТП сплава 1151Т по сравнению с СТП бобинным инструментом приводит к существенному (1,4–2 раза) снижению склонности различных зон сварного шва к межкристаллитной коррозии.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Фридляндер И.Н. Современные алюминиевые, магниевые сплавы и композиционные сплавы на их основе // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2002. № 7. С. 9–17.

2. Зыков С.А., Павлова В.И., Осокин В.П. Импульсно-дуговая сварка плавящимся электродом полуфабрикатов из алюминий-магниевого сплава в широком диапазоне толщин // *Вопросы материаловедения*. 2015. № 1 (81). С. 229–239.

3. Якушин Б.Ф., Шиганов И.Н., Бакуло А.В. Выбор способов и режимов сварки сосудов давления из алюминиевого жаропрочного сплава 1151 // *Цветные металлы*. 2018. № 2. С. 83–88.

4. Овчинников В.В. Технологические особенности сварки трением с перемешиванием алюминиевых и магниевых сплавов (обзор) // *Машиностроение и инженерное образование*. 2016. № 4. С. 22–45.

5. Овчинников В.В., Соловьева И.В., Давыденко Л.В. Механические свойства и структура сварных соединений алюминиевого сплава 1151, полученных аргодуговой сваркой и сваркой трением с перемешиванием // *Электротехнология*. 2018. № 6. С. 25–36.

6. Овчинников В.В., Соловьева И.В., Давыденко Л.В. Исследование свариваемости жаропрочных алюминиевых сплавов 1150 и 1151 в условиях сварки плавлением // *Заготовительные производства в машиностроении*. 2019. Т. 17. № 7. С. 299–304.

7. Friction Stir Welded Butt Joints of AA2024 T3 and AA7075 T6 Aluminum Alloys / P. Avinash, M. Manikandan, N. Arivazhagan, Ramkumar K. Devendranath, S. Narayanan // *Procedia Engineering*. 2014. Vol. 75. P. 98–102. DOI: 10.1016/j.proeng.2013.11.020.

8. Khodir S.A., Shibayanagi T. Microstructure and Mechanical Properties of Friction Stir Welded Dissimilar Aluminum Joints of AA2024-T3 and AA7075-T6 // *Materials Transactions*. 2007. Vol. 48. No. 7. P. 1928–1937. DOI: 10.2320/matertrans.MRA2007042.

9. Khodir S.A., Shibayanagi T. Microstructure and Mechanical Properties of Friction Stir Welding Similar and Dissimilar Joints of Al and Mg alloys // *Transactions of JWRI*. 2007. Vol. 36. No. 1. P. 27–40.

10. Дриц А.М., Овчинников В.В. Свойства сварных соединений литейных алюминиевых сплавов, полученных сваркой трением с перемешиванием // *Цветные металлы*. 2020. № 1 (925). С. 76–83.

11. Дриц А.М., Овчинников В.В., Васильев П.А. Исследование структуры и механических свойств соединений сплавов системы Al–Cu–Mg, полученных сваркой трением с перемешиванием // *Технология легких сплавов*. 2019. № 4. С. 17–25.

12. Сриниваза Рао Т., Котесвара Рао С.Р., Мадхусудхан Редди Г. Микроструктура и особенности разрушения алюминиевого сплава AA7075-T651, охлажденного в процессе сварки трением с перемешиванием // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2019. № 6 (768). С. 48–55.

13. Papahn H., Bahemmat P., Haghpanahi M. Study on governing parameters of thermal history during underwater friction stir welding // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2015. Vol. 78. P. 1101–1111.

14. Srinivasa Rao T., Madhusudhan Reddy G., Koteswara Rao S.R. Microstructure and mechanical properties of friction stir welded AA7075-T651 aluminum alloy thick plates // *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 2015. Vol. 25. P. 1170–1178.

15. Kalashnikova T.A. Towards the problem of forming full strength welded joints on aluminum alloy sheets. Part II: AA7475 / T.A. Kalashnikova, S.Yu. Tarasov, A.A. Eliseev et al. // *AIP Conference Proceedings*. 2016. Vol. 1783. P. 020080.

16. Колубаев Е.А. Исследование особенностей микроструктуры алюминий-магниевого сплава, полученной при сварке трением с перемешиванием // *Известия вузов. Физика*. 2014. № 10. С. 22–27.

*Виктор Васильевич Овчинников, д-р техн. наук,
vikov1956@mail.ru;*

*Александр Михайлович Дриц, канд. техн. наук;
Ирина Владимировна Соловьева*



УДК 621.7

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-1-19-24

В.Ю. Лавриненко

(Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана)

Разработка процессов осадки и протяжки на молотах при деформировании бабой молота с наполнителем

Представлены рекомендации по разработке технологических процессов осадки и протяжки на молотах при деформировании бабой молота с наполнителем, применение которых обеспечивает увеличение КПД удара и КПД работы молота, экономию энергии и увеличение производительности работы оборудования.

Ключевые слова: осадка; протяжка; ударное деформирование; баба молота с наполнителем; ковочный молот.

Recommendations for developing of upsetting and broaching technological processes using hammers during deformation by hammer fillers ram will allow to increase in impact and hammer efficiency, energy economy and increase in productivity of equipment are presented.

Keywords: upsetting; broaching; hammer filler ram; forge hammer.

В результате ранее проведенных экспериментальных исследований процессов ковки и штамповки на молотах [1–5], а также промышленной апробации бабы молота с наполнителем в производственных условиях АО "ММЗ "Авангард" [6–8] установлено уменьшение общего числа ударов молота при использовании бабы молота с наполнителем по сравнению с использованием стандартной бабой молота в 1,2 раза при полном соответствии размеров поковок требованиям чертежа.

Расчет экономической эффективности применения бабы с наполнителем штамповочного молота мод. М2140 с массой падающих частей 1000 кг позволил установить снижение нормы штучного времени на штамповку на 11 %; удельного энергопотребления и экономию электроэнергии на 12 % и удельного потребления сжатого воздуха на 11 % [8].

Полученные результаты позволили разработать рекомендации по разработке технологических процессов осадки и протяжки на молотах при деформировании бабой молота с наполнителем [9].

В общем случае при проектировании технологических процессов ковки на молотах про-

водят разработку чертежа поковки; определяют оптимальные размеры заготовок; проводят выбор технологической схемы и операций ковки; назначают температурный интервал ковки, режимы нагрева заготовки и охлаждения поковки; определяют силы деформирования и работу деформации для рационального выбора оборудования, а также для расчета прочности и стойкости инструмента; определяют число переходов и режимы ковки, а также технико-экономические показатели разрабатываемого технологического процесса [9, 10].

Исходным документом для разработки чертежа поковки является чертеж готовой детали. При разработке чертежа поковки различают:

исходную деталь — деталь, разработанную конструктором и подлежащую изготовлению;

условную деталь — деталь, составленную из нескольких исходных деталей, с учетом припуска на их разрезку;

поковку после обработки — деталь, на которую назначены припуски на термическую обработку и для механических испытаний, а также на захват при термической обработке в печах;

поковку без напусков — поковку после обдирки, на которую назначены припуски только на механическую обработку;

технологическую поковку — поковку, созданную на основе чертежа поковки после обдирки, получаемую на выбранном кузнечно-штамповочном оборудовании с одновременной проверкой соответствия ее отдельных элементов требованиям стандартов;

оптимальную поковку — один из вариантов технологической поковки после корректировки ее размеров с учетом конкретных технологических возможностей предприятия (оборудования, инструмента, оснастки) и обеспечения минимального расхода металла.

В настоящее время основные типы технологических поковок, величины кузнечных напусков, припусков и допусков регламентируют ГОСТ 7062—90, ГОСТ 7829—70 и ГОСТ 8479—70 [5, 8, 9].

ГОСТ 7062—90 распространяют на поковки общего назначения из углеродистой и легированной стали, изготавливаемые ковкой на прессах и подлежащие последующей обработке резанием.

ГОСТ 7829—70 и ГОСТ 8479—70 применяют к поковкам общего назначения, изготавливаемые ковкой на молотах из проката или мелких слитков.

Для случаев, не предусмотренных этими стандартами (например, для поковок из высоколегированной стали или сплавов со специальными свойствами), конфигурацию поковок, величину напусков, припусков и допусков на практике обычно устанавливают в соответствии с отраслевыми стандартами или заводскими нормальями.

Размеры и масса заготовки должны обеспечивать необходимый уков и степень деформации по сечениям поковки для достижения требуемых механических свойств металла и достаточный объем металла для изготовления поковки с учетом различных отходов.

Масса заготовки, предназначенной для изготовления требуемой поковки, зависит от вида исходной заготовки (слиток или прокат), состава кузнечного оборудования и технологической схемыковки:

$$m_{\text{заг}} = m_{\text{пок}} + m_{\text{уг}} + m_{\text{отх}} + m_{\text{д}} + m_{\text{пр}}, \quad (1)$$

где $m_{\text{пок}}$ — масса поковки; $m_{\text{уг}}$ — масса материала, теряемого на угар; $m_{\text{отх}}$ — масса отходов (концевые отходы, технологические отходы и т.п.); $m_{\text{д}}$ — масса данной части слитка; $m_{\text{пр}}$ — масса прибыльной части слитка.

Основное формоизменение заготовки при ковке происходит в результате операций осадки

и протяжки. При осадке происходит уменьшение высоты заготовки с одновременным увеличением ее поперечных размеров. При этом заготовку устанавливают вертикально и деформирование происходит вдоль оси заготовки, при этом плоскости бойков полностью перекрывают торцы заготовки от начала до конца осадки.

Осадку характеризуют степенью деформации:

$$\varepsilon = \frac{H_{\text{заг}} - H_{\text{пок}}}{H_{\text{заг}}} = \frac{\Delta H}{H_{\text{заг}}}, \quad (2)$$

где $H_{\text{заг}}$ — высота заготовки; $H_{\text{пок}}$ — высота поковки; ΔH — деформация заготовки, $\Delta H = H_{\text{заг}} - H_{\text{пок}}$.

После расчета массы заготовки из условия постоянства массы (объема) заготовки и поковки для осадки определяют диаметр $D_{\text{заг}}$ и высоту $H_{\text{заг}}$ исходной заготовки, а также диаметр поковки:

$$D_{\text{пок}} = D_{\text{заг}} \sqrt{\frac{H_{\text{заг}}}{H_{\text{пок}}}}. \quad (3)$$

При определении размеров исходных заготовок расчет диаметра заготовки обычно проводят без учета бочкообразности. Исходя из постоянства объема заготовки до и после осадки:

$$\begin{aligned} F_{\text{заг}} H_{\text{заг}} &= F_{\text{пок}} H_{\text{пок}}, \\ \frac{\pi D_{\text{заг}}^2}{4} H_{\text{заг}} &= \frac{\pi D_{\text{пок}}^2}{4} H_{\text{пок}}, \end{aligned} \quad (4)$$

где $F_{\text{заг}}$, $F_{\text{пок}}$ — площадь поперечного сечения заготовки до и после осадки соответственно, получаем

$$D_{\text{пок}} = D_{\text{заг}} \sqrt{\frac{H_{\text{заг}}}{H_{\text{пок}}}}. \quad (5)$$

На практике измеряют и определяют высоту поковки $H_{\text{пок}}$.

При протяжке происходит удлинение заготовки или ее части за счет уменьшения площади поперечного сечения (рис. 1, а).

Процесс протяжки характеризуют:

— степенью деформации ε за один проход, определяемой по формуле (2). Степень деформации за проход не должна превышать 0,3 во избежание зажимов;

— коэффициентом интенсивности уширения

$$f = \frac{(B_{\text{пок}} - B_{\text{заг}}) H_{\text{пок}}}{(H_{\text{заг}} - H_{\text{пок}}) B_{\text{заг}}}; \quad (6)$$

— уковкой, равной отношению площадей поперечного сечения

$$Y = \frac{F_{\text{заг}}}{F_{\text{пок}}} = \frac{H_{\text{заг}} B_{\text{заг}}}{H_{\text{пок}} B_{\text{пок}}} \text{ или } Y = \frac{1}{1 - \varepsilon(1 - f)}; \quad (7)$$

— относительной подачей

$$\lambda = \frac{l}{H}, \quad (8)$$

где H — размер сечения в направлении приложения силы, $0,5 < \lambda < 1$.

При протяжке процесс получения поковки квадратного сечения из заготовки квадратного сечения большей площади (квадрат—прямоугольник—квадрат) разделяют на два этапа. На первом этапе из исходного квадратного сечения получают промежуточное прямоугольное сечение, на втором этапе из прямоугольного сечения получают квадратное сечение (рис. 1, а, б).

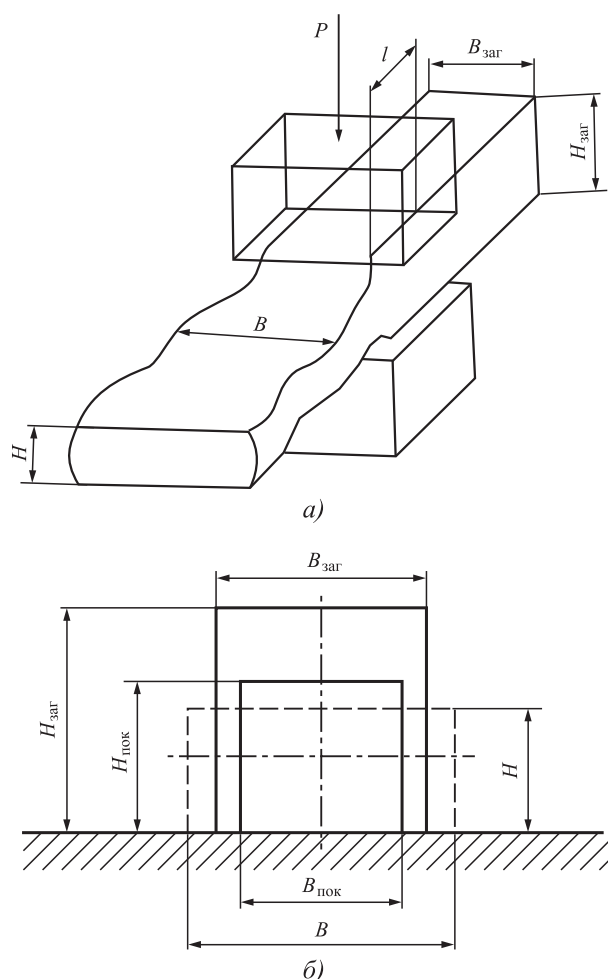


Рис. 1. Схема процесса протяжки (а), исходная заготовка и поковка (б):

$H_{\text{заг}}$, $B_{\text{заг}}$ — высота и ширина заготовки; $H_{\text{пок}}$, $B_{\text{пок}}$ — высота и ширина поковки; H , B — размеры промежуточной пластины; l — подача

При этом расчет режима перехода протяжки по схеме квадрат—прямоугольник—квадрат на первом этапе включает в себя:

1) определение размеров исходной квадратной заготовки $H_{\text{заг}} = B_{\text{заг}} = a_{\text{заг}}$ по известным размерам поковки $H_{\text{пок}} = B_{\text{пок}} = a_{\text{пок}}$ и значению суммарной уковки Y (7):

$$a_{\text{заг}} = a_{\text{пок}} \sqrt{Y}; \quad (9)$$

2) определение уковки Y_i за каждый проход:

$$Y_i = \sqrt{Y}; \quad (10)$$

3) определение высоты H и ширины B прямоугольного сечения:

$$H = \sqrt{\frac{F_1}{\varphi \sqrt{Y}}}; \quad (11)$$

$$B = \sqrt{\frac{F_1 \varphi}{\sqrt{Y}}}, \quad (12)$$

где $F_1 = H_{\text{заг}} B_{\text{заг}}$; φ — коэффициент перехода;

4) проверка коэффициента перехода $\varphi = B/H \leq 2,5$ (для исключения поперечного изгиба заготовки) за один проход;

5) определение степени деформации по высоте для первого прохода (не должна превышать 0,5):

$$\varepsilon_{H1} = \frac{H_{\text{заг}} - H}{H_{\text{заг}}}; \quad (13)$$

6) определение коэффициента интенсивности уширения f (6);

7) определение относительной подачи для первого прохода (не должна быть меньше 0,5 для исключения зажимов):

$$\psi_1 = 3,6 \left(\frac{\varphi - 1}{\varepsilon_1} - 2,4\varphi + 1,38\varepsilon_1\varphi + 1,158 \right); \quad (14)$$

8) определение шага подачи для первого прохода:

$$C_1 = \psi_1 B_{\text{заг}};$$

9) определение числа обжатий (ударов бабы молота) для первого прохода:

$$n = L_{\text{заг}} / C_1. \quad (15)$$

На втором этапе протяжки после кантовки исходные размеры промежуточной заготовки прямоугольного сечения и окончательной заготовки квадратного сечения известны.

При этом определяют:

10) относительную подачу для второго прохода:

$$\psi_2 = 8,58 \left(\frac{\varphi - 1}{\varepsilon_2} - 2,4\varphi + 1,2\varepsilon_2\varphi + 0,984 \right); \quad (16)$$

11) шаг подачи для второго прохода:

$$C_2 = \psi_2 B;$$

12) число обжатий (ударов бабы молота) для второго прохода:

$$n = (L_{\text{заг}} + \Delta L) / C_2. \quad (17)$$

На рис. 2 приведена номограмма для определения параметров протяжки по схеме квадрат—прямоугольник—квадрат.

Далее по найденным размерам $H_{\text{заг}}$ и $D_{\text{заг}}$ для осадки и протяжки выбирают слиток или заготовку из проката по соответствующим ГОСТам, нормальям или отраслевым стандартам.

При этом исходная высота заготовки во избежание продольного изгиба при деформировании должна удовлетворять условию:

при осадке:

$$H_{\text{заг}} \leq 2,2D_{\text{заг}}; \quad (18)$$

при протяжке:

$$H_{\text{заг}} \leq 2,5B_{\text{заг}}. \quad (19)$$

Размеры заготовки должны обеспечивать необходимую уковку $У$, обеспечивающую получение требуемых механических свойств поковки. При осадке уковка равна отношению площадей поперечного сечения заготовки до и после ковки.

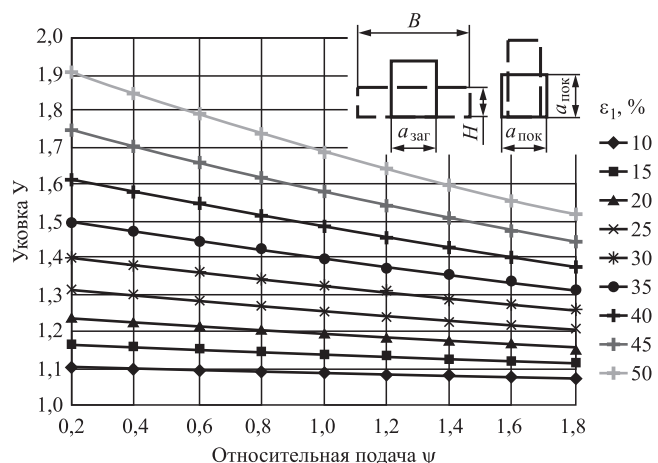


Рис. 2. Номограмма для определения параметров протяжки по схеме квадрат—пластина—квадрат

Уковку $У$ некоторых видов поковок регламентируют соответствующими стандартами. Например, стальные кованные поковки для изготовления штампов горячей штамповки должны быть изготовлены при $У \geq 3,0$, поковки турбинных дисков — при $У = 5,0...7,0$.

Далее назначают допустимые температурные интервалыковки заготовок [9, 10].

При осадке заготовок для выбора ковочного молота с бабой с наполнителем нужно провести расчет необходимой работы деформации $A_{\text{деф}}$, кДж, и массы падающих частей молота $G_{\text{ном}}$, кг, на последнем ударе молота по следующим формулам:

$$A_{\text{деф}} = 10,05 \cdot 10^2 (1 - 0,0005D_{\text{пок}}) \Delta H F_{\text{пок}} \sigma_B; \quad (20)$$

$$G_{\text{ном}} = 27 \cdot 10^3 (1 - 0,0005D_{\text{пок}}) \sigma_B F_{\text{пок}} \times \left[1 + 0,17 \frac{D_{\text{пок}}}{H_{\text{пок}}} \right] \Delta H, \quad (21)$$

где σ_B — предел прочности материала поковки при температуре окончанияковки, МПа.

Предлагаемые формулы (20) и (21) применимы при расчете осадки средних и низких цилиндрических стальных заготовок. При осадке высоких заготовок следует учитывать неравномерность распределения деформации и двойное бочкообразование, что приводит к некоторому повышению необходимых сил деформирования, что можно учесть поправочным коэффициентом, равным 1,1...1,2.

Величину $G_{\text{ном}}$ при осадке на молоте можно определить также с помощью номограммы, представленной на рис. 3.

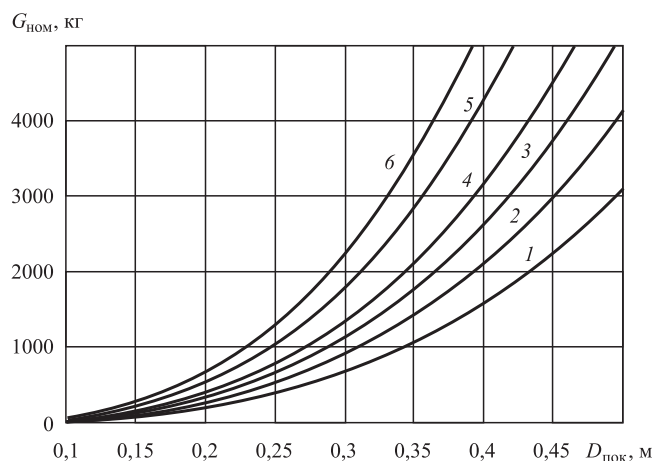


Рис. 3. Номограмма для определения массы падающих частей молота $G_{\text{ном}}$ при осадке:

1 — $\sigma_B = 15$ МПа; 2 — 20 МПа; 3 — 25 МПа; 4 — 30 МПа; 5 — 40 МПа; 6 — 45 МПа

При протяжке заготовок для выбора ковочного молота с бабой с наполнителем рассчитывают необходимую работу деформации $A_{\text{деф}}$ и массу падающих частей молота $G_{\text{ном}}$ на последнем ударе по следующим формулам:

$$A_{\text{деф}} = 10,09 \cdot 10^2 (1 - 0,0005 D_{\text{пр}}) \Delta H B_{\text{заг}} l \sigma_{\text{в}}; \quad (22)$$

$$G_{\text{ном}} = 0,15 \cdot 10^3 v (1 - 0,0005 D_{\text{пр}}) \sigma_{\text{в}} B_{\text{заг}} l \times \left[1 + 0,17 \frac{l}{B_{\text{заг}}} \right] \Delta H, \quad (23)$$

где v — коэффициент, учитывающий форму бойков (для плоских бойков $v = 1$, для круглых вырезных бойков $v = 1,25$); $D_{\text{пр}} = 1,13 \sqrt{F}$ — приведенный диаметр поковки, м.

Формулы (20)—(23) пригодны для расчетов при крупносерийном и массовом производствах поковок. При мелкосерийном производстве возможно применение молотов с меньшей массой падающих частей при условии увеличения числа ударов при ковке.

Перед прошивкой, как правило, проводят осадку, для которой требуется значительно большая сила, чем для прошивки. Поэтому, если молот выбран при осадке и используется также при прошивке, то рассчитывать массу падающих частей молота при прошивке не требуется.

Полную работу деформации при осадке и протяжке определяют по формуле М.В. Сторожева:

$$A_{\text{полн}} = \sigma_s V_{\text{заг}} \left[\ln \frac{H_{\text{заг}}}{H_{\text{пок}}} + \frac{2}{9} \mu \left(\frac{D_{\text{пок}}}{H_{\text{пок}}} - \frac{D_{\text{заг}}}{H_{\text{заг}}} \right) \right], \quad (24)$$

где σ_s — напряжение текучести материала заготовки, МПа; $V_{\text{заг}}$ — объем заготовки, м³; μ — коэффициент трения.

Общее число ударов молота при осадке и протяжке равно отношению полной работы деформации $A_{\text{полн}}$, необходимой для получения поковки с заданными размерами, к энергии молота за один удар L с учетом КПД ударного деформирования:

$$n = \frac{A_{\text{полн}}}{\eta_y L}, \quad (25)$$

где $\eta_y = 0,82 \dots 0,92$ — КПД ударного деформирования при ковке на молотах при использовании бабы молота с наполнителем; L — энергия выбранного ковочного молота с массой падающих частей G (энергия удара).

Далее приведены примеры расчета технологических процессов осадки и протяжки на молотах при деформировании бабой молота с наполнителем.

Пример 1. Выбрать ковочный молот, рассчитать число ударов молота и определить основные конструктивные параметры бабы молота с наполнителем для осадки заготовки с размерами $D_{\text{заг}} = 0,15$ м, $H_{\text{заг}} = 0,1$ м. Осадку провести до высоты $H_{\text{пок}} = 0,08$ м. Температура начала осадки 1200 °С, температура окончания осадки 900 °С.

Материал заготовки: сталь 40Х, предел прочности $\sigma_{\text{в}} = 400$; 20 и 45 МПа при температуре $t = 20$; 1200 и 900 °С соответственно.

Расчет:

1. Диаметр поковки после осадки:

$$D_{\text{пок}} = D_{\text{заг}} \sqrt{\frac{H_{\text{заг}}}{H_{\text{пок}}}} = 0,168 \text{ м.}$$

2. Объем заготовки:

$$V_{\text{заг}} = \frac{\pi D_{\text{заг}}^2}{4} H_{\text{заг}} = 0,001766 \text{ м}^3.$$

3. Масса заготовки:

$$m_{\text{заг}} = V_{\text{заг}} \rho = 13,87 \text{ кг.}$$

4. Площадь поперечного сечения поковки:

$$S = \frac{\pi D_{\text{пок}}^2}{4} = 0,02216 \text{ м}^2.$$

5. Работа деформации при осадке на молотах бабой с наполнителем по формуле (20):

$$A_{\text{деф}} = 20,04 \text{ кДж.}$$

6. При осадке масса падающих частей ковочного молота при использовании бабы молота с наполнителем по формуле (21):

$$G_{\text{ном}} = 730 \text{ кг.}$$

По [10] выбираем паровоздушный ковочный молот арочного типа с массой падающих частей $G = 1000$ кг и энергией удара $L = 25$ кДж.

7. Полная работа деформации при осадке по формуле (24):

$$A_{\text{полн}} = \sigma_s V_{\text{заг}} \left[\ln \frac{H_{\text{заг}}}{H_{\text{пок}}} + \frac{2}{9} \mu \left(\frac{D_{\text{пок}}}{H_{\text{пок}}} - \frac{D_{\text{заг}}}{H_{\text{заг}}} \right) \right] = 9,2 (1 - 0,0005 D_{\text{пок}}) \sigma_{\text{в}} V_{\text{заг}} \times \left[\ln \frac{H_{\text{заг}}}{H_{\text{пок}}} + \frac{2}{9} \mu \left(\frac{D_{\text{пок}}}{H_{\text{пок}}} - \frac{D_{\text{заг}}}{H_{\text{заг}}} \right) \right] = 73,6 \text{ кДж};$$

8. Число ударов молота по формуле (25):

$$n = \frac{A_{\text{полн}}}{\eta_y L} = 3,2 \approx 3.$$

Пример 2. Определить размеры заготовки и режим протяжки для получения квадратной поковки с размерами $H_{\text{пок}} = B_{\text{пок}} = a_{\text{пок}} = 350$ мм с суммарной уковкой $Y = 1,5$. Схема протяжки — квадрат—пластина—квадрат.

Материал заготовки: сталь 20, предел прочности $\sigma_B = 36$ МПа при температуре $t = 1100$ °С.

Расчет:

1. По формуле (9) определяем размеры исходной квадратной заготовки:

$$a_{\text{заг}} \approx 430 \text{ мм.}$$

Таким образом, размеры исходной заготовки $H_{\text{заг}} = B_{\text{заг}} = a_{\text{заг}} = 430$ мм.

2. Принимая относительную подачу $\psi = 0,5$, по номограмме на рис. 2 находим значение степени деформации за первый проход $\varepsilon_1 = 35$ %.

3. При суммарной уковке $Y = 1,5$ протяжку необходимо проводить за два перехода, например, через промежуточный квадрат со стороной a_1 .

Распределяя уковку Y равномерно по переходам, получаем:

$$Y_1 = Y_2 = \sqrt{Y} = 1,22.$$

При этом сторона промежуточного квадрата:

$$a_1 = \frac{a_{\text{заг}}}{\sqrt{Y_1}} \approx 390 \text{ мм.}$$

4. Таким образом, для получения квадратной поковки с размерами $H_{\text{пок}} = B_{\text{пок}} = a_{\text{пок}} = 350$ мм с суммарной уковкой $Y = 1,5$ по схеме квадрат—пластина—квадрат нужно использовать квадратную заготовку с размерами $H_{\text{заг}} = B_{\text{заг}} = a_{\text{заг}} = 430$ мм, при этом степень деформации на каждом проходе $\varepsilon = 35$ %, а относительная подача $\psi = 0,5$.

Пример 3. Определить массу падающих частей молота для протяжки на плоских бойках заготовки высотой и шириной $H_{\text{заг}} = B_{\text{заг}} = 0,1$ м при подаче $l = 0,1$ м и степени деформации за один проход $\varepsilon = 0,1$.

Материал заготовки: сталь 20, предел прочности $\sigma_B = 36$ МПа при температуре $t = 1100$ °С.

Расчет. При протяжке массу падающих частей ковочного молота при использовании бабы молота с наполнителем определяем по формуле (23):

$$G_{\text{ном}} = 632 \text{ кг.}$$

По [10] выбираем паровоздушный ковочный молот арочного типа с массой падающих частей $G = 1000$ кг и энергией удара $L = 25$ кДж.

Вывод. Использование разработанных рекомендаций по расчету процессов осадки и протяжки на молотах при использовании бабы молота с наполнителем, включающих в себя расчет размеров заготовки, определение массы падающих частей молота и выбор ковочного молота, определение числа ударов молота, расчет основных параметров бабы молота с наполнителем, обеспечивает повышение КПД удара и КПД работы молота, увеличение производительности работы оборудования, а также экономию энергии и металла.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Феофанова А.Е., Лавриненко В.Ю.** Экспериментальные исследования процесса удара при осадке цилиндрических заготовок // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 2. С. 12—15.
2. **Лавриненко В.Ю.** Расчет технологических процессов осадки и протяжки бабой молота с наполнителем / Известия ТулГУ. Технические науки. Вып. 4. Тула: Изд-во ТулГУ, 2014. С. 35—42.
3. **Лавриненко В.Ю., Гаврилов Н.Ю.** Экспериментальные исследования процесса протяжки полосы бабой ковочного молота с наполнителем // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2018. № 4-1 (330). С. 117—120.
4. **Пат. 2438825 РФ.** Баба молота / Феофанова А.Е., Демин В.А., Евсюков С.А., Лавриненко В.Ю., Семенов Е.И. Опубл. 10.01.2012, Бюл. № 1.
5. **Пат. 199522 РФ.** Баба молота / Аюпов Т.Х., Лавриненко В.Ю., Семенов И.Е., Шагалева Р.Р., Изикаева А.И., Кошелев О.В., Чекалов В.П., Чекалов В.В. Опубл. 07.09.2020, Бюл. № 25.
6. **Лавриненко В.Ю., Аюпов Т.Х.** Промышленные испытания бабы с наполнителем штамповочного молота // Заготовительные производства в машиностроении. 2020. Том 18. № 1. С. 19—22.
7. **Экспериментальные** исследования процесса осадки заготовок из титанового сплава ВТ6 бабой молота с наполнителем / В.Ю. Лавриненко, А.И. Алимов, Т.Х. Аюпов, А.И. Изикаева // Заготовительные производства в машиностроении. 2020. Том 18. № 9. С. 408—411.
8. **Лавриненко В.Ю., Аюпов Т.Х.** Расчет экономической эффективности промышленного использования бабы с наполнителем штамповочного молота М2140 // Заготовительные производства в машиностроении. 2020. Том 18. № 6. С. 262—266.
9. **Лавриненко В.Ю.** Проектирование технологических процессовковки на молотах при деформировании бабой молота с наполнителем: учебное пособие. М.: Инновационное машиностроение, 2020. 120 с.
10. **Ковка и штамповка:** справочник. В 4 т. Т. 1. Материалы и нагрев. Оборудование. Ковка / под общ. ред. Е.И. Семенова. М.: Машиностроение, 2010. 717 с.

Владислав Юрьевич Лавриненко, д-р техн. наук,
vlavrinenko@bmstu.ru

Б.С. Мороз, М.Г. Дудник
(Донской государственной технической университет, г. Ростов-на-Дону)

Влияние сил трения активного действия на технологические параметры обратного выдавливания*

Рассмотрены показатели степени деформации при теоретических и экспериментальных исследованиях процессов холодного обратного выдавливания полых изделий типа стакан. Предложены зависимости их взаимосвязи с относительной степенью деформации и шкала их соответствия. Проанализированы опубликованные результаты экспериментальных и теоретических исследований о влиянии технологических параметров процесса обратного выдавливания полых изделий в условиях активного действия сил трения на снижение силы деформирования и напряженно-деформированное состояние заготовки. Отмечены недостаточно исследованные особенности процесса и возможность расширения области применения способа обратного выдавливания с активным действием сил трения. Предложена методика расчета скорости деформации, необходимая для определения напряжения течения при реализации процесса горячего обратного выдавливания.

Ключевые слова: обратное выдавливание; полые изделия; показатели деформации; взаимосвязь показателей; шкала соответствия; активное трение; снижение силы деформирования; кинематический коэффициент; заготовка; напряженно-деформированное состояние; скорость истечения; скорость деформации.

The parameters of deformation degree at theoretical and experimental researches of cold backward extrusion processes of hollow glasses-type products are considered. The dependences of their relationship with the relative degree of deformation and the scale of their conformity are suggested. The published results of experimental and theoretical studies on the impact of technological parameters of the backward extrusion process of hollow products in the conditions of active friction forces to reduce the deformation force and stress-strain state of the billet are analyzed. Insufficiently studied features of the process and the possibility for expanding of the application field of the backward extrusion method with the active action of friction forces are noted. The method for calculating of the deformation rate required to determine the current stress in the implementation of the hot backward extrusion process.

Keywords: backward extrusion; hollow products; deformation indices; correlation indices; conformity scale; active friction; deformation force reduction; kinematic coefficient; billet; stress-strain state; expiration rate; deformation rate.

Холодное выдавливание получило развитие во второй половине прошлого века как способ изготовления изделий из сталей и цветных металлов с высокой точностью, минимальными допусками на механическую обработку и высокой производительностью. Такие изделия широко применяют в различных отраслях промышленности и в художественной обработке материалов. Чаще всего это осесимметричные изделия: стержень с головкой, трубка с фланцем, втулка, стакан, получаемые прямым, обратным или комбинированным выдавливанием [1, 2].

Холодную штамповку выдавливанием применяют для изготовления изделий из труднодеформируемых металлов и сплавов, напряжение

течения которых превышает 700 МПа. Наибольший эффект при холодном выдавливании обеспечивается при изготовлении изделий за одну операцию, но при этом нежелательна большая разность в площадях их поперечных сечений.

Возможность получения изделий из сталей ограничивается также степенью деформации и стойкостью деформирующего инструмента, так как давления, воспринимаемые им при выдавливании, близки или даже превышают предел его прочности (более 2,2...2,5 ГПа). Из практики известно, что снижение рабочих напряжений, воспринимаемых инструментом, следовательно, и силы деформирования на 10 % позволяет увеличить число циклов его нагружений более чем на 30 %. Поэтому снижение силы обратного выдавливания является актуальной задачей.

Для снижения необходимой силы деформирования при выдавливании изделий из углеро-

* В статье не рассмотрены устройства для выдавливания полых изделий в условиях активного действия сил трения.

дистых, некоторых легированных и коррозионно-стойких сталей используют полугорячее выдавливание при температурах заготовок ниже температур критических точек перлитного превращения, но при невысокой степени деформации [3], что также ограничивает область его применения. Очевидно, что поиск новых способов снижения давлений на инструмент и повышения эффективности холодного выдавливания является актуальной задачей.

Одним из наиболее эффективных способов снижения силы деформирования и повышения стойкости инструмента при холодном обратном выдавливании полых изделий является использование сил трения активного действия на поверхности контакта заготовки с матрицей. Этот способ выдавливания был предложен С.Ш. Яшайевым (Основы дифференцированного выдавливания // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1966. № 9. С. 4—6). Сущность его заключается в том, что во время процесса выдавливания заготовка и инструмент принудительно смещаются так, что на поверхности контакта заготовки с матрицей возникает сила трения активного действия, направленная в сторону истечения металла в стенку изделия, которая и снижает силу деформирования, приложенную к пуансону.

Основные схемы движения инструмента при выдавливании полых изделий с активным действием сил трения приведены в работе [4]. В соответствии со схемой, представленной на рис. 1, при неподвижном пуансоне матрица принудительно смещается в сторону истечения металла $v_{\text{и}}$ со скоростью $v_{\text{м}}$, равной или превышающей ее, при этом на поверхности контакта заготовки с матрицей возникает сила трения, направленная в сторону истечения металла в стенку получаемого стакана. Отношение $v_{\text{м}}/v_{\text{и}}$ названо кинематическим коэффициентом $K_{\text{в}}$. Сила трения активного действия возникает и в конечной стадии процесса при выдавливании в незакрепленной (свободной, плавающей, свободно скользящей) матрице [5—9].

Исследованию особенностей холодного выдавливания с активным действием сил трения посвящено много работ, в большинстве которых рассмотрено влияние условий деформирования только на снижение силы деформирования по сравнению с обычным обратным выдавливанием. Установлено, что это снижение зависит

от степени деформации, кинематического коэффициента, а также от коэффициента трения между заготовкой и матрицей и отношения высоты заготовки к ее диаметру, но анализ основных результатов работ, выполненных до текущего времени в литературе, отсутствует.

В опубликованных работах авторы исследований этого процесса пользуются различными показателями деформации, что затрудняет их сравнение. Поэтому одной из задач статьи является установление взаимосвязи этих показателей и диапазона степеней деформации, в котором они выполнены. Целесообразно также рассмотреть результаты теоретических исследований влияния технологических параметров процесса на напряженно-деформированное состояние заготовки.

Цель работы — на базе анализа и сопоставления основных результатов экспериментальных и теоретических исследований выдавливания полых изделий с активным действием сил трения определить еще недостаточно рассмотренные его особенности и возможности расширения области реализации этого процесса.

При расчете технологического процесса выдавливания заданного изделия для определения силы деформирования, расчета на прочность

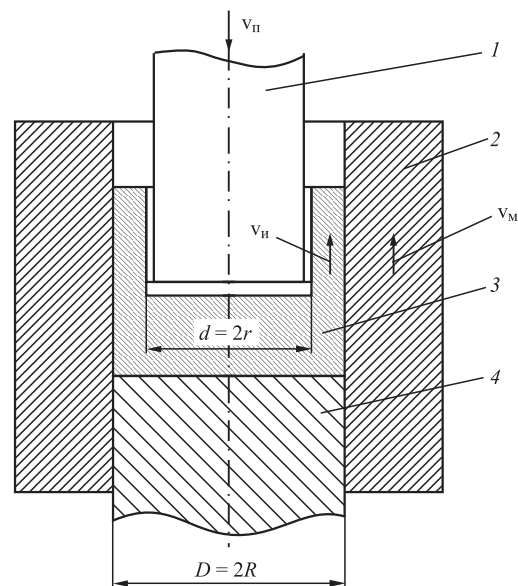


Рис. 1. Схема перемещения инструмента при обратном выдавливании полых изделий с активным действием сил трения:

1 — пуансон; 2 — матрица; 3 — заготовка; 4 — противоположный пуансон; $v_{\text{п}}$ — скорость перемещения пуансона; $v_{\text{и}}$ — скорость истечения; $v_{\text{м}}$ — скорость перемещения матрицы; $v_{\text{пн}} = 0$ — противоположный пуансон неподвижен

инструмента и выбора необходимого оборудования в первую очередь необходимо учитывать свойства материала заготовки и степени ее деформации в процессе выдавливания, а также условия деформирования. Известны несколько показателей оценки (степени) деформации при выдавливании и их взаимосвязи, которые применяют к различным способам обработки металлов давлением [10]. В отечественной и зарубежной литературе эти показатели обозначают различными символами.

При холодном выдавливании в производственной практике деформацию чаще всего оценивают относительной (средней) или приближенной степенью деформации: $\varepsilon = (F - f)/F$, где F, f — площади поперечного сечения полости матрицы (контейнера) и стенки получаемого стакана соответственно [1–3, 10–12]. Относительная степень деформации в зависимости от материала заготовки может изменяться от 0,3 до 0,9, но на практике обычно обратное выдавливание (его в литературе называют еще закрытой прошивкой) применяют при $\varepsilon > 0,5$ [13]. Холодное выдавливание за одну операцию даже простых деталей из низкоуглеродистых сталей нерационально, так как при этом давление на инструмент превышает 2...2,2 ГПа. Поэтому выдавливание за одну операцию ограничивают степенью деформации $\varepsilon \leq 0,75$ [2]. Оптимальным по силе деформирования и напряжениям на инструмент для сплавов с повышенным напряжением течения (сопротивлением деформированию) является интервал $\varepsilon = 0,3...0,4$ [14].

Истинную среднюю или логарифмическую деформацию используют при теоретическом анализе процесса [15, 16] и для определения скорости деформации и напряжения течения (сопротивления деформированию) металла при реализации процесса в горячем режиме. Интегральная деформация равна натуральному логарифму отношения площади поперечного сечения полости матрицы F к площади поперечного сечения стенки получаемого стакана: $\varphi = \ln(F/f)$ [2, 16].

Для расчета скорости истечения металла в стенку стакана удобнее использовать коэффициент (степень) вытяжки, которым обычно в процессах прессования оценивают наибольшие деформации удлинения, значительно превышающие максимальную относительную деформацию при обратном выдавливании, его обозначают символом μ [16], т.е. $\mu = F/f$.

В опубликованных источниках о влиянии активного трения на результаты обратного выдавливания в зависимости от условий деформирования использованы различные показатели деформации. Это объясняется тем, что при теоретическом анализе процесса осесимметричная задача часто сводится к плоской и при этом авторы решений для расчета деформации используют не равенство отношений части вытесненного пуансоном из матрицы объема заготовки и соответствующего ему объема изделия, а равенство площадей их осевых продольных сечений, принимая при этом за исходные разные размеры и их обозначения: диаметры или радиусы матрицы и пуансона или толщину стенки выдавливаемого стакана.

В источнике [13, с. 314] для оценки деформации использовано отношение d/D , где d — диаметр пуансона, D — диаметр матрицы, и приведена зависимость безразмерной удельной силы выдавливания (давления) от отношения d/D в интервале 0,1...0,9.

При теоретическом анализе процесса обратного выдавливания полого изделия инженерным методом [5, 7, 8] степень деформации обозначена показателем $R = R_M/r_{\Pi}$ (R_M — радиус матрицы; r_{Π} — радиус пуансона), т.е. относительным радиусом матрицы. В источниках [7, 8] приведены результаты теоретического решения задачи определения силы деформирования и сравнение их с экспериментом в диапазоне отношений $R/r = 1,12...1,8$, что соответствует относительной деформации $\varepsilon = 0,8...0,31$. Отношение R/r ($R = D/2$, $r = d/2$) равно отношению D/d , в работе [3, с. 10] оно названо коэффициентом (степенью) обжатия и его применяют для стержневых поковок — тел вращения. Это отношение обратно отношению d/D . Такой же показатель использован в источнике [9].

В работе [17, с. 67] при теоретическом анализе процесса использовано отношение b/B ($b = d/2$, $B = D/2$), равное d/D , которое названо обжатием, а полученные в результате расчетов данные сравнены с результатами экспериментальных данных, приведенными в работе [15], где степень деформации определяется отношением $(F - f)/F = \varepsilon$. Однако при равных размерах деформирующего инструмента значения деформации, рассчитанные по этим отношениям, различаются, так как в первом случае использованы линейные размеры пуансона и матрицы, а во втором — отношение площа-

дей поперечных сечений получаемого стакана и матрицы.

При теоретическом анализе процесса обратного выдавливания методом полей линий скольжения в работах [18, 19] осесимметричная задача сведена к плоской, а деформация оценена показателем H/h , где $H = D/2 = R$, а $h = (D - d)/2$, т.е. h — толщина стенки выдавливаемого стакана. Отношение H/h названо степенью редукции, которая в исследовании [18, с. 110] изменялась от $2 < H/h < 5$, а в работе [19, с. 105] $1,1 < H/h < 5$.

Использование в литературе нескольких различающихся показателей (степени) деформации затрудняет сопоставление опубликованных результатов исследований рассматриваемого процесса.

Например, при обратном выдавливании стаканов в условиях активного действия сил трения на поверхности контакта заготовки с матрицей в работе [8, с. 101] приведена таблица зависимости снижения силы деформирования по сравнению с обычным обратным выдавливанием от показателя деформации R/r , а в работе [4, с. 77] — от степени деформации ε . В работе [8] показатель деформации изменялся от 1,2 до 1,8, в работе [4] степень деформации составляла от 0,4 до 0,8.

Этот вопрос относится также и к геометрии рабочей части пуансона для обратного выдавливания полых изделий. В работе [2, с. 61] приведены графики зависимости удельной силы выдавливания (давления) пуансонами с различной формой рабочих торцов от относительной степени деформации ε , изменяющейся от 0,3 до 0,8, а в работе [19, с. 105] методом полей линий скольжения решена задача зависимости удельной силы выдавливания плоским и конусными пуансонами от степени редукции $H/h = 1,1 \dots 5,5$ и точность этого решения подтверждена экспериментом.

Очевидно, что целесообразно установить взаимосвязь между приведенными выше показателями деформации. Для этого выразим эти показатели через диаметры матрицы и пуансона:

1. Относительная степень деформации [2]: $\varepsilon = (F - f)/F = [D^2 - (D^2 - d^2)]/D^2 = d^2/D^2$.
2. Отношение $R_m/r_n = R$ — коэффициент обжатия [8]: $\eta = R = R/r = D/d$.
3. Показатель деформации [13]: d/D .
4. Степень редукции [18]: $\eta_p = H/h = [D/(D - d)]$.

5. Коэффициент вытяжки [16]: $\mu = F/f = D^2/(D^2 - d^2)$.

В показателях 1, 2, 4 и 5 исключим диаметр пуансона d , выразив его через диаметр матрицы и относительную степень деформации. Так как $\varepsilon = d^2/D^2$, то $d = D\sqrt{\varepsilon}$. Тогда показатели деформации 2—5 и относительная степень деформации ε будут связаны следующими зависимостями:

$$\eta = R = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon}}; \quad d/D = \sqrt{\varepsilon}; \quad (1)$$

$$H/h = 1(1 - \sqrt{\varepsilon}); \quad \mu = [1/(1 - \varepsilon)].$$

Относительная степень деформации и приведенные выше показатели деформации 2—5 будут связаны зависимостями:

$$\varepsilon = 1/R^2 = (d/D)^2 = [1 - 1/(H/h)]^2 = 1 - 1/\mu. \quad (2)$$

Используя зависимости (2), можно найти относительную степень деформации ε , соответствующую каждому значению из показателей 2—5.

По зависимостям (2) для неизменного диаметра матрицы рассчитаны значения рассмотренных показателей деформации в зависимости от относительной степени деформации ε от 0,1 до 0,9. Округленные до 0,01 их значения приведены в шкале соответствия показателей деформации на рис. 2.

Приведение опубликованных результатов экспериментальных исследований обратного выдавливания с активным действием сил трения к одному показателю деформации позволяет сравнить их и определить области и целесообразность возможных дальнейших исследований рассматриваемого процесса. Далее приведены результаты исследований влияния сил трения активного действия при обратном выдавливании полых изделий на снижение силы деформирования и напряженно-деформированное состояние заготовки.

На рис. 2 показаны кривые снижения силы деформирования по сравнению с обычным обратным выдавливанием в зависимости от условий ведения процесса ($\Delta P = f(\varepsilon, \mu_m, K_v)$), построенные по результатам экспериментальных исследований [4, 8]. В приведенной зависимости μ_m — коэффициент трения на поверхности контакта заготовки с матрицей. При выдавливании со смазкой $\mu_m = 0,1$; при выдавливании без смазки в шлифованной и обезжиренной матрице

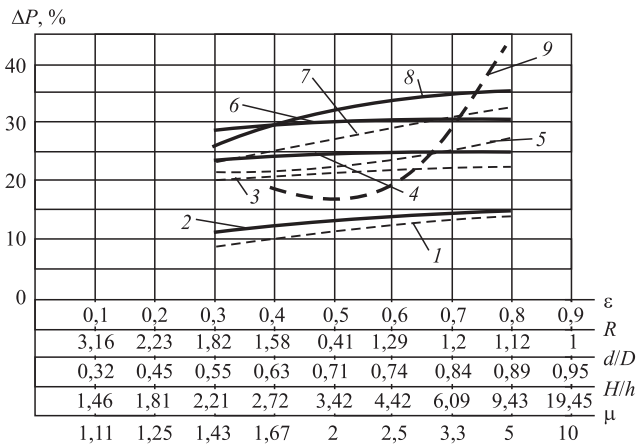


Рис. 2. Зависимость снижения силы обратного выдавливания заготовок из свинца С00 от условий деформирования при активном действии сил трения:

1, 2 — плавающая (незакрепленная) матрица; 3, 4 — $K_v = 1,0$; 5, 6 — $K_v = 1,4$; 7, 8 — $K_v = 1,7$; 9 — $K_v = 1,2$; 1, 3, 5, 7 — выдавливание со смазкой; 2, 4, 6, 8 — выдавливание без смазки; 9 — выдавливание в шероховатой матрице

$\mu_m \approx 0,5$; при выдавливании в шероховатой матрице без смазки максимальный коэффициент трения равен напряжению сдвига (τ_{max} при $\mu_m = 0,58$).

Из приведенных зависимостей следует, что величина снижения силы деформирования при выдавливании с активным действием сил трения в исследованной области степеней деформации (от 0,3 до 0,8) возрастает с увеличением степени деформации и кинематического коэффициента и коэффициента трения между заготовкой, но наиболее существенное влияние на величину ΔP оказывает рост степени деформации.

Использование плавающей матрицы [8] (см. рис. 2, кривые 1, 2) приводит к небольшому уменьшению силы деформирования: от 6,8 до 11,6 %. При выдавливании со смазкой снижение силы деформирования возрастает от 6,8 % при степени деформации $\epsilon = 0,31$ ($R = 1,8$) до 11 % при $\epsilon = 0,8$ ($R = 1,12$), а при выдавливании без смазки — на 8,1 и 11,6 % соответственно.

При использовании плавающей матрицы трение активного действия возникает только в конце стационарной стадии процесса [8, с. 97], когда сила трения между стенкой выдавливаемого стакана и матрицей превышает силу трения покоя между частью заготовки вне очага пластической деформации, т.е. при выдавливании заготовок небольшой высоты, немного превышающей высоту очага пластической деформации [9, с. 61]. Поэтому выдавливание с использованием плавающей матрицы

можно применять только при получении полых изделий небольшой высоты из заготовок с отношением высоты к диаметру $h/d < 1$.

По результатам теоретического анализа дифференцированного выдавливания [19] в диапазоне значений степеней редукции $H/h = 1,1...5,5$ ($\epsilon = 0,03...0,9$) удельная сила (давление) на 20...30 % ниже, чем при обычном обратном выдавливании, но в работе не приведены сведения о кинематических условиях (величинах K_v) выдавливания и зависимости ΔP от степени деформации. По данным экспериментов, приведенным в работе [18, с. 112], при дифференцированном выдавливании со смазкой плоских призматических образцов из свинца (коэффициент трения между заготовкой, пуансоном и матрицей $\mu_m = 0,1$) при $H/h \approx 2$ это снижение составляет около 8 %, а при $H/h \approx 5$ — около 20 %, однако сведения о зависимости ΔP от величины K_v в ней также отсутствуют.

Результаты наиболее полного исследования особенностей холодного обратного выдавливания с активным действием сил трения приведены в работах А.Г. Овчинникова [7, 8] и его учеников [5, 6].

При выдавливании в принудительно смещаемой смазанной гладкой матрице [8] со скоростью, равной скорости истечения металла в стенку стакана ($K_v = 1,0$), снижение силы деформирования более существенно (кривые 3, 4, см. рис. 2), чем в плавающей матрице, но с увеличением степени деформации при выдавливании со смазкой практически не возрастает: 17,7 % при $\epsilon = 0,31$ ($R = 1,8$) до 18 % при $\epsilon = 0,8$ ($R = 1,12$), т.е. увеличивается на 1,7 %. При выдавливании в гладкой матрице без смазки (коэффициент трения $\mu_m \approx 0,5$) величина ΔP возрастает с повышением степени деформации на 4,5...5,6 % и соответственно составляет 22,2 % при $\epsilon = 0,31$ ($R = 1,8$) и 23,6 % при $\epsilon = 0,8$ ($R = 1,12$).

При большей скорости смещения матрицы ($K_v = 1,4$) при выдавливании со смазкой ΔP увеличивается с такой же закономерностью, как и при $K_v = 1,0$: (кривые 5, 6, см. рис. 2), но более существенно: от 19,6 % при $\epsilon = 0,31$ ($R = 1,8$) до 24,5 % при $\epsilon = 0,8$ ($R = 1,12$). При выдавливании без смазки величина ΔP еще больше возрастает, но практически не зависит от степени деформации и составляет 27,0 % при $\epsilon = 0,31$ ($R = 1,8$) и 27,6 % при $\epsilon = 0,8$ ($R = 1,12$). Автором [8, с. 101] отмечено, что при выдавли-

вании поковок (стаканчиков) из свинца уже при $K_v = 1,4$ искажается форма донной ее части.

Повышение K_v до 1,7 еще больше снижает величину ΔP (кривые 7, 8, см. рис. 2), но также приводит к появлению боковой утяжины у донной части стакана. Дальнейшее увеличение относительной скорости уже не изменяет силу деформирования.

Согласно приведенным данным, с повышением кинематического коэффициента K_v от 1,0 до 1,4 снижение силы деформирования при выдавливании со смазкой возрастает на 4,6 %, а при выдавливании без смазки — только на 0,6 %. Следовательно, при выдавливании без смазки с увеличением кинематического коэффициента до $K_v = 1,4$ эффективность положительного влияния активного трения на величину ΔP повышается незначительно. Сведения о влиянии относительной скорости движения матрицы на снижение силы деформирования в диапазоне $1,0 < K_v < 1,4$ в литературе отсутствуют. По данным источника [8] она не должна превышать 1,4.

Из рассмотренных данных следует, что наибольшему снижению деформирующей силы должно соответствовать оптимальное значение K_v . Такая зависимость оптимальной скорости перемещения матрицы (величины K_v) от степени деформации R при выдавливании со смазкой и коэффициентах трения $\mu_m = \mu_n = 0,1$ и 0,3 приведена в источнике [9, с. 361].

Приведенные результаты экспериментов получены при выдавливании заготовок небольших размеров: диаметр 17,9 мм, отношение высоты к диаметру около 1,0. Но эффективность активного действия трения значительно возрастает с увеличением высоты к диаметру заготовки, так как увеличивается поверхность трения между деформируемой заготовкой и матрицей. Результаты исследований влияния высоты заготовки на рассматриваемые параметры выдавливания с активным трением в литературе также отсутствуют.

В опубликованных источниках отсутствуют также сведения об особенностях процесса выдавливания с активным действием сил трения толстостенных (при $\varepsilon < 0,3$) и тонкостенных изделий (при $\varepsilon > 0,8$), которым соответствуют повышенные значения удельных сил обычного обратного выдавливания [8, с. 314].

В промышленности холодное обратное выдавливание всегда осуществляют со смазкой

заготовки для снижения силы деформирования и получения полых изделий без поверхностных дефектов.

Условия деформирования без смазки, когда на поверхности заготовки с контейнером реализуется максимальный коэффициент трения (чистый сдвиг), наблюдаются при горячем прессовании профилей и труб изделий из алюминиевых сплавов различными способами, в том числе и с активным действием сил трения [20, 21]. Полые изделия типа стакан из цветных металлов получают и обратным выдавливанием (прессованием) при степенях деформации, превышающих 0,8 [16]. Но в литературе отсутствует информация об использовании активного трения в области горячего обратного выдавливания полых изделий типа стакан из цветных металлов и сплавов. Их изготавливают обработкой резанием с большими отходами. Такие изделия можно получать обратным прессованием с активным действием сил трения, что позволит не только снизить величину отходов, нагрузки на инструмент, но и уменьшить неравномерность деформаций в получаемых изделиях.

В области прессования труб из сплошных заготовок [16] использование активного трения может представлять интерес на стадии прошивки заготовки, которая осуществляется с малыми степенями деформации, менее 0,3. Это позволяет снизить силу, воспринимаемую прошивнем (иглой), уменьшить разностенность прошиваемой заготовки, что способствует и уменьшению разностенности получаемых труб. Известно, что при прессовании с активным действием сил трением снижается не только сила деформирования по сравнению с прямым способом прессования, но и неравномерность деформаций в поперечном и продольном сечениях получаемой трубы [21].

В связи с этим представляет интерес работа [4]. По ее результатам при максимальном коэффициенте трения (выдавливании стакана из свинца С1 в шероховатой матрице без смазки — чистый сдвиг, $\mu_m = 0,58$) и скорости перемещения матрицы $K_v = 1,2$ снижение силы деформирования значительно больше, чем при выдавливании без смазки в гладкой матрице. В этих граничных условиях величина ΔP интенсивно возрастает с повышением степени деформации от 13 % при $\varepsilon = 0,5$ до 40 % при $\varepsilon = 0,8$ (т.е. увеличивается на 27,5 %). С уменьшением сте-

пени деформации ($\varepsilon = 0,4$) ΔP также возрастает и составляет 14,9 % (кривая 9, см. рис. 2). При $\varepsilon > 0,7$ это снижение значительно больше, чем при выдавливании без смазки матрицы при $\mu_m \approx 0,5$ и $K_v = 1,4$. Эта закономерность отличается от закономерностей изменения кривых 1–8, но согласуется с изменением зависимости силы обратного выдавливания в диапазоне степеней деформации от 0,2 до 0,9, в котором сила деформирования минимальна при $\varepsilon = 0,5$. С уменьшением степени деформации сила выдавливания также возрастает, хотя и с меньшей интенсивностью, чем в диапазоне $\varepsilon > 0,5$ [13, 15], но эта область тоже не исследована.

Выше было рассмотрено влияние активного трения на снижение силы деформирования. Результаты теоретического анализа влияния активного действия сил трения на силу деформирования приведены в источниках [5–9]. Анализ напряженно-деформированного состояния выдавливаемой заготовки выполнен А.Г. Овчинниковым [7]. В его монографии [8, с. 87–101] предложены решения и методика, позволяющие в зависимости от кинематических и граничных условий процесса рассчитать высоту очага пластической деформации, удельную силу деформирования, давление на боковую стенку матрицы и анализировать напряженное состояние заготовки в очаге пластической деформации в зависимости от степени деформации R и коэффициентов трения на поверхностях матрицы μ_m и пуансона μ_p , контактирующими с деформируемой заготовкой.

Удельную силу деформирования можно рассчитать по зависимостям, приведенным в источниках [5 и 7, с. 93], а полную силу выдавливания с учетом необходимости перемещения матрицы (силы активного трения) — по формуле, приведенной в работе [6].

В работе [8] отмечено, что активное действие сил трения "может изменить кинематику течения металла так, что деформированное состояние будет более однородным, это существенно изменит схему напряженного состояния" (с. 24), но напряженно-деформированное состояние заготовки не исследовано. Также в работе [8] отмечено, что активное действие сил трения снижает и неравномерность деформаций в стенке получаемого изделия, однако эта взаимосвязь в работе не рассмотрена.

В рассмотренных источниках приведены сведения только о холодном выдавливании с ак-

тивным трением пуансоном с плоским торцом, а при теоретических исследованиях принята жесткопластическая схема деформирования, когда очаг пластической деформации для заданных условий процесса неизменен и поэтому напряженно-деформированное состояние заготовки вне очага деформации не исследовали. В большинстве работ не приведены сведения о размерах заготовок и скорости перемещения пуансона (скорости деформирования), которые должны оказывать определенное влияние на конечные результаты исследований.

В работе [22] приведены деформированные координатные сетки, полученные при обратном выдавливании заготовки из свинца С1 со смазкой заготовки и при максимальном коэффициенте трения, что соответствует горячей деформации без смазки. Картины течения металла в них кардинально отличаются. В первом случае очевиден очаг деформации, примыкающий к пуансону, а во втором случае ячейки сетки деформируются не только в очаге деформации, но и во всей плоскости осевого сечения заготовки, т.е. деформация распространяется на весь ее объем. В этом случае в деформируемой заготовке могут возникнуть растягивающие напряжения, приводящие к изменению схемы напряженного состояния. Но влияние максимального значения активного трения на напряженное состояние заготовки вне очага пластической деформации не исследовано.

Результаты сравнительного анализа напряженно-деформированного состояния заготовки при горячем обратном выдавливании со смазкой и выдавливании с активным трением, полученные математическим моделированием процессов, приведены в работе [22]. Расчеты выполнены с помощью конечно-элементного программного комплекса QForm-2D. Условия моделирования: материал заготовки — сплав АК6; размеры заготовки $d \times h = 81 \times 100$ мм; диаметр матрицы 82 мм; степень деформации $\varepsilon = 0,42$; скорость деформирования (перемещения пуансона) 10 мм/с; $K_v = 1,2$; температура заготовки 450 °С; температура инструмента 350 °С; фактор трения $m = 0,5$ (для выдавливания со смазкой). Рассмотрена начальная стадия процесса, когда уже сформирован очаг пластической деформации у пуансона.

По результатам расчетов все значения рассчитанных компонентов напряженного состо-

яния на нижних границах очагов пластической деформации в обеих заготовках отрицательны (сжимающие), что соответствует схеме всестороннего неравномерного сжатия, т.е. активное действие сил трения не изменяет схему напряженного состояния — всестороннее неравномерное сжатие. Значения осевых, радиальных и тангенциальных и средних напряжений при выдавливании с активным трением ниже, чем при обычном обратном выдавливании, в частности, осевые напряжения на оси заготовки у пуансона меньше примерно на 36 %, а на расстоянии от его торца — на 26 мм [22]. Следовательно, снижение силы деформирования, воспринимаемой пуансоном при выдавливании с активным действием сил трения по сравнению с обычным обратным выдавливанием, объясняется уменьшением значений компонентов тензора напряжений и средних напряжений в деформируемой заготовке.

В промышленности полые изделия из алюминиевых сплавов с наружным диаметром более 100 мм изготавливают обработкой резанием из предварительно кованных или прессованных заготовок с большим отходом металла. Такие изделия целесообразно получать выдавливанием или прессованием на гидравлических прессах с использованием активного трения, что позволяет получать изделия высокого качества с минимальными отходами.

Для расчета силы горячего выдавливания заданного изделия необходимо определить напряжение течения металла заготовки (сопротивление деформированию) [8], которое зависит от степени деформации, скорости деформации и температуры. При степени деформации $\varepsilon < 0,8$ скорость деформации рассчитывают по формуле [16]:

$$\dot{\varepsilon} = \varepsilon/\tau_d, \quad (3)$$

где τ_d — длительность деформации, с.

Длительность деформации определяется отношением объема зоны пластической деформации $V_{п.з}$ к секунднему объему металла, вытесненному пуансоном из матрицы $V_{сек}$:

$$\tau_d = V_{п.з}/V_{сек}, \quad (4)$$

где $V_{п.з} = h_{п.з}F$, а $V_{сек} = f_{п}v_{п}$; $h_{п.з}$ — высота очага пластической деформации; $f_{п}$, $v_{п}$ — площадь поперечного сечения рабочей части пуансона и скорость перемещения пуансона соответственно.

При выдавливании с активным трением высоту очага деформации вычисляют по формуле [8, с. 92; 9, с. 361]

$$h_{п.з} = \sqrt{(R^2 - 1)(0,5 + \mu_{п})/2(1 - 2\mu_{м}R)} \quad (5)$$

или приближенно по формуле И.Л. Перлина [16, с. 320]

$$h_{п.з} = (D + d)/2\sqrt{\mu_{м}}. \quad (6)$$

Однако при выдавливании с большими значениями степени деформации $\varepsilon > 0,8$ (коэффициент вытяжки $\mu \geq 5$) как и в инженерных расчетах процесса прессования для определения скорости деформации принимают не среднюю степень деформации (ε), а минимальную величину — интегральную деформацию ($i = \ln \mu$) [16, с. 322], так как при этом существенно возрастает скорость деформации. При степени деформации $\varepsilon = 0,8$ ($\mu = 5$) натуральный логарифм коэффициента вытяжки равен 1,6 и расчетная скорость деформации возрастет уже в 2 раза. При $\varepsilon = 0,9$ (см. рис. 2) $\mu = 10$, а $\ln 10 = 2,3$, при $\varepsilon = 0,95$ $\mu = 20$, а $\ln 20 = 2,99$. Поэтому при степени деформации $\varepsilon > 0,8$ скорость деформации необходимо рассчитывать по формуле

$$i = \ln \mu. \quad (7)$$

Заключение. Предложены зависимости, связывающие разные показатели деформации при обратном выдавливании полых изделий с относительной степенью деформации ε , и приведена приближенная шкала их соответствия.

Рассмотрены результаты наиболее значимых экспериментальных работ, в которых исследовано влияние активного действия сил трения на снижение силы деформирования. На основании опубликованных результатов экспериментов исследуемого процесса построены графики зависимости снижения силы деформирования от технологических параметров процесса по сравнению с обычным обратным выдавливанием и установлен диапазон рациональных кинематических условий выдавливания в области выполненных исследований.

Кратко изложены результаты теоретических исследований влияния активного действия сил трения на напряженно-деформированное состояние заготовки при холодном и горячем обратном выдавливании полых изделий.

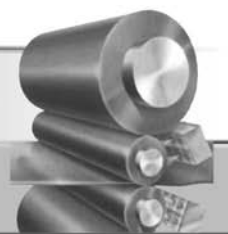
Отмечены недостаточно исследованные особенности процесса и возможность расширения области применения способа обратного выдавливания с активным действием сил трения.

Приведена методика расчета скорости деформации при горячем обратном выдавливании, необходимая для определения напряжения течения (сопротивления деформации) в заданных температурно-скоростных условиях ведения процесса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Фельдман Г.Д.** Холодное выдавливание стальных деталей. Пер. с нем. М.: Машгиз, 1963. 188 с.
2. **Филимонов Ю.Ф., Позняк Л.А.** Штамповка прессованием. М.: Машиностроение, 1964. 188 с.
3. **Ильич В.Д., Мулин В.П.** Полугорячее выдавливание. Серия С-Х-3. Технология обработки давлением. М.: НИИМАШ, 1971. 72 с.
4. **Бережной В.Л., Мороз Б.С., Рязанцев Ю.П.** Сопоставление разновидностей выдавливания полых изделий с полезным использованием сил трения. Обработка металлов давлением: сб. статей. 1975. Вып. 5. С. 71–78.
5. **Овчинников А.Г., Дмитриев А.М.** Холодное выдавливание полых цилиндрических изделий с активными силами трения // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1981. № 6. С. 24–26.
6. **Овчинников А.Г., Макина Н.А.** Исследование процесса закрытой прошивки с активными силами трения // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1972. № 6. С. 3–5.
7. **Овчинников А.Г.** Исследование процессов выдавливания: дис. ... д-р техн. наук: 05.03.05. Москва, 1975. 445 с.
8. **Овчинников А.Г.** Основы штамповки выдавливанием на прессах. М.: Машиностроение, 1983. 200 с.
9. **Дмитриев А.М., Воронцов А.Л.** Технологияковки и объемной штамповки. Ч. 1. Объемная штамповка выдавливанием. М.: Высшая школа, 2002. 400 с.
10. **Соколов Н.Л.** Горячая штамповка выдавливанием стальных деталей. М.: Машиностроение, 1967. 192 с.
11. **Эверхарт Д.** Холодное прессование металлов / пер. с англ. М.: Машиностроение, 1988. 147 с.
12. **Обработка металлов давлением** / Ю.Ф. Шеваркин, В.Н. Чернышов, Р.Л. Шаталов и др. М.: Интермет Инжиниринг, 2005. 496 с.
13. **Сторожев М.В., Попов Е.А.** Теория обработки металлов давлением. Изд. 4-е, перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.
14. **Головин В.А., Митькин А.Н., Резников А.Г.** Технология холодной штамповки выдавливанием. М.: Машиностроение, 1970. 152 с.
15. **Джонсон В., Кудо Х.** Механика процесса выдавливания металла / пер. с англ. М.: Металлургия, 1968. 175 с.
16. **Перлин И.Л., Райтбарг Л.Х.** Теория прессования металлов. 2-е изд. М.: Металлургия, 1975. 448 с.
17. **Тутышкин Н.Д., Кузнецов В.П.** К исследованию процесса плоского обратного выдавливания // Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением. 1968. Вып. 5. С. 66–74.
18. **Филигаров Ю.М., Цыпина М.Н., Рене И.П.** Влияние условий трения на удельное усилие при плоском обратном выдавливании // Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением. 1968. С. 103–113.
19. **Рене И.П., Цыпина М.Н., Филигаров Ю.М.** Удельное усилие плоского обратного и дифференцированного выдавливания клиновым пуансоном при умеренной шероховатости инструмента // Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением. 1968. Вып. 5. С. 103–113.
20. **Щерба В.Н.** Прессование алюминиевых сплавов. М.: Интермет Инжиниринг, 2001. 768 с.
21. **Moroz B.S., Mueller.** Besonderheiten des Strangpressen mit aktiver Reibung. Aachen, Shaker Verlag. 2004. 170 s.
22. **Мороз Б.С.** Влияние сил трения активного действия на напряженное состояние заготовки при горячем обратном выдавливании полых изделий // Заготовительные производства в машиностроении. 2017. Т. 15. № 1. С. 33–38.

*Борис Степанович Мороз, д-р техн. наук,
bmoroz@donstu.ru;
Марина Григорьевна Дудник*



УДК 621.77

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-1-34-38

А.Г. Колесников, А.В. Алдунин, М.Н. Сухоставский

(Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана)

Оценка минимального обжатия слэбов для ликвидации осевой рыхлости

В условиях производства непрерывнолитых слэбов на МНЛЗ наблюдается формирование осевой рыхлости. Представлена методика определения минимального обжатия заготовки при горячей прокатке для ликвидации осевого дефекта. На основании допущений получены теоретические зависимости преобразования осевой рыхлости от вытяжки и относительного обжатия непрерывнолитого слэба при горячей прокатке.

Ключевые слова: непрерывнолитой слэб; осевая рыхлость; горячая прокатка.

In the production of the continuous cast slabs using continuous-casting machine, the formation of axial porosity is observed. Method for determination of the minimal reduction of the workpiece during hot rolling in order to eliminate the axial defect is presented. The theoretical dependences for transformation of the axial porosity on drawing and the reduction rate of continuously cast slab during hot rolling are obtained based on assumptions.

Keywords: continuous cast slab; axial porosity; hot rolling.

Введение. Современная тенденция производства горячекатаного листового проката основана на использовании непрерывнолитых слэбов в качестве заготовок. В ряде случаев в прокатанных листах наблюдаются такие дефекты, как продольные трещины и нарушение сплошности, что может быть связано с наличием дефектов макроструктуры непрерывнолитых слэбов (осевая химическая ликвация, осевая рыхлость и др.).

При исследовании напряженно-деформированного состояния прокатываемых полос отмечено отклонение от условия постоянства объема в процессе прокатки [1]. Из-за наличия внутренних дефектов в слэбе возникает неравномерное распределение пластической деформации по толщине проката, поэтому на осевую зону металла со стороны внешних слоев могут действовать растягивающие напряжения.

Несмотря на проведенные экспериментальные и компьютерные исследования возмож-

ности снижения пористости непрерывнолитой заготовки в процессе горячей прокатки [2–5], вопрос улучшения качества горячекатаных листов, особенно толстых, остается открытым.

Цель работы — определение степени деформации для устранения осевой рыхлости непрерывнолитого слэба.

Допущения

1. Непрерывнолитой стальной слэб рассмотрен в виде прямоугольного параллелепипеда с размерами $H_0 \times B_0 \times L_0$, в центральной части которого расположена пористая осевая зона в виде прямоугольного параллелепипеда с размерами $h_0 \times b_0 \times l_0$ (рис. 1).

2. Постоянство отношения площадей поперечного сечения пористой зоны и слэба в процессе прокатки:

$$\frac{h_0 b_0}{H_0 B_0} = \frac{h_1 b_1}{H_1 B_1} = \dots = \frac{h_n b_n}{H_n B_n} = \text{const.}$$

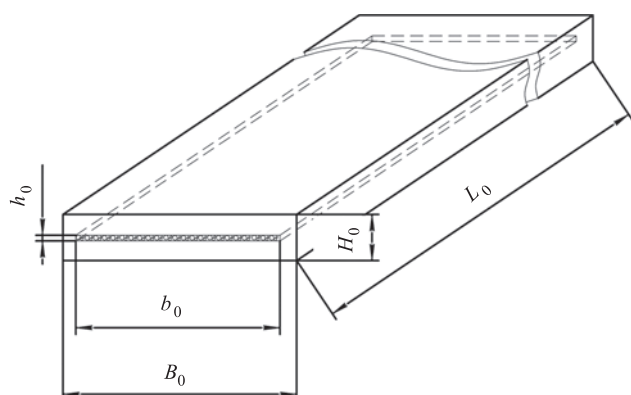


Рис. 1. Схема непрерывнолитого сляба с осевой пористостью

3. Равенство отношений размеров осевой зоны к размерам сляба по высоте и ширине:

$$\frac{h_0}{H_0} = \frac{b_0}{B_0}.$$

4. В результате обжатия сечения сляба и осевой зоны изменяются только по высоте, т.е. $B = b = \text{const}$. Сляб и осевая зона удлиняются совместно.

5. Относительные обжатия: для сляба $\varepsilon_c = \frac{\Delta H}{H_0}$; для пористой осевой зоны

$$\varepsilon_{\text{п}} = \frac{\Delta H}{h_0}.$$

Теоретические исследования. Согласно ГОСТ Р 58228—2018 для оценки дефектов макроструктуры слябов применяют метод визуального сравнения протравленных темплетов со схематическими эталонами шкал. В частности, осевая рыхлость подразделяется на четыре балла:

- 0 — осевая рыхлость отсутствует;
- балл 1 — повышенная травимось и единичные рассредоточенные поры диаметром не более 0,5 мм;
- балл 2 — пористость в виде мелких рассредоточенных или расположенных цепочкой пор диаметром не более 1 мм;
- балл 3 — отдельные поры диаметром не более 3 мм или плотные скопления пор диаметром не более 1 мм;
- балл 4 — поры диаметром более 3 мм.

Для удобства проведения расчетов баллы осевой рыхлости из ГОСТ Р 58228—2018 были переведены в численные значения (таблица).

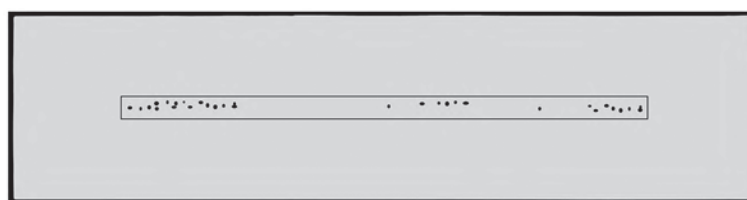
Результат перевода баллов осевой рыхлости в численные значения

Балл пористости (рыхлости)	Средний размер пор, мм	Относительная площадь скопления пор, %	Относительная пористость, %
1	≤ 0,5	8,5	1,6
2	≤ 1	11,0	5,6
3	≤ 3	10,5	4,0
4	> 3	9,5	12,0

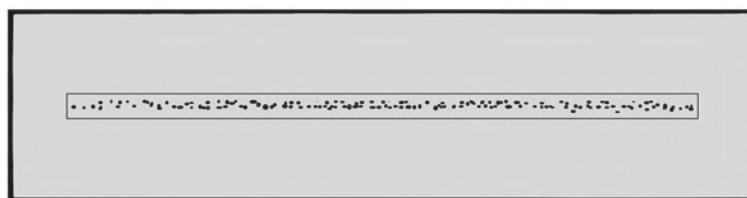
1. Взяты схемы для каждого балла из ГОСТ Р 58228—2018 при одном масштабе.

2. В компьютерной программе "КОМПАС-3D" выделены контуры поперечного сечения каждого сляба и пор (в виде отдельных эллипсов), а также зоны скопления осевой рыхлости (рис. 2).

3. С помощью встроенной функции "площадь" определены значения площадей попереч-



Балл 1



Балл 2



Балл 3



Балл 4

Рис. 2. Шкалы оценки осевой рыхлости

ного сечения сляба, зон скопления и суммарные величины пор для каждого балла.

4. Полученные результаты пересчитаны в значения относительных площади скопления пор и пористости.

Основное уравнение пористого тела:

$$П + М = 1,$$

где П — пористость; М — металлоемкость.

Начальные значения пористости $П_0$ и металлоемкости $М_0$ осевой зоны сляба:

$$П_0 = 1 - \frac{W_M}{W_0} \text{ и } М_0 = \frac{W_M}{W_0},$$

где W_0 — объем пористой осевой зоны в исходном состоянии; W_M — объем, занимаемый металлом в осевой зоне.

В процессе прокатки объем, занимаемый металлом в осевой зоне, остается неизменным, объем осевой зоны будет уменьшаться, а металлоемкость возрастать:

$$М = \frac{W_M}{W}. \quad (1)$$

Тогда изменение металлоемкости в осевой зоне можно записать в следующем виде:

$$М = М_0 \frac{W_0}{W} = М_0 \frac{h_0 b_0 L_0}{h_1 b_1 L_1}, \quad (2)$$

$$М = М_0 \frac{1}{(1 - \varepsilon_n) \lambda},$$

где $\varepsilon_n = \frac{h_0 - h_1}{h_0} = \frac{\Delta H}{h_0}$ — относительное обжатие

осевой зоны; $\lambda = \frac{L_1}{L_0}$ — вытяжка осевой зоны, равная вытяжке сляба в целом.

Определим вытяжку как отношение общей площади сляба без пористой осевой зоны до прокатки к такой же площади после прокатки $\lambda = F_0 / F_1$. Площадь поперечного сечения сляба без учета пористой осевой зоны: $F_0 = H_0 B_0 - h_0 b_0$. При неизменной толщине стенок площадь поперечного сечения сляба при абсолютном обжатии $\Delta H = H_0 - H_1$ изменится в процессе прокатки: $F_1 = H_1 B_0 - h_1 b_0$. При этом следует иметь в виду, что абсолютное обжатие сляба ΔH равно абсолютному изменению высоты пористой осевой зоны:

$$H_0 \varepsilon_c = \Delta H \text{ и } h_0 \varepsilon_n = \Delta H,$$

где $\varepsilon_c = \Delta H / H_0$ — относительное обжатие сляба; $\varepsilon_n = \Delta H / h_0$ — относительное обжатие пористой осевой зоны.

Приравнивая оба выражения, получаем следующее соотношение:

$$H_0 \varepsilon_c = h_0 \varepsilon_n. \quad (3)$$

Введем следующие обозначения:

$$\frac{h_0 b_0}{H_0 B_0} = n_F \text{ — коэффициент относительной}$$

площади и $\frac{h_0}{H_0} = n_h$ — коэффициент относительной высоты. Тогда коэффициент обжатия сляба по формуле (3): $\varepsilon_c = n_h \varepsilon_n$.

Учитывая принятые обозначения коэффициентов относительной высоты n_h , обжатия сляба ε_c и площади n_F , запишем выражение коэффициента вытяжки:

$$\lambda = \frac{F_0}{F_1} = \frac{H_0 B_0 - h_0 b_0}{H_1 B_0 - h_1 b_0}. \quad (4)$$

Так как отношение ширины сляба к его толщине $n_B = \frac{B_0}{H_0}$ и отношение ширины осевой зоны к ее толщине $n_b = \frac{b_0}{h_0}$ равны, то

$$\frac{b_0}{h_0} = \frac{B_0}{H_0} = \frac{B_0}{b_0} = \frac{H_0}{h_0} = n_h. \text{ При этом } \frac{h_0 b_0}{H_0 B_0} = n_F,$$

следовательно, $n_h^2 = n_F$.

С учетом принятых допущений выражение (4) примет следующий вид:

$$\lambda = \frac{1 - n_h^2}{(1 - n_h \varepsilon_n) - n_h^2 (1 - \varepsilon_n)}. \quad (5)$$

Анализ выражения (5) показал, что зависимость содержит два неизвестных аргумента — коэффициент высоты и степень деформации пористой осевой зоны. При отсутствии осевой рыхлости $n_h = 0$ формула (5) — классическая зависимость вытяжки от обжатия при прокатке сляба без уширения $\lambda = \frac{1}{1 - \varepsilon_c}$. При отсутствии обжатия $\lambda = 1$ как при наличии осевой пористости сляба, так и без нее. Распределение вытяжки в зависимости от обжатия для сляба с осевой рыхлостью (при $n_h = 0,155$) и без представлено на рис. 3.

Подставляя выражение (5) в формулу (2), получаем:

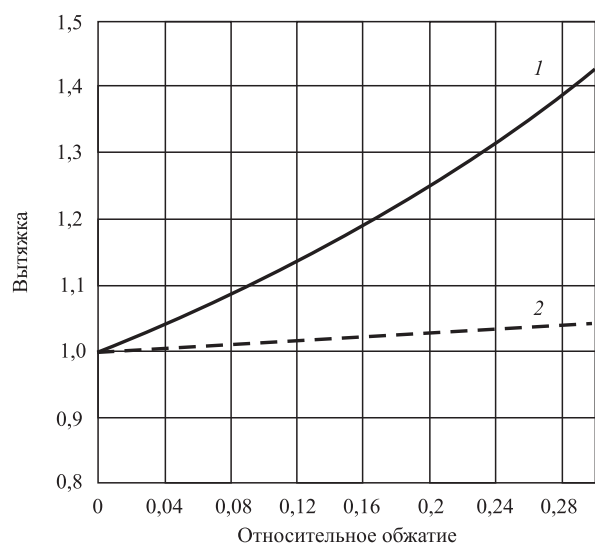


Рис. 3. Зависимость вытяжки от обжатия:

1 — для сляба без пористости; 2 — для сляба с осевой рыхлостью при $n_h = 0,155$

$$M = M_0 \frac{1 - n_h \varepsilon_{\text{п}} - n_h^2 - n_h^2 \varepsilon_{\text{п}}}{(1 - \varepsilon_{\text{п}})(1 - n_h^2)}; \quad (6)$$

$$M = M_0 \frac{1 - n_h \varepsilon_{\text{п}} - n_h^2 - n_h^2 \varepsilon_{\text{п}}}{1 - n_h^2 - \varepsilon_{\text{п}} + \varepsilon_{\text{п}} n_h^2};$$

$$M = M_0 \frac{1}{(1 - \varepsilon_{\text{п}})}. \quad (7)$$

По уравнениям (6) и (7) построены зависимости металлоемкости с учетом вытяжки и без для баллов 1 и 4 осевой рыхлости при $n_h = 0,155$, представленные на рис. 4.

На рис. 5 показано изображение поперечного сечения непрерывнолитого сляба (90,5×1420 мм) из стали 20, составленное из фотографий макроструктуры протравленных темплетов с баллом 2 осевой рыхлости. Проба была отобрана после первого сляба при начале непрерывной разливки на тонкослябовой МНЛЗ литейно-прокатного комплекса АО "Выксунский металлургический завод" на расстоянии 25 550 мм от переднего конца.

Проведем расчет обжатия сляба, при котором осевая пористость сляба будет равна нулю, с учетом исходных данных:

$$H_0 = 90,5 \text{ мм}; B_0 = 1420 \text{ мм};$$

$$L_0 = 25\,550 \text{ мм}; h_0 = 14 \text{ мм}; b_0 = 1400 \text{ мм}.$$

При этом $M_0 = 0,944$; $n_h = 0,155$.

Решаем уравнение (6) при условии $M = 1$:

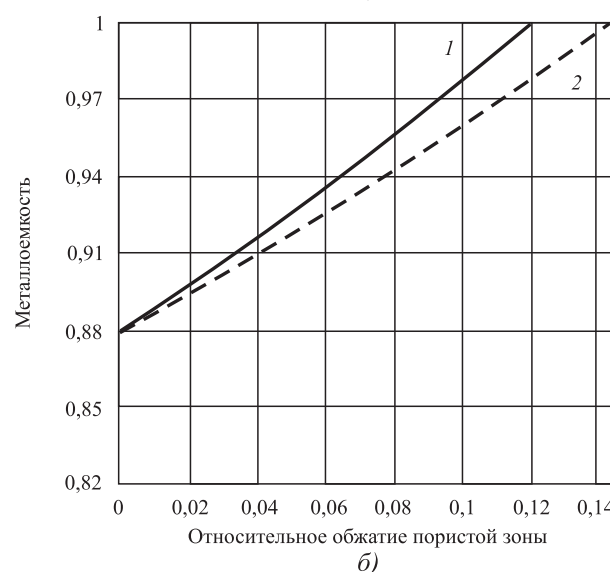
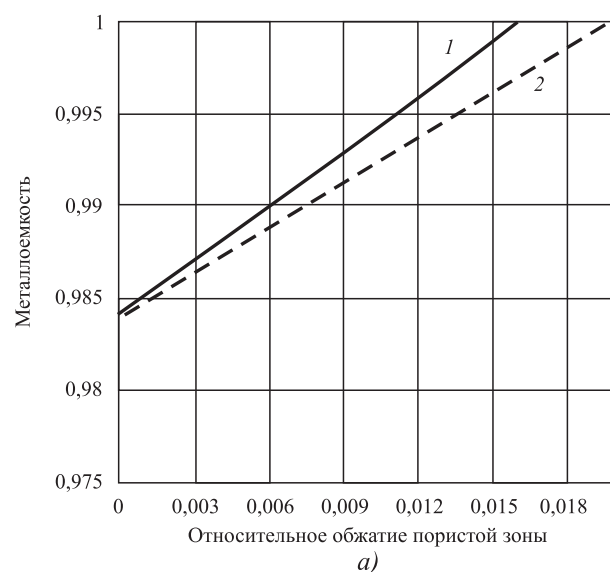


Рис. 4. Зависимость металлоемкости от обжатия для балла 1 (а) и 4 (б) осевой рыхлости:

1 — без учета вытяжки пористого тела; 2 — с учетом вытяжки

$$M_0 - M_0 n_h \varepsilon_{\text{п}} - M_0 n_h^2 - M_0 n_h^2 \varepsilon_{\text{п}} =$$

$$= 1 - n_h^2 - \varepsilon_{\text{п}} + \varepsilon_{\text{п}} n_h^2,$$

$$M_0 - M_0 n_h^2 - 1 + n_h^2 =$$

$$= M_0 n_h \varepsilon_{\text{п}} - \varepsilon_{\text{п}} + \varepsilon_{\text{п}} n_h^2 + M_0 n_h^2 \varepsilon_{\text{п}},$$

$$\varepsilon_{\text{п}} = \frac{M_0 - M_0 n_h^2 - 1 + n_h^2}{M_0 n_h - 1 + n_h^2 + M_0 n_h^2} = 0,068.$$

Таким образом, в осевой зоне пористость ликвидируется при обжатии $\varepsilon_{\text{п}} = 0,068$ и абсолютное обжатие будет составлять $\Delta h = h_0 \varepsilon_{\text{п}} = 0,952 \text{ мм}$. Так как абсолютное обжатие осевой

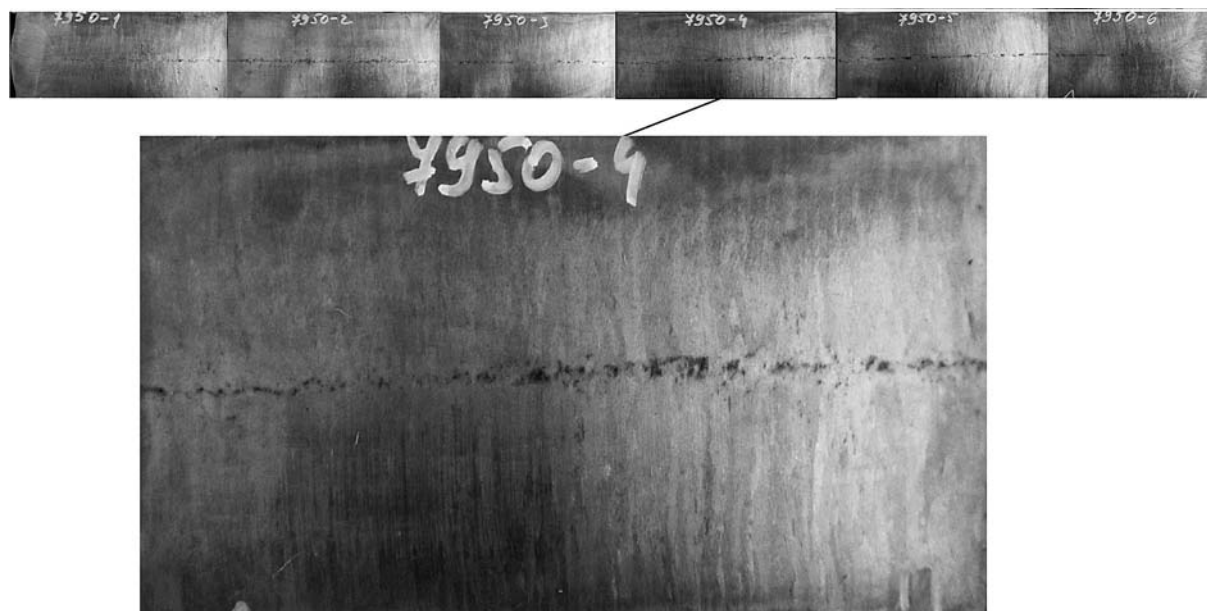


Рис. 5. Макроструктура поперечного сечения непрерывнолитого сляба из стали 20

зоны равно абсолютному обжатию сляба $\Delta h = \Delta H$, то относительное обжатие сляба $\varepsilon_c = \Delta H / H_0 = 0,01$.

Полученные уравнения, основанные на теоретических исследованиях, позволили определить преобразование осевой рыхлости в зависимости от вытяжки и относительного обжатия непрерывнолитого сляба при горячей прокатке без учета уширения. Однако для определения точных условий, при которых происходит устранение пористости, необходимо проведение экспериментов на модельном и реальном материалах.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Алдунин А.В., Русаков А.Д., Трайно А.И. Исследование и разработка технологий производства стальных полос. Saarbrücken: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2014. 170 с.

2. Развитие подходов к исследованию на физических моделях механизмов "залечивания" дефектов сплошности осевой зоны непрерывнолитой заготовки / Е.Н. Смирнов, В.А. Скляр, В.А. Белевитин, Р.А. Шмыгля, О.Е. Смирнов // Известия вузов. Черная металлургия. 2016. Т. 59. № 5. С. 322—327.

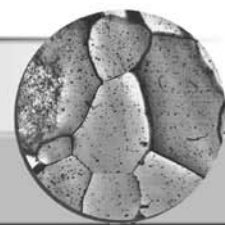
3. Migration of slab defects during hot rolling / P.K. Tripathy, S. Das, M.K. Jha, J.B. Singh // Iron making and Steelmaking. 2006. Vol. 33. No. 6. P. 447—483.

4. Логинов Ю.Н., Еремеева К.В. Прокатка заготовки с одиночно расположенной в объеме порой // Заготовительные производства в машиностроении. 2009. № 11. С. 33—37.

5. Смирнов Е.Н., Скляр В.А., Галкина В.В. Исследование особенностей формирования напряженно-деформированного состояния непрерывнолитой заготовки с дефектами макроструктуры при прокатке // Инновационная наука. 2017. № 03-1. С. 80—82.

*Александр Григорьевич Колесников, д-р техн. наук,
agk@bmmstu.ru;*

*Анатолий Васильевич Алдунин, д-р техн. наук;
Максим Николаевич Сухоставский*



УДК 669.017

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-1-39-43

В.С. Муратов, Н.С. Якимов (Самарский государственный технический университет)

Отработка вариантов корректирующей термической обработки тяжело нагруженных изделий из стали 30ХГСН2А*

Исследованы закономерности влияния состояния поставки и режимов термической обработки на структуру и механические свойства стали 30ХГСН2А. Изучено влияние условий охлаждения при закалке и режимов повторной термической обработки на стабильность достигаемого уровня свойств и их соответствие требованиям нормативных документов. Даны рекомендации по регламентации времени пребывания изделий в закалочном баке и режимам повторной термической обработки, позволяющие значительно уменьшить количество изделий, не соответствующих требуемому уровню механических свойств.

Ключевые слова: гидравлический демпфер; высокопрочная сталь; состояние поставки; термическая обработка; структура; свойства.

The methods of effect of the as-delivered condition and heat treatment modes on the structure and mechanical properties of the 30KhGSN2A steel are studied. The effect of cooling conditions during quenching and repeated heat treatment modes on the stability of the achieved level of properties and their compliance with the requirements of regulatory documents are studied. The recommendations for regulating the stay time of products in the hardening tank and the modes of repeated heat treatment are given, which are significantly reduce the number of the products that don't meet the required level of the mechanical properties.

Keywords: liquid damper; high-strength steel; as-delivered condition; heat treatment; structure; properties.

Введение. Комплексно-легированные высокопрочные стали системы легирования Cr—Si—Mn—Ni широко применяют в транспортных системах для изготовления ответственных тяжело нагруженных изделий [1, 2]. Гидравлические поглощающие (демпфирующие) аппараты, используемые для гашения части энергии удара, снижения продольных растягивающих и сжимающих сил, передающихся на конструкцию транспортного средства, относятся к указанным изделиям.

В таких аппаратах шток под действием внешней нагрузки совершает поступательное движение внутри корпуса, который заполнен рабочей жидкостью. Жидкость при движении штока проталкивается из одной части корпуса в другую через калиброванное отверстие в поршне штока. На процесс проталкивания и расходуется, главным образом, работа внешней силы.

Эксплуатация поглощающих аппаратов проходит в тяжелых условиях. Внешняя нагрузка может составлять 3,0 МН, при этом ресурс по количеству вводимой энергии должен быть не менее 250 МДж [3].

Корпусы поглощающих аппаратов изготавливают из стали 30ХГСН2А. Технологический процесс изготовления корпусов включает в себя получение деформированных заготовок (горячекатаных прутков диаметром 238 мм) и операцию их промежуточной термической обработки (отжиг) на металлургическом предприятии [4]; затем на машиностроительном предприятии реализуют необходимую механическую обработку, сварку [5] и окончательную термическую обработку (закалку и отпуск) [6].

Финишный уровень механических свойств стали формируется на стадии окончательной термической обработки и по нормативным документам должен составлять: $\sigma_B \geq 1570$ МПа; $\delta \geq 8,0$ %; $\varphi \geq 35,0$ %, $KCU \geq 390$ кДж/м²; 4440 МПа \leq НВ ≤ 5000 МПа. На действующем

* Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ по проекту № 19-38-90172.

производстве критерием допустимого качества корпусов после однократно проведенной окончательной термической обработки является получение твердости в требуемом интервале 4440...5000 МПа.

Используемый типовой режим окончательной термической обработки корпусов следующий: температура закалки $(900...920) \pm 10$ °С (применяют четырехступенчатый нагрев); время выдержки при температуре закалки 180...200 мин; охлаждение в масле (с барботажем); температура последующего отпуска 210...270 °С; время выдержки 180...240 мин; охлаждение на воздухе.

Для ряда партий изделий установлено формирование неудовлетворительных конечных свойств стали, что может быть связано с нерациональностью или нарушениями типовых режимов окончательной термической обработки [7, 8] либо в формировании такого состояния стали по химическому составу или структуре и свойствам на предшествующих этапах технологического процесса (в данном случае выплавки стали и получении деформированной заготовки, операциях промежуточной термической обработки), которое не позволяет достигнуть заданного уровня свойств при типовой окончательной термической обработке [8]. Поскольку деформированные заготовки поставляются разными предприятиями, то условия реализации предшествующих этапов технологического процесса могут сильно различаться.

Цель работы — отработка возможных вариантов корректирующей термической обработки корпусов поглощающих аппаратов из стали 30ХГСН2А для устранения их несоответствий по уровню механических свойств.

Методика проведения исследований. Исследовали корпуса поглощающих устройств, изготовленных из деформированных заготовок (горячекатаный пруток диаметром 236...238 мм) производства трех поставщиков: ПАО "Надеждинский металлургический завод (г. Серов),

ООО "ГК "Красный Октябрь" (г. Волгоград) и ПАО "Днепрспецсталь" (г. Запорожье).

Химический состав стали 30ХГСН2А соответствует ГОСТ 4543 и составляет для разных плавок указанных производителей, % мас.: 0,27...0,30 С; 1,02...1,19 Мн; 0,90...1,05 Si; 0,94...1,02 Cr; 1,45...1,61 Ni; 0,020...0,052 Mo; 0,18...0,20 Cu; 0,004...0,017 Ti; 0,002...0,01 V; 0,005...0,017 S; 0,001...0,014 P; 0,0078...0,01 N; 1,1...1,6 ppm H₂.

Закалку изделий проводили в шахтных закалочных печах. Закалочное масло И-20А соответствовало требованиям ГОСТ 20799—88, температура масла 50...75 °С.

Результаты исследований и их обсуждение. Первоначально исследовали структуру горячекатаных прутков в состоянии поставки (после отжига). В прутках отсутствовали ликвационный квадрат, подсадочная ликвация, подкорковые пузыри, общая и краевая пятнистая ликвация, межкристаллитные трещины. Центральная пористость и точечная неоднородность соответствуют баллу 1. Размер зерна 6—8 баллов, твердость НВ = 1970...2480 МПа. При этом показатели структуры и твердости соответствуют требованиям нормативных документов. Поскольку прутки поставляются в обточенном состоянии, то поверхностный обезуглерожженный слой отсутствует.

Определяли механические свойства продольных и поперечных образцов, вырезанных из горячекатаных прутков нескольких партий разных производителей. Образцы подвергали термической обработке по режиму: температура закалки 910 °С, охлаждение в масле, температура отпуска 280 °С, охлаждение на воздухе. Результаты исследований приведены в табл. 1. Из представленных данных следует, что значения получаемых после термической обработки механических свойств также соответствуют требованиям.

Несмотря на выявленное соответствие исходных заготовок требованиям нормативной докумен-

1. Механические свойства термически обработанных образцов, вырезанных из горячекатаных прутков стали 30ХГСН2А

Источник получения данных	σ_b	$\sigma_{0,2}$	δ	φ	НВ, МПа	КСУ, кДж/м ²
	МПа		%			
Результаты по пруткам пяти плавок:						
поперечные образцы	1575...1710	—	9,0...12,0	36,0...56,0	—	450...790
продольные образцы	1580...1710	1430...1590	11,0...14,0	48,0...63,0	4440...4770	670...1090
Требования нормативного документа:						
поперечные образцы	≥ 1570	—	$\geq 5,0$	$\geq 28,0$	—	≥ 290
продольные образцы	≥ 1570	≥ 1375	$\geq 8,0$	$\geq 35,0$	≥ 4440	≥ 390

2. Режимы термической обработки и достигаемая твердость стали 30ХГСН2А

Номер режима	Температурно-временные режимы термической обработки	Условия охлаждения при закалке	НВ партии корпусов после термообработки, МПа	Количество годных деталей по уровню твердости, %
1	$T_3 = 900\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 120$ мин, $T_0 = 210\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180$ мин	Охлаждение в воде	4880...5490	80*
2	Режим № 1 + $T_0 = 280\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 240$ мин, в вакууме		4580...5500	19
3	$T_3 = 930\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 120$ мин, $T_0 = 280\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180$ мин	Охлаждение в 100%-ном свежем масле И-20А	4170...4880	33
4	$T_3 = 940\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 120$ мин, $T_0 = 280\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180$ мин		3560...4560	50
5	$T_3 = 930\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 120$ мин, $T_0 = 280\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180$ мин	Охлаждение в обновленном (на 10 %) масле И-20А	4160...4970	54
6	$T_3 = 940\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 120$ мин, $T_0 = 280\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180$ мин		3980...4340	56
7	$T_3 = 900\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 150$ мин, $T_0 = 280\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180$ мин	Время охлаждения в масле $\tau_m = 30$ мин	4170...4960	50
8	$T_3 = 940\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 120$ мин, $T_0 = 280\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180$ мин	$\tau_m = 60$ мин	4000...4840	63
9	$T_3 = 930\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 120$ мин, $T_0 = 280\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180$ мин	$\tau_m = 90$ мин	4260...4970	54
10	$T_3 = 930\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 150$ мин, $T_0 = 280\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180$ мин		4250...4900	95

* Брак обусловлен превышением допустимого максимального уровня твердости 5000 МПа. Однако несмотря на удовлетворительный уровень твердости для 80 % корпусов возможны случаи их разрушения при испытаниях.

тации по структуре и свойствам, установлены случаи получения пониженной твердости изготовленных из них корпусов поглощающих устройств после окончательной термической обработки по типовому режиму и их разрушения при приемочных испытаниях или в процессе эксплуатации. Поэтому исследованы следующие варианты корректирующей термической обработки:

1-й вариант — проведение окончательной термической обработки корпусов поглощающих аппаратов с измененными условиями охлаждения при закалке. При этом реализовано: охлаждение в воде при закалке (режимы № 1 и № 2, табл. 2); использование в качестве охладителя 100%-го свежего масла или обновленного на 10 % (режимы № 3—№ 6, см. табл. № 2), увеличенная длительность пребывания изделий в масле при закалочном охлаждении (режимы № 8—№ 10, см. табл. 2). Режимы данного варианта направлены на создание условий для повышения прокаливаемости и закаливемости стали, а также исключения возможности ее самоотпуска при недостаточном времени выдержки в закалочном баке;

2-й вариант — проведение повторной термической обработки, в том числе с применением нормализации (режимы № 4, № 5, табл. 4), закалки и однократного (режим № 1, см. табл. 4) или двух-трехкратного отпуска (режимы № 2, № 3 и № 5, см. табл. 4). Операции нормализа-

ции и закалки после первого цикла упрочняющей термической обработки предполагают получение однородной структуры при нагреве под последнюю закалку, более полный переход легирующих элементов и углерода в твердый раствор и повышение прокаливаемости и закаливаемости стали. Дополнительные циклы отпуска направлены на уменьшение количества остаточного аустенита в стали.

В рамках этих вариантов проведены исследования, в которых варьировали температуры нагрева под закалку T_3 и нормализацию T_H от 900 до 940 °С, время выдержки τ_3 и τ_H при T_3 и T_H от 120 до 200 мин, температуру отпуска T_0 от 175 до 280 °С, время выдержки τ_0 при T_0 от 180 мин до 24 ч. Проводили также отпуск в вакуумной печи.

В табл. 2 приведены режимы термической обработки и значения достигаемой твердости после применения 1-го варианта корректирующей обработки.

Из данных, приведенных в табл. 2, следует, что резкая интенсификация скорости охлаждения при закалке позволяет достигать требуемый уровень твердости у 80 % изделий, при этом остальные 20 % имеют твердость, превышающую максимально допустимое значение. Однако в ходе проведения приемосдаточных испытаний поглощающих устройств происходит преждевременное разрушение корпусов, имеющих допустимый уровень твердости.

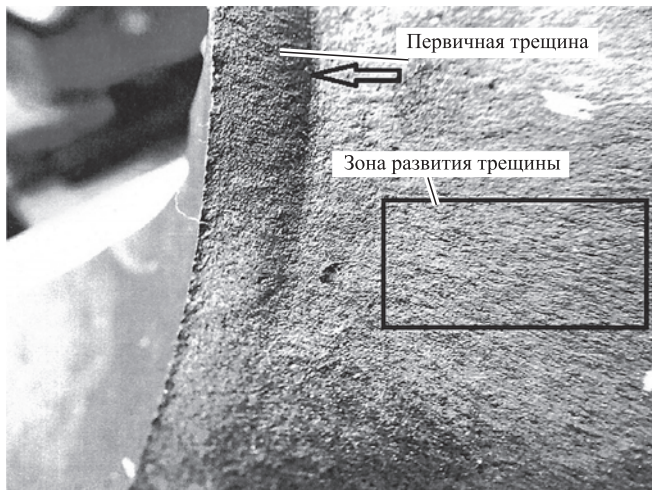


Рис. 1. Излом корпуса (термическая обработка по режиму № 1, см. табл. 2)

Исследования показали, что в этом случае излом корпусов состоит из двух зон (рис. 1). Первая зона — зона первичной трещины имеет мелкозернистое строение излома темного цвета от попадания закалочной жидкости. Вторая зона — зона развития трещины в процессе испытаний, проходящая вдоль тела корпуса и имеющая характерный ориентированный "шевронный узор", что позволяет определить очаг разрушения и направление развития трещины. Разрушение происходило от первичных трещин вдоль направления волокон. Характер излома — хрупкий мелкокристаллический без металлургических дефектов. Причиной разрушения корпусов следует считать наличие первичных трещин, образовавшихся за счет высоких напряжений, возникших при слишком интенсивном охлаждении при закалке.

Микроструктура стали корпусов представляет собой мартенсит отпуска (рис. 2). Как следует из данных табл. 3, уровень свойств корпусов после обработки с закалкой в воде может не соответствовать нормативным документам по показателям пластичности.

Проведение дополнительного отпуска (режим № 2, см. табл. 2) корпусов в вакууме не позволяет

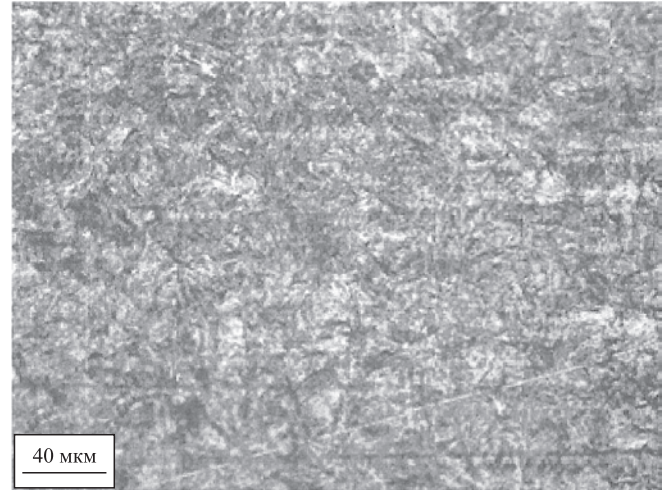


Рис. 2. Микроструктура стали 30XГСН2А после термической обработки по режиму № 1 (см. табл. 2)

существенно исправить ситуацию по твердости и по случаям преждевременного разрушения.

Для качественного проведения операции закалки следует обеспечивать надлежащие показатели используемого масла. Требуется его периодическое обновление, так как постепенно масло приобретает повышенную вязкость. Согласно технологическим инструкциям, предусмотрено обновление масла на 10 % после его применения в течение месяца. Влияние такого обновления проверено в ходе исследований. Как следует из приведенных данных (см. табл. 2, режимы № 3—№ 6), даже использование 100%-го свежего масла не позволяет обеспечить стабильность качества корпусов.

Исследования влияния времени пребывания корпусов в закалочном баке показали, что увеличение этого времени до 90 мин при повышении τ_3 до 150 мин (режим № 10, см. табл. 2) позволяет значительно увеличить процент годных изделий по уровню твердости. Данный режим позволяет обеспечивать достаточно полное охлаждение изделий с необходимой скоростью.

Результаты исследований корректирующей термической обработки по 2-му варианту при-

3. Механические свойства корпусов после термической обработки по режиму № 1 (см. табл. 2)

Источник получения данных	σ_B , МПа	δ	φ	КСУ, кДж/м ²	НВ, МПа
		%			
Результаты по пяти корпусам: продольные образцы поперечные образцы	1610...1760	8,0...12,0	21,0...47,0	430...620	—
	1610...1730	4,8...9,6	19,7...25,4	310...410	4440...4770
Требования нормативного документа: продольные образцы поперечные образцы	≥ 1570	$\geq 8,0$	$\geq 35,0$	≥ 390	—
	≥ 1570	$\geq 5,0$	$\geq 28,0$	≥ 290	4440...5000

4. Режимы повторной термической обработки и достигаемая твердость стали 30ХГСН2А

Номер режима	НВ партии корпусов перед последним этапом повторной термической обработки, МПа	Режим повторной термической обработки	НВ партии корпусов после повторной термической обработки, МПа	Количество годных деталей по уровню твердости, %
1	3540...4010	$+T_3 = 940\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 200\text{ мин}$, $T_0 = 200\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180\text{ мин}$	3560...4030	0
2	3560...4030	Режим № 1 + $T_0 = 175\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 24\text{ ч}$	3890...4680	50
3	3890...4100	Режим № 2 + $T_0 = 175\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 24\text{ ч}$	3900...4090	0
4	3300...4130	$T_H = 900\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_H = 180\text{ мин}$, $T_3 = 900\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 180\text{ мин}$, $T_0 = 210\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180\text{ мин}$	3340...4630	80
5	3340...4130	Режим № 4 + $T_3 = 930\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_3 = 180\text{ мин}$, 1-й отпуск: $T_0 = 210\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180\text{ мин}$, 2-й отпуск: $T_0 = 180\text{...}190\text{ }^\circ\text{C}$, $\tau_0 = 180\text{ мин}$	3470...4100	0
Примечание. Последний этап повторной термообработки указан после знака "+".				

ведены в табл. 4. Критерием допустимого качества корпусов после повторной окончательной термической обработки является получение твердости в интервале 4150...5000 МПа.

Существенное улучшение ситуации в получении годных корпусов может быть достигнуто при реализации режима № 4. Режим предполагает проведение повторной термической обработки, включающей нормализацию, закалку и отпуск. Меньший положительный эффект может быть достигнут в результате повторной обработки по режиму № 2, предполагающему проведение третьего длительного отпуска.

Заключение. При изготовлении корпусов поглощающих устройств установлены случаи несоответствия уровня их твердости и преждевременного разрушения. Выполнены исследования возможностей корректирующей термической обработки для устранения несоответствий.

Установлено, что отработанные режимы такой обработки могут существенно уменьшить количество корпусов, имеющих недопустимый уровень твердости и впоследствии преждевременно разрушающихся. Режим окончательной термической обработки с увеличенными временем выдержки при температуре закалки 150 мин и временем пребывания изделий в масле при закалке не менее 90 мин позволяет увеличить количество годных изделий до 95 % (50...63 % при других режимах). Режим повторной термической обработки, включающий нормализацию, закалку и отпуск при 210 °С, позволяет достигнуть требуемый уровень твердости у 80 % изде-

лий, имеющих неудовлетворительный уровень твердости после первой термической обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Материаловедение** / Б.Н. Арзамасов, И.И. Сидорин, Г.Ф. Косолапов и др.; под общ. ред. Б.Н. Арзамасова. М.: Машиностроение, 1986. 384 с.
2. **Лукьяненко Е.В., Овчинников В.В., Истоминов Костровский В.В. и др.** Влияние многоэлементной ионной имплантации на структуру поверхностного слоя и износостойкость деталей из стали 30ХГСН2А // Машиностроение и инженерное образование. 2014. № 1. С. 8—15.
3. **ГОСТ 32913—2014.** Аппараты поглощающие сцепных и автосцепных устройств железнодорожного состава. Технические условия и правила приемки. М.: Стандартинформ, 2015. 9 с.
4. **Campbell F.C.** Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials. Elsevier Ltd, 2006. 593 p.
5. **Chaturvedi M.C.** Welding and joining of aerospace materials. Woodhead Publishing, 2011. 448 p.
6. **Rokicki P.** Induction hardening of tool steel for heavily loaded aircraft engine components // Arch. Metall. Mater. 62 (2017). 1. 315—320.
7. **Sun L., Simm T.H., Martin T.L. et al.** A novel ultra-high strength maraging steel with balanced ductility and creep resistance achieved by nanoscale b-NiAl and Laves phase precipitates // Acta Materialia journal homepage. URL: www.elsevier.com/locate/actamat. (дата обращения: 20.08.2020).
8. **Муратов В.С., Морозова Е.А., Якимов Н.С.** Анализ и пути предотвращения преждевременного разрушения тяжело нагруженных изделий из высокопрочных сталей // Современные материалы, техника и технологии. 2019. № 5. С. 126—131.

*Владимир Сергеевич Муратов, д-р техн. наук,
muratov1956@mail.ru;
Николай Сергеевич Якимов*

А.А. Хлыбов¹, Е.С. Беляев¹, А.Д. Рябцев², С.С. Беляева¹, Ю.А. Гетмановский¹, П.М. Явтушенко²
 (¹Нижегородский государственный технический университет имени Р.Е. Алексеева,
²ПАО "Русполимет", г. Кулебаки, Нижегородская область)

Влияние технологии горячего изостатического прессования на структуру и свойства изделий из порошка жаропрочного сплава ВЖ159*

На примере изготовления компактов из порошка ВЖ159 рассмотрены основные технологические этапы горячего изостатического прессования (ГИП). Показано, что порошки, имеющие фракционный состав $-70 + 25$ мкм, насыпную плотность $3,77$ г/см³, текучесть $2,3$ г/с, удельную поверхность 446 см²/г и средний размер частиц по Фишеру 16 мкм склонны к сорбированию газов. Газы на поверхности порошкового тела в результате цикла ГИП могут образовывать неметаллические включения, ухудшающие свойства компакта. Для эффективного удаления газов применяют вакуумную термическую обработку — дегазацию. Установлено, что структура компактов, полученных с использованием технологий ГИП, после двух- или четырехкратного старения имеет более мелкое зерно (балл 9) по сравнению с литым сплавом (балл 7). Механические свойства компактов, полученных из порошка ВЖ159, превосходят соответствующие требования НТД по пределу прочности на $21...22$ % и по относительному удлинению на $36...45$ %.

Ключевые слова: горячее изостатическое прессование; механические свойства; жаропрочные сплавы; порошковые материалы.

The hot isostatic pressing (HIP) technology is considered on the example of making of compacts made of VZh159 powder. It is shown that powders with fractional composition of $-70 + 25$ μm , bulk density of 3.77 g/cm³, fluidity of 2.3 g/s, specific surface of 446 cm²/g, and average Fischer particle size of 16 μm are prone to sorbed gases. Gases on the surface of the powder body as result of the HIP cycle can form non-metallic inclusions that reduce the properties of the compact. To effectively remove gases, vacuum heat treatment is used: degassing. It is established that the structure of HIP-compacts after two- or four-stage ageing has finer grain (point 9) compared to the cast alloy (point 7). The mechanical properties of the compacts obtained made of VZh159 powder exceed the corresponding requirements of the standard process documentation for ultimate strength by $21...22$ % and elongation by $36...45$ %.

Keywords: hot isostatic pressing; mechanical properties; heat-temperature alloys; powder materials.

Введение. В технологии горячего изостатического прессования (ГИП) реализовано комбинированное воздействие на обрабатываемый материал достаточно высоких давлений и температур с выдержкой в течение необходимого для компактирования времени. В качестве среды, передающей давление на заготовку со всех направлений, как правило, используют газ (обычно инертный, например аргон) [1, 2].

Процесс реализуется в специальных устройствах — газостатах. Равенство давления по всем направлениям приводит к изотропности свойств материала. Приложение высокого давления обеспечивает окончательную плотность материала уже при температурах, ниже требуемых при обычном спекании для порошковой металлургии (до

$10...15$ %). Благодаря этому ГИП делает возможным более точное воздействие на микроструктуру материала и позволяет получать детали с мелкозернистой кристаллической структурой, повышенными механическими свойствами, высокими эксплуатационными характеристиками [3, 4]. В результате горячего изостатического прессования из порошковых материалов изготавливают монолитные изделия с плотностью, соответствующей плотности при изготовлении литейных изделий.

Таким образом, применение технологий ГИП позволяет получать изделия с более высокими механическими свойствами: предел прочности, относительное удлинение, ударная вязкость, что является актуальной задачей при изготовлении ответственных высоконагруженных изделий.

Материалы и методы исследований. Рассмотрено компактирование порошка никелевого сплава ВЖ159. Порошок исследуемого сплава применяют для производства ответственных изделий авиационного назначения, в том числе и аддитивными методами (селективным лазерным спеканием порошков).

* Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках проекта "Создание высокотехнологичного производства материалов, изделий и оборудования с использованием аддитивных технологий и технологий газостатирования" на базе ПАО "Русполимет" по соглашению № 075-11-2019-084 от 18.12.2019 (постановление Правительства Российской Федерации от 9 апреля 2010 года № 218).

Порошок ВЖ159 получен методом газовой атомизации аргоном. Для компактов использовали фракцию $-70 +25$ мкм, имеющую насыпную плотность $3,77 \text{ г/см}^3$, текучесть $2,3 \text{ г/с}$, удельную поверхность $446 \text{ см}^2/\text{г}$ и средний размер частиц по Фишеру 16 мкм . Частицы порошка показаны на рис. 1.

Частицы порошка имеют преимущественно округлую форму. На поверхности крупных частиц наблюдаются более мелкие частицы, а поверхность частиц имеет вид "апельсиновой корки".

В качестве оснастки для изготовления компактов (образцов) с использованием технологий ГИП применяли капсулу из стали 20 (ГОСТ 1050—2013) цилиндрической формы диаметром 70 мм и длиной 200 мм .

После засыпки порошка в капсулу проводили его дегазацию в вакууме при подъеме температуры со скоростью $60...100 \text{ }^\circ\text{C/ч}$ до температуры $650 \text{ }^\circ\text{C}$ с поддержанием остаточного давления не более $0,133 \text{ Па}$. После выполнения цикла дегазации капсулу герметизировали с помощью сварки.

При проведении исследований использован режим ГИП, схематично представленный на рис. 2.

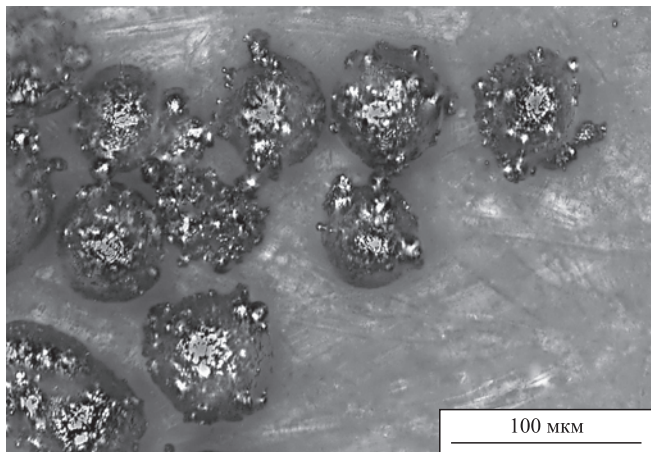


Рис. 1. Частицы порошка ВЖ159

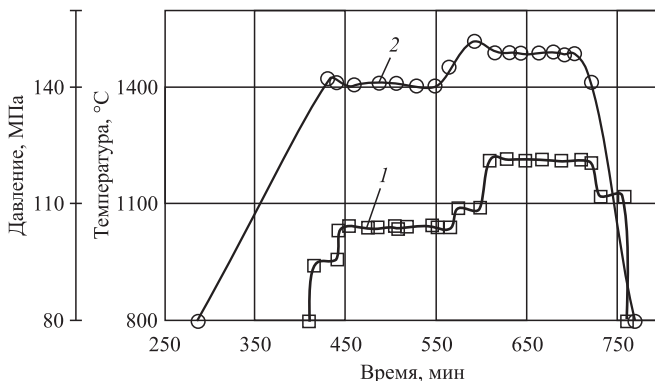


Рис. 2. Циклограмма процесса горячего изостатического прессования:

1 — температура; 2 — давление

Полученные после ГИП компакты подвергали термической обработке по двум вариантам:

— двухкратное старение (закалка $1100 \text{ }^\circ\text{C}$, выдержка 1 ч , охлаждение на воздухе; старение $800 \text{ }^\circ\text{C}$, выдержка 10 ч , охлаждение на воздухе; старение $700 \text{ }^\circ\text{C}$, выдержка 15 ч , охлаждение на воздухе);

— четырехкратное старение (закалка $1100 \text{ }^\circ\text{C}$, выдержка 1 ч , охлаждение на воздухе; старение $900 \text{ }^\circ\text{C}$, выдержка 5 ч , охлаждение на воздухе; старение $800 \text{ }^\circ\text{C}$, выдержка 10 ч , охлаждение на воздухе; старение $700 \text{ }^\circ\text{C}$, выдержка 10 ч , охлаждение на воздухе; старение $650 \text{ }^\circ\text{C}$, выдержка 10 ч , охлаждение на воздухе).

Закалку и старение выполняли в лабораторной печи СНОЛ 8,2/1100.

Микроструктуру полученных образцов исследовали с помощью цифрового микроскопа Keyence VHX-1000.

Технологический процесс ГИП. Перед помещением в газостат капсула подвергается нагреванию в вакууме для десорбирования (удаления) поглощенных поверхностью порошка газов. Это объясняется тем, что большая удельная поверхность порошков связана с повышенной химической активностью. С ростом удельной поверхности содержание адсорбированных газов также будет возрастать. Газовые пленки на поверхности частиц порошка образуются самопроизвольно и в течение короткого времени, причина образования газовых пленок — ненасыщенность силовых полей на поверхности.

В результате контакта порошковых частиц с распыляющим газом и/или с воздухом на поверхности частиц сорбируются контактирующие газы (водяной пар, кислород, водород, угарный газ, углекислый газ, азот, аргон) в количестве одного монослоя. При удельной поверхности порошка $400...500 \text{ см}^2/\text{г}$ порошок может сорбировать количество газов, значительно превышающее величину растворенных в процессах плавки и газовой атомизации.

В целом влияние наличия газовых примесей на свойства сплавов негативное и, как правило, приводит к снижению механических и пластических свойств. Газы в сплавах будут содержаться в виде химических соединений оксидов, карбидов, нитридов и в более сложных соединениях, располагаются такие соединения преимущественно по границам зерен [5—7]. Вакуумная дегазация предопределяет свойства компакта за счет управления микроструктурой (снижением количества неметаллических включений).

При горячем изостатическом прессовании происходит спекание частиц порошка при вы-

сокой температуре с одновременным приложением давления по всему объему консолидируемого тела. В результате сорбированные газы остаются внутри порошкового тела и переходят в химические соединения — стойкие оксиды или окси-карбо-нитриды, препятствующие рекристаллизации и образующие сетки остаточных границ гранул (PPB (Prior Particle Boundaries)). В качестве примера на рис. 3 [6] показаны границы исходных частиц порошка в микроструктуре Inconel 718 после ГИП.

Сетка остаточных границ, как следствие присутствия газонасыщенного слоя и оксидной пленки, повышает содержание неметаллических включений в структуре, затрудняет диффузионный процесс соединения гранул при ГИП и последующих операциях деформации и термической обработки [4].

После дегазации осуществляют герметизацию капсулы с последующим контролем герметичности методами неразрушающего контроля.

Далее капсулу помещают в газостат. Давление в газостате, создаваемое при нагреве газа, обжимает капсулу со всех сторон. Температура, действующая в газостате, активизирует процессы спекания частиц дисперсного тела. Если при температуре и соответствующем пределе текучести материала порошка давление, действующее в газостате, меньше предела текучести, то уплотнение будет происходить по линейному закону, но более интенсивно, чем при уплотнении при нормальной температуре и равномерно повышающихся давлениях. В случае если давление при соответствующей температуре оказывается больше предела текучести материала порошка, то уплотнение происходит также по линейному закону, но более интенсивно, чем в предыдущем случае.

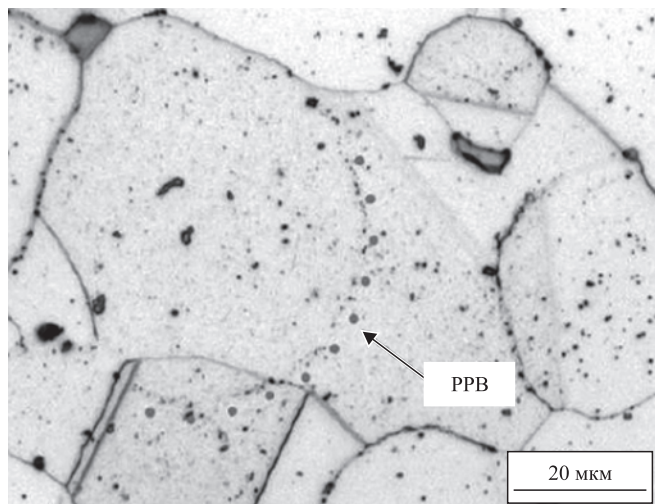


Рис. 3. Границы исходных частиц порошка Inconel 718 [6]

На рис. 4 приведен график уплотнения порошка ВЖ159 в зависимости от температуры в газостате, а на рис. 5 — изменение давления в газостате в зависимости от температуры. На рис. 6 представлены данные об изменении условного предела текучести компактированного лазером порошка в зависимости от температуры [8, 9].

Перегиб на рис. 4 и 6 происходит при близких температурах 660...670 °С. Рассматриваемая зависимость (см. рис. 6) была получена для компактного материала и не учитывает изме-

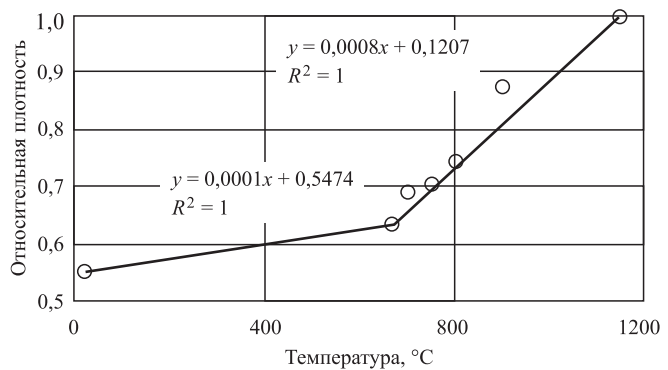


Рис. 4. Изменение плотности дисперсного тела в зависимости от температуры в газостате

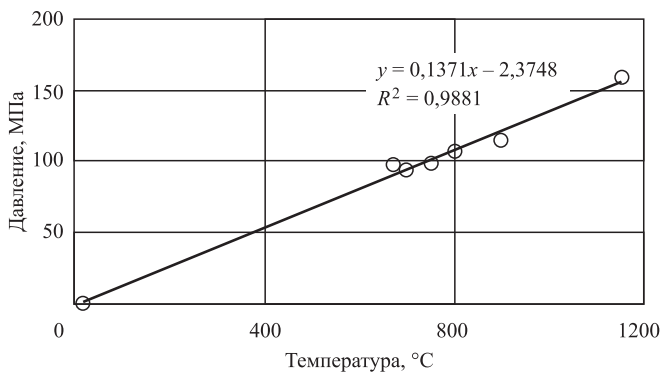


Рис. 5. Изменение давления в газостате в зависимости от температуры

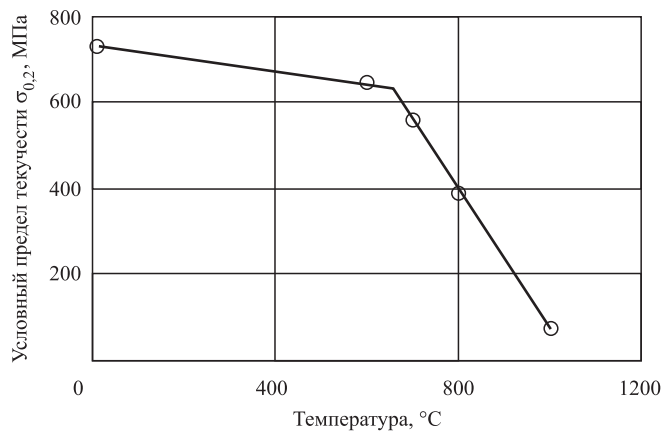


Рис. 6. Изменение условного предела текучести сплава ВЖ159 в зависимости от температуры [8—9]

няющуюся пористость в процессе ГИП на механические свойства заготовки. С этим связаны существенные отличия в значениях условного предела текучести. Для уплотнения порошкового тела в диапазоне относительных плотностей от 0,63 до 0,71, в интервале температур 670...750 °С требуется ~100 МПа, а для деформации компактного сплава на 0,2 % при температурах 670...750 °С уже необходимо ~465...585 МПа.

Известно, что пористость снижает все механические свойства и для описания их изменения используют различные эмпирические уравнения, разработанные М.Ю. Бальшиным, Н.И. Щербанем, В.Т. Трошенко, Е. Рышкевичем и др. В основном, эти уравнения устанавливают экспоненциальную взаимосвязь между пористостью и пределом прочности. Предел прочности и условный предел текучести в зависимости от пористости имеют подобное графическое распределение и поэтому указанные формулы применимы и к значениям условного предела текучести [10].

При расчете по уравнению Е. Рышкевича [10] (принимая $-b = 6,5$ для никеля и его сплавов) в интервале температур 670...750 °С условный предел текучести составляет 53...70 МПа, что ниже создаваемого в газостате давления (~100 МПа) и как следствие создаются условия для быстрого уплотнения формовки.

После компактирования дисперсного тела в газостате проводили его термическую обработку по двум режимам: закалка + двукратное старение и закалка + четырехкратное старение.

Цель термической обработки сплава ВЖ159 — получение высокодисперсной микроструктуры, состоящей из твердого раствора с дисперсными включениями карбидов и γ' -фазы. После закалки формируется гомогенный твердый раствор, а в процессе старения выделяются упрочняющие фазы, размер которых во многом зависит от режимов старения.

На рис. 7 приведены микроструктуры заготовок, полученных в результате цикла ГИП. Для сравнения приведены микроструктуры образцов, полученных при выплавке в индукционной печи. Микроструктура свидетельствует о значительном измельчении структуры, которое реализуется в результате цикла ГИП. Независимо от кратности старения, средний размер зерна в ГИП-заготовке соответствует баллу 9, а в заготовках, полученных выплавкой, — баллу 7. Размер зерна в ГИП-заготовке на 30 % меньше, чем в литой после термической обработки.

После ГИП и термической обработки формируется высокий уровень механических свойств: предел прочности на растяжение до 1226 МПа при относительном удлинении 37 %. Полученные механические свойства существенно превосходят требуемые согласно СТО 78721433-048—2014 по пределу прочности на 21...22 % и по относительному удлинению на 36...45 %. Такие свойства обусловлены измельчением зерна благодаря использованию достаточно тонких порошков для ГИП. В таблице представлены

механические свойства образцов из сплава ВЖ159, полученных в результате цикла ГИП. В таблице представлены

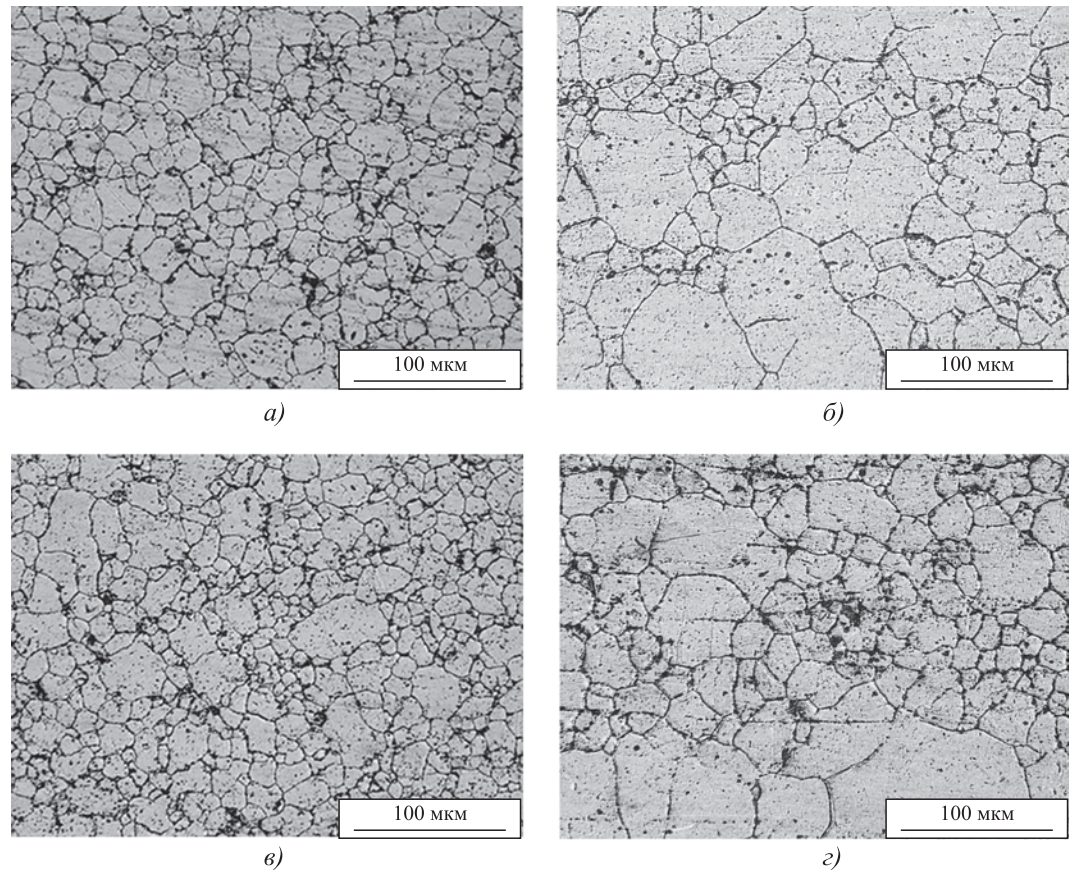


Рис. 7. Микроструктуры образцов из сплава ВЖ159:

a — ГИП, двукратное старение; *б* — ГИП, четырехкратное старение; *в* — литье, двукратное старение; *г* — литье, четырехкратное старение

Механические свойства заготовок, полученных ГИП, после закалки и двух- или четырехкратного старения

Старение	$T_{\text{исп}}, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{\text{в}}$	$\sigma_{0,2}$	δ	ψ	$KCU, \text{Дж/см}^2$
		МПа		%		
Двухкратное	25	1167	794	32	41	46
	850	343	329	44	37	—
Четырехкратное	25	1226	873	29		37

данные о механических свойствах заготовок, полученных ГИП, после двух- и четырехкратного режимов старения.

При двухкратном старении предел прочности составляет 1167 МПа и относительное удлинение 41 %, а при четырехкратном — 1226 МПа и 29 %. Четырехкратное старение гарантирует получение более прочного материала, однако и более хрупкого. Такие различия связаны с размерами выделившихся упрочняющих фаз в результате старения.

Заключение. Рассмотрены технология изготовления изделий из сплава ВЖ159 методом ГИП и ее основные этапы, влияющие на качество получаемых изделий:

- анализ характеристик порошка, полученного при газовой атомизации;
- анализ необходимости процесса вакуумной дегазации порошка;
- исследование изделий, полученных в процессе ГИП.

Установлено, что в образцах, полученных методом ГИП, наблюдается более мелкозернистая структура (балл 9), в сравнении с литыми образцами (балл 7).

Механические свойства компактов, полученные ГИП, превосходят требования НТД по пределу прочности на 21...22 % и по относительному удлинению на 36...45 %.

Отсутствие в структуре компактов, полученных ГИП, сетки остаточных границ от гранул (РРВ) свидетельствует о корректно проведенной операции вакуумной дегазации порошка.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Агеев С.В., Гиршов В.Л.** Горячее изостатическое прессование металлических порошков // *Металлург.* 2015. № 8. С. 18—21.
2. **Агеев С.В., Гиршов В.Л.** Горячее изостатическое прессование в порошковой металлургии // *Металлообработка. Новые материалы и технологии производства.* 2015. № 4 (88). С. 56—60.
3. **Горячее** изостатическое прессование карбидосталей из стружковых отходов металлорежущего производства / А.А. Хлыбов, Е.С. Беляев, А.Д. Рябцев, С.С. Беляева, Ю.А. Гетмановский // *Вестник ИжГТУ имени М.Т. Калашникова.* 2020. Т. 23. № 3. С. 38—45. DOI: 10.22213/2413-1172-2020-3-38-45.
4. **ГИП** и деформация гранулированных жаропрочных никелевых сплавов / Е.И. Разуваев, М.В. Бубнов, М.М. Бакрадзе, С.А. Сидоров // *Авиационные материалы и технологии.* 2016. № 51. С. 80—86. URL: <https://doi.org/10.18577/2071-9140-2016-0-S1-80-86>.
5. **Effects** of heat treatment on prior particle boundary precipitation in a powder metallurgy nickel base superalloy / Y. Wanhong, M. Jian, W. Wuxiang et al. // *Adv Perform Mater.* 2. 1995. P. 269—279. URL: <https://doi.org/10.1007/BF00705449>.
6. **Appraisal** of Solution Heat Treatment on Elimination of Hafnium Rich $\gamma-\gamma'$ Eutectic and Prior Particle Boundary Precipitate in a Superalloy Powder / Oluwasegun, Kunle & Olawale, Oluyemi & Adeoye, M. & Olorunniwo, O. & Ige, Oladeji & Atanda, Pethuel // *Materials Performance and Characterization.* 2014. Vol. 3. No. 1. DOI: 10.1520/MPC20140034.
7. **Preparation** of Hot-Isostatic-Pressed Powder Metallurgy Superalloy Inconel 718 free of Prior Particle Boundaries / Chang Litao, Sun Wenru, Cui Yuyou, Yang Rui // *Materials Science and Engineering A.* 682. 2016. P. 341—344. URL: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2016.11.031>.
8. **Прагер С.М., Солодова Т.В., Татаренко О.Ю.** Исследование механических свойств и структуры образцов, полученных методом селективного лазерного сплавления (СЛС) из сплава ВЖ159 // *Труды ВИАМ.* 2017. № 11 (59). С. 3—11. dx.doi.org/10.18577/2307-6046-2017-0-11-1-1.
9. **Евгенов А.Г., Горбовец М.А., Прагер С.М.** Структура и механические свойства жаропрочных сплавов ВЖ159 и ЭП648, полученных методом селективного лазерного сплавления // *Авиационные материалы и технологии.* 2016. № S1 (43). С. 8—15.
10. **Сорокин В.К., Костромин С.В., Беляев Е.С.** Технологии и свойства порошковых материалов. Saarbrücken: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2016. 76 с.

*Александр Анатольевич Хлыбов, д-р техн. наук,
hlybov_52@mail.ru;
Евгений Сергеевич Беляев, канд. техн. наук;
Анатолий Данилович Рябцев, д-р техн. наук;
Сулъгун Сабуровна Беляева;
Юрий Андреевич Гетмановский;
Павел Михайлович Явтушенко*

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 18.11.2020. Подписано в печать 18.01.2021. Формат 60 × 88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Авансед 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.