

## СОДЕРЖАНИЕ

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

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

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

**Редакционный совет:**  
БЛАНТЕР М.С., д.ф.-м.н., проф.  
ГАРИБОВ Г.С., д.т.н., проф.  
ГРОМОВ В.Е., д.ф.-м.н., проф.  
ГУН И.Г., д.т.н., проф.  
ЕВСЮКОВ С.А., д.т.н., проф.  
ЕРШОВ М.Ю., д.т.н., проф.  
КАСАТКИН Н.И., к.т.н., проф.  
КИДАЛОВ Н.А., д.т.н., проф.  
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. Ir.  
ТУТМАН Т., Dr. Yur.

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

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

За содержание рекламных  
материалов ответственность  
несет рекламодатель

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

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

### Литейное и сварочное производства

- Стрельников И.А., Пестряева Л.Ш., Садетдинов Ш.В.** Модифицирование лигно-сульфонатов метаборатами лития, натрия и калия ..... 339
- Фильяков А.Е.** Влияние обрывов и коротких замыканий на образование несплавлений у боковой стороны разделки при многопроходной сварке трубопроводов с поперечными колебаниями ..... 343
- Муратов В.С., Казаков М.С.** Технологичность сплавов системы Al—Mg—Si при изготовлении тонкостенных трубчатых изделий с использованием сварки и обжата ..... 348

### Кузнечно-штамповочное производство

- Дмитриев А.М., Коробова Н.В., Толмачев Н.С.** Повышение производительности холодного выдавливания глубоких втулок при использовании специализированных прессов ..... 354
- Кайбаров А.П., Евсюков С.А.** Исследование процесса обжима трубной заготовки с получением постоянной толщины стенки ..... 362

### Прокатно-волочильное производство

- Арюлин С.Б., Майдола Э.В.** Зарубежный опыт разработок станов периодической шаговой прокатки ..... 365

### Материаловедение и новые материалы

- Кондратьев С.Ю., Фукс М.Д., Фролов М.А.** Влияние структуры сварного шва на характер разрушения жаропрочного сплава HP40NbTi ..... 369

### Информация

- Крук А.Т., Бойко А.Ю., Милушев Э.Х., Новокщёнов С.Л.** Ножницы для отрезки заготовок упругой реакцией станины ..... 380

**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

- Strel'nikov I.A., Pestryaeva L.Sh., Sadetdinov Sh.V.** Modification of lignosulfonates by lithium, sodium and potassium metaborates ..... 339
- Filyakov A.E.** Effect of arc breaks and short circuits on lack of fusion formation at sidewalls of groove during multi-pass weaving of pipelines ..... 343
- Muratov V.S., Kazakov M.S.** Technological properties of Al—Mg—Si alloys during manufacturing of thin-walled tubular products using welding and reduction ..... 348

### Forging and Stamping Production

- Dmitriev A.M., Korobova N.V., Tolmachev N.S.** Improving in performance of cold extrusion of deep bushings using specialized presses ..... 354
- Kaybarov A.P., Evsyukov S.A.** Study of tube billet reduction to obtain constant wall thickness ..... 362

### Rolling and Drawing Production

- Aryulin S.B., Maydola E.V.** Foreign experience in development of intermittent step rolling mills ..... 365

### Physical Metallurgy and New Materials

- Kondrat'ev S.Yu., Fuks M.D., Frolov M.A.** Effect of weld structure on fracture mode of heat-temperature HP40NbTi alloy ..... 369

### Information

- Kruk A.T., Boyko A.Yu., Milushev E.Kh., Novokshchenov S.L.** Cutting off shears of workpieces by elastic reaction of bed ..... 380

*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"*



УДК 678.04:542.913

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-8-339-342

И.А. Стрельников<sup>1</sup>, Л.Ш. Пестряева<sup>2</sup>, Ш.В. Садетдинов<sup>1</sup><sup>1</sup> Чувашский государственный университет им. И.Н. Ульянова,<sup>2</sup> Чувашский государственный аграрный университет, г. Чебоксары)

## Модифицирование лигносульфонатов метаборатами лития, натрия и калия

Представлены результаты исследования по влиянию метаборатов лития, натрия и калия на связующие свойства и прочностные показатели лигносульфонатов. Установлено, что введение метаборатов лития, натрия и калия в состав лигносульфонатов увеличивает живучесть и прочность при сжатии, уменьшает осыпаемость, а также улучшает формуемость формовочных и стержневых смесей. Разработаны новые, эффективные многофункциональные модификаторы на основе лигносульфоната и метаборатов лития, натрия, калия.

**Ключевые слова:** лигносульфонат; метабораты лития, натрия, калия; катализатор; живучесть; прочность при сжатии; осыпаемость; формуемость; формовочные и стержневые смеси.

*The results of the effect of lithium, sodium and potassium metaborates on the binding properties and strength parameters of lignosulfonates are presented. It is found that the introduction of lithium, sodium and potassium metaborates in the composition of lignosulfonates increases the durability and the compressive strength, reduces the friability, and improves the formability of moulding and core sands. New, effective multifunctional modifiers based on lignosulfonate and lithium, sodium and potassium metaborates are developed.*

**Keywords:** lignosulfonate; lithium, sodium, potassium metaborates; catalyst; durability; compressive strength; friability; formability; moulding and core sands.

Одна из основных задач литейного производства — создание технологически эффективных, экологически чистых связующих материалов. Поставленная задача может быть решена путем подбора специальных катализаторов [1, 2].

Из научно-технической литературы [3—5] известно, что *лигносульфонаты* (ЛС) являются дешевым, недефицитным, экологически безопасным веществом и перспективным материалом для приготовления формовочных и стержневых смесей. Однако применение ЛС в качестве связующего сдерживается из-за их недостаточных физико-химических показателей. Также известно, что бораты (общее название солей борных кислот) проявляют связующие свойства и применяют в составе формовочных и стержневых смесей в качестве модификаторов [6—8].

Для разработки эффективного *многофункционального модификатора на основе лигносульфоната* (ММЛС) изучено влияние метаборатов лития, натрия и калия в составе ЛС на связующие и прочностные свойства формовочных и стержневых смесей.

Для исследования использовали технические лигносульфонаты в жидком виде с массовой долей сухих веществ не менее 50 % (ТУ 2455-028-00279580—2014), метаборат лития дигидрат  $\text{LiBO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$  (регистрационный номер CAS 15293-74-0), метаборат натрия тетрагидрат  $\text{NaBO}_2 \cdot 4\text{H}_2\text{O}$  (CAS 10555-76-7), метаборат калия  $\text{KBO}_2$  (CAS 13709-94-9). Физико-химические свойства и способы получения метаборатов лития, натрия и калия описаны в работах [9, 10].

ММЛС готовили смешиванием 50%-ного раствора лигносульфоната в отдельности с ме-

таборатами лития, натрия и калия в расчете на безводную соль.

Приготовленные связующие композиции ММЛС применяли для изготовления холодно-твердеющих формовочных и стержневых смесей путем перемешивания их с песком и глиной в течение 6 мин в смесителе периодического действия 018М. В табл. 1 приведены составы исследуемых формовочных и стержневых смесей.

Смеси различных составов (см. табл. 1) испытаны на живучесть, формуемость, осыпаемость, прочность при сжатии образцов во влажном состоянии, кинетику нарастания прочности во времени при выдержке на воздухе и прочность сухих смесей при растяжении согласно методикам, описанным в работах [11, 12].

В табл. 2 приведены данные по влиянию ЛС и ММЛС (см. составы в табл. 1) на живучесть, формуемость и осыпаемость исследуемых смесей.

Введение в состав лигносульфоната метабората лития  $\text{LiBO}_2$  практически не влияет на живучесть, осыпаемость и формуемость формовочных и стержневых смесей (см. показатели составов № 1—4 в табл. 2). Метаборат натрия  $\text{NaBO}_2$  в составе лигносульфоната повышает

живучесть смесей, уменьшает их осыпаемость и улучшает формуемость. Наилучшие показатели имеет состав № 6 при содержании 10 % ЛС и 10 %  $\text{NaBO}_2$ . При увеличении содержания метабората натрия до 15 % (состав № 7) технологические характеристики смеси ухудшаются. Метаборат калия  $\text{KBO}_2$  в большей степени улучшает испытываемые технологические показатели и оптимальным является состав № 9. Из полученных данных следует, что в ряду  $\text{LiBO}_2 < \text{NaBO}_2 < \text{KBO}_2$  влияние боратов в составе лигносульфоната на живучесть, осыпаемость и формуемость смесей увеличивается.

На рис. 1 и 2 приведены результаты сравнительных испытаний смесей составов № 1, 3, 6 и 9 (см. табл. 1) на прочность при сжатии образцов во влажном состоянии, кинетику нарастания прочности во времени при выдержке на воздухе и на прочность сухих смесей при растяжении. Испытания проводили согласно общепринятым методикам [3, 6, 11].

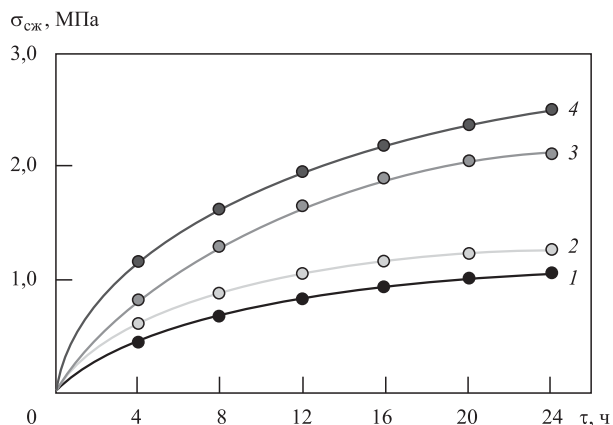
Из рис. 1 следует, что прочность испытываемых смесей с добавками ЛС и ММЛС во времени значительно возрастает в течение первых 4 ч. Дальнейшее нарастание прочности замедляется и через 24 ч достигается предельная прочность

### 1. Составы исследуемых формовочных и стержневых смесей

Компонент смесей	Содержание компонентов, %, в составах смесей									
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5	№ 6	№ 7	№ 8	№ 9	№ 10
50%-ный раствор ЛС	20	15	10	5	15	10	5	15	10	5
$\text{LiBO}_2$	—	5	10	15	—					
$\text{NaBO}_2$	—				5	10	15	—		
$\text{KBO}_2$	—							5	10	15
Кварцевый песок	80	75								
Каолиновая глина	5									

### 2. Влияние метаборатов лития, натрия и калия на живучесть, осыпаемость и формуемость формовочных и стержневых смесей

Параметр	Состав смесей									
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5	№ 6	№ 7	№ 8	№ 9	№ 10
Живучесть, мин	7	8	7	9	12	10	9,0	13,0	11,0	
Осыпаемость, %	2,1	2,0	2,2	1,8	1,0	1,9	1,6	0,7	1,6	
Формуемость, %	79,4	80,0	81,8	80,1	83,6	93,6	83,2	85,2	96,8	86,2



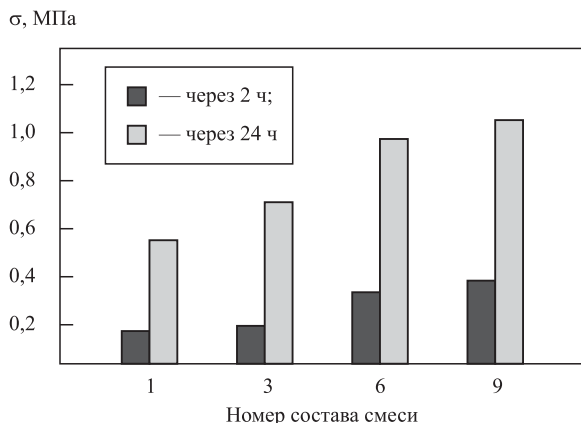
**Рис. 1. Влияние времени выдержки на прочность смеси при сжатии:**

1 — состав № 1; 2 — состав № 3; 3 — состав № 6; 4 — состав № 9

смесей при сжатии. При этом наиболее эффективными ММЛС являются составы № 6 и № 9 (см. рис. 1).

Аналогичная картина зависимости прочности от времени выдержки на воздухе наблюдалась при введении фосфатборатных соединений в лигносульфонат [8]. Свойства исследуемых формовочных и стержневых смесей с добавками метаборатов лития, натрия и калия отличаются от фосфатборатных темпом нарастания и предельными значениями прочности смесей. Достигнутые предельные значения прочности сохраняются в течение 5...6 дней.

На рис. 2 представлены результаты исследований прочности при растяжении образцов через 2 и 24 ч сушки на воздухе после изготовления. В составах № 3, 6 и 9, содержащих ММЛС,



**Рис. 2. Изменение прочности сухих смесей при растяжении образцов в присутствии ЛС и ММЛС**

увеличивается прочность смеси по сравнению с составом № 1, содержащим ЛС. Значительное повышение прочности смесей наблюдается при содержании в составе модифицированного лигносульфоната метабората натрия и метабората калия (составы № 6 и № 9).

Повышение связующих и прочностных свойств лигносульфонатов объясняется протеканием реакции поликонденсации с образованием комплексов разветвленной и сетчатой структуры [3]. Добавка метаборатов лития, натрия и калия в состав лигносульфонатов предположительно влияет на химическое строение лигносульфонатного комплекса, что повышает прочностные характеристики смесей. При этом метабораты играют роль катализатора реакции, а каталитическое действие метабората калия наиболее выражено.

## Выводы

1. Метабораты лития, натрия и калия в составе лигносульфонатов улучшают физико-механические свойства формовочных и стержневых смесей.

2. Использование метаборатов лития, натрия и калия в составе лигносульфонатов позволяет увеличить прочностные характеристики смесей, применяемых для изготовления литейных форм и стержней.

3. Разработаны новые, эффективные многофункциональные модификаторы на основе лигносульфоната и метаборатов лития, натрия, калия.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Евстифеев Е.Н., Нестеров А.А., Гапонов В.Л. Модифицирование технических лигносульфонатов отходами органического синтеза // Известия вузов. Северо-Кавказский регион. Естественные науки. Приложение. 2006. № 2. С. 48—51.
2. Применение биополимерных связующих материалов на основе технического лигнина / Ю.А. Свинороев, К.А. Батышев, К.Г. Семенов, Ю.И. Гутько // Литейное производство. 2019. № 3. С. 19—21.
3. Повышение связующих и прочностных свойств технических лигносульфонатов / И.Е. Илларионов, Ш.В. Садетдинов, О.В. Моисеева, И.А. Стрельников // Литейщик России. 2019. № 5. С. 30—33.

4. **Евстифеев Е.Н.** Модифицированные лигно-сульфонаты и смолы для литейных стержней и форм. Ростов-на-Дону: Изд. центр ДГТУ, 2011. 393 с.

5. **Свинороев Ю.А., Батышев К.А.** Биополимерные связующие на основе технических лигнинов — оценка возможностей // Сб. материалов IV Междунар. науч.-практ. конф. "Современные технологии в машиностроении и литейном производстве". Чебоксары: Чуваш. гос. ун-т, 2018. С. 131—137.

6. **Илларионов И.Е., Садетдинов Ш.В., Жирков Е.Н.** Бораты натрия, как многофункциональные присадки к фурановой смеси // Литейщик России. 2019. № 3. С. 16—19.

7. **Влияние борной кислоты на свойства теплоизоляционных смесей** / И.Е. Илларионов, И.А. Стрельников, Ш.В. Садетдинов, О.В. Моисеева, А.В. Королев // Литейное производство. 2019. № 1. С. 24—26.

8. **Влияние фосфатборатных соединений на физико-механические свойства фурановой смеси** / И.Е. Илларионов, Л.Ш. Пестряева, Ш.В. Садетдинов, О.В. Моисеева // Заготовительные производства в машиностроении. 2019. Т. 17. № 8. С. 339—341.

9. **Скворцов В.Г., Садетдинов Ш.В.** Растворимость и свойства жидких фаз системы  $MBO_2-MNO_3-$

( $M-Li^+, Na^+, K^+$ )— $H_2O$  при 25 °С // Известия высших учебных заведений. Серия: Химия и химическая технология. 1978. Т. 21. № 6. С. 907—909.

10. **Садетдинов Ш.В.** Исследование растворимости в системах монобораты лития (натрия, калия)—ароматические амины—вода при 25 °С // Журнал неорганической химии. 1985. Т. 30. № 3. С. 795—797.

11. **Илларионов И.Е.** Применение технологии получения металлофосфатных связующих, стержневых и формовочных смесей на их основе // Черные металлы. 2018. № 4. С. 13—19.

12. **Маслов К.А., Леушин И.О., Миронычев А.Е.** Пути повышения технологичности жидкостекольных смесей // Заготовительные производства в машиностроении. 2010. № 2. С. 8—11.

*Игорь Анатольевич Стрельников, канд. техн. наук;  
Людмила Шейсдановна Пестряева, канд. пед. наук;  
Шейиздан Вазыхович Садетдинов, д-р хим. наук,  
avgustaf@list.ru*



ИЗДАТЕЛЬСТВО «ИННОВАЦИОННОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ»



## СПРАВОЧНИК ТЕХНОЛОГА

*Под общей редакцией А.Г. Сулова*

Цена 9500 руб.

2019 г. 800 с.

За последние 40 лет впервые издан совершенно новый Справочник технолога. В его написании приняли участие 69 докторов и кандидатов технических наук из 17 регионов Российской Федерации. В книге приведен справочный материал, необходимый технологу при разработке технологических процессов изготовления деталей и сборки узлов. Последовательность изложения справочного материала соответствует методологии технологической подготовки производства. Изложен справочный материал по производству заготовок, назначению припусков, базированию, технологическим способам обработки заготовок, обеспечению качества деталей и сборочных единиц, методике разработки технологических процессов, обработке заготовок, в том числе на станках с ЧПУ и обрабатывающих центрах, и сборке изделий машиностроения и авиадвигателестроения.

Приведена нормализованная технологическая документация для разработки технологических процессов. Впервые изложена методология технологической подготовки цифровых производств.

Для инженерно-технических работников промышленных предприятий, студентов, аспирантов и преподавателей технических вузов.

**ПРИБРЕСТИ КНИГУ ПО ЦЕНЕ ИЗДАТЕЛЯ МОЖНО, ПРИСЛАВ ЗАЯВКУ**

по e-mail: realiz@mashin.ru

Дополнительная информация по телефону (495) 785-60-69 и на сайте WWW.MASHIN.RU

А.Е. Филяков

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

## Влияние обрывов и коротких замыканий на образование несплавлений у боковой стороны разделки при многопроходной сварке трубопроводов с поперечными колебаниями

*Для оценки влияния кратковременных перерывов горения дуги при заполнении разделки многопроходных стыковых швов выполнено виртуальное исследование воздействия, используя детерминированную физико-математическую модель процесса дуговой сварки с поперечными колебаниями электрода. Установлено, что перерывы горения дуги приводят к возникновению кратеров, которые могут быть не переплавлены на последующем проходе. Показано, что влияние длительности перерывов горения дуги на глубину кратеров усиливается при увеличении амплитуды и периода колебаний. Влияние прерываний заметнее, если оно возникло при приближении к кромке разделки, чем в случае возникновения при движении от кромки к центру прохода. При анализе данных мониторинга сварки необходимо учитывать не только мощность дуги, но и параметры поперечных колебаний горелки, в том числе и фазу прерывания горения дуги относительно этих колебаний.*

**Ключевые слова:** дуговая сварка; поперечные колебания; мониторинг; дефекты сварного соединения.

*To evaluate the effect of the short-time arc breaks along the side-walls of groove during multi-pass welding virtual study of this effect is performed using deterministic mathematical model of arc welding process. It is established that breaks in arc burning lead to the appearance of craters, which may not be remelted during the subsequent pass. It is shown that the effect of the duration of the arc breaks on the craters depth increases with increase in the amplitude and period of oscillations. The effect of breaks is more noticeable if they occur when approaching the groove face than if they occur when moving from the groove face to the center of the pass. When analyzing the welding monitoring data, it is necessary to take into account not only the arc power, but also the parameters of transverse oscillations of the torch, including the phase of arc breaks relative to these oscillations.*

**Keywords:** arc welding; transverse oscillations; monitoring; welded joint defects.

**Введение.** На качество сварных соединений, как правило, напрямую влияют характерные возмущения, всегда сопутствующие практической реализации процессов сварки. Контроль за параметрами дуговой сварки — важный фактор обеспечения качества сварных соединений, поскольку их отклонения создают проблемы в обеспечении качества формирования сварочной ванны и шва.

В этой связи мониторинг и документирование реализуемых процессов сварки являются эффективными инструментами обеспечения качества монтажных работ при строительстве трубопроводов [1]. Однако трудность идентификации и оценки последствий характерных возмущений снижают эффективность процедур мониторинга, поэтому, несмотря на все предпринимаемые меры, дефектность сварных соединений по-прежнему достаточно высокая [2, 3].

Исследованию возмущений в системе источник питания—дуга—сварочная ванна посвящено значительное число работ, например [4—6]. В большинстве из них рассмотрены легко идентифицируемые возмущения, последствием которых является полное прекращение процесса сварки. Вместе с тем в работе [7] показано, что кратковременные возмущения, определяющие стабильность горения дуги, также могут являться причинами возникновения недопустимых дефектов в сварных соединениях.

Как отмечено в работе [8], при определенных условиях кратковременные перерывы горения дуги формируют кратеры и бугры на поверхности выполняемого прохода, которые не всегда переплавляются и заполняются электродным металлом на следующем проходе. Из-за этого непереплавленные кратеры приводят к воз-

никновению несплавлений, газовых полостей и неметаллических включений [9].

В работе [10] достаточно подробно исследованы причины образования межслойных несплавлений при кратковременных прерываниях дуги. Даже при кратковременных прерываниях дуги могут появляться несплавления, вероятность появления которых зависит от пространственного положения сварки, близости к кромкам разделки и параметров поперечных колебаний дуги.

Хорошо известно [11, 12] о положительном влиянии колебаний дуги на качественное формирование швов при дуговой сварке плавлением с поперечным перемещением дуги от кромки к кромке. Однако отклонения параметров колебаний дуги в ее перемещениях к боковой стороне разделки резко уменьшают вероятность сплавления электродного и основного металлов (рис. 1, см. обложку).

Это приводит к характерным искажениям поверхности наплаваемого слоя и если глубина проплавления при наплавке следующего слоя меньше разности уровней поверхности предыдущего, то высока вероятность возникновения характерных дефектов — несплавлений. Однако к неблагоприятным последствиям приводит и случайное прерывание горения дуги, особенно если дуга оборвалась в момент, когда электрод при сварке с поперечными колебаниями находится у боковой стороны разделки кромок (рис. 2, а, см. обложку).

Нарушение формирования шва при прерывании дуги у боковой стороны разделки не всегда устраняется при сварке последующих проходов (рис. 2, б, см. обложку) и приводит к появлению полостей, обычно заполненных шлаком.

*Цель работы* — исследование влияния прерываний дуги у боковой стороны разделки при сварке с поперечными колебаниями электрода на формирование сварочной ванны и шва.

**Методика проведения исследований.** Известно [13], что осуществляемая в настоящее время цифровая трансформация предприятий позволяет резко расширить области компьютерного моделирования и виртуального воспроизведения трудно контролируемых процессов и явлений. Это позволяет существенно сократить объем экспериментальных и макетных работ. В полной мере это относится и к процессам сварки. Поэтому при выполнении настоящего исследования использовали ранее разработан-

ную физико-математическую модель [14], позволяющую воспроизводить нестационарное формирование сварочной ванны и шва. Эта модель позволяет задавать кратковременное прерывание дуги и показывать изменения в распределении температур и формообразования сварочной ванны при сварке отдельных проходов многопроходного шва.

Для исследования выбрали типичный случай монтажа трубопроводов из стали 09Г2С толщиной 20 мм, сварное соединение С24 (ГОСТ 14771—76). Наиболее критичными для дефектообразования являются заполняющие проходы у боковой стенки разделки.

**Результаты исследований и их обсуждение.** На рис. 3 (см. обложку) представлены результаты моделирования формирования заполняющего прохода при скорости сварки  $v_w = 5$  мм/с и токе дуги  $I = 190$  А после обрыва дуги на  $t_{ок} = 0,5$  с при выполнении сварки в вертикальном положении снизу вверх.

Обрыв дуги вызывает формирование углубления в валике шва глубиной  $g$  с последующим возникновением выпуклости высотой  $h$  по отношению к уровню поверхности шва при установившемся режиме (см. рис. 3, в, зеленым цветом выделено сечение текущего прохода, синим — при предыдущих проходах). Характеристики  $g$  и  $h$  в дальнейшем использовали для оценки влияния технологических факторов на формирование шва.

Результаты моделирования показали, что изменение формы поверхности шва очень нелинейно зависит от длительности прерывания. Форма поверхности зависит и от пространственного положения стыка, так как именно оно определяет направление силы тяжести, действующей на поверхность сварочной ванны. Соответственно меняется реакция на обрыв дуги.

Влияние прерывания дуги на формирующийся кратер наименьшее при сварке в положении сверху вниз при углах наклона линии шва к горизонту 45...90° и максимально при сварке снизу вверх при углах 225...270°.

Выполнено моделирование формирования кратера в случае сварки с колебаниями горелки поперек стыка (рис. 4).

Исследовали влияние амплитуды  $U$  и периода  $\tau$  синусоидальных колебаний при сварке в нижнем положении при токе  $I = 210$  А и скорости  $v_w = 5$  мм/с на формирование кратера



при длительности прерывания дуги на  $t_{ok} = 0,2$  с (рис. 5, а).

При увеличении амплитуды  $Y$  поперечных колебаний от 0 до 2 мм (максимально возможной для данной разделки кромок) глубина кратера  $g$  возрастает от 1,8 мм до 4,2 мм, т.е. почти до глубины разделки. Это объясняется тем, что при поперечных колебаниях дуга удаляется от кристаллизующейся сварочной ванны с более высокой скоростью, чем при отсутствии колебаний. На рис. 5, б показан результат исследования влияния периода  $\tau$  поперечных колебаний на глубину кратера  $g$ .

При быстрых поперечных колебаниях ( $\tau = 0,4$  с) глубина кратера, образующегося после прерывания дуги, близка к значению при сварке без колебаний. При медленных колебаниях ( $\tau = 1,6$  с) глубина кратера возрастает от 1,8 до 4,2 мм. Степень влияния прерывания дуги на глубину кратера в зависимости от длительности периода колебаний можно объяснить изменением формы сварочной ванны, которая вследствие инерционности тепловых процессов при малом периоде колебаний остается практически постоянной, а при увеличении периода колебаний — значительно изменяется.

Исследование выявило зависимость глубины кратера  $g$  от момента  $t_o$  возникновения прерывания дуги относительно фазового угла  $\varphi$  поперечных колебаний (рис. 6).

Влияние фазового угла  $\varphi$  на глубину кратера  $g$  объясняется изменением формы и массы сварочной ванны при поперечных колебаниях.

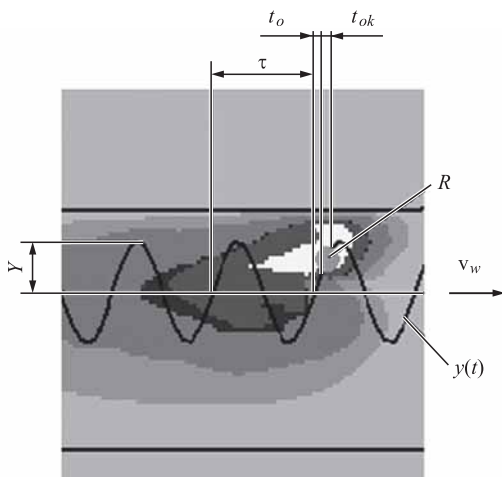


Рис. 4. Вид на сварочную ванну после прерывания дуги с наложенной траекторией  $y(t)$  поперечных колебаний центра дуги с амплитудой  $Y$ , периодом  $\tau$  и точкой  $R$  прерывания дуги в момент  $t_o$  длительностью  $t_{ok}$

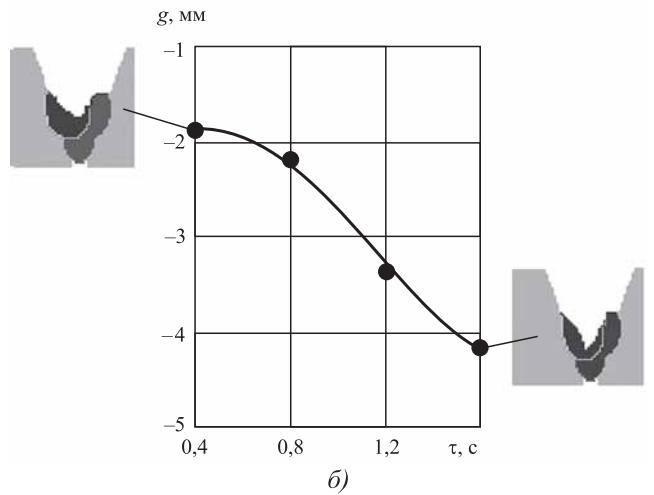
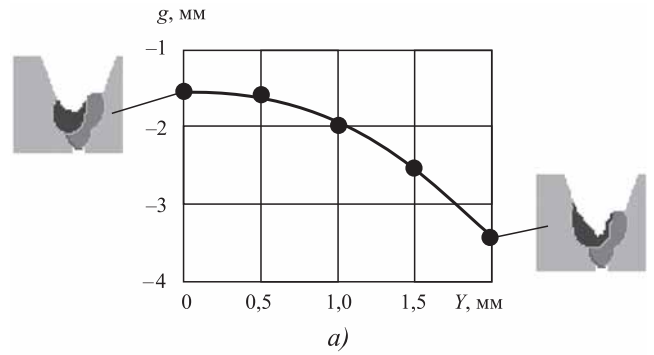


Рис. 5. Влияние амплитуды  $Y$  (а) и периода  $\tau$  (б) поперечных колебаний сварочной горелки на глубину кратера  $g$ , образующегося из-за прерывания горения дуги в момент пересечения оси шва на  $t_{ok} = 0,2$  с при токе дуги  $I = 210$  А и скорости сварки  $v_w = 5$  мм/с:

а —  $\tau = 1,25$  с; б —  $Y = 2$  мм

При движении от кромки к середине прохода ( $\varphi = -90...0^\circ$ ) дуга движется по нагретому металлу, соответственно, сварочная ванна имеет большую массу и легко заливает кратер, возникший при прерывании дуги. При приближении к противоположной кромке ( $\varphi = +45^\circ$ ), где металл более холодный, сварочная ванна уменьшает свою массу, соответственно, формируется более глубокий кратер.

Описанный характер влияния прерывания дуги на формирование кратера сохраняется при изменении режима сварки, пока его глубина не достигла максимального значения ( $g < g_{max} = d$ ). Это максимальное значение мало зависит от положения сварки и определяется площадью сечения заполнения разделки, т.е. током дуги и скоростью сварки.

Результаты исследования показали, что глубина кратера, образующегося из-за прерывания горения дуги, существенно больше при сварке с поперечными колебаниями электрода

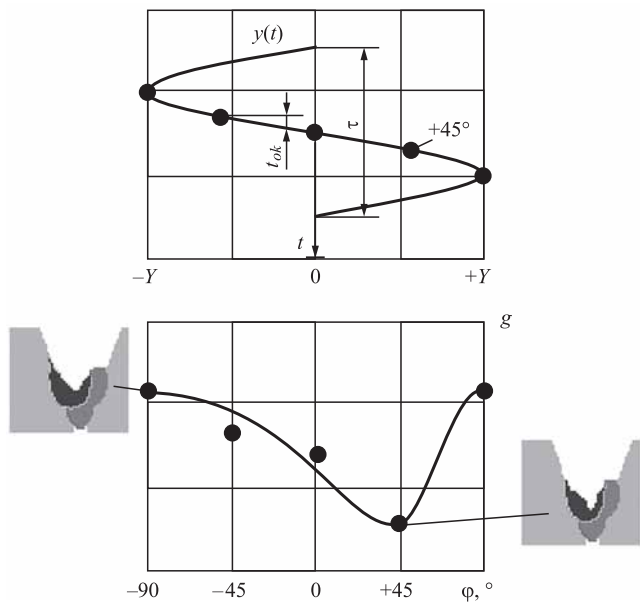


Рис. 6. Траектория движения дуги по поверхности металла  $y(t)$  и зависимость глубины кратера  $g$  от фазового угла  $\varphi$  момента прерывания дуги длительностью  $t_{ок}$

по сравнению со случаем сварки ниточными швами. При одинаковой длительности глубина кратера тем больше, чем больше амплитуда и период колебаний. Эта глубина зависит от расположения электрода в разделке, она наиболее велика, если прерывание возникло при приближении электрода к кромке.

Эти особенности необходимо учитывать при определении вероятности возникновения дефектов формирования многопроходного шва при мониторинге параметров сварки (тока и напряжения дуги), значения которых наиболее сильно отклоняются от номинальных при коротких замыканиях и обрывах.

При достаточной длительности таких прерываний горения дуги у боковой стороны разделки образуются кратеры, глубина которых не должна превышать глубины переплава слоя с кратером, иначе в шве возникает полость, обычно заполняемая неметаллическими включениями. Это утверждение во многом совпадает с результатами работы [15], где показано, что допустимая длительность прерывания тем меньше, чем меньше мощность процесса (площадь наплавляемого сечения прохода), помимо этого она также зависит от пространственного положения сварки, достигая минимального значения при сварке снизу вверх.

Как показало выполненное исследование, при сварке с поперечными колебаниями при

определении допустимой длительности прерывания горения дуги необходимо дополнительно учитывать амплитуду и период этих колебаний, а также их фазу относительно момента возникновения прерывания горения дуги.

Отметим, что количественные соотношения между длительностью прерывания и глубиной кратера у боковой стороны разделки сильно зависят от параметров сварочного процесса и их необходимо определять для конкретных стыков и условий выполнения сварки.

**Заключение.** Выполнено виртуальное исследование воздействия кратковременных прерывов горения дуги при заполнении разделки стыкового шва на формирование сварочной ванны при дуговой сварке с поперечными колебаниями электрода.

Показано, что влияние длительности прерывов горения дуги на глубину кратеров у боковой стороны разделки значительно возрастает при увеличении амплитуды, периода и фазового угла поперечных колебаний относительно момента возникновения прерывания и максимально при приближении электрода к кромке разделки.

При мониторинге текущих значений тока и напряжения дуги оценку вероятности образования дефектов типа несплавлений необходимо осуществлять не только с учетом площади поперечного сечения заполняющих валиков и пространственного положения выполнения сварки, но и амплитуды, периода и фазового угла поперечных колебаний относительно момента возникновения коротких замыканий и обрывов дуги.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Томарева И.А.** Конструктивные и технологические особенности строительства подводных трубопроводов: учеб. пособие. Волгоград: ВолгГАСУ, 2014. 113 с.
2. **Intelligent welding system technologies: state-of-the-art review and perspectives** / B. Wang, S.J. Hu, L. Sun, T. Freiheit // Journal of Manufacturing Systems. 2020. Vol. 56. P. 373–391.
3. **Филяков А.Е.** Инновационное решение по оперативному прогнозированию качества сварки магистральных трубопроводов // Сборник материалов IV Междунар. науч.-практ. конф. с онлайн-участием "Инновации в информационных технологиях, машиностроении и автотранспорте". Кемерово: КузГТУ, 2020. С. 396–398.
4. **Физико-математическая** модель системы "источник питания—дуга" для сварки плавящимся электродом в защитных газах / О.Б. Гецкин, С.И. Поло-

сков, В.А. Ерофеев, О.П. Витько // Тяжелое машиностроение. 2008. № 6. С. 18—20.

5. **Чернышов Г.Г., Садыров К.А., Киселев О.Н.** Оценка качества формообразования стыкового шва труб по энергетическим характеристикам дуги и параметрам ванны // Сварочное производство. 1988. № 6. С. 12—13.

6. **Signature** analysis for quality monitoring in short-circuit GMAW / Y.X. Chu, S.J. Hu, W.K. Hou, P.C. Wang, S.P. Marin // Welding Journal. 2004. Vol. 83. No. 12. P. 336s—343s.

7. **Ланкин Ю.Н.** Показатели стабильности процесса дуговой сварки плавящимся электродом // Автоматическая сварка. 2011. № 1. С. 7—15.

8. **Анализ** проблем критериальной оценки причин возникновения дефектов при автоматической сварке трубопроводов / А.Е. Филяков, С.И. Полосков, В.А. Ерофеев, М.А. Шолохов // Сварка и диагностика. 2020. № 6. С. 31—36.

9. **Виртуальное** исследование условий возникновения неметаллических включений при многопроходной сварке плавящимся электродом трубопроводов / А.Е. Филяков, С.И. Полосков, В.А. Ерофеев, М.А. Шолохов // Заготовительные производства в машиностроении. 2020. Т. 18. № 11. С. 488—493.

10. **Влияние** обрывов дуги на образование межслойных несплавлений при сварке трубопроводов плавящимся электродом / А.Е. Филяков, В.А. Ерофеев, М.А. Шолохов, А.Ю. Мельников // Заготови-

тельные производства в машиностроении. 2021. Т. 19. № 7. С. 298—304.

11. **Mustafa F.F., Rauof M.I.** Automatic welding machine for pipeline using MIG welding process // International Research Journal of Engineering and Technology. 2016. Vol. 3. No. 12. P. 1448—1454.

12. **Акулов А.И., Спицын В.В., Чернышов Г.Г.** Особенности формирования шва при сварке в углекислом газе с поперечными колебаниями электрода // Сварочное производство. 1965. № 11. С. 32—34.

13. **Полосков С.С., Желтенков А.В.** Индустрия 4.0 и цифровая трансформация предприятий: цели, концепции и оценка // Материалы междунар. науч. онлайн-конференции молодых ученых "Наука на благо человечества — 2020". М.: МГОУ, 2020. С. 210—214.

14. **Физико-математическая** модель влияния отклонений энергетических параметров дуги на образование дефектов при сварке трубопроводов / А.Е. Филяков, С.И. Полосков, В.А. Ерофеев, М.А. Шолохов // Сварка и диагностика. 2020. № 2. С. 16—22.

15. **Исследование** влияния отклонений параметров колебаний плавящегося электрода на образование несплавлений при многопроходной сварке трубопроводов / А.Е. Филяков, С.И. Полосков, В.А. Ерофеев, М.А. Шолохов // Сварка и диагностика. 2021. № 2. С. 47—53.

*Алексей Евгеньевич Филяков,*  
filyakov.92@mail.ru



**ООО "Издательство "Инновационное машиностроение"**  
продолжает подписку на журнал

### **"ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ"**

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

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

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

В.С. Муратов, М.С. Казаков  
(Самарский государственный технический университет)

## Технологичность сплавов системы Al—Mg—Si при изготовлении тонкостенных трубчатых изделий с использованием сварки и обжатия

*Исследованы причины появления трещин при обжатии заправочных штуцеров, изготавливаемых с использованием сварки из прутков сплава АД31Т. Установлено, что причиной разрушения являются охрупчивание сплава и ухудшение его деформируемости в зоне термического влияния сварки. Выработаны рекомендации по исключению ухудшения деформируемости сплава при интенсификации охлаждения зоны сварки, что позволяет сохранить в зоне термического влияния зонно-состаренное состояние.*

**Ключевые слова:** алюминиевый сплав; заправочный штуцер; сварка; обжатие; деформируемость.

*The reasons for the appearance of cracks during the reduction of filling nozzles made by using welding from the Al—Mg—Si alloy bars are studied. It is found that the cause of fracture is the embrittlement of the alloy and the deterioration of its deformability in the heat-affected zone of welding. Recommendations for eliminate the deterioration of the deformability of the alloy during the intensification of the cooling of the welding zone are developed, which makes it possible to preserve the zone-aged state in the heat-affected zone.*

**Keywords:** aluminium alloy; filling nozzles; welding; reduction; deformability.

**Введение.** Для изготовления заправочных штуцеров, используемых при заправке и герметизации тепловых труб термостабилизирующих систем космических аппаратов, применяют алюминиевый сплав АД31 (1310) системы Al—Mg—Si. Высокая пластичность сплава позволяет подвергать его операциям деформирования со значительными степенями деформации. Преимуществами сплава являются также его высокая коррозионная стойкость и свариваемость [1—5].

Технологическая схема производства штуцеров включает в себя получение прессованных прутков диаметром 25 мм, их термическую обработку (состояние Т), механическую обработку при изготовлении трубчатых частей штуцера из прутка, сварку составных трубчатых частей штуцера и сварку штуцера и тепловой трубы. После заправки труб проводят их герметизацию обжатием штуцера, что может приводить к образованию трещин на его боковой стороне.

**Цель работы** — установление причин образования трещин при обжатии штуцеров из сплава АД31Т и разработка рекомендаций по предотвращению их появления.

**Методика проведения исследований.** Определяли химический состав и механические свойства исходных прутков сплава АД31Т двух

поставщиков, исследовали их макро- и микроструктуры. Процесс обжатия штуцера изучали на образцах-имитаторах (рис. 1) путем их сплющивания с последующим контролем микроструктуры и состояния поверхности.

Исследовали также влияние дополнительных нагревов до температур 100...400 °С, что позволяло оценить влияние нагрева сплава на формирование структурно-фазового состояния и деформируемость.

Изучали однородность химического состава и твердости, а также микроструктуру и состояние поверхности штуцеров (после сплющивания), срезанных с тепловых труб. Схема штуцера и участки замеров твердости приведены на рис. 2. Твердость измеряли методом Виккерса при нагрузке 0,981 Н.

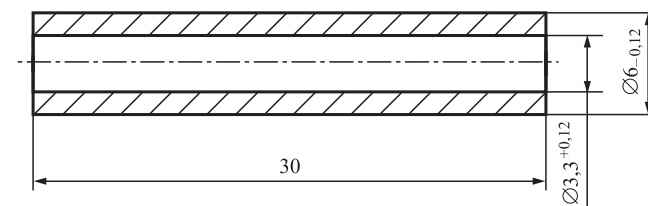


Рис. 1. Образец-имитатор, полностью повторяющий геометрию зоны обжатия штуцера

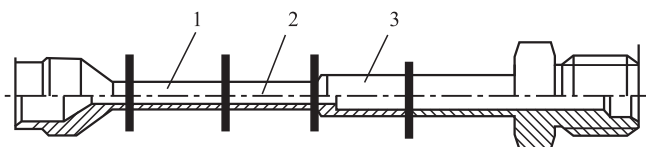


Рис. 2. Схема штангенциркуля и участки (1, 2 и 3) замера твердости и исследования микроструктуры и деформируемости. Правая граница участка 3 — зона сварки. Левое окончание штангенциркуля приварено вручную аргоно-дуговым методом к тепловой трубе

Химический состав сплава определяли на спектрометрах МФС-8 (Россия) и GNR ProSpector (Италия). Количественный анализ элементного состава поверхности изломов проводили на оже-электронном спектрометре РНИ 700 (США).

**Результаты исследований.** Химический состав прутков из сплава АД31Т двух поставщиков, используемых для изготовления штангенциркулей, представлен в таблице. При этом содержание магния в прутках поставщика № 1 находится в верхнем диапазоне интервала значений — 0,70...0,81 %, а в прутках поставщика № 2 — в нижнем — 0,60...0,70 %.

Механические свойства прутков составляют: предел прочности 195...225 МПа; предел текучести 120...140 МПа; относительное удлинение 13,0...26,0 %.

Химический состав и уровень механических свойств соответствуют требованиям нормативных документов.

На рис. 3 приведены макроструктуры утяжненного конца прутков различных поставщиков.

Размер зерна прутков поставщика № 1 меньше размера зерна прутков поставщика № 2 и зерна имеют равноосную форму. Различия в зеренной структуре следует связывать с различными условиями деформационно-термической обработки сплава на разных предприятиях и различиями в содержании магния. При этом прутки поставщика № 2 имеют значения пределов прочности и текучести на нижнем уровне приведенных интервалов.

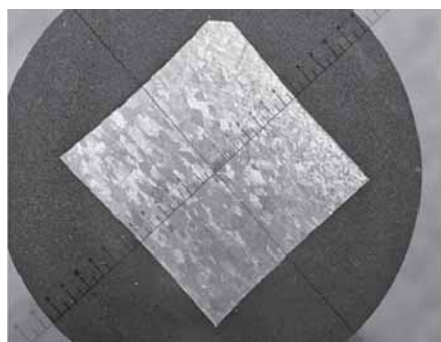
В ходе микроструктурного анализа установлено, что размеры интерметаллидных фаз в прутках обоих поставщиков значимо не различаются.

Для сравнительной оценки деформируемости сплава двух поставщиков проведена осадка образцов (по три образца) диаметром 10 мм и высотой 20 мм. На одном образце из трех из прутка поставщика № 1 после осадки обнаружена трещина, развивающаяся под углом 45°, и на всех образцах на поверхности образовалась "апельсиновая корка", повторяющая рельеф макрозерна прутка (рис. 4, а). На всех трех образцах из прутка поставщика № 2 выявлены трещины, а "апельсиновая корка" имеет более грубый вид (рис. 4, б).

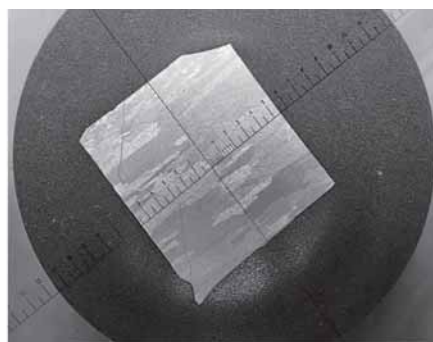
При сплющивании образцов-имитаторов (см. рис. 1) под нагрузкой 50 и 200 кН установлено, что на образцах обоих поставщиков трещины не выявлены, течение металла равномерное, силуэт на торцах сплюснутых образцов близок к прямоугольному, на боковых кромках

Химический состав прутков из сплава АД31Т, % мас.

Mg	Si	Cu	Mn	Fe	Zn	Ti	Cr	Al
0,60...0,81	0,34...0,57	0,01...0,02	0,04...0,06	0,17...0,24	0,01	0,04	<0,01	Остальное



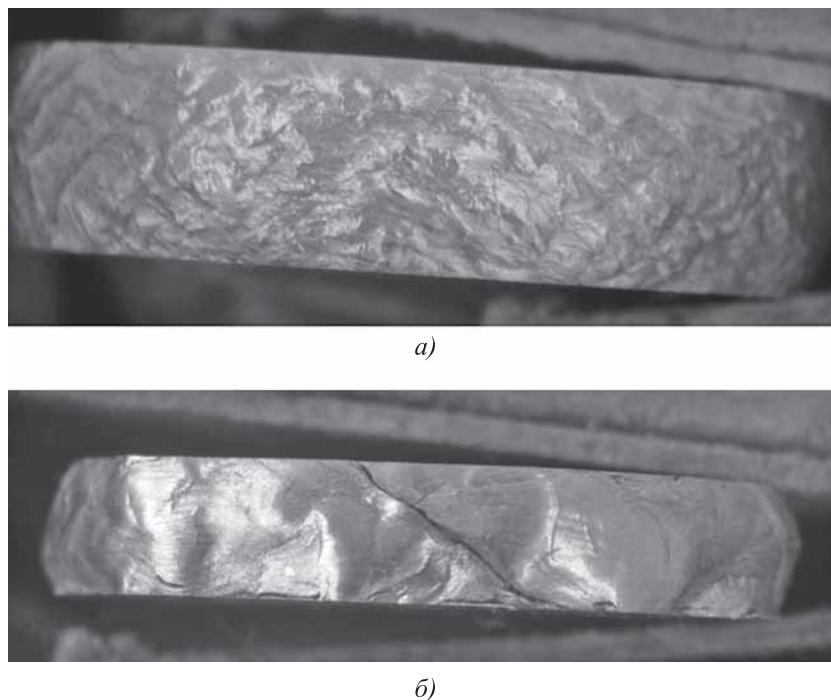
а)



б)

Рис. 3. Макроструктуры прутков из сплава АД31Т поставщика № 1 (а) и № 2 (б)

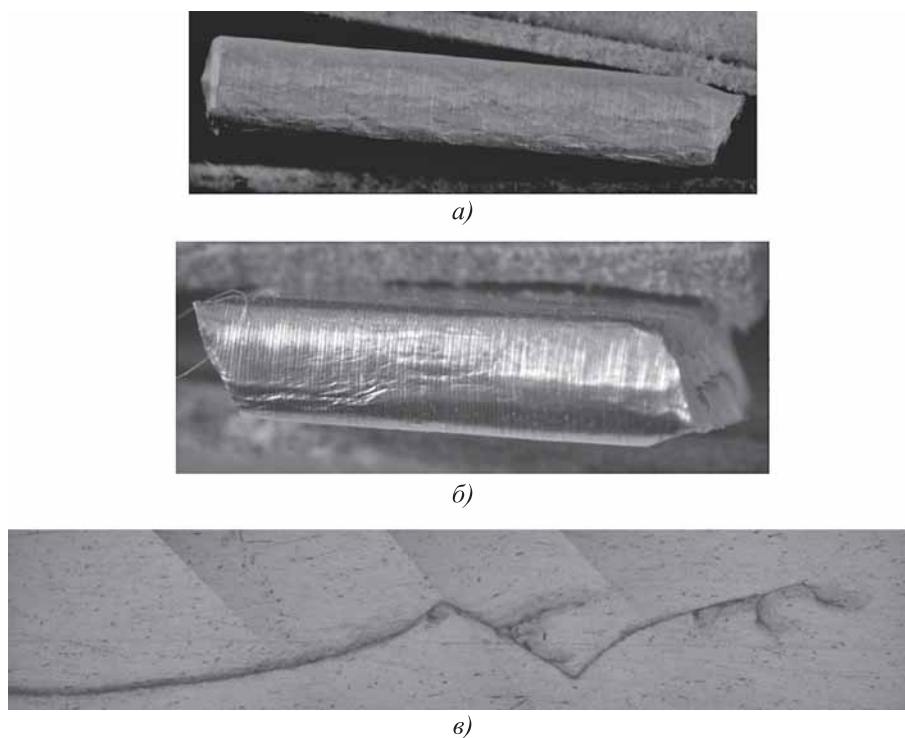




**Рис. 4. Поверхность осаженных образцов**

выявляется "апельсиновая корка" визуально и тактильно более грубая на образцах поставщика № 2 (сравнение рис. 5, *а* и *б*). Идентична

микроструктура образцов обоих поставщиков в зоне схлопывания стенок на торце образца при нагрузке 200 кН (рис. 5, *в*).



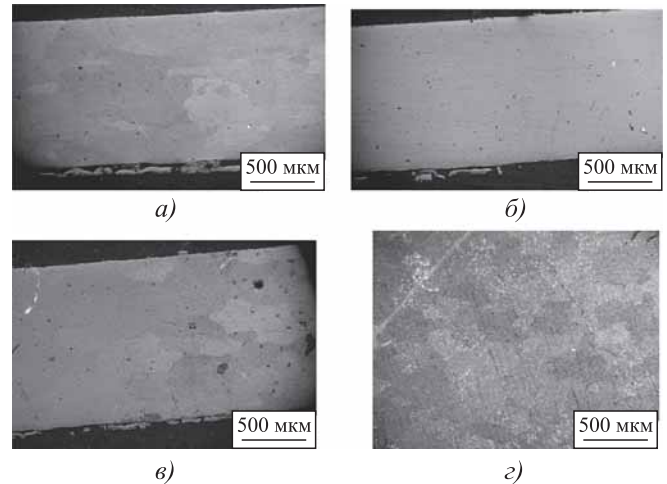
**Рис. 5. Боковая (*а* — поставщик № 1, *б* — поставщик № 2) и торцовая (*в* — поставщик № 2) поверхности образцов-имитаторов после сплющивания при различных нагрузках:  
*а, б* — 50 кН; *в* — 200 кН**

Таким образом, при испытаниях на сплющивание (имитирующих обжатие штуцера) образцов-имитаторов установленные ранее различия в содержании магния, размерах зерна и поведении образцов при осадке не повлияли на способности сплава пластически деформироваться без разрушения при обжатии.

Твердость в участках 1, 2 и 3 штуцеров (см. рис. 2), срезанных с тепловых труб, измеряли в продольном сечении, при этом по длине каждого участка (~15 мм) делали замеры в трех областях. При продвижении слева направо по длине участков твердость составила: участок 1 — 926, 709 и 634 МПа; участок 2 — 581, 619 и 636 МПа; участок 3 — 561, 712 и 851 МПа. При наличии существенного разброса значений твердости тем не менее проявляется тенденция формирования повышенного уровня твердости в областях штуцера, прилегающих к зонам сварки (левый край участка 1 — 926 МПа и правый край участка 3 — 851 МПа). Химический состав по длине штуцера соответствует требованиям нормативных документов.

Исследования макроструктуры указанных трех участков в поляризованном свете показали, что в областях штуцера, приближенным к зонам сварки, зеренная структура сплава не выявляется (рис. 6, б, в) в отличие от областей, отдаленных от них (рис. 6, а, в). В исходном состоянии (пруток) зеренная структура сплава выявляется хорошо (рис. 6, з).

Из каждого участка штуцера (см. рис. 2) вырезали трубчатые образцы и подвергали сплющиванию при нагрузке 50 кН до схлопывания стенок. На боковых поверхностях образцов,

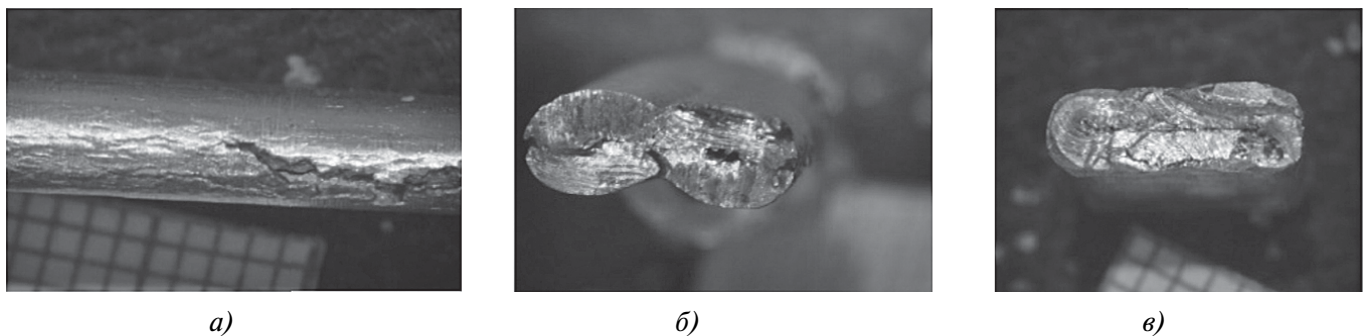


**Рис. 6. Микроструктуры сплава АД31Т:**

*а* — участок 2 штуцера; *б* — участок 3 штуцера (область, прилегающая к зоне сварки); *в* — участок 1 штуцера (слева — область, приближенная к зоне сварки); *з* — исходный пруток

вырезанных из участков 1 и 3, формировалась "апельсиновая корка" и образовывались трещины (рис. 7, а), а силуэт торца напоминал цифру 8 (рис. 7, б), что соответствовало внешнему виду разрушившихся штуцеров при обжатии после заправки. Образец из зоны 2 при сплющивании не треснул, а силуэт образца имел прямоугольную форму (рис. 7, в).

Анализ полученных результатов показал, что образование трещин при сплющивании образцов связано с формированием в приближенных к зонам сварки областях сплава структурного состояния с повышенной твердостью и хрупкостью. При этом установлено, что для такого структурного состояния характерна пониженная травимось зернограницных зон,



**Рис. 7. Образцы, вырезанные из штуцера, после сплющивания:**

*а* — боковая поверхность образца из участка 1; *б* — торцовая поверхность образца из участка 1; *в* — торцовая поверхность образца из участка 2

что затрудняет выявление зеренной структуры сплава.

Известно [5–7], что в дисперсионно-упрочняемых алюминиевых сплавах в зонах термического влияния сварки могут происходить растворение или образование упрочняющих выделений. Поскольку перед сваркой сплав АД31Т находился в зонно-состаренном состоянии, то в зоне термического влияния при нагреве будет происходить растворение зонных выделений или их преобразование в выделения фазового типа.

Итоговый результат трансформации микроструктуры определяется температурой нагрева и временем ее воздействия. Например, при нагреве зонно-состаренных сплавов до температуры 230...270 °С протекает явление термического возврата [8] и за время 30...120 с сплав возвращается в свежезакаленное состояние, а при дальнейшей выдержке начинается распад пересыщенного твердого раствора с образованием выделений фазового типа.

Затруднения в выявлении зеренной структуры сплава в областях штуцера, прилегающих к зоне сварки, связаны с растворением преимущественно образовавшихся здесь при естественном старении в виде непрерывных скоплений выделений зонного типа. Образующиеся впоследствии выделения фазового типа уже не формируют по границам непрерывные прослойки, а представляют собой отдельно расположенные частицы, что и затрудняет выявление границ зерен при травлении [8, 9]. Также образование частиц фаз в сплавах системы Al–Mg–Si при старении приводит к росту твердости и охрупчиванию сплавов [10] в сравнении с зонно-состаренным состоянием.

Исследование химического состава на поверхности излома, полученного после проведения обжатия штуцера, с применением оже-электронной спектроскопии выявило наличие микрообластей с повышенной концентрацией магния. Данный факт также свидетельствует о процессах распада твердого раствора в зоне термического влияния сварки.

Для подтверждения влияния указанных структурно-фазовых превращений на деформируемость сплава образцы-имитаторы, изготовленные из прутков поставщика № 1, были подвергнуты дополнительному нагреву длительностью 60 мин до температур 100...400 °С и последующему сплющиванию при нагрузке 50 кН.



Рис. 8. Один из сваренных образцов-имитаторов (с удаленной зоной термического влияния) после сплющивания



Рис. 9. Медное теплосъемное кольцо (внутренний диаметр соответствует диаметру штуцера, толщина кольца 15 мм)

Появление развитой трещины на боковых поверхностях было выявлено в образцах, нагретых до 200 °С; при температуре 150 °С удалось выявить зарождающийся дефект типа надрыва. При остальных температурах нагрева образование трещин не установлено.

В то же время нагрев и выдержка при 200 °С участка 2 штуцера, изготовленного из прутка поставщика № 2, и последующее его сплющивание не привели к образованию трещин. Последнее объясняется различиями в химическом составе прутков разных поставщиков (в содержании магния) и, возможно, разными технологическими режимами прессования и термической обработки, что определяет особенности протекания структурно-фазовых изменений в сплаве.

Отсутствие образования трещин установлено и при сплющивании сваренных между собой образцов-имитаторов (поставщик прутков № 1) с удаленной зоной термического влияния (рис. 8). Справа на рис. 8 — сварной шов со срезанной верхней частью, что необходимо для обеспечения возможности сплющивания. Зона термического влияния на образце-имитаторе удалена пропилом шириной 15 мм.

Таким образом, для исключения случаев разрушения штуцеров при обжатии следует исключить снижение деформируемости сплава



в зонах термического влияния сварки за счет формирования структуры сплава, содержащей выделения упрочняющих фаз. Это может быть достигнуто интенсификацией охлаждения металла размещением на штуцере медных накладных теплосъемных колец (рис. 9) по обе стороны от сварного шва.

Апробация данного метода показала, что в этом случае в прилегающих к зонам сварки участках отсутствует повышенный уровень твердости и трещины при сплющивании образцов и обжатию штуцеров отсутствуют. В данных участках также хорошо выявляется зеренная структура сплава.

### Выводы

1. Случаи разрушения штуцеров из сплава АД31Т, используемых при заправке и герметизации тепловых труб термостабилизирующих систем космических аппаратов, в процессе их обжатию после окончания заправки вызваны охрупчиванием сплава в зонах термического влияния сварки.

2. Повышение твердости в зонах термического влияния обусловлено трансформацией зонно-старенного состояния сплава в состояние с присутствием выделений фазового типа, что снижает пластичность и деформируемость сплава.

3. Интенсификация охлаждения зон термического влияния сварки за счет применения накладных медных теплосъемных колец позволяет исключить образование выделений фазового типа и предотвратить появление трещин при сплющивании образцов и обжатию штуцеров.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Callister William D.** Fundamentals of Materials Science and Engineering. John Wiley&Sons Inc., 2008. 911 p.
2. **Гуреева М.А., Грушко О.Е., Овчинников В.В.** Свариваемые алюминиевые сплавы в конструкциях транспортных средств // Заготовительные производства в машиностроении. 2009. № 3. С. 11–20.
3. **Campbell F.C.** Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials. Elsevier Ltd., 2006. 593 p.
4. **Структура**, свойства и применение сплавов системы Al–Mg–Si (Cu) / Н.И. Колобнев, Л.Б. Бер, Л.Б. Хохлатова, Д.К. Рябов // Металловедение и термическая обработка металлов. 2011. № 9. С. 40–45.
5. **Rometsch P.A., Cao L., Muddle B.C.** Strengthening of 6XXX Series Sheet Alloys During Natural Ageing and Early-stage Artificial Ageing // Proceedings of the 12<sup>th</sup> International Conference of Aluminium Alloys. Yokohama, 2010. P. 389–394.
6. **Влияние** температуры при сварке трением с перемешиванием на микроструктуру и механические свойства сварных соединений из Al–Cu–Mg сплавов / А.А. Наумов, Ю.Ф. Исупов, Ю.А. Голубев, Ю.М. Морозова // Металловедение и термическая обработка металлов. 2018. № 11 (761). С. 8–13.
7. **Nandan R., DebRoy T., Bhadeshia H.K.D.H.** Recent advances in friction–stir welding—Process, weldment structure and properties // Progress in Materials Science. 2008. Vol. 53. No. 6. P. 980–1023.
8. **Анисович А.Г., Андрушевич А.А.** Микроструктуры черных и цветных металлов. Минск: Беларуская навука, 2015. 131 с.
9. **Шестопалова Л.П., Лихачева Т.Е.** Металловедение: макро- и микроскопический анализ металлов. М.: МАДИ, 2017. 56 с.
10. **Колачев Б.А., Елагин В.И., Ливанов В.А.** Металловедение и термическая обработка цветных металлов и сплавов. М.: МИСиС, 2005. 432 с.

*Владимир Сергеевич Муратов, д-р техн. наук,  
ftf@samgtu.ru;  
Михаил Сергеевич Казаков*



УДК 621.777.24; 621.762

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-8-354-361

**А.М. Дмитриев, Н.В. Коробова, Н.С. Толмачев**  
(Московский государственный технологический университет "Станкин")

## Повышение производительности холодного выдавливания глубоких втулок при использовании специализированных прессов

Приведена конструкция специализированного пресса, созданного для выдавливания деталей типа глубоких стаканов и втулок при создании активно направленных напряжений контактного трения на границе заготовки с матрицей, уменьшающих давление на пуансон и повышающих его сопротивление усталости. Объяснена роль неравномерности контактного трения, приводящей к разнотолщинности стенок изделий. Экспериментально доказано, что при двухканальном течении выдавливаемого металла разнотолщинность стенок отсутствует. Приведены результаты исследования удельных сил и формообразования изделия при двухканальном выдавливании деталей, имеющих форму соосных сдвоенных втулок. Для таких деталей исследовано выдавливание с активно направленными напряжениями контактного трения между заготовкой и инструментом. Рассмотрено рациональное комбинирование двух втулок различных типоразмеров в единую штампуемую деталь, осуществляемое для увеличения производительности штамповки.

**Ключевые слова:** втулки глубокие стальные; выдавливание холодное; устранение разнотолщинности стенок; комбинированная деталь из двух материалов; изменение направления напряжений контактного трения; специализированные гидропрессы.

*The design of specialized press applicable to extrude parts such as deep cups and bushings in which creating actively directed contact friction stresses at the boundary of the workpiece with the matrix, which reduces the pressure on the punch and increases its fatigue resistance is presented. The role of the non-uniformity of contact friction, which leads to different thickness of the products wall, is explained. It is experimentally proved that there is no difference of wall thicknesses when the two-channel flow of the extruded metal is happens. The results of the study of specific forces and product shaping during two-channel extrusion of parts in the form of coaxial double bushings are presented. For such parts, extrusion with actively directed contact friction stresses between the workpiece and the tool is studied. The rational combination of two bushings of different sizes into single stamped part, carried out in order to increase the productivity of stamping, is considered.*

**Keywords:** steel deep bushings; cold extrusion; elimination of unevenness of wall thickness; combined part made of two materials; creation in direction of contact friction stresses; specialized hydraulic presses.

**Введение.** Данная статья направлена на решение задачи развития крупносерийного и массового производств деталей конкретного типа: стальных глубоких втулок. При производстве таких деталей обработка давлением позволяет сократить отходы материалов, из которых изготавливают детали, по сравнению с обработкой резанием и таким образом существенно уменьшить себестоимость деталей. Также обработка давлением, при которой деталь изготавливают за один рабочий ход пресса, существенно произ-

водительнее обработки резанием. Затраты на заработную плату операторов технологического оборудования при обработке давлением существенно меньше, чем при обработке резанием.

В то же время сравнение стоимости простейших токарных станков со стоимостью серийно выпускаемых прессов, на которых может быть осуществлено холодное выдавливание глубоких втулок, будет не в пользу прессов.

Авторы статьи в течение ряда лет занимаются созданием специализированных прессов для

выдавливания деталей типа глубоких стаканов и втулок из традиционных стальных заготовок и порошковых сталей (далее — специализированные прессы). При конструировании специализированных прессов обеспечиваются такие перемещения матрицы, в которую помещают деформируемую заготовку, при которых создаются активно направленные напряжения контактного трения на границе заготовки с матрицей. Такие напряжения направлены в сторону течения материала заготовки, и матрица принимает на себя часть необходимой для деформирования заготовки силы и таким образом разгружает деформирующий пуансон. В результате повышается сопротивление усталости дорогостоящих пуансонов и сокращается доля затрат на сменный инструмент в себестоимости штампуемых деталей.

Чертеж одной из разработанных конструкций специализированного прессы силой 1,6 МН опубликован в [1]. Позже создан пресс аналогичной конструкции, имеющий силу 6,3 МН. Этот пресс заводской модели РПГ-37 изготовлен в ОАО "Тяжпрессмаш" (г. Рязань).

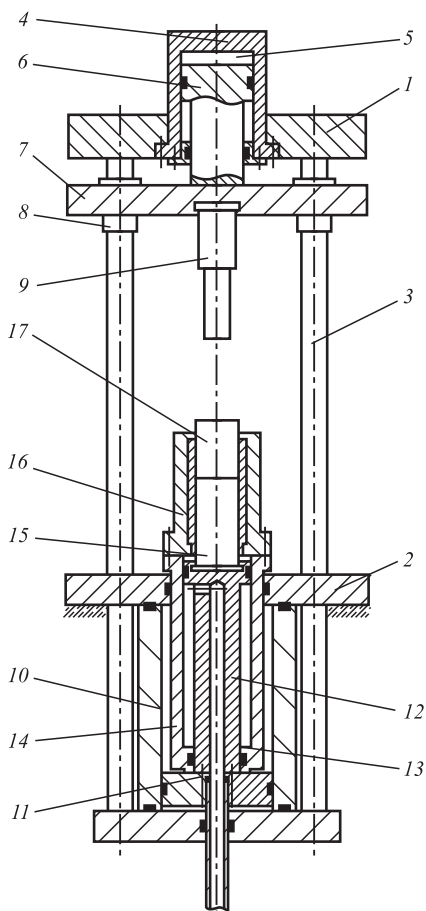


Рис. 1. Гидравлический пресс тройного действия

Усовершенствованная конструкция специализированного прессы, созданного по чертежам авторов статьи и изготовленного в ОАО "СП Донпрессмаш" (г. Азов), приведена на рис. 1 [2, 3].

Пресс содержит неподвижные верхнюю 1 и нижнюю 2 поперечины, соединенные между собой колоннами 3. В верхней поперечине закреплен корпус 4 гидроцилиндра 5. Поршень 6 гидроцилиндра через шток соединен с траверсой 7. Направление траверсы 7 по колоннам 3 осуществляется направляющими втулками 8. В траверсе неподвижно закреплен верхний пуансон 9. На нижней поперечине 2 закреплен главный гидроцилиндр 10 с поршнем 11 и штоком 12 и соосно с ним расположенный вспомогательный гидроцилиндр 13, содержащий шток 12 и гильзу 14. Гильза 14 вспомогательного гидроцилиндра соединена с матрицей 16, при этом шток 12 вспомогательного гидроцилиндра 13 является одновременно штоком главного гидроцилиндра 10, а гильза 14 вспомогательного гидроцилиндра 13 установлена в полости главного гидроцилиндра 10.

#### Технические характеристики гидравлического прессы тройного действия

Номинальная сила рабочих ходов, МН:		
верхний цилиндр . . . . .	8	
вспомогательный цилиндр . . . . .	6	
главный цилиндр . . . . .	8	
Номинальная сила возвратных ходов, МН:		
верхний цилиндр . . . . .	0,8	
вспомогательный цилиндр . . . . .	0,6	
главный цилиндр . . . . .	0,8	
Ход рабочих частей прессы, мм:		
ползун . . . . .	800	
вспомогательный цилиндр . . . . .	1400	
главный цилиндр . . . . .	1000	
Открытая высота штампового пространства, мм . . . . .		4000
Максимальная скорость рабочих органов, мм/с:		
верхний цилиндр . . . . .	300	
вспомогательный цилиндр . . . . .	300	
главный цилиндр . . . . .	300	
Номинальное давление рабочей жидкости, МПа . . . . .		32
Тип гидравлического привода . . . . .		Насосно-аккумуляторный
Суммарная мощность электродвигателей, кВт . . . . .		55
Габаритные размеры, мм:		
слева направо . . . . .	3600	
спереди назад . . . . .	1900	
высота . . . . .	9000	
высота над уровнем пола . . . . .	6400	

Представленный пресс разработан и изготовлен в рамках государственного контракта № 11411.1003704.05.038 от 10 октября 2011 г. на выполнение научно-исследовательской и опытно-конструкторской работы "Разработка и технологическое обеспечение серийного производства гаммы гидравлических прессов тройного действия с числовым программным управлением для точной объемной штамповки". Государственной комиссией разработанной конструкторской документации была присвоена литера О1.

В прессе, схема которого приведена на рис. 1, станина колонного типа наиболее рациональна с позиции низкой металлоемкости и обеспечения необходимой жесткости пресса. Упругая деформация колонн при деформировании заготовок компенсируется корректировкой рабочего хода пуансона с помощью системы числового программного управления. Конструкция цилиндра в цилиндре, реализованная в нижней части пресса, способствует повышению жесткости пресса и обеспечивает соосность расположения матрицы и нижнего пуансона.

Специализация конструкций созданных прессов на производство деталей типа глубоких стаканов и втулок позволила существенно упростить конструкцию этих прессов и уменьшить их металлоемкость. В этом состоят конструкторские достижения разработчиков этих прессов.

В указанных выше публикациях помимо описанных рациональных конструкторских решений приведено, что специализированные прессы позволяют существенно развить технологии холодной объемной штамповки. В работах [4, 5] показано, насколько применение специализированного пресса позволяет усовершенствовать технологию производства деталей из порошков на железной основе. В данной статье описана разработанная инновационная технология холодной объемной штамповки (ХОШ) на специализированном прессе глубоких втулок из сталей.

ХОШ является операцией, существенно зависимой от технологической наследственности [6] материала заготовки, поступающего на штамповку. Значительная часть заводов, на которых применяют ХОШ, находится в Южно-Уральском регионе и активно контактирует с Магнитогорским металлургическим комбинатом для совместного усовершенствования

качества поступающих на ХОШ прокатанных прутков.

*Цель работы* — описание технологического решения при использовании специализированного пресса одной из наиболее трудно решаемых задач, возникающих при холодном выдавливании деталей типа глубоких втулок. Это задача устранения разнотолщинности стенки штампуемой детали из-за отклонения пуансона от оси матрицы на заключительном этапе выдавливания полости, когда нарушается равномерность контактного трения между поверхностью выдавливаемого полость пуансона и материалом заготовки. Также в статье описано решение задачи по повышению производительности штамповки глубоких втулок путем комбинирования двух втулок разных размеров в одну деталь, изготавливаемую за каждый ход специализированного пресса. Показаны реализуемые с применением специализированного пресса возможности актуального для холодной объемной штамповки уменьшения удельной силы на пуансоне, выдавливаемом полость у детали. В результате повышается сопротивление усталости пуансона.

**Основная часть.** Выдавливаемые глубокие втулки комбинируют в единую деталь, как показано на рис. 2. При этом внутренняя втулка, расположенная внутри полости, находится на их общей оси и с позиций штамповки выдавливанием является внутренним осевым отростком в полости выдавливаемого стакана.

Преимущество двухканального течения металла при выдавливании деталей с внутренним осевым отростком, по сравнению с выдавливанием деталей типа стаканов без внутреннего отростка, — самоцентрирование движущегося пуансона относительно его оси в ходе штамповки. Для подтверждения этого тезиса проведен следующий эксперимент.

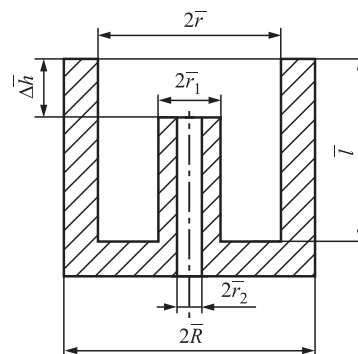


Рис. 2. Деталь типа сдвоенной втулки

Заготовку для выдавливания сделали состоящей из двух половинок, разрезанных в меридиональном сечении, совпадающем с осью заготовки. Одна из половинок была изготовлена из алюминия АД1, а другая — из меди М1.

При внедрении пуансона в такую комбинированную заготовку предполагали, что условия неодинакового трения на половинках его торца и существенное различие сопротивления материала заготовки деформированию в ее поперечном сечении намного превышают такие различия, которые могут быть при внедрении пуансона в заготовку, изготовленную целиком из одного материала.

Результат выдавливания заготовки, комбинированной из двух материалов, приведен на рис. 3. На фотографии видно, что в одной доле изготовленной детали деформируемый материал вытек на существенно большую высоту в ее стенку и отросток в сравнении с другой долей детали. Большую высоту имеет доля детали из АД1. Заметим, что алюминий АД1 оказывает меньшее сопротивление пластической деформации, чем медь М1.

Объемы исходных половин заготовок из меди М1 и алюминия АД1 одинаковые. Если смотреть на штампованную из комбинированной заготовки деталь сверху, то видно, что медь в тангенциальном направлении заняла больше половины поперечного сечения штампованной детали. Поскольку на часть детали из АД1 осталась меньшая доля в окружном направлении, то этот сплав вытек в стенку и отросток детали на большую высоту, чем медь М1.

Толщины стенок изготовленной детали, комбинированной из двух материалов, остались постоянными по высоте. Отклонения пуансона от оси заготовки в сторону алюминия АД1, ока-

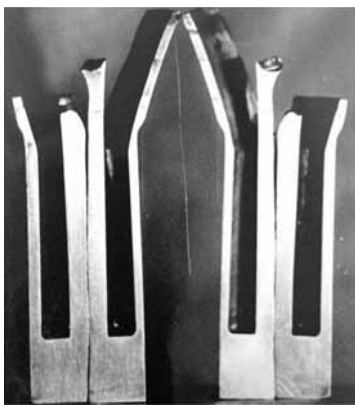


Рис. 3. Деталь, изготовленная из биметаллической заготовки

зывающего меньшее сопротивление, не было. Таким образом, подтверждено, что схема двухканального течения материала заготовки при выдавливании детали типа стакана обладает свойством самоцентрирования пуансона относительно оси изготавливаемой детали.

Двухканальное течение металла при выдавливании рассматриваемых деталей осуществляется на описанных ранее специализированных прессах. Для управления течением металла при выдавливании таких деталей использовали приведенную на рис. 4 схему деформирования заготовок с активно направленными напряжениями контактного трения [7, 8].

На рис. 4 слева от оси инструмент находится в положении перед началом выдавливания полости в заготовке, а справа от оси — в конце выдавливания полости. Заготовка 3 с осевым отверстием, в которое входит рабочая часть оправки 5, размещается в матрице 2. Пуансон 1 неподвижен, а заготовка 3 деформируется относительно него под действием контрпуансона 4, перемещающегося со скоростью  $v_{II}$  в направлении показанной на рис. 4 стрелки.

Изготовленные в результате такого выдавливания детали с внешней и внутренней цилиндрическими стенками находят применение в разных отраслях машиностроения. Примером такой детали может быть стакан с внешней стенкой, в полости которой устанавливают пружину. В этом случае выдавленная внутрен-

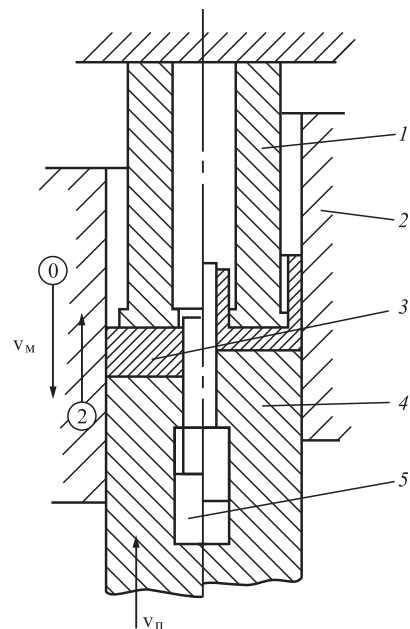


Рис. 4. Схема комбинированного выдавливания с активно направленными напряжениями контактного трения

няя втулка (или внутренний сплошной отро-сток) будет служить центрирующим элементом для нижнего торца пружины.

Более перспективное технологическое реше-ние в сравнении с тем, в котором выдавливают детали рассматриваемого типа, может быть ре-ализовано на предприятии, выпускающем раз-личные цепи для передачи вращения в приводах машин. В этом случае втулки для двух разных типоразмеров цепей могут быть скомбинирова-ны в одну деталь указанного на рис. 4 типа. При выдавливании таких комбинированных деталей будет обеспечена высокая соосность внешней и внутренней поверхностей у изготавливаемых вту-лок. При этом за каждый рабочий ход пресса бу-дут изготавливаться сразу две втулки: большего и меньшего диаметров.

Математические модели, одна из которых описывает соотношение высот стенок у внеш-ней и внутренней втулок, а другая позволяет определить удельную силу выдавливания, по-строены в результате следующего эксперимента.

Входящие в математические модели в каче-стве независимых переменных размеры втулок показаны на рис. 2.

На рис. 2 фактические размеры изготавлие-мой детали обозначены буквами с чертой сверху. В построенных ниже математических моделях приняты следующие относительные размеры:

$$R = \frac{\bar{R}}{\bar{r}}; r = \frac{\bar{r}}{\bar{r}} = 1; r_1 = \frac{\bar{r}_1}{\bar{r}}; r_2 = \frac{\bar{r}_2}{\bar{r}}; \Delta h = \frac{\Delta \bar{h}}{\bar{l}}. \quad (1)$$

Размер  $\Delta h$  имеет положительный знак, если длина внутренней втулки меньше длины внеш-ней втулки, и отрицательный, если внутренняя втулка имеет большую длину, чем внешняя.

Использование относительных размеров рас-ширяет область применения математических моделей, полученных обработкой результатов штамповки экспериментальных образцов. Эти модели можно применять для расчета параме-тров выдавливания при производстве деталей с размерами, отличными от размеров экспери-ментальных образцов. При этом для деталей с заданными на производстве размерами следует сначала перевести их заданные размеры в относи-тельные величины с использованием формул (1), а затем рассчитать параметры штамповки.

Помимо относительных размеров выдавли-ваемой детали в качестве переменной в при-веденные ниже математические модели входит величина  $v_M$  (см. рис. 4), характеризующая на-

правление напряжений контактного трения де-формируемой заготовки по матрице. Изменение на противоположное направление перемещения матрицы (на рис. 4 это направление условно обо-значено  $v_M = 0$  или  $v_M = 2$ ) меняет направление на-пряжений контактного трения. В результате этого можно создать преимущественное течение металла в стенку внутренней втулки или в стенку внешней втулки у комбинированной детали и обеспечить таким образом заданное соотношение высот сте-нок у втулок. Значение  $v_M = 1$  соответствует вы-давлыванию заготовки в неподвижной матрице.

При расчете относительной удельной силы  $q/\sigma_s$  напряжение текучести  $\sigma_s$  деформируемого материала заготовки определяется по кривым истинных напряжений из справочников, на-пример [1], в зависимости от степени деформа-ции. При выдавливании детали, показанной на рис. 2, степень деформации рассчитывают по следующей формуле:

$$e = (1 - r_1^2 + r_2^2) / (R^2 - r_2^2). \quad (2)$$

Поскольку удельная сила  $q$  и напряжение текучести  $\sigma_s$  имеют единицу измерения МПа, то относительная удельная сила  $q/\sigma_s$  является безразмерной величиной.

В эксперименте штамповали заготовки из стали 10. Напряжение текучести  $\sigma_s$  материала заготовки определяли по кривой упрочнения (рис. 5), построенной при испытании образца на сжатие.

Подготовку заготовок для штамповки про-водили по следующей методике.

1. Изготовление на токарном станке исход-ных заготовок (см. рис. 4, поз. 3) с точностью размеров по 8-му качеству.

2. Отжиг заготовок по режиму: нагрев до 680...700 °С, выдержка 3 ч, охлаждение с печью.

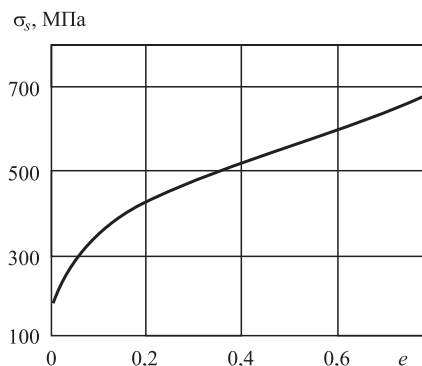


Рис. 5. Кривая упрочнения стали 10 после нагрева до 680...700 °С, выдержки 3 ч, охлаждения с печью



3. Травление заготовок, их фосфатирование и омыливание по стандартным методикам.

План эксперимента и методика обработки экспериментальных данных для построения приведенных ниже математических моделей опубликованы в статье [8].

В результате проведения эксперимента и обработки его результатов построены следующие математические модели:

$$q/\sigma_s = 18,22R^2 - 43,98R + 33,6r_1^2 - 24,62r_1 - 8,06r_2^2 + 2,62r_2 - 0,17v_m^2 + 0,24v_m + 34,51; \quad (3)$$

$$\Delta h = -6,13R^2 + 16,4R + 43,2r_1^2 - 31,4r_1 + 5,37r_2^2 + 0,02r_2 + 0,17v_m^2 - 0,29v_m - 5,36. \quad (4)$$

На рис. 6 показаны две из изготовленных экспериментальных деталей.

При обработке данных проведенного эксперимента на основании полученных в опытах результатов рассчитаны средние арифметические значения относительных удельных сил  $q/\sigma_s$  выдавливания и получаемых при выдавливании различий высот  $\Delta h$  внешней и внутренней втулок. Вычисленные средние значения приведены в таблице для каждой из четырех указанных варьируемых величин в зависимости от уровней их варьирования.

На рис. 7 приведены графики, построенные по результатам определения (см. таблицу) усредненных по опытам значений относительных удельных сил  $q/\sigma_s$  и различий высот  $\Delta h$  внешней и внутренней втулок детали.

Установлено, что создание активно направленных напряжений контактного трения незначительно влияет на относительную удельную силу выдавливания. Это объясняется очень малым коэффициентом контактного трения на границе заготовки с матрицей. Если, исходя из экологических требований, фосфатирование заготовок и последующее их омыливание заменить, например, карцеванием заготовок,

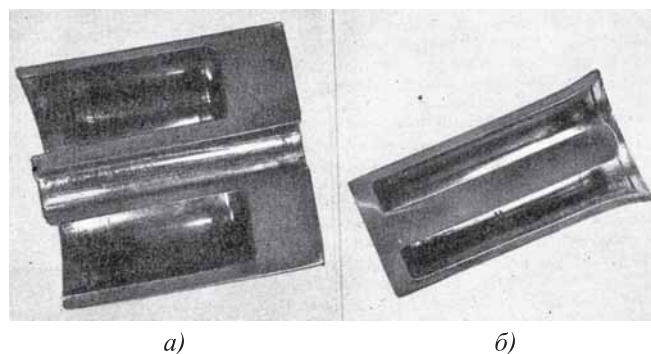


Рис. 6. Фрезерованные по меридиональной поверхности образцы изготовленных холодным двухканальным выдавливанием экспериментальных деталей из различных сталей: а — сталь 10; б — сталь 15X

то коэффициент контактного трения и, как следствие, эффект действия активно направленных напряжений контактного трения были бы выше. Однако даже незначительное уменьшение удельной силы позволяет значительно увеличить сопротивление усталости выдавливающего полость в заготовке пуансона [9].

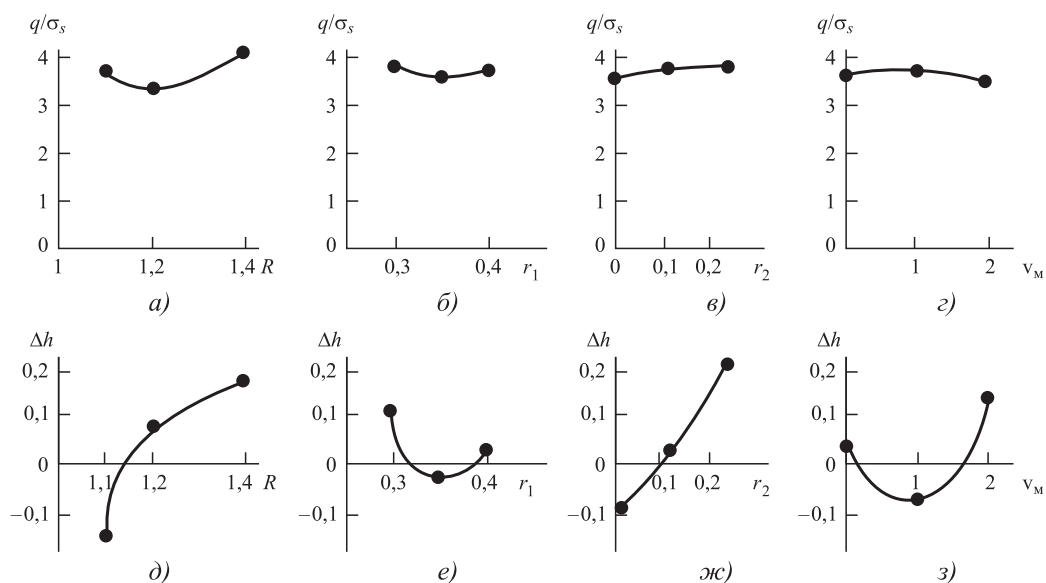
В качестве тестирования полученных в эксперименте и показанных на рис. 7 данных отметим, что график на рис. 7, а хорошо соответствует аналогичным графикам, полученным авторами статьи для выдавливания деталей типа стакана, не имеющего дополнительной внутренней втулки [10].

Из рис. 7 следует, что даже при очень небольшом коэффициенте контактного трения выдавливание с активно направленными напряжениями контактного трения позволяет существенно изменить соотношение высот внешней и внутренней втулок. Это имеет большое значение для предприятий, комбинирующих разные типоразмеры втулок в одну деталь, в целях предотвращения разностенности выдавливаемых втулок и одновременного существенно повышения производительности процесса.

Из графика на рис. 7, д видно, что увеличение толщины стенки внешней из сдвоенных втулок, характеризуемое величиной  $R$  при сред-

Усредненные по опытам значения относительных удельных сил  $q/\sigma_s$  и различий высот  $\Delta h$  внешней и внутренней втулок детали

Параметр	R			r <sub>1</sub>			r <sub>2</sub>			v <sub>м</sub>		
	1,1	1,2	1,4	0,3	0,35	0,4	0	0,12	0,24	0	1	2
$q/\sigma_s$	3,63	3,43	4,1	3,8	3,67	3,7	3,6	3,8	3,77	3,77	3,83	3,57
$\Delta h$	-0,16	0,07	0,17	0,12	-0,04	0,01	-0,1	-0,02	0,21	0,03	-0,09	0,14



**Рис. 7.** Зависимости относительной удельной силы выдавливания  $q/\sigma_s$  и различий в высотах  $\Delta h$  стенок внешней и внутренней втулок от соотношений радиальных размеров  $R$ ,  $r_1$ ,  $r_2$  выдавливаемых деталей и направления перемещения матрицы  $v_M$

них для рассматриваемых деталей величинах остальных трех факторов, создает условие для преимущественного течения материала заготовки в стенку внешней втулки. Увеличение радиуса полости внутренней втулки  $r_2$  (см. рис. 7, ж) приводит к существенному уменьшению течения материала заготовки в стенку внутренней втулки и повышению разности высот стенок внешней и внутренней втулок, что характеризуется возрастанием  $\Delta h$ .

Это происходит даже при перемещении оправки 5, показанной на схеме штамповой оснастки (см. рис. 4). Перемещение оправки происходит под действием напряжений контактного трения на поверхности полости внутренней втулки. В связи с тем, что площадь этой поверхности небольшая, то увеличение  $r_2$  (см. рис. 7, в) практически не влияет на удельную силу выдавливания  $q/\sigma_s$ .

В то же время увеличение радиуса внешней поверхности внутренней втулки оказывает неоднозначное влияние на высоту стенки внутренней втулки, как следует из графика на рис. 7, е: при  $r_1 = 0,35$  течение материала заготовки в стенку внутренней втулки происходит наиболее интенсивно при усредненном влиянии остальных трех исследуемых факторов, и высота стенки внутренней втулки возрастает наиболее сильно. Отрицательное значение  $\Delta h$  на графике показывает, что вы-

сота стенки внутренней втулки у комбинированной детали превышает высоту стенки внешней втулки.

Из графика на рис. 7, з следует, что направление перемещения матрицы в процессе выдавливания позволяет существенно изменять высоты стенок внешней и внутренней втулок у комбинированной детали.

Анализ графиков на рис. 7, а–г показал, что при выдавливании по схеме, обеспечивающей рассматриваемое двухканальное течение материала деформируемой заготовки, относительная удельная сила выдавливания меньше, чем при выдавливании деталей типа стакана, осуществляемого даже при использовании схемы с активно направленными напряжениями контактного трения (на специализированном прессе) [10].

При попарном объединении глубоких втулок в комбинированную единую деталь для повышения производительности технологического процесса и сопротивления усталости выдавливающих втулки пуансонов рекомендуется использовать материалы данной статьи следующим образом.

Ориентируясь на графики, приведенные на рис. 7, д–з, из номенклатуры производимых на предприятии втулок провести подбор их пар таким образом, чтобы даже при отсутствии дополнительных перемещений матрицы 2, по-



казанной на схеме на рис. 4, высоты выдавливаемых стенок внешней и внутренней втулок соответствовали указанным в номенклатуре. Для тех пар объединенных в комбинированную деталь втулок, у которых это требование выполняется недостаточно точно, применять выдавливание с перемещением матрицы. Для определения направления перемещения матрицы использовать приведенную выше математическую модель (4).

**Заключение.** Исследование показало, что при изготовлении выдавливанием деталей типа глубоких втулок рационально создавать двухканальное течение металла выдавливаемой заготовки.

Для этого производимые на предприятии втулки целесообразно попарно объединять в комбинированную единую деталь. При двухканальном выдавливании деталей в виде сдвоенных втулок, имеющих разные диаметры, обеспечивается равномерная по высоте детали толщина ее стенок даже при нарушении равномерности контактного трения между пуансоном и деформируемой заготовкой.

При выдавливании комбинированной из двух втулок детали применение схем, обеспечивающих активно направленные напряжения контактного трения, позволяет управлять течением металла для обеспечения рациональных высот образующих деталь втулок и снижения последующих отходов металла. Также активно направленные напряжения контактного трения позволяют уменьшить удельную силу на пуансонах и повысить сопротивление усталости пуансонов. Для реализации на практике выдавливания с активно направленными напряжениями контактного трения целесообразно создавать специализированные прессы.

Созданные специализированные прессы позволяют проводить исследования и выполнять на основе этих исследований реализацию технологических процессов: в условиях научных лабораторий и промышленных предприятий.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Ковка** и штамповка: справочник. В 4 т. Т. 3. Холодная объемная штамповка. Штамповка металлических порошков / под ред. А.М. Дмитриева. 2-е изд., перераб. и доп. / под общ. ред. Е.И. Семенова. М.: Машиностроение, 2010. 352 с.
2. **Исследование** высокоплотных цилиндрических заготовок, сформованных на специализированных гидравлических прессах / Н.В. Коробова, А.М. Дмитриев, Н.С. Толмачев, А.Ю. Аксененко // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 7. С. 15–19.
3. **Дмитриев А.М., Коробова Н.В., Толмачев Н.С.** Производство корпусных деталей выдавливанием, совмещенным с раздачей стенки, на специализированных гидравлических прессах // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 7. С. 24–26.
4. **Дмитриев А.М., Коробова Н.В., Петров М.Д.** Разработка технологии производства корпуса гидроцилиндра из железного порошка // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 1 (28). С. 54–58.
5. **Дмитриев А.М., Коробова Н.В.** Анализ возможностей изготовления крупногабаритных порошковых деталей типа стакана на прессе для выдавливания с активно направленными напряжениями контактного трения // Заготовительные производства в машиностроении. 2020. Т. 18. № 5. С. 204–211.
6. **Технологическая** наследственность в машиностроительном производстве / А.М. Дальский, Б.М. Базров, А.С. Васильев и др.; под ред. А.М. Дальского. М.: Изд-во МАИ, 2000. 364 с.
7. **Дмитриев А.М., Коробова Н.В.** Расширение области применения холодной объемной штамповки цилиндрических втулок комбинированием их в единую деталь // Известия ТулГУ. Технические науки. 2020. Вып. 3. С. 444–453.
8. **Дмитриев А.М., Коробова Н.В.** Повышение эффективности холодной объемной штамповки стальных сдвоенных втулок // Сталь. 2017. № 8. С. 38–41.
9. **Дмитриев А.М., Коробова Н.М.** Повышение рациональности применения холодного выдавливания при производстве деталей типа стальных глубоких стаканов // Заготовительные производства в машиностроении. 2021. Т. 19. № 6. С. 258–267.
10. **Dmitriev A.M., Korobova N.V., Yakubovskaya I.A.** Increasing Punch Life in Cold Cup Extrusion with Active Friction // Russian Engineering Research. 2015. Vol. 35. No. 12. P. 896–901.

*Александр Михайлович Дмитриев,*

*д-р техн. наук, чл.-корр. РАН;*

*Наталья Васильевна Коробова, д-р техн. наук,*

*mt-6@yandex.ru;*

*Никита Сергеевич Толмачев, канд. техн. наук*

А.П. Кайбаров, С.А. Евсюков

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

## Исследование процесса обжима трубной заготовки с получением постоянной толщины стенки

Приведен анализ процесса утолщения материала при обжиме. Предложено распределение толщины стенки заготовки, обеспечивающее равномерность толщины стенки после обжима конической матрицей. Получена заготовка с необходимым распределением толщины стенки вытяжкой с утонением. Проведена экспериментальная проверка предложенного распределения толщины стенки заготовки для получения постоянной толщины стенки после обжима.

**Ключевые слова:** обработка металлов давлением; листовая штамповка; вытяжка с утонением; обжим; утолщение.

Analysis of material thickening process during reduction operation is presented. In order to obtain constant thickness after reduction by conical die thickness distribution of the workpiece is proposed. Workpiece with required thickness distribution is manufactured by thinning drawing. Experimental verification of proposed thickness distribution in order to obtain constant thickness after reduction operation is carried out.

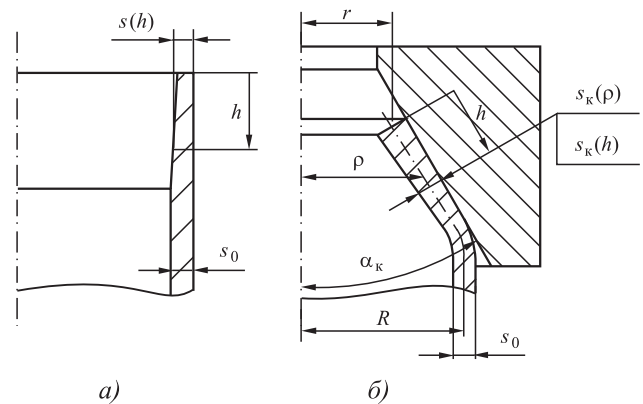
**Keywords:** plastic metal working; sheet forming; thinning drawing; reduction; thickening.

Существует множество деталей или полуфабрикатов, получаемых операцией обжим. К ним относятся детали типа баллонов, гильз, переходников трубопроводов и т.д. При обжиме увеличивается толщина стенки заготовки в обжимаемой части. Утолщение стенки приводит к увеличению прочности заготовки в области обжатия, однако общая прочность детали определяется толщиной стенки  $s_0$  в области, не подвергаемой обжиму. Соответственно, повышенная толщина стенки является избыточной.

При больших значениях толщины стенки требуется большая сила деформирования, необходимая для выполнения обжима с заданной степенью деформации. Для устранения этих недостатков предложено использовать для обжима заготовку с исходной переменной толщиной стенки (рис. 1, а). Найдем закон распределения исходной толщины стенки заготовки для получения конической детали с равномерным распределением толщины стенки.

Известна формула [1], определяющая утолщение материала при обжиме в конической матрице в зависимости от текущего радиуса обжима рассматриваемого участка (рис. 1, б):

$$s_k(\rho) = s_0 \left( \frac{R}{\rho} \right)^{2 - (1 + \mu \operatorname{ctg} \alpha_k) \left( 1 - \frac{r}{\rho} \right)}, \quad (1)$$



**Рис. 1.** К определению толщины заготовки перед обжимом: а — заготовка перед обжимом; б — заготовка после обжима в коническую матрицу

где  $s_k$  — текущая толщина стенки;  $\rho$  — текущий радиус обжима;  $s_0$  — исходная толщина стенки заготовки;  $R$  — средний радиус заготовки;  $\mu$  — коэффициент трения между инструментом и заготовкой;  $r$  — конечный радиус обжима;  $\alpha_k$  — угол конусности обжимной матрицы.

Для дальнейшего перехода от конечной детали к начальной заготовке будет проще перейти от переменной  $\rho$  к переменной  $h$  в формуле (1). Переход выполним из геометрических соотношений. Взаимосвязь переменных  $\rho$  и  $h$  (если пренебречь изменением длины образующей):

$$\rho = h \sin \alpha_k + r. \quad (2)$$

Подставляя полученную зависимость  $\rho(h)$  в формулу (1) и принимая, что толщина стенки заготовки  $s_0$  является величиной переменной  $s_0 = s(h)$  (см. рис. 1, а), получаем зависимость:

$$s_k(h) = \frac{1+(1+\mu \operatorname{ctg} \alpha_k) \left(1 - \frac{r}{h \sin \alpha_k + r}\right)}{2-(1+\mu \operatorname{ctg} \alpha_k) \left(1 - \frac{r}{h \sin \alpha_k + r}\right)} \cdot \left(\frac{R}{h \sin \alpha_k + r}\right) \quad (3)$$

Переменность толщины стенки должна быть только в области обжима, в остальной части заготовки толщина должна быть постоянной. Для получения постоянной толщины стенки после обжима необходимо, чтобы толщина стенки заготовки до обжима обладала следующей зависимостью:

$$s(h) = \frac{s_0}{\frac{1+(1+\mu \operatorname{ctg} \alpha_k) \left(1 - \frac{r}{h \sin \alpha_k + r}\right)}{2-(1+\mu \operatorname{ctg} \alpha_k) \left(1 - \frac{r}{h \sin \alpha_k + r}\right)}} \cdot \left(\frac{R}{h \sin \alpha_k + r}\right) \quad (4)$$

Таким образом, формула (4) описывает необходимое распределение толщины стенки исходной заготовки в зависимости от расстояния  $h$  от торца заготовки для получения постоянной толщины стенки после обжима.

Экспериментальную проверку формулы (4) распределения исходной толщины стенки заготовки для получения постоянной толщины стенки после обжима выполняли на цилиндрическом стаканчике из алюминиевого сплава АМг2.

Стаканчик с переменной толщиной стенки получали следующим образом. Сначала посредством вытяжки изготавливали цилиндрический стаканчик. Далее на полученном стаканчике выполняли операцию вытяжки с утонением. При этом использовали вытяжной пуансон переменного диаметра [2], что обеспечивало переменный зазор между отверстием матрицы и пуансоном. Благодаря этому удалось получить необходимое распределение толщины стенки заготовки (стаканчика) вдоль образующей, соответствующее формуле (4). В расчетах: средний радиус заготовки перед вытяжкой с утонением  $R = 21,9$  мм; начальная толщина стенки  $s_0 = 1,3$  мм; коэффициент трения  $\mu = 0,1$ , что



Рис. 2. Процесс измерения толщины стенки заготовки после вытяжки с утонением

соответствует трению между стальным инструментом и алюминиевой заготовкой при использовании смазки Литол-24 [3].

Толщину стенки после вытяжки с утонением измеряли на координатно-измерительной машине PRISMO navigator с точностью измерения 4 мкм (рис. 2).

Полученные результаты распределения толщины стенки  $s_{\text{экс}}$  после вытяжки с утонением представлены в табл. 1, где также приведены расчетное распределение толщины стенки  $s_{\text{расч}}$  по формуле (4) и погрешность распределения толщины стенки экспериментального стаканчика относительно расчетного.

1. Распределение толщины стенки экспериментальной и расчетной заготовок

Расстояние от торца вдоль образующей $h$ , мм	Толщина стенки стаканчика, мм		Погрешность $\frac{s_{\text{экс}} - s_{\text{расч}}}{s_{\text{расч}}} \cdot 100\%$
	$s_{\text{экс}}$	$s_{\text{расч}}$	
0	1,177	1,159	1,6
1,5	1,19	1,169	1,8
3	1,199	1,181	1,5
4,5	1,218	1,195	1,9
6	1,231	1,21	1,7
7,5	1,247	1,226	
9	1,269	1,244	2,0
10,5	1,274	1,263	0,9
12	1,255	1,283	2,2



Рис. 3. Заготовка после обжима

Как видно из табл. 1, погрешность распределения толщины стенки полученной заготовки относительно расчетного распределения толщины стенки не превышает 2,2 %. При этом толщина стенки, полученная экспериментальным путем, больше расчетной толщины

## 2. Толщина стенки и разнотолщинность заготовки после обжима

Расстояние от торца вдоль образующей $h$ , мм	Толщина стенки после обжима $s_k$ , мм	Относительная разнотолщинность $\frac{s_{\max} - s_k}{s_{\max}} \cdot 100\%$
0	1,238	0,6
0,5	1,241	0,4
1	1,243	0,2
1,5	1,24	0,5
2		
2,5	1,236	0,8
3	1,229	1,3
3,5	1,224	1,8
4	1,22	2,1
4,5	1,232	1,1
5	1,238	0,6
5,5	1,243	0,2
6	1,246	0
6,5	1,243	0,2
7	1,241	0,4

стенки примерно на 0,02 мм на всем протяжении, кроме крайней точки при  $h = 12$  мм. Поэтому было принято, что распределение толщины стенки экспериментальной заготовки соответствует расчетному распределению толщины стенки.

После вытяжки с утонением выполняли обжим стаканчика матрицей с углом конусности  $\alpha_k = 20^\circ$  до конечного среднего радиуса обжима  $r = 17,4$  мм (рис. 3) с последующим измерением толщины стенки вдоль образующей в области обжима. Измерение проводили также на координатно-измерительной машине PRISMO navigator. Результаты измерения представлены в табл. 2.

Как видно из табл. 2, после обжима конической матрицей заготовки с исходным распределением толщины стенки по формуле (4) максимальная относительная разнотолщинность стенки в области обжима не превышает 2,1 %. Соответственно, для получения заготовок с постоянной толщиной стенки после обжима можно использовать заготовки с распределением толщины стенки по формуле (4).

**Вывод.** Последовательность операций вытяжки, вытяжки с утонением с переменным зазором и обжима позволяют получить изделие в виде стаканчика с конической частью постоянной толщины без обработки со снятием стружки.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Сторожев М.В., Попов Е.А.** Теория обработки металлов давлением: учебник для вузов. Изд. 4-е, перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.
2. **Кайбаров А.П., Евсюков С.А., Артюховская Т.Ю.** Экспериментальное исследование операции вытяжки с утонением пуансоном переменного диаметра // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2021. Вып. 4. С. 302–306.
3. **Мельников В.Г., Аль Сабти Х.А.** Исследование триботехнических свойств пластичных смазочных материалов наполненных порошками твердых смазок // Современные наукоемкие технологии. Региональное приложение. 2007. № 4. С. 62–67.

Андрей Платонович Кайбаров;  
Сергей Александрович Евсюков, д-р техн. наук,  
mt6evs@yandex.ru



УДК 621.771

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-8-365-368

С.Б. Арюлин, Э.В. Майдола

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

## Зарубежный опыт разработок станов периодической шаговой прокатки

*Изложен зарубежный опыт проектирования станов периодической шаговой прокатки, проанализированы их конструкции и принципы работы, указаны их преимущества, определяющие область применения. Приведена информация об опытной и промышленной эксплуатации станов шаговой прокатки.*

**Ключевые слова:** зарубежные станы шаговой прокатки; маятниковые прокатные станы; циклоидальные прокатные станы; прокатные станы с качающимися сегментами; литейно-прокатный агрегат.

*The foreign experience in designing of intermittent step rolling mills is presented, their designs and principles of operation are analyzed, their advantages, which determine the field of application, are indicated. Information on the pilot and industrial operation of step rolling mills is given.*

**Keywords:** foreign step rolling mills; pendulum rolling mills; cycloidal rolling mills; swaying segments rolling mills; casting and rolling machine.

**Введение.** Известны конструкции станов, способных обеспечивать высокие степени деформации металла во время работы. Деформацией с высокими обжатиями можно считать деформацию, при которой достигается вытяжка более 2,5 за один проход, что соответствует обжатию по сечению 60 % и более.

К настоящему времени разработано большое число разнообразных конструкций агрегатов, реализующих высокие вытяжки. К ним, в первую очередь, можно отнести планетарные станы, получившие наибольшее распространение. Менее распространены и изучены станы шаговой прокатки: колебательно-ковочные (прокатно-ковочные) машины, маятниковые, циклоидальные станы и др. Станы этой группы (с двумя рабочими валками для прокатки плоской заготовки и четырьмя — при сортовой прокатке) имеют более простую конструкцию, меньший валковый парк и затраты на обслуживание и настройку оборудования, менее энергоемки [1–3].

В статье [4] приведена информация об отечественном опыте разработок станов перио-

дической шаговой прокатки. В данной работе приведены сведения о зарубежных разработках.

**Конструктивные схемы станов периодической шаговой прокатки.** Для прокатки холодного листа из труднодеформируемых сталей и сплавов, титана и цветных металлов получили применение маятниковые станы конструкции К. Закля (патент № 1195111, Англия, 1970 г.). Схема прокатного стана К. Закля представлена на рис. 1.

Задающие валки 1 (см. рис. 1) принудительно задают полосу 2 в маятниковую клеть, которая содержит рабочие валки 3, каждый из которых опирается на опорные валки большого диаметра 4. Опорные валки выполнены в виде роликовых подшипников, установленных на осях, имеющих жесткую по длине опору. Рабочие и опорные валки смонтированы на концах, закрепленных шарнирно в станине рычагов (маятников) 5, приводимых в колебательное движение кривошипно-шатунным механизмом. Вращение рабочих валков осуществляется под действием возникающих на контактной поверхности с металлом сил трения. Для преодоления инерционных эффектов и аккумуля-

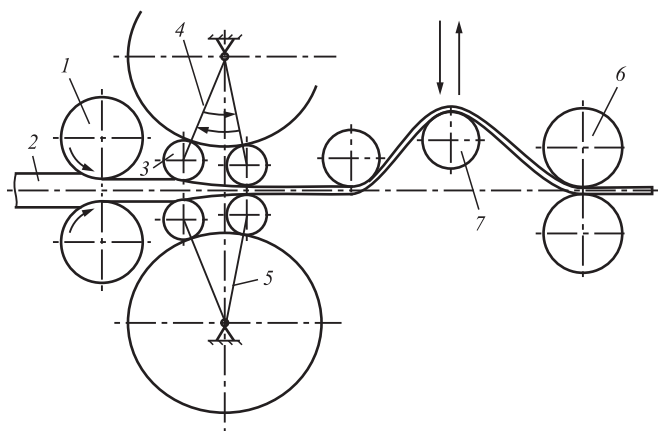


Рис. 1. Схема маятникового прокатного стана К. Закля

лирования энергии возвратно-поступательных масс стана оси кривошипов снабжены маховиками. Заготовка с помощью задающих валков подается непрерывно с постоянной скоростью в маятниковую клету и обжимается рабочими валками при прямом и обратном их ходе. На выходе из клетки полоса перемещается с переменной пульсирующей скоростью, поэтому для выравнивания скорости выходящей из клетки полосы устанавливается гидropневматический петлевой ролик 7 (см. рис. 1). После маятниковой клетки полоса поступает в прогладочную клету 6 для устранения продольной разнотолщинности.

Два маятниковых стана конструкции К. Закля были разработаны и запущены в промышленную эксплуатацию фирмой Imperial metal Industries (г. Бирмингем): первый стан — для прокатки полосы шириной до 50 мм, второй стан — до 250 мм.

Прокатка на станах с качающимися валками позволяет повысить гибкость производства путем совмещения непрерывной разливки с прокаткой. Немецкой фирмой Demag разработан стан (патент № 1212564, 1970 г.) периодической прокатки с качающимися валками, предназначенный для проката получаемого непрерывной разливкой металла. Схема прокатки на этом стане приведена на рис. 2.

Заготовка 1 (см. рис. 2) задающими валками подается в клету шаговой прокатки, где обжимается рабочими валками 2. Рабочий 2 и опорные 3 и 4 валки установлены в корпусе (балансире), который шарнирно связан с эксцентриком 5 непосредственно, а с эксцентриком 6 через шатун 7. При (синхронном) вращении обоих эксцентриков рабочий валок за

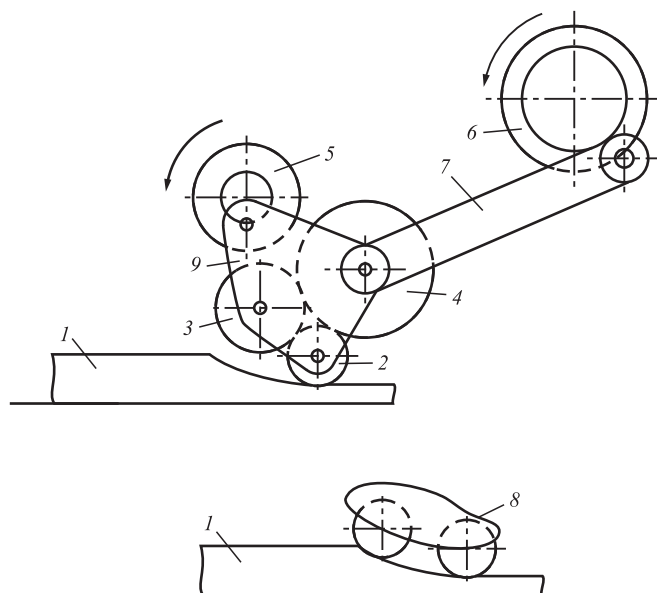


Рис. 2. Схема стана фирмы Demag

каждый цикл прокатки описывает замкнутую криволинейную траекторию 8. Деформация металла осуществляется только при прямом ходе рабочего валка, при обратном ходе валок движется по более удаленной от оси прокатки траектории, не контактируя с заготовкой. Благодаря кинематике механизмов стана в траектории движения рабочего валка есть калибрующий участок, на котором валок на выходе из зоны деформации перемещается параллельно оси прокатки, предотвращая появление волны на поверхности заготовки, присущей станам периодической прокатки.

На представленном стане прокатывается сортовая заготовка, для чего в его конструкции предусмотрены две пары валковых узлов, расположенных в двух взаимно перпендикулярных плоскостях, обжатия в горизонтальном и вертикальном направлениях осуществляются поочередно. Максимальное сечение исходной заготовки 250×250 мм; сечение прокатанной полосы 70×70 мм; скорость подачи заготовки 0,5...2,0 м/мин; максимальное число рабочих ходов в 1 мин 225; максимальная подача заготовки на один рабочий ход валков 10 мм; мощность главного привода 850 кВт.

В 1981 г. фирма Demag заключила контракт на поставку в Швецию полностью автоматизированного стана с качающимися валками. На рис. 3 представлены схемы вариантов конструктивного исполнения станов шаговой прокатки (патент № 1215350, ФРГ).

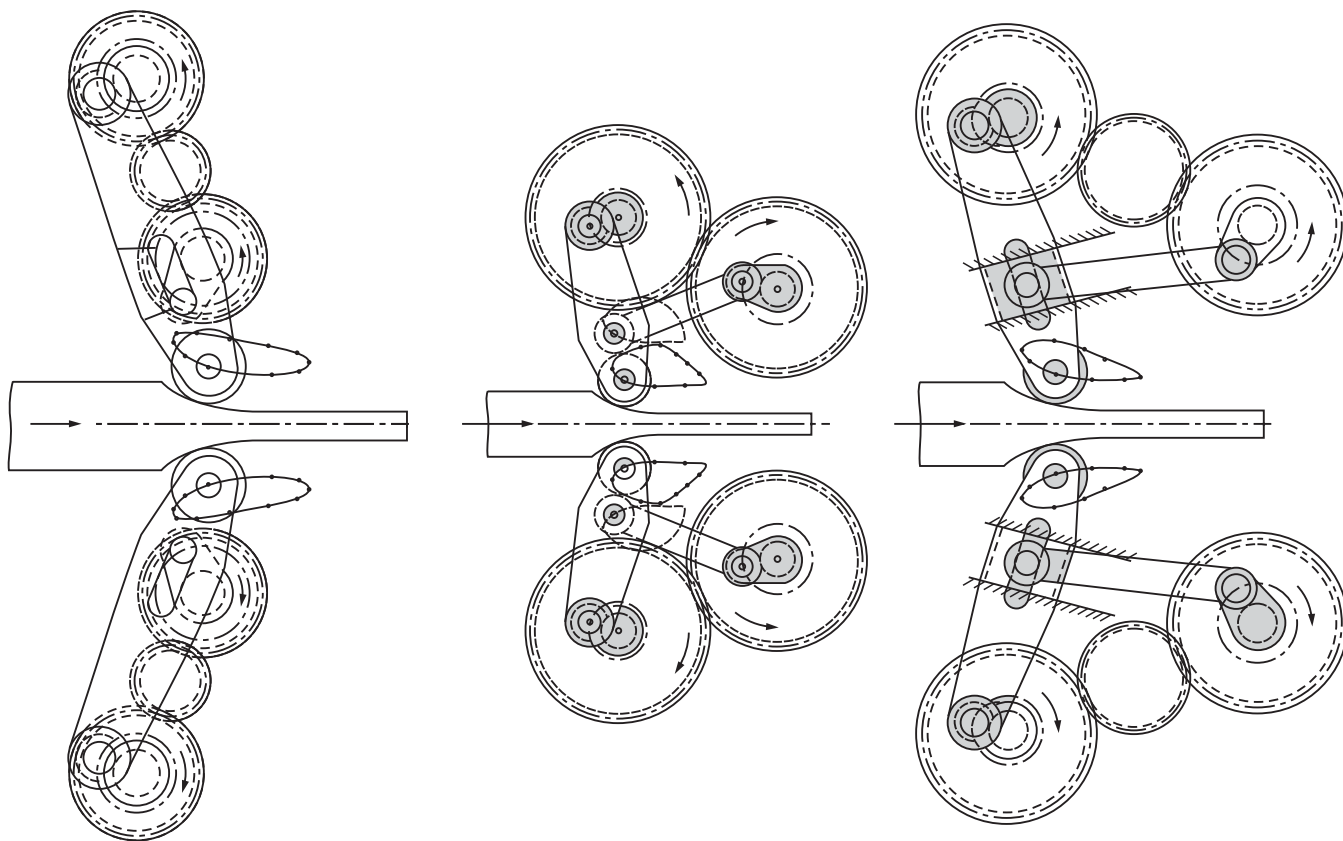


Рис. 3. Варианты схем станов шаговой прокатки

И. Фрелинг предложил циклоидальный стан для холодной прокатки полосы из цветных металлов и сплавов, схематично изображенный на рис. 4.

Заготовка 1 (см. рис. 4) с помощью цанговых зажимов с гидравлическим приводом периодически подается в зону деформации и обрабатывается рабочими валками 2, каждый из которых опирается на два опорных валка 3, закрепленных на конце подвижной опоры 4, которая без скольжения перекачивается по неподвижной плоской опоре (плите) 5. Возвратно-поступательное движение опор осуществляется от кривошипно-рычажного механизма. Благодаря переменному радиусу опоры 4 (описывается двумя радиусами  $r$  и  $R$ ) обеспечивается проглаживание полосы при прокатке и отпадает необходимость прогладочной клетки. Деформация полосы производится при прямом и обратном ходах рабочих валков.

С 1982 г. циклоидальный стан работает на заводе фирмы Industrial Unida (Мексика). Другой стан установлен на заводе фирмы "Зоста" (ФРГ) в линии с горизонтальной машиной непрерывного литья.

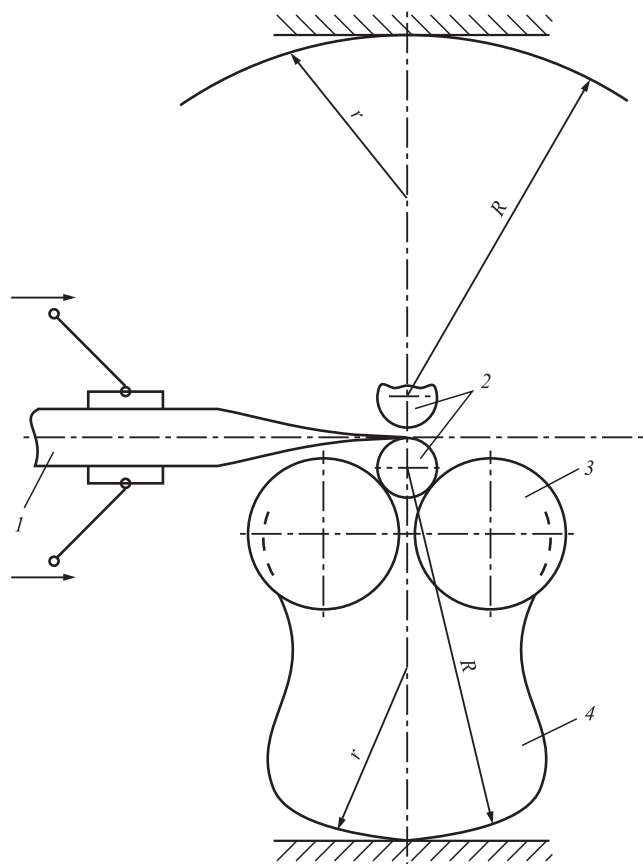


Рис. 4. Схема циклоидального стана И. Фрелинга



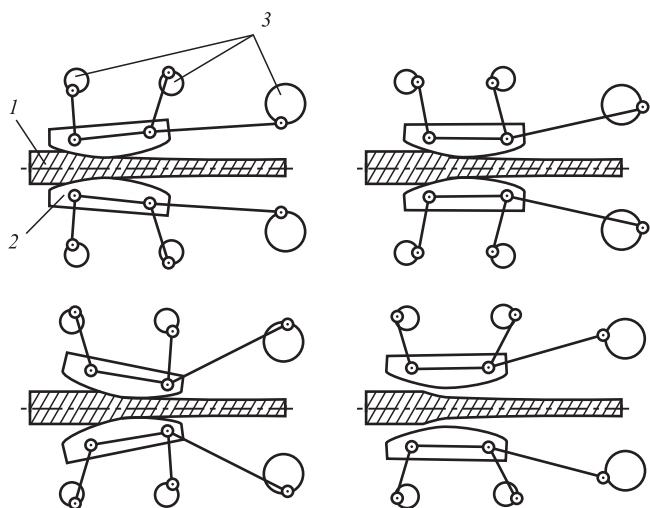


Рис. 5. Схема работы стана с качающимися сегментами фирмы Kocks

Преимуществами прокатки на станах с качающимися сегментами являются снижение себестоимости проката, расширение сортамента и улучшение его качества [5]. Стан с качающимися сегментами разработан немецкой фирмой Kocks в 1970 г. Схема работы этого стана приведена на рис. 5.

В качестве деформирующей заготовку 1 (см. рис. 5) инструмента в этих станах служат качающиеся сегменты 2, профиль рабочей поверхности которых представляет собой кривую сложной формы. Для предотвращения наведения периодической продольной волнистости сегменты имеют удлиненную калибрующую часть. Сегменты приводятся в движение тремя эксцентриками 3. Так же как в станах с качающимися валками, металл попеременно обжимается вертикальной и горизонтальной парами сегментов. Подача заготовки в стан обеспечивается осевой составляющей движения сегментов (подающее устройство отсутствует). Станы с качающимися сегментами могут успешно совмещаться с машинами непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) и/или быть установлены перед мелкосортными прокатными станами.

Американская фирма Laclede Steel установила промышленный стан с качающимися сегментами перед непрерывным мелкосортным двухвалковым станом. На этом стане по-

лученную непрерывной отливкой исходную заготовку сечением 180×180 мм обжимают до сечения 65×65 мм. На другом промышленном стане (установлен в г. Измир, Турция) заготовку сечением 200×200 мм, полученную на МНЛЗ, обжимают с восьмикратной вытяжкой. Фирмой Kocks разработаны конструкции станом с качающимися сегментами четырех типоразмеров, прокатывающих исходную заготовку сечением от 100×100 до 400×400 мм и вытяжкой до 8 за пропуск [5].

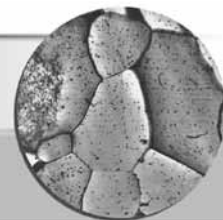
**Заключение.** Рассмотрены основные конструктивные схемы зарубежных станом периодической шаговой прокатки: маятниковые, циклоидальные, станы с качающимися валками и качающимися сегментами, на основе которых были созданы промышленные агрегаты для получения ряда видов металлургической продукции. Благодаря своим техническим характеристикам они наряду с планетарными станами наиболее подходят для использования в совмещенных процессах непрерывного литья и прокатки.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Коваль Г.И. Применение прокатно-ковочных станом для получения сортового проката из специальных сплавов черных и цветных металлов // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 7. С. 33–36.
2. Галкин М.П., Никитин Г.С., Арюлин С.Б. Маятниковые прокатные станы // Заготовительные производства в машиностроении. 2003. № 6. С. 30–32.
3. Сухоставский М.Н., Лобурь Е.В., Арюлин С.Б. Станы периодической шаговой прокатки // Инженерный вестник. 2019. № 1. С. 1.
4. Арюлин С.Б. Отечественный опыт разработок станом периодической шаговой прокатки // Заготовительные производства в машиностроении. 2021. Т. 19. № 5. С. 228–233.
5. Баканов В.М. Развитие теории шаговой прокатки лент из цветных металлов и внедрение технологии и оборудования в производство: дис. ... д-ра техн. наук: 05.16.05. М., 2002. 305 с.

Сергей Борисович Арюлин,  
sergei.boricovich@yandex.ru;  
Эдуард Васильевич Майдола





УДК 669.018.62:669.017.3:620.18:621.791.011:669.018.44

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-8-369-379

С.Ю. Кондратьев

(Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого),

М.Д. Фукс, М.А. Фролов

(НИЦ "Курчатовский институт" — ЦНИИ КМ "Прометей", г. Санкт-Петербург)

## Влияние структуры сварного шва на характер разрушения жаропрочного сплава HP40NbTi

*Исследованы микроструктура и фазовый состав трубного сварного соединения из сплава HP40NbTi. Определены кратковременные и длительные механические свойства основного металла трубы и сварного соединения. Показано, что структурная неоднородность сварного шва и образование G-фазы в зоне термического влияния значительно снижают длительную прочность сплава. Изучены характер разрушения и роль G-фазы в образовании трещин при эксплуатации сварного соединения.*

**Ключевые слова:** жаропрочные аустенитные сплавы; сварное соединение; микроструктура; фазовый состав; G-фаза; кратковременные и длительные механические свойства.

*The microstructure and phase composition of pipe welded joint made of HP40NbTi alloy are studied. The short-term and long-term mechanical properties of the pipe base metal and the welded joint are determined. It is shown that the structural heterogeneity of the weld and the formation of G-phase in the heat-affected zone significantly reduce the long-term strength of the alloy. The fracture mode and the role of G-phase in the cracks formation during the operation of the welded joint are studied.*

**Keywords:** heat-temperature austenitic alloys; welded joint; microstructure; phase composition; G-phase; short-term and long-term mechanical properties.

Для изготовления наиболее ответственных элементов высокотемпературного оборудования нефтехимических, химических и металлургических производств используют сплавы системы Fe—25Cr—35Ni—0,4C—Nb—Ti (HP40NbTi) [1, 2]. Благодаря удовлетворительной свариваемости из них изготавливают сложные металлоемкие конструкции, в том числе змеевиковые системы, от которых требуются высокие жаропрочность и жаростойкость [3—9].

В процессе длительной эксплуатации в сплавах HP40NbTi происходят непрерывная эволюция структуры и деградация свойств, в результате чего фактический ресурс оборудования не превышает 30...50 тыс. ч, что значительно меньше расчетного — 100 тыс. ч [3, 5, 9—11]. Исследования структуры и свойств сплавов после эксплуатации оборудования показали, что разрушение материала часто происходит на участке сварного соединения [12—14].

Установлено, что несмотря на одинаковый характер процессов, протекающих при эксплуатации в структуре сплавов HP40NbTi в различных участках сварного соединения [15—21], изменение структуры в сварном шве и зоне термического влияния происходит с большей скоростью, причем начинается уже при сварке из-за температурного градиента, высоких скоростей охлаждения и напряжений [12—14, 22—25]. Предполагается, что образующаяся при этом интерметаллидная G-фаза оказывает отрицательное влияние на свойства сварного соединения. Однако причины преждевременного разрушения сварных соединений при эксплуатации, а также роль в этом G-фазы не определены, поскольку достаточного экспериментального подтверждения этих предположений в литературе нет.

*Цель работы* — исследование влияния сварки на структуру и характер разрушения сварного соединения из сплава HP40NbTi.

**Методика проведения исследований.** Исследовали центробежно-литые трубы длиной 3 м, диаметром 137 мм и толщиной стенки 9 мм из сплава HP40NbTi. Многопроходную сварку труб выполняли методом MIG/MAG с использованием электрода диаметром 3,2 мм и сварочной проволоки диаметром 2,4 мм — для корневого шва (1-й валик) и 3,2 мм — для облицовочного шва (2-й валик). Химический состав материала труб и сварочной проволоки приведен в табл. 1.

Использовали одностороннее стыковое соединение с V-образной фаской с углом скоса  $\beta = 37^\circ$  и зазором  $b = 2$  мм. Двухслойный нормальный сварной шов выполняли в несколько проходов, используя стандартные параметры сварки: напряжение 12 В; ток 70 А — при корневом проходе (мягкий режим) и 110 А — при формировании второго валика. В качестве защитного и поддерживающего сварочную дугу газа использовали аргон чистотой 99,9 % с расходом 10 л/мин. Проверку герметичности сварного шва осуществляли методом капиллярной дефектоскопии после корневого прохода.

Образцы размерами 10×10×15 мм для исследования структуры и измерения микротвердости сплава вырезали с помощью высокоскоростного лезвия из различных участков вдоль и поперек оси трубы. Образцы для механических испытаний вырезали вдоль оси трубы на участках основного металла и сварного соединения.

Металлографические исследования, анализ изломов и рентгеновское картирование проводили с использованием светового микроскопа Carl Zeiss Axiovert 40; сканирующего электронного микроскопа TESCAN VEGA 2 LM, оборудованного полевой эмиссионной пушкой; энергодисперсионного рентгеновского спектрометра Inca X-Max-50. Относительная погрешность рентгеноспектрального микроанализа при определении концентрации химических элементов в фазах в структуре сплава составляла: 3 % для Fe, Ni, Cr, Si, Nb, Mo, W, Ti и 20 % для С. Для анализа макроструктуры шлифованные темплеты травили в 60%-ном водном растворе соляной кислоты, для выявления микроструктуры при использовании светового микроскопа применяли электролитическое травление в 10%-ном водном растворе щавелевой кислоты длительностью 30 с.

Микротвердость сплава измеряли на твердомере Виккерса Durascan-20 G5 при нагрузке 98,07 Н (10 кгс) с интервалом 1 мм между измерениями вдоль оси трубы в середине толщины стенки, а также вблизи наружной и внутренней поверхностей трубы, включая все участки сварного соединения.

Ударную вязкость определяли при испытаниях прямоугольных образцов размерами 2×6×30 мм без надреза при комнатной температуре на маятниковом копре с номинальным значением потенциальной энергии маятника 7,5 Дж и скоростью падения 4,0 м/с. Статические испытания на растяжение выполняли при комнатной температуре и при 870 °С в соответствии со стандартом ASTM A608, используя цилиндрические пятикратные образцы с начальным диаметром рабочей части 3 см (рис. 1, а). Значения ударной вязкости, характеристик прочности и пластичности при статическом растяжении принимали как среднее из трех испытаний на точку.

Значения ударной вязкости, характеристик прочности и пластичности при статическом растяжении принимали как среднее из трех испытаний на точку.

1. Фактический химический состав основного (труба) и присадочного металлов сварного соединения, % мас.

Металл	C	Si	Mn	Cr	Ni	Nb	W	Mo	V	Ti	РЗМ	Fe
Основной	0,43	1,80	0,91	25,60	35,92	1,73	0,34	0,23	0,10	0,29	≤0,5	Остальное
Присадочный	0,41	1,75	1,34	26,10	31,60	1,64	0,31	0,16	0,05	0,32	≤0,3	

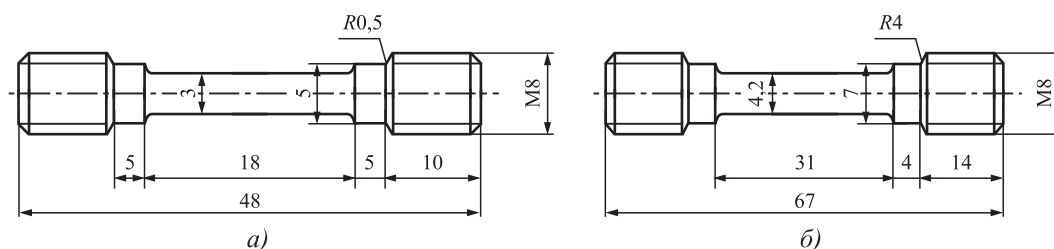


Рис. 1. Чертежи образцов для испытаний на статическое растяжение (а) и длительную прочность (б)

Испытания на длительную прочность образцов уменьшенного размера с начальными диаметром и длиной рабочей части соответственно 4,2 и 31 мм (рис. 1, б) осуществляли при температуре 870 °С и нагрузке 50 МПа на воздухе. За характеристики длительной прочности принимали время до разрушения  $\tau$ , относительные удлинение  $\delta$  и сужение  $\psi$ . Значения характеристик длительной прочности принимали как среднее из двух испытаний на точку в соответствии со стандартом ASTM E139-11.

Исследование структуры, поверхности изломов и определение механических свойств различных участков сварного соединения проводили после сварки центробежно-литых труб и после механических испытаний.

**Результаты исследований и их обсуждение.** Металлографический анализ выявил характерные участки сварного соединения: основной металл (ОМ), зона термического влияния (ЗТВ) и металл шва (МШ), состоящий из 1-го (корневого) валика, 2-го валика и двух участков усиления (рис. 2).

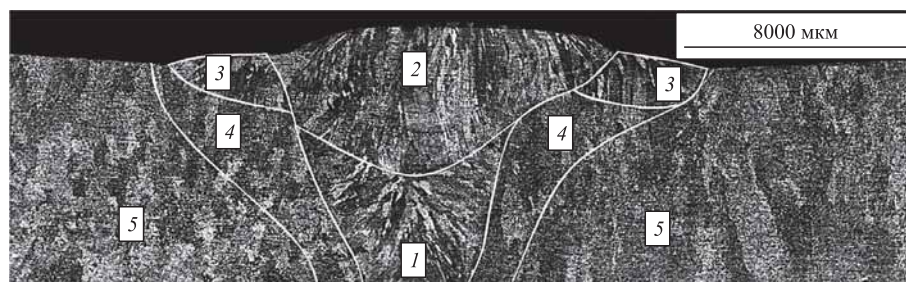
Фазовый состав сплава во всех участках сварного соединения одинаковый и содержит матричный  $\gamma$ -твердый раствор и эвтектику ( $\gamma + \text{Me}_x\text{C}_y$ ). Однако морфология структуры сплава в МШ, ЗТВ и ОМ существенно различается. Если в основном металле объемная доля  $\gamma$ -твердого раствора составляет 75...79 % об., то в металле шва уменьшается до 65...70 % об. за счет увеличения содержания карбидной фазы. Средние значения длины и ширины ориентированных по направлению тепловода зерен  $\gamma$ -твердого раствора в основном металле составляют 580 и 270 мкм соответственно, что больше по сравнению с 1-м валиком — 350/170 мкм и меньше, чем во 2-м валике — 800/270 мкм.

Это объясняется максимальной скоростью кристаллизации 1-го валика металла шва вследствие контакта малого объема жидкого металла с металлом свариваемых труб и замедленным охлаждением 2-го валика после кристаллизации за счет теплопередачи от первого валика и зоны усиления.

В ЗТВ наблюдается значительное измельчение  $\gamma$ -зерна по сравнению с основным металлом и большая разноразмерность: длина и ширина зерен составляют 210...460 мкм и 110...230 мкм соответственно. Минимальный размер аустенитного зерна в ЗТВ — вблизи границы с металлом шва, особенно 1-го валика, вероятно, вследствие рекристаллизации за счет внутренних напряжений, возникающих при послесварочном охлаждении. Максимальный средний линейный размер дендритной ячейки, измеренный методом случайных секущих, наблюдается в ОМ, минимальный — в МШ: 100...130 и 30...50 мкм соответственно (рис. 3). Структура сплава в ЗТВ по морфологии структурных составляющих близка к ОМ, но неоднородная по размеру дендритной ячейки, который изменяется в интервале 80...120 мкм, постепенно укрупняясь в направлении от МШ к ОМ.

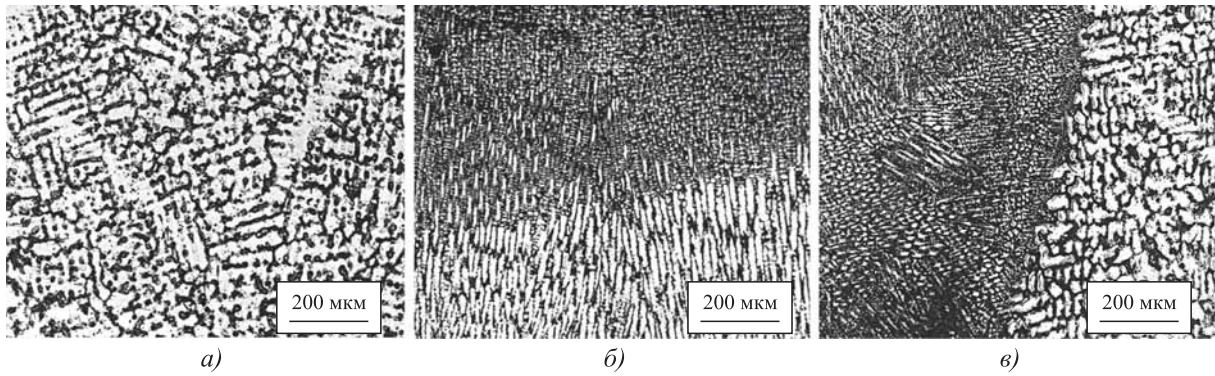
Наибольшее содержание эвтектики и степень дисперсности структуры сплава в металле шва согласуются с максимальными значениями микротвердости 250...260 НВ (рис. 4). Микротвердость ОМ и ЗТВ составляет ~220 и 230...240 НВ соответственно.

Рентгеноспектральный микроанализ  $\gamma$ -фазы и карбидов в структуре сплава HP40NbTi показал, что не только морфология, но и химический состав фаз в разных участках сварного соединения различается (табл. 2). При этом в ЗТВ и особенно в МШ состав фаз очень неодно-



**Рис. 2. Макроструктура сплава в поперечном сечении трубного сварного соединения с выделенными границами различных участков:**

1 — 1-й (корневой) валик; 2 — 2-й валик; 3 — участок усиления шва; 4 — зона термического влияния; 5 — основной металл

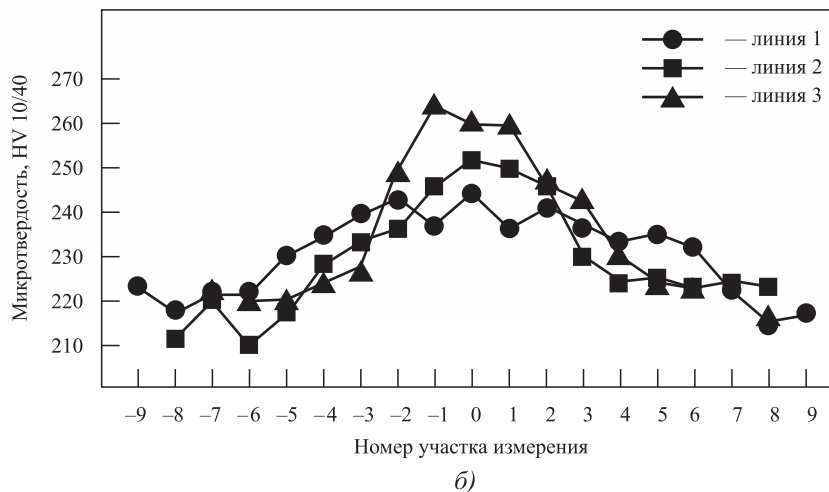
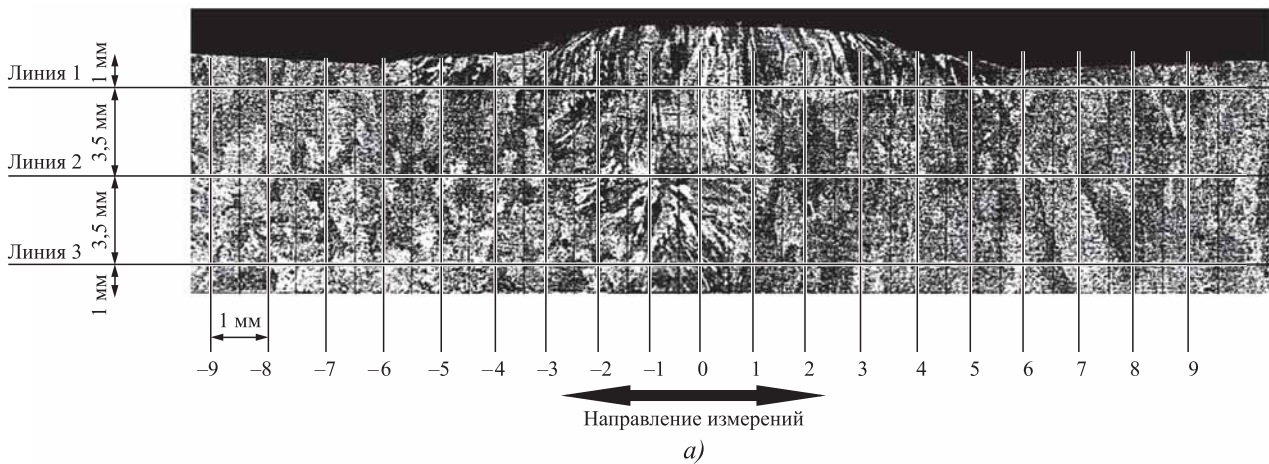


**Рис. 3. Микроструктуры сплава HP40NbTi в различных участках сварного соединения:**  
*а* — основной металл; *б* — 2-й валик; *в* — граница 1-го валика и ЗТВ

роден. Матричная  $\gamma$ -фаза в МШ и ЗТВ содержит меньшее количество кремния и большее — ниобия по сравнению с основным металлом, а карбиды на основе Nb и Cr в металле шва содержат, кроме основных карбидообразующих

элементов, большее количество других металлических элементов состава сплава.

Характерной особенностью структуры сварного соединения является выраженная неоднородность распределения кремния в  $\gamma$ -фазе



**Рис. 4. Схема распределения участков для измерения (а) и изменение микротвердости сплава HP40NbTi (б) в поперечном сечении вдоль оси сварного трубного соединения. Участок "0" — середина зоны металла шва**



## 2. Химический состав фаз сплава HP40NbTi в различных участках сварного соединения, % мас.

Фаза	Участок сварного соединения	Si	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	W	Mn	Mo	V	C
$\gamma$	ОМ	1,93	0,06	25,86	34,72	35,60	0,15	0,33	1,03	0,26	0,03	—
	ЗТВ	1,26	0,02	25,58	36,23	34,54	0,49	0,23	1,37	0,23	0,02	
	МШ, 1-й валик	1,46	0,03	26,55	35,64	33,67	0,43	0,47	1,46	0,24	0,02	
	МШ, 2-й валик	1,52	0,04	26,43	34,86	34,66	0,27	0,38	1,57	0,22	0,02	
$Cr_mC_n$	ОМ	0,04	0,01	79,14	8,35	1,53	0,02	1,30	0,11	0,54	0,02	8,94
	ЗТВ	0,03	0,01	78,24	9,14	2,15	0,02	1,05	0,10	0,54	0,02	8,70
	МШ, 1-й валик	0,07	0,02	63,70	15,23	10,65	0,41	0,43	0,15	0,75	0,04	8,55
	МШ, 2-й валик	0,25	0,07	64,50	12,67	11,85	0,78	0,32	0,13	0,54	0,04	8,82
NbC	ОМ	0,08	1,15	1,67	0,61	0,66	8,20	0,15	0,03	0,09	0,06	10,30
	ЗТВ	0,13	0,53	0,24	0,42	0,56	87,55	0,18	0,03	0,14	0,07	10,15
	МШ, 1-й валик	0,29	2,14	8,32	3,63	5,14	70,25	0,20	0,09	0,16	0,13	9,65
	МШ, 2-й валик	0,43	2,56	6,14	4,95	3,32	72,23	0,16	0,06	0,11	0,07	9,94

в МШ и ЗТВ. Если в ОМ кремний равномерно распределен в твердом растворе, то в МШ и особенно в ЗТВ он образует значительные сегрегации по границам первичных  $\gamma$ -зерен вблизи эвтектических карбидов ниобия и хрома. В отдельных участках ЗТВ, особенно вблизи границы с МШ, в структуре сплава образуются светло-серые включения, сопоставимые по размеру с включениями карбидов (рис. 5). Элементный анализ показал, что эта фаза переменного состава обогащена Si, Ni и Nb, % мас.: 6,7...9,4 Si; 29,2...32,4 Ni; 27,9...33,6 Nb; 21,4...26,2 Cr; 7,4...9,6 Fe; 0,02...0,07 Ti.

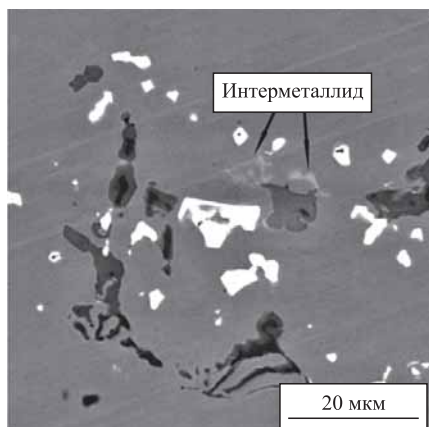


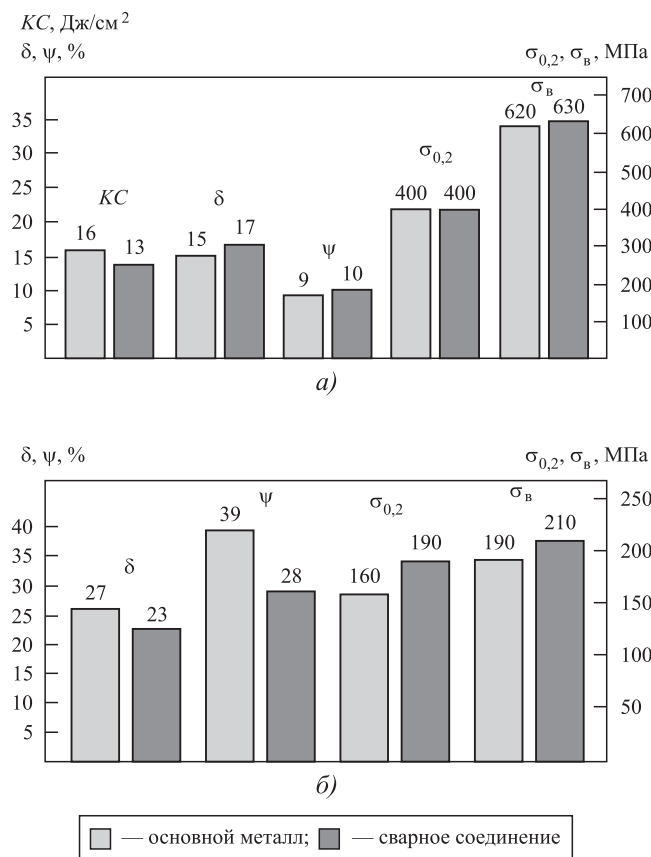
Рис. 5. Микроструктура сплава HP40NbTi в обратно-отраженных электронах в ЗТВ вблизи границы со 2-м валиком металла шва сварного соединения

Известно, что при температурах ниже 1000 °C карбид NbC является термодинамически неустойчивым и претерпевает превращение с образованием интерметаллидных фаз, преимущественно G-фазы ( $Nb_6Ni_{16}Si_7$ ) [2, 10, 11, 20, 21, 24–28]. Фазовый переход происходит по диффузионному механизму и на промежуточных стадиях имеет переменный состав. Подобные структуры наблюдали в [29, 30].

Экспериментальные данные позволяют заключить, что нагрев при многопроходной сварке провоцирует протекание превращения NbC→G-фаза в структуре сплава HP40NbTi в ЗТВ, что может оказывать влияние на его эксплуатационные характеристики.

На рис. 6 сопоставлены результаты определения механических свойств основного металла и сварного соединения из сплава HP40NbTi при испытаниях на ударный изгиб при комнатной температуре и статическое растяжение при 20 и 870 °C. Анализ экспериментальных данных показал, что при комнатной температуре обнаруженные различия в структуре сплава в ОМ, ЗТВ и МШ не влияют на кратковременные механические характеристики сварного соединения, а незначительное понижение динамических свойств обусловлено наличием неизбежных дефектов в сварном шве.

При повышении температуры испытаний до 870 °C проявляется незначительное влия-



**Рис. 6. Механические свойства основного металла и сварного соединения из сплава HP40NbTi при испытаниях на растяжение при различных температурах:**

*a* — 20 °C; *б* — 870 °C

ние структурных особенностей МШ и ЗТВ. В этом случае прочность сварного соединения несколько выше, а пластичность — ниже по сравнению с ОМ (см. рис. 6, б). Это согласуется с повышенной твердостью МШ и ЗТВ (см. рис. 4) вследствие большего содержания карбидных фаз в структуре и ее большей дисперсности по сравнению с ОМ.

Разрушение образцов при обеих температурах испытания на растяжение происходит на участках МШ или ЗТВ. В процессе испытания при 870 °C на участке ОМ наблюдается локальное уменьшение площади поперечного сечения образцов на 20...30 %.

Излом образцов после испытаний при обеих температурах имеет однородную макрогеометрию, матовый, серого цвета. Морфология поверхности разрушения является дендритной с характерными столбчатыми кристаллами с четко выраженным рельефом элементов дендритного строения структуры сплава. Поверхность излома состоит из плоских параллельных

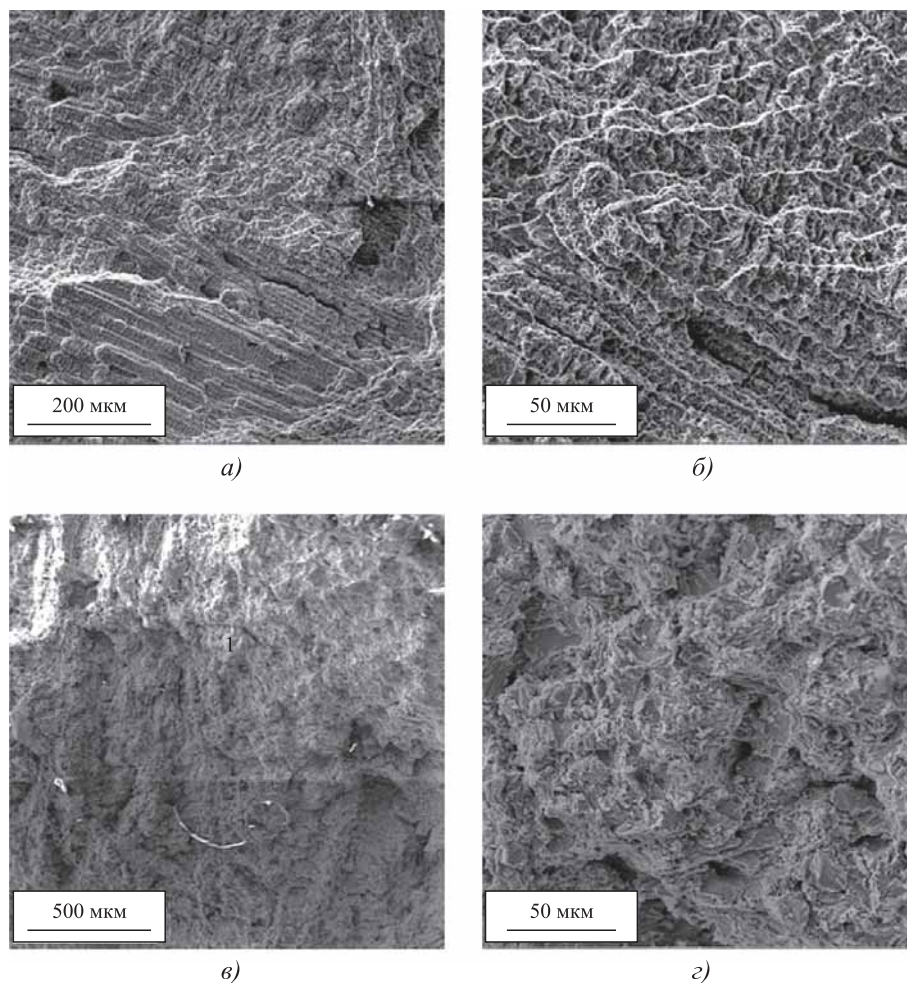
террас, чередующихся с областями с ямочным микрорельефом (рис. 7), соответственно, разрушение сплава, вероятно, происходит по межфазной границе аустенит/карбид и областям аустенита, не содержащим карбидных включений. Поверхность излома содержит также участки с хрупкими микротрещинами и пустоты. Элементный анализ выявил, что микротрещины образуются в частицах карбидов хрома и ниобия (рис. 8), а пустоты, вероятно, возникают в результате их скалывания.

Характерно, что образование многочисленных микротрещин в частицах карбидов ниобия и особенно хрома (рис. 9, а) не приводит к образованию макротрещин в вязкой аустенитной матрице. Макротрещина развивается по карбидной сетке на границах  $\gamma$ -зерен, причем преимущественно в местах скопления частиц карбидов ниобия (рис. 9, б, в). Подобный характер разрушения в HP—Nb-сплавах наблюдали в [31, 32].

Детальный анализ траектории трещин в ЗТВ сварного соединения после испытаний на растяжение показал, что большинство трещин возникают вблизи включений G-фазы, образовавшейся в результате превращения карбида ниобия (рис. 10, а). Дальнейший рост трещин ориентирован по частицам первичных карбидов на границах  $\gamma$ -фазы в направлениях наибольшего количества карбидов ниобия (рис. 10, б).

Количество G-фазы в сплаве после испытаний при температуре 870 °C значительно больше, чем при 20 °C. При этом G-фаза присутствует в структуре сплава в местах контакта первичных карбидов ниобия и хрома, но практически не образуется в частицах карбида ниобия, изолированно расположенных в матрице. Образование G-фазы на межфазных границах первичных карбидов ниобия и хрома, расположенных по границам дендритов аустенита, провоцирует зарождение трещин в этих участках структуры. Установленное влияние контакта карбида ниобия с карбидом хрома как катализатора образования G-фазы в структуре сплава HP40NbTi согласуется с предложенным в [33] механизмом превращения NbC→G.

Результаты анализа изломов позволяют заключить, что разрушение сварного соединения происходит по механизму квазискола. Разрушение начинается с образования микротрещин в хрупких частицах первичных эвтектических карбидов и вблизи частиц G-фазы, образу-



**Рис. 7. Поверхности разрушения образцов, изготовленных из сварного соединения сплава HP40NbTi, после испытаний на статическое растяжение при различных увеличениях и температурах:**

*a, б* — 20 °С; *в, з* — 870 °С

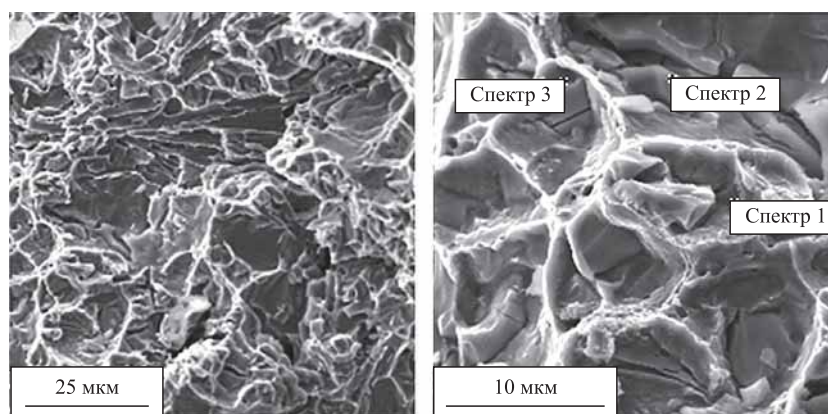
щейся при превращении карбида ниобия. При дальнейшем нагружении происходят рост микротрещин по карбидной сетке вдоль границ зерен аустенита и образование магистральной трещины, которая развивается вдоль границ дендритных кристаллов (см. рис. 9, *в*). Такой механизм разрушения сплава HP40NbTi хорошо согласуется с результатами исследований сплава 20Cr32Ni1Nb [34].

Испытания на длительную прочность выявили значительное влияние структуры сварного соединения на свойства сплава HP40NbTi (рис. 11), причем более сильное, чем при кратковременных испытаниях. При одинаковых условиях испытания время до разрушения сварного соединения в 2 раза меньше, а пластические характеристики — на ~30 % ниже по сравнению с основным металлом. Характерно, что если

при ударном изгибе и статическом растяжении разрушение образцов происходит преимущественно на участке МШ и реже — на участке ЗТВ, то при длительном высокотемпературном нагружении образец разрушается на участке ЗТВ.

Исследование изломов образцов сварного соединения и основного металла после испытаний на длительную прочность не выявило существенных отличий характера разрушения сплава по сравнению с кратковременными испытаниями. Однако количественным анализом с использованием электронной микроскопии [20] установлено, что после длительных испытаний в структуре сплава HP40NbTi в ЗТВ сварного соединения присутствует 1,8...2,0 % об. G-фазы. Это в ~3 раза больше, чем в ЗТВ до испытаний, но незначительно превы-





а)

б)

Номер спектра	Фаза	Содержание химических элементов, % мас.										
		Si	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	W	Mn	Mo	V	C
1	$\gamma$	1,03	0,02	27,64	35,30	33,87	0,42	0,03	1,27	0,36	0,03	—
2	$Cr_mC_n$	0,07	0,02	80,59	7,03	2,13	0,14	1,18	0,38	0,20	0,02	8,24
3	NbC	0,36	3,67	3,56	0,92	0,64	78,61	0,42	0,34	0,24	0,03	11,21

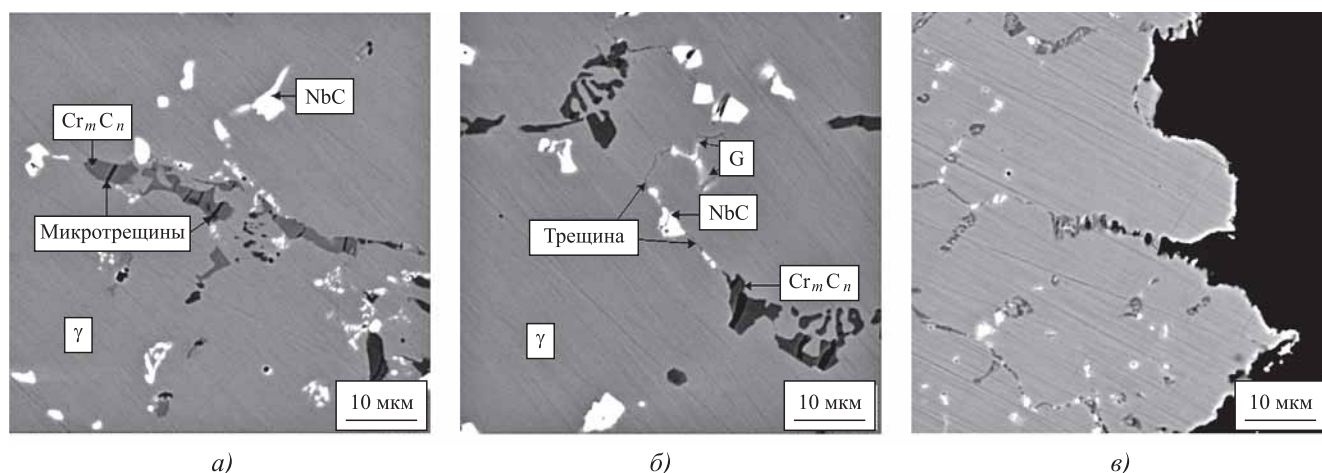
в)

**Рис. 8.** Поверхности разрушения (а, б) и химический состав фаз (в) в изломе образца, изготовленного из сварного соединения сплава HP40NbTi, после испытаний на статическое растяжение при температуре 20 °С

шает ее содержание в ОМ после испытаний. Характерно, что во всех случаях трещины распространяются вдоль границ зерен по сетке эвтектических карбидов преимущественно на участках образования G-фазы.

Таким образом, включения G-фазы в структуре сплава HP40NbTi в значительной степени определяют механизм его разрушения, осо-

бенно при длительной высокотемпературной эксплуатации. По этой причине образование G-фазы в ЗТВ и МШ при изготовлении сварного соединения из сплава HP40NbTi не изменяет характер разрушения, но значительно снижает его работоспособность, ускоряя превращение NbC→G, формирование и укрупнение включений G-фазы и, как следствие,



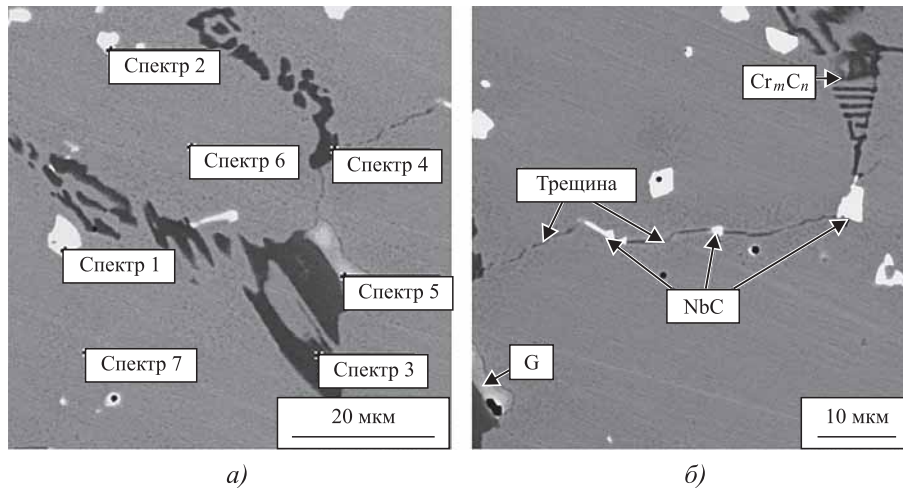
а)

б)

в)

**Рис. 9.** Микроструктуры различных участков (а—в) вблизи поверхности разрушения образцов, изготовленных из сварного соединения сплава HP40NbTi, после испытаний на статическое растяжение при температуре 20 °С





Номер спектра	Фаза	Содержание химических элементов, % мас.										
		Si	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	W	Mn	Mo	V	C
1	NbC	0,22	2,38	2,56	1,58	0,73	81,94	0,11	0,04	0,10	0,02	10,32
2		0,32	1,26	1,81	1,32	1,15	83,61	0,15	0,07	0,09	0,03	10,19
3	Cr <sub>m</sub> C <sub>n</sub>	0,05	—	82,72	6,27	1,53	0,09	1,17	0,16	0,14	0,02	7,94
4		0,03		82,49	5,38	1,74	0,11	1,56	0,23	0,12	0,02	8,32
5	G	6,73	—	26,54	13,47	32,78	20,25	—	—	0,23	—	—
6	γ	1,31		0,04	27,58	33,65	36,30	0,34	0,03	0,64	0,06	0,02
7		1,22	0,02	27,94	33,56	36,47	0,04	0,03	0,54	0,13	0,02	—

в)

Рис. 10. Микроструктуры (а, б) и химический состав фаз (в) в ЗТВ вблизи поверхности разрушения образцов, изготовленных из сварного соединения сплава HP40NbTi, после испытаний на статическое растяжение при температуре 20 °С

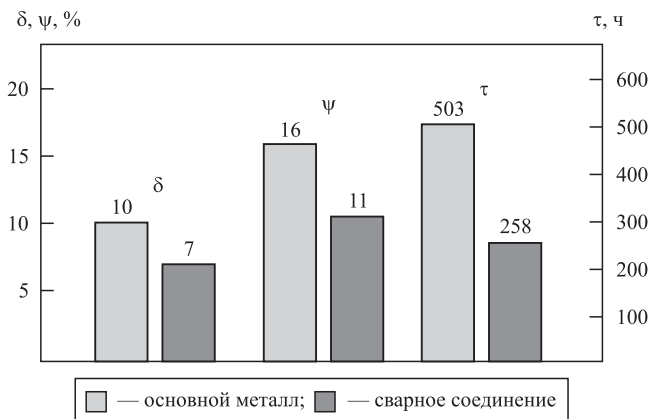


Рис. 11. Длительная прочность основного металла и сварного соединения из сплава HP40NbTi при температуре 870 °С и нагрузке 50 МПа

образование трещин на границах дендритных зерен аустенита.

**Закключение.** Результаты исследования структуры и свойств трубного сварного соединения из сплава HP40NbTi позволяют заключить, что образование G-фазы в зоне термического влияния и металле шва при сварке деталей является неблагоприятным фактором, провоцирующим ускоренный рост включений G-фазы в этих участках сварного шва при высокотемпературной эксплуатации. При длительном нагружении это приводит к зарождению и развитию зернограницных трещин, не существенно изменяя кратковременные механические свойства, но снижая в ~2 раза длительную прочность свар-

ного соединения по сравнению с основным металлом. Разрушение сварного соединения происходит по механизму квазискола, причем при кратковременных механических испытаниях — на участке ЗТВ или МШ, а при длительных — в ЗТВ.

Разрушение начинается с образования микротрещин вблизи частиц G-фазы. При дальнейшем нагружении происходят рост микротрещин по карбидной сетке вдоль границ зерен аустенита и образование магистральной трещины.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Garbiak M., Jasinski W., Piekarski B.** Materials for reformer furnace tubes. History of evolution // Arch. Foundry Eng. 2011. Vol. 11. Iss. 2. P. 47–52.
2. **De Almeida L.H., Ribeiro A.F., Le May I.** Microstructural characterization of modified 25Cr–35Ni centrifugally cast steel furnace tubes // Mater. Charact. 2003. Vol. 49. Iss. 3. P. 219–229.
3. **Ghatak A., Robi P.S.** High-temperature tensile properties and creep life assessment of 25Cr35NiNb microalloyed steel // J. Mater. Eng. Perform. 2016. Vol. 25. Iss. 5. P. 2000–2007.
4. **Особенности** структуры и длительная прочность литого жаропрочного сплава 45X26H33C2B2 / А.И. Рудской, А.С. Орыщенко, С.Ю. Кондратьев, Г.П. Анастасиади, М.Д. Фукс, С.Н. Петров // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2013. № 4 (694). С. 42–47.
5. **Иман M.N., Kusmono.** Analysis of material degradation and life assessment of 25Cr–38Ni–Mo–Ti wrought alloy steel (HPM) for cracking tubes in an ethylene plant // Eng. Failure Anal. 2014. Vol. 42. P. 100–108.
6. **Каца А.А., Krauklis P., Young D.J.** Microstructure of HK40 alloy after high-temperature service in oxidizing/carburizing environment: I. Oxidation phenomena and propagation of a crack // Mater. Charact. 2002. Vol. 49. P. 11–21.
7. **Структурные** особенности высокотемпературного окисления литого жаропрочного сплава HP40NbTi. Часть I. Кинетика окисления / С.Ю. Кондратьев, С.Н. Петров, Г.П. Анастасиади, А.В. Цеменко // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2020. № 1 (775). С. 35–46.
8. **Структурные** особенности высокотемпературного окисления литого жаропрочного сплава HP40NbTi. Часть II. Эволюция микроструктуры и фазового состава / С.Ю. Кондратьев, С.Н. Петров, Г.П. Анастасиади, А.В. Цеменко // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2020. № 1 (775). С. 47–56.
9. **Анастасиади Г.П., Кондратьев С.Ю., Рудской А.И.** Избирательное высокотемпературное окисление фаз в литом жаропрочном сплаве системы 25Cr–35Ni–Si–Nb–C // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2014. № 8 (710). С. 3–8.
10. **Guo J., Cao T., Cheng C. et al.** Microstructure evolution and mechanical properties degradation of HPNb alloy after a five-year service // Mater. Res. Express. 2018. Vol. 5. Iss. 4. 046509.
11. **Alvino A., Lega D., Giacobbe F. et al.** Damage characterization in two reformer heater tubes after nearly 10 years of service at different operative and maintenance conditions // Eng. Failure Anal. 2010. Vol. 17. Iss. 7-8. P. 1526–1541.
12. **Microstructural** characterization and mechanical behavior of Cr25Ni35NbM alloy dissimilar weld joint for application in a hydrogen reformer furnace / J. Guo, W. Liu, C. Li, X. Zhang // Metal. Res. Technol. 2020. Vol. 117. No. 6. Art. 612.
13. **Allahkaram S.R., Borjali S., Khosravi H.** Investigation of weldability and property changes of high pressure heat-resistant cast stainless steel tubes used in pyrolysis furnaces after a five-year service // Mater. Des. 2012. Vol. 33. P. 476–484.
14. **Damage** investigation on welded tubes of a reforming furnace / E. Guglielmino, R. Pino, C. Servetto, A. Sili // La Metallurgia Italiana. 2015. Vol. 107. Iss. 1. P. 53–58.
15. **Kenik E.A., Maziasz P.J., Swindeman R.W. et al.** Structure and phase stability in cast modified-HP austenite after long-term ageing // Scr. Mater. 2003. Vol. 49. Iss. 2. P. 117–122.
16. **Influence** of chemical composition on microstructure and phase evolution of two HP heat resistant stainless steels after long term plant-service aging / A. Alvino, D. Ramires, A. Tonti, D. Lega // Mater. High Temper. 2014. Vol. 31. Iss. 1. P. —11.
17. **Особенности** структурных изменений в жаропрочном сплаве 45X26H33C2B2 при температурах эксплуатации. Сообщение 1. Литое состояние / А.С. Орыщенко, С.Ю. Кондратьев, Г.П. Анастасиади, М.Д. Фукс, С.Н. Петров // *Научно-технические ведомости СПбГПУ*. 2012. № 1 (142). С. 155–163.
18. **Особенности** структурных изменений в жаропрочном сплаве 45X26H33C2B2 при температурах эксплуатации. Сообщение 2. Влияние высокотемпературной выдержки / А.С. Орыщенко, С.Ю. Кондратьев, Г.П. Анастасиади, М.Д. Фукс, С.Н. Петров // *Научно-технические ведомости СПбГПУ*. 2012. № 1-1 (147). С. 217–228.
19. **Особенности** структурных изменений в жаропрочном сплаве 45X26H33C2B2 при температурах эксплуатации. Сообщение 3. Механизм и кинетика фазовых превращений / А.И. Рудской, Г.П. Анастасиади, А.С. Орыщенко, С.Ю. Кондратьев, М.Д. Фукс // *Научно-технические ведомости СПбГПУ*. 2012. № 3-2 (154). С. 143–150.
20. **Анализ** превращений карбидных фаз в сплаве 25Cr35Ni методом количественной электронной микроскопии / С.Ю. Кондратьев, А.В. Пташник, Г.П. Анастасиади, С.Н. Петров // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2015. № 7 (721). С. 36–43.
21. **Морфологические** характеристики карбидов хрома в жаропрочных сплавах HP40NbTi в литом состоянии и после высокотемпературной выдержки / С.Ю. Кондратьев, Г.П. Анастасиади, С.Н. Петров,

А.В. Пташник, Е.В. Святышева // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2016. № 1 (727). С. 22–29.

22. **Reihani A., Haghghi R.D.** Failure analysis and weld ability improvement of 35 % Cr–45 % Ni heat resistant alloy // *Eng. Failure Anal.* 2015. Vol. 52. P. 97–108.

23. **Особенности** строения трубного сварного соединения из сплава HP40NbTi / С.Ю. Кондратьев, М.А. Фролов, М.Д. Фукс, Е.В. Святышева // *Материаловедение. Энергетика*. 2020. Т. 26. № 3. С. 33–55.

24. **Фролов М.А., Фукс М.Д., Кондратьев С.Ю.** Влияние структуры на эксплуатационные свойства сварного соединения из жаропрочного сплава Fe–25Cr–35Ni // *Заготовительные производства в машиностроении*. 2020. Т. 18. № 12. С. 551–562.

25. **Анализ** структуры, фазового состава и механических свойств трубного сварного соединения из жаропрочного сплава HP40NbTi / С.Ю. Кондратьев, М.Д. Фукс, М.А. Фролов, С.Н. Петров // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2020. № 11 (785). С. 21–31.

26. **Beattie H.J., Versnyder F.L.** A new complex phase in a high-temperature alloy // *Nature*. 1956. Vol. 178. P. 208–209.

27. **Bergman G., Waugh J.L.T.** The crystal structure of the intermetallic compound  $M_6Si_7Cu_{16}$  // *Acta Crystallogr.* 1956. Vol. 9. Pt. 3. P. 214–217.

28. **Ribeiro A.F., Borges R.M.T., de Almeida L.H.** Phase transformation in heat resistant steels observed by STEM (NbTi)C–NiNbSi (G-Phase) // *Acta Microscopica*. 2002. Vol. 11. Iss. 1. P. 59–63.

29. **Abbasi M., Park I., Ro Y. et al.** G-phase formation in twenty-years aged heat-resistant cast austenitic steel reformer tube // *Mater. Charact.* 2019. Vol. 148. P. 297–306.

30. **Effects** of Si content on the microstructure of modified-HP austenitic steels / R.A.P. Ibañez, G.D. de Almeida Soares, L.H. de Almeida, I. Le May // *Mater. Charact.* 1993. Vol. 30. Iss. 4. P. 243–249.

31. **Yoshida M.** The segregation of silicon on austenite grain boundaries and on austenite/carbide interfaces in high carbon steels // *Scr. Metal.* 1982. Vol. 16. Iss. 7. P. 787–790.

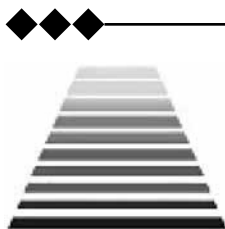
32. **Nunes F.C., de Almeida L.H., Dille J. et al.** Microstructural changes caused by yttrium addition to NbTi-modified centrifugally cast HP-type stainless steels // *Mater. Charact.* 2007. Vol. 58. P. 132–142.

33. **Shi S., Lippold J.C.** Microstructure evolution during service exposure of two cast, heat-resisting stainless steels — HP–Nb modified and 20–32Nb // *Mater. Charact.* 2008. Vol. 59. P. 1029–1040.

34. **Kargarnejad S., Abbasi-Chianeh V.** Failure analysis of a burner ring made of 20Cr32NiNb alloy in gas turbine combustion chamber // *Case Studies in Eng. Failure Anal.* 2014. Vol. 2. Iss. 2. P. 138–143.

*Сергей Юрьевич Кондратьев, д-р техн. наук,  
petroprom2013@yandex.ru;*

*Михаил Дмитриевич Фукс, канд. техн. наук;  
Максим Алексеевич Фролов*



## Термообработка

**14-я международная специализированная выставка технологий и оборудования для термообработки**

**28–30 сентября 2021 г., Москва**

Место проведения: Центральный выставочный комплекс "Экспоцентр"

### Тематика мероприятия

- Внепечная местная и объемная термообработка
- Футеровка печей: материалы и футеровочные работы
- Термическое и химико-термическое оборудование
- Диагностическое оборудование
- Контрольно-измерительные приборы

**28 и 29 сентября в рамках выставки "Термообработка – 2021" проводится 14-я международная научно-практическая конференция "Инновационные технологии термообработки".**

По данным [www.expoctr.ru](http://www.expoctr.ru)

**А.Т. Крук, А.Ю. Бойко, Э.Х. Милушев, С.Л. Новокщёнов**  
(Воронежский государственный технический университет)

## Ножницы для отрезки заготовок упругой реакцией станины

*Проанализированы технологические возможности способа отрезки сдвигом заготовок от прутка упругой реакцией станины. Предложена конструкция ножниц для увеличения их жесткости и коэффициента полезного действия.*

**Ключевые слова:** отрезка; прутки; ножницы; упругая деформация.

*The technological capabilities of the shear cutting off method of the workpieces from the bar by the elastic reaction of the bed are analyzed. The shears design to increase their rigidity and efficiency is proposed.*

**Keywords:** cutting off; bar; shears; elastic deformation.

Энергия упругой деформации при выполнении формообразующих операций механическими прессами возвращается на участке возврата в крайнее верхнее положение в систему пресса. Однако упругая деформация увеличивает потери на трение в кинематических парах главного исполнительного механизма и снижает точность перемещения инструмента по высоте за счет трудно учитываемых факторов. Этим объясняется стремление к повышению жесткости кузнечно-прессовых машин увеличением их металлоемкости.

Принято, что упругая деформация кривошипных горячештамповочных прессов не должна превышать 60...80 % допусков на размеры поковки. Выполнение данного условия привело в современном прессостроении (для прессов силой 6,3...160 МН) к снижению до 10 % доли работы упругой деформации в сумме энергетических затрат пресса. В итоге: для пресса силой 25 МН суммарная деформация системы пресс—штамп достигает 7,2 мм, а работа упругой деформации — 90 кДж [1].

В разделительных операциях возникают другие проблемы. Лавинообразное развитие скалывающихся трещин со скоростью звука в стали (~5000 м/с) при отрезке сдвигом сопровождается выбросом энергии упругой деформации элементов конструкции оборудования и инструмента, приводит к ударам в зазорах кинематических пар главного исполнительного механизма и да-

лее — к диссипации энергии на трение и вибрацию. Решение аналогичное — увеличение жесткости, в первую очередь, в результате повышения металлоемкости кузнечно-прессовых машин.

Развитие способа решения указанных проблем рассмотрена в представленных ниже рекомендациях МГТУ "Станкин" и ОАО "ЭНИКмаш-В" (г. Воронеж) по сравнительным значениям коэффициента жесткости в зависимости от номинальной силы различных видов кривошипных машин:  $C_n = K\sqrt{P_n}$ , где  $K$  — коэффициент пропорциональности [2].

Из таблицы видно, что все специализированные прессы для разделительных операций (ножницы в том числе) должны иметь большую жесткость в сравнении с другим оборудованием.

На рис. 1 приведен график силы деформирования разделительных операций, где показаны характерные участки:

1—2 — участок удара с резким скачком силы в результате контакта с неподвижным прутком и последующим (после т. 2) затуханием колебательного процесса роста технологической силы;

2—4 — участок упругопластического деформирования в очаге деформации в результате сдвига отрезаемой части прутка, сопровождающегося монотонным ростом силы отрезки до максимума;

4—5 — участок разгона упругодеформированных частей системы, включая отрезанную

**Коэффициенты пропорциональности для различных типов кузнечно-прессового оборудования**

Оборудование	<i>K</i>
Открытые листоштамповочные прессы	0,5...0,6
Однокривошипные закрытые листоштамповочные прессы	0,75...0,9
Двух- и четырехкривошипные закрытые листоштамповочные прессы	0,6...1,0
Многопозиционные и листоштамповочные пресс-автоматы	0,8...1,1
Перфорационные прессы	0,8...1,1
Горизонтально-ковочные машины	0,9...1,2
Многопозиционные прессы для холодного выдавливания	1,3...1,5
Чеканочные прессы, универсальные вертикальные прессы для холодного выдавливания	1...1,6
Однопозиционные холодновысадочные автоматы	1,1...1,6
Кривошипные горячештамповочные прессы	1,7...1,9
Специализированные прессы для разделительных операций	2...2,7

заготовку, после скола, продолжительность которого зависит от инерции ее элементов;

5—6 — перемещение элементов системы за счет выборки зазоров в противоположном направлении;

6—7 — участок удара с резким скачком силы в результате выборки зазоров в кинематических парах ножиц и последующим процессом затухания.

При кратковременной упругой разгрузке кривошипных механизмов по окончании раз-

делительных операций динамическая растягивающая сила достигает 30...70 % технологической силы. Для решения этой проблемы был разработан промышленный образец амортизатора для прессы Pels (Германия) силой 1 МН, встроенный в составной шатун [3].

Таким образом, задача повышения долговечности исполнительного механизма решается амортизацией динамических нагрузок. Однако более важным является решение рекуперации энергии упругой деформации системы.

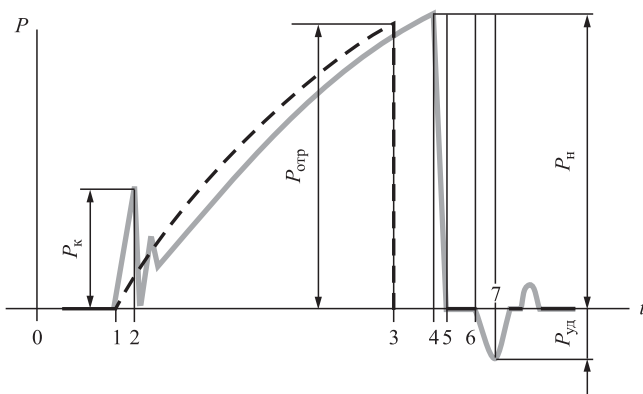
Ранее был проведен анализ действующих и концептуальных технических решений сокращения динамических нагрузок в оборудовании для разделительных операций [4]. Рассмотрены следующие способы:

- наложение со сдвигом по фазе графиков отрезки в соседних позициях с использованием энергии скола в одной позиции для отрезки в другой (например, многоопорная отрезка разновысотными ножами);

- механическое демпфирование силами трения в кинематических парах устройства введением в цепь односторонних пар трения и при скачке центробежных сил его звеньев;

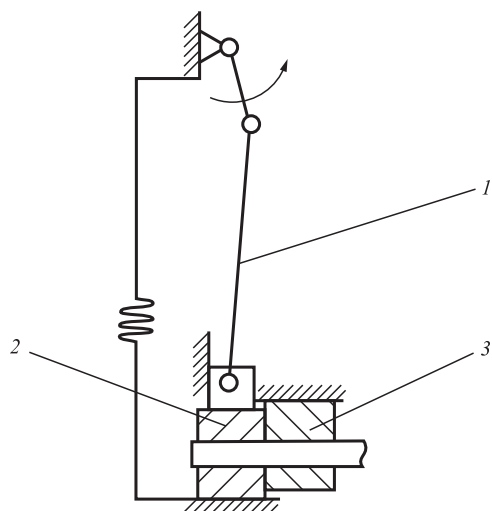
- гидравлическое демпфирование подвижных частей устройства.

Гидравлические амортизаторы наиболее подходят для решения задачи рекуперации энергии удара при разгрузке упругой дефор-



**Рис. 1. График силы деформирования главного исполнительного механизма ножиц при выполнении разделительных операций:**

$P_{отр}$  — расчетная сила отрезки;  $P_k \leq 0,45P_{отр}$  — скачок силы при контакте с прутком;  $P_n \approx 1,04P_{отр}$  — номинальная сила, развиваемая ножицами;  $P_{уд} \approx 0,17P_{отр}$  — сила удара при гашении кинетической энергии системы после выборки зазоров в парах; — — — теоретический график



**Рис. 2. Отрезка заготовок упругой реакцией станины ножниц [5]:**

1 — кривошипно-шатунный исполнительный механизм; 2 — подвижный нож; 3 — неподвижный нож

мации ножниц [5]. Но при этом остается необходимость избегать кавитационные явления в гидравлической системе.

Рекуперация энергии скола при возврате исполнительного механизма прессы или ножниц в исходное положение [4] может быть реализована в представленной на рис. 2 нетрадиционной технологической схеме отрезки заготовок с воспроизведением технологической нагрузки реактивными силами системы. На участке хода вниз нагружают станину, а на участке возврата главного исполнительного механизма в исходное положение выполняют отрезку заготовки от позиционированного в рабочее положение прутка.

Относительное смещение (перекрытие) ножей складывается из выборки поперечного зазора между прутком и внутренней поверхности отверстия ножей и необходимой для отделения заготовки глубины внедрения.

Поперечный или радиальный зазор значительно влияет на геометрическую точность отрезаемых заготовок и увеличивает "непроизводительную" деформацию системы.

Минимальный, необходимый для свободного позиционирования прутка радиальный зазор рекомендован следующим рядом [6]:

Величина  $n$  — минимальная относительная глубина внедрения подвижного ножа для начала образования опережающей трещины применительно к верхнему значению указанного диапазона диаметров.

По рекомендациям ОАО "ЭНИКмаш-В":  $n = 0,1...0,2D$ . Очевидно, что суммарные перемещения значительны по величине.

Таким образом, схема отрезки упругой реакцией станины предполагает уменьшение относительных перемещений ножей, но как успеть подать достаточно массивный пруток на необходимую длину в рабочую зону за время прохождения подвижного ножа в области крайнего нижнего положения пути размером только в рекомендуемый радиальный зазор?

В результате исследований цикловых потерь времени работы технологических комплексов на базе ножниц для резки сортового проката установлены требования к конструкции механизма реза и зажима (жесткой фиксации). Для работы в режиме непрерывных ходов, принятом основным режимом, ножи и прижимы должны быть в раскрытом состоянии на уровне подачи прутка не менее 0,5 времени цикла [7].

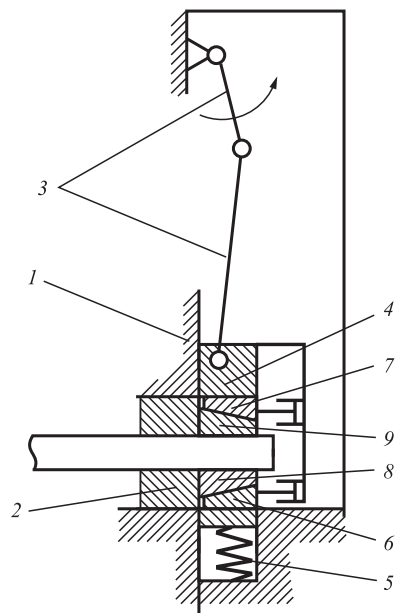
Данные требования предложено выполнять путем усовершенствования конструктивной схемы ножниц для использования "непроизводительных" фаз главного исполнительного механизма [8]. Для этого необходимо в первую очередь использовать устройства выборки поперечных зазоров.

Конструктивная схема ножниц для отрезки заготовок (рис. 3) работает следующим образом.

При остановке кривошипно-шатунного механизма в крайнем верхнем положении клинья 6 и 7 отведены в сторону от плоскости реза, а нижний нож 8 и прижим заготовки 9 отведены от проката на необходимый для свободного прохождения радиальный зазор. Прокат подают на требуемую длину заготовки в рабочее пространство через отверстие верхнего ножа 2 между нижним ножом 8 и прижимом заготовки 9. Далее при ходе вниз ползун 4 кривошипно-шатунного механизма 3 деформирует станину 1 посредством упругой связи 5 на величину,

Диаметр прутка $D$ , мм . . . . .	10...25	26...50	51...60	61...80	81...100	101...150
Радиальный зазор $Z_p$ , мм . . . . .	1	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5
Глубина внедрения $n$ , мм . . . . .	2,5	5	6	8	10	15





**Рис. 3.** Схема отрезки заготовок упругой реакцией станины ножниц с устройством выборки поперечных зазоров

необходимую для отделения отрезаемой заготовки, а нижний нож 8 и прижим заготовки 9 замыкаются на отрезаемой части проката при перемещении клиньев 6 и 7 в сторону плоскости реза.

При возврате кривошипно-шатунного механизма вверх происходит отрезка заготовки силой упругой деформации ножниц.

Разведение нижнего ножа и прижима в стороны от проката позволяет подать прокат на любую длину отрезаемой части во время остановки ножниц в крайнем верхнем положении. При этом наличие механизма разведения прижима обеспечивает регулирование задаваемой предварительно силы отрезки, например, разъемным шатуном с механизмом регулировки закрытой высоты.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Крук А.Т.** Разработка конструкции и методики проектирования тяжелых кривошипных горячештамповочных прессов: дис. ... канд. техн. наук. МГТУ им. Н.Э. Баумана. М., 2000. 299 с.
2. **Власов В.И., Борзыкин А.Я. и др.** Кривошипные кузнечно-прессовые машины / под ред. В.И. Власова. М.: Машиностроение, 1982. 424 с.
3. **Катков Н.П., Крешнянский В.Г.** Кривошипный пресс для разделительных операций с амортизатором динамических нагрузок // Разделительные процессы обработки материалов давлением: тез. докл. всесоюзной науч.-техн. конф. 20–21 ноября 1975 г. С. 115–117.
4. **Бойко А.Ю., Милушев Э.Х., Новокщёнов С.Л.** Способ отрезки заготовок реакцией станины механических ножниц // Наука, технологии, техника: современные парадигмы и практические разработки: сб. науч. тр. по материалам I Междунар. науч.-практ. конф. 25 октября 2019 г. Санкт-Петербург: Профессиональная наука, 2019. С. 24–29.
5. **Пат. 2670349 РФ.** Способ отрезки заготовки от прутка механическими ножницами / Богачёв И.О., Бойко А.Ю., Новокщёнов С.Л., Пачевский В.М. Опубл. 22.10.2018, Бюл. № 30.
6. **Соловцов С.С.** Безотходная резка сортового проката в штампах. М.: Машиностроение, 1985. 176 с.
7. **Техническое задание** на разработку единой унифицированной гаммы механизированных комплексов оборудования с ножницами для резки сортового проката на заготовки. Тема 6-77. Воронеж: ЭНИКМАШ, 1977. 240 с.
8. **Пат. 2736946 РФ.** Ножницы для резки проката / Бойко А.Ю., Крук А.Т., Новокщёнов С.Л. Опубл. 23.11.2020, Бюл. № 33.

*Александр Тимофеевич Крук, д-р техн. наук,  
kruk938@mail.ru;  
Александр Юрьевич Бойко, канд. техн. наук;  
Эдуард Ханифович Милушев, канд. техн. наук;  
Сергей Леонидович Новокщёнов*

## Баба листоштамповочного молота

(патент на полезную модель RU 203 749 U1, опубл. 19.04.2021, авторы: Лавриненко В.Ю., Семенов И.Е., Демин В.А., Шагалеев Р.Р., патентообладатель МГТУ им. Н.Э. Баумана)

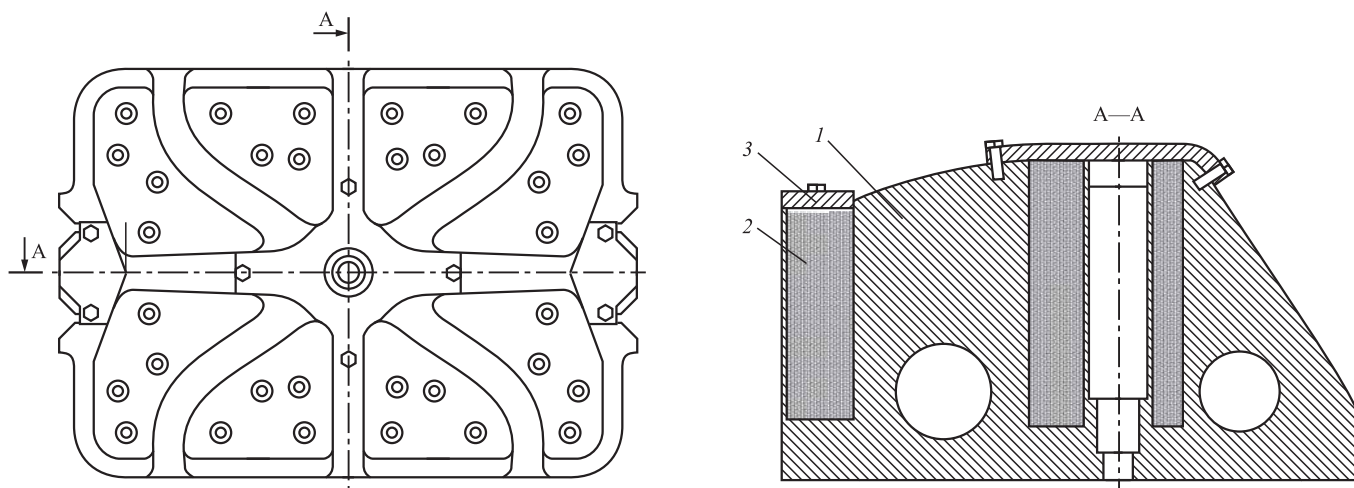
Полезная модель относится к обработке металлов давлением и может быть использована в конструкциях кузнечно-штамповочного оборудования ударного действия.

Конструкция бабы листоштамповочного молота по предлагаемой полезной модели состоит из корпуса бабы 1 (см. рисунок) с цилиндрическими полостями, размещенными в массивных областях, без тонких стенок, заполненными наполнителем в виде шариков 2. Цилиндрические полости имеют диаметр, оптимально использующий массивные зоны в конструкции бабы листоштамповочного молота с многорядным размещением наполнителя в полостях. В верхней части цилиндрические полости закрыты крышками 3.

При ударе бабы молота наполнитель в виде шариков 2 движется внутри бабы в сторону,

противоположную направлению удара до контакта с крышкой 3, после чего шарики, размещенные в цилиндрических полостях, начинают двигаться вниз, замедляя отскок бабы, увеличивая время удара при взаимодействии бабы молота с обрабатываемым изделием. При этом масса шариков должна составлять 11 % от общей массы бабы, а отношение массы одного шарика к общей массе бабы молота должно быть  $1,5 \cdot 10^{-6}$ .

В результате обеспечиваются увеличение КПД удара, уменьшение эффекта пружинения, повышение точности изготавливаемых изделий, экономия энергии и увеличение эффективности производства за счет повышения времени действия удара и увеличения эффективности взаимодействия шариков.



Баба листоштамповочного молота: вид сверху и разрез А-А

ООО "Издательство "Инновационное машиностроение", 107076, Москва, Колодезный пер., 2а, стр. 2

Учредитель ООО "Издательство "Инновационное машиностроение". E-mail: [zpm@mashin.ru](mailto: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 15.06.2021. Подписано в печать 02.08.2021. Формат 60 × 88 1/8.

Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.

Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Авансед солиюзнз".

119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1. Сайт: [www.aov.ru](http://www.aov.ru)

Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.