# ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

# ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА в машиностроении

(Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)

# № 4 апрель 2012

# СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

## Кузнечно-штамповочное производство

Складчиков Е.Н., Артюховская Т.Ю. Экспериментальное исследование работы	
кривошипного пресса при разделительных операциях 1	3
Мусаев А.А. Экспериментальные исследования газовой листовой штамповки	
на двухкамерном устройстве	9
Свистунов В.Е., Чубуков В.А., Матвеев А.Г., Гартвиг А.А. Совершенствование	
конструкций быстроходных кривошипных штамповочных машин на основе	
исследования динамики их экстремального нагружения	3

# Прокатно-волочильное производство

## Материаловедение и новые материалы

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

#### Журнал выходит при содействии:

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

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

🛛 "Издательство "Машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2012

Председатель редакционного совета и Главный редактор СЕМЁНОВ Е.И.

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

Зам. Главного редактора СЕРИКОВА Е.А.

Редакционный совет: БЕЛЯКОВ А.И. БЛАНТЕР М.С. **БОГАТОВ А.А.** FOKOB A A ГАРИБОВ Г.С. ГРОМОВ В.Е. гүн иг ЕВСЮКОВ С.А. ЕРШОВ М.Ю. ЗАРУБИН А.М. КАПУСТИН А.И. КАСАТКИН Н.И. КИДАЛОВ Н.А. KOPOTYFHKO A.O. КОШЕЛЕВ О.С. КРУК А.Т. МОРОЗ Б.С. МУРАТОВ В.С. НАЗАРЯН Э.А. ОВЧИННИКОВ В В ПАСЕЧНИК Н.В. ПОВАРОВА К.Б. ΠΟЛЕТАЕВ В.А. СЕМЁНОВ Б.И. СУБИЧ В.Н. ТРЕГУБОВ В.И. ШАТУПЬСКИЙ А.А. ШЕРКУНОВ В.Г. ШЕСТАКОВ Н.А. ШПУНЬКИН Н.Ф. ЯКОВЛЕВ С.С. ЯМПОЛЬСКИЙ В.М.

Ответственный за подготовку и выпуск номера ЛУТОВИНИНА О.Н.

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

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

Тел.: (499) 268-47-19, 268-69-19 Факс (499) 269-48-97 Http://www.mashin.ru E-mail: zpm@mashin.ru, zpmpost@rambler.ru

# SCIENTIFIC **TECHNICAL** AND PRODUCTION JOURNAL

# BLANKING PRODUCTION IN MECHANICAL ENGINEERING (Forging and stamping, foundry and others productions)

# Nº 4 April 2012

# CONTENTS

# **Casting and Welding Productions**

Pimnev D.Yu., Ghernyavsky M.S., Fisakova O.N., Zadrutsky S.P., Rozum V.A.,
Goretsky G.P. Use of barium-strontium modifier BSK-2 for treatment
of high-temperature steels 3
Egunov A.I., Artemenko Yu.A., Rodionova I.N. Influence of laser gas-powder
coaxial surfacing regime parameters on geometrical characteristics of coatings
made of cobalt-based alloy SH12012

# Forging and Stamping Productions

Skladchikov E.N., Artyukhovskay T.Yu. Experimental study of crank press	
for shearing operations	13
Musaev A.A. Experimental studies of gas sheet forming using two-chamber	
device	19
Svistunov V.E., Chubukov V.A., Matveev A.G., Gartvig A.A. Improvement	
of high-speed crank stamping machines designs on basis of extremal loading	
dynamics study	23

# **Rolling and Drawing Productions**

Evstropov G.M., Aryulin S.B. Calculation of instantaneous contact arc length with considering of real dimensions of working rolls in planetary rolling process 31 . . . . . . . . . .

# Physical Metallurgy and New Materials

Komarova T.V., Cheerova M.N., Terent'eva N.N.	Structural heterogeneity of heat-treated					
spring wire						
Gadalov V.N., Sal'nikov V.G., Romanenko D.N., Ragulina L.G., Trepakov A.V.,						
Rodionov A.A. To question on adhesive strengt	h of electroplatings with					
metal base						

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

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

 $\ensuremath{\mathbb{C}}$  "Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2012

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

Chairman Assistants: DEMIN VA KOLESNIKOV A.G.

**Editorial Assistant** SERIKOVA E.A.

**Editorial Committee:** BELYAKOV A.I. BLANTER M.S. BOGATOV A.A. BOKOV A.A. GARIBOV G.S. GROMOV V.E. GUN LG. EVSYUKOV S.A. ERSHOV M.Yu. ZARUBIN A.M. KAPUSTIN A.I. KASATKIN N.I. KIDALOV N.A. KOROTCHENKO A.Yu. KOSHELEV O.S. CRUCK A.T. MOROZ B.S. MURATOV V.S. NAZARYAN E.A. OVCHINNIKOV V.V. PASECHNIK N.V. POVAROVA K.B. POLETAEV V.A. SEMENOV B.I. SUBICH V.N. TREGUBOV V.I. SHATULSKY A.A. SHERKUNOV V.G. SHESTAKOV N.A. SHPUN'KIN N.F. YAKOVLEV S.S. YAMPOLSKY V.M.

This issue prepared with assistance of specialist LUTOVININA O.N.

An advertiser is responsible for the promotional materials

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

Ph.: (499) 268-47-19, 268-69-19 Fax (499) 269-48-97 Http://www.mashin.ru E-mail: zpm@mashin.ru. zpmpost@rambler.ru



# литейное и сварочное

# ПРОИЗВОДСТВА

УДК 621.74

## Д.Ю. Пимнев, М.С. Чернявский, О.Н. Фисакова (ООО НПК "МеталлТехноПром", г. Иркутск), С.П. Задруцкий, В.А. Розум (Белорусский национальный технический университет, г. Минск), Г.П. Горецкий (Физико-технический институт национальной академии наук Беларуси, г. Минск)

# Применение барий-стронциевого модификатора БСК-2 для обработки жаропрочных сталей

Исследовано влияние барий-стронциевого модификатора БСК-2 на жаропрочные хромоникелевые стали аустенитного класса, применение которого обеспечивает повышение жидкотекучести и видоизменения оксидных и сульфидных включений, способствует гомогенизации расплава и улучшению пластических свойств отливок, а также позволяет получать сталь с пониженным содержанием никеля, не уступающую по уровню эксплуатационных свойств стали типа 35Х18Н24С2Л.

**Ключевые слова:** модифицирование; барий-стронциевый модификатор БСК-2; жаропрочная сталь; экономия никеля.

The influence of barium-strontium modifier BSK-2 on heat-temperature chromium-nickel austenitic steels is studied. BSK-2 ensures heightened fluidity and modification of oxygen and sulfide inclusions, makes for melt homogeneity and ductile properties improvement, also lets get steel with reduced contents of nickel, which level of operation properties doesn't give up to steel 35Kh18N24S2L.

Keywords: modification; barium-strontium modifier BSK-2; high-temperature steel; economy of nickel.

Жаропрочные хромо-никелиевые стали аустенитного класса применяют для изготовления различных деталей, к которым предъявляют высокие требования по окалиностойкости, прочности при высокой температуре и трещиностойкости при циклических сменах температур (лопатки турбин, радиационные трубы, поддоны печных агрегатов, муфеля, колосниковые решетки печей отжига для цементной промышленности и др.)

Эти стали обладают высокой прочностью и не претерпевают в процессе охлаждения и нагрева полиморфных превращений. Эксплуатационная стойкость деталей из них при повышенных температурах определяется структурой, полученной в результате легирования и модифицирования в процессе плавки.

В литом состоянии высоколегированные хромо-никелиевые стали с 0,3...0,5 % С имеют аустенитную основу с выделениями карбидов хрома  $Cr_{23}C_6$  в междендритных областях и в небольшом количестве по границам зерен. В процессе длительной эксплуатации поддонов в окислительной атмосфере и температурном интервале 200...900 °С в структуре происходит перераспределение карбидной фазы. Она выделяется в дисперсном виде по всему объему аустенита и в более крупном виде по границам. По таким границам происходит охрупчивание материала и разгар.

При эксплуатации деталей из жаростойких сталей в восстановительной атмосфере (печи цементации) в том же температурном интервале также перераспределяется карбидная фаза. Она выделяется по всему объему аустенитного зерна. По мере эксплуатации карбиды увеличиваются по объему и размерам за счет диффузии углерода из углеродосодержащей атмосферы печи. Это приводит к повышению твердости и охрупчиванию материала оснастки.

Эксплуатационная стойкость этих сталей во многом определяется химическим составом, свойствами аустенита, загрязненностью межзеренных границ, неметаллическими включениями и наличием карбидных включений.

SiO <sub>2</sub>	BaO	CaO	SrO	MgO	K <sub>2</sub> O	Na <sub>2</sub> O	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MnO	$Al_2O_3$	TiO <sub>2</sub>	CO <sub>2</sub>
24,8	16,0	21,5	5,5	0,9	3,0	1,5	4,0	0,2	2,9	0,9	18,0

#### 1. Химический состав барий-стронциевого модификатора БСК-2

Наиболее высокие свойства стали достигаются при получении гомогенной структуры аустенита с карбидным упрочнением.

Для этих целей широко применяют жаропрочные высоколегированные стали типа 35X18H11CЛ (ТУ 23.118.294–88), 35X18H24C2Л (ГОСТ 977–88) и др. Высокая жаропрочность достигается благодаря повышенному содержанию хрома и никеля. При этом, как правило, для деталей, работающих в более "жестких" термических условиях, содержание никеля повышают до 24...35 %, а в некоторых случаях и выше.

Однако в ряде работ [1, 2] отмечено, что концентрация никеля в этих сплавах завышена, и содержание его может быть снижено оптимизацией химического состава без ухудшения эксплуатационных свойств.

Структура стали с содержанием никеля 15 % в литом и термообработанном состоянии аналогична структуре стали с содержанием никеля 24 % и состоит из аустенита с карбидными включениями. Исследования образцов на термостойкость при закалке (нагрев до 800 °C, охлаждение в воде) показали, что в процессе испытаний происходит рост карбидных колоний по всему объему аустенита, что приводит к повышению его твердости, а также увеличению количества карбидов хрома по границам, вызывающее возникновение трещин. По данным [2], трещиноустойчивость увеличивается с повышением содержания никеля и снижением концентрации углерода.

Эксплуатационная надежность деталей, изготовленных из высоколегированных сталей, во многом зависит от наличия в отливке различных литейных дефектов — раковин и усадочной пористости, неспаев и т.д. Это является одной из основных причин выхода из строя жаростойкой оснастки печного оборудования. Поэтому конструкции оснастки и технологии ее заливки должно быть уделено особое внимание.

Улучшение структуры стали в литом состоянии и повышение ее литейных свойств может быть достигнуто в результате дополнительной модифицирующей обработки редкоземельными и щелочно-земельными металлами.

При модифицировании стали происходит разрушение микрогруппировок, в которые входят легирующие элементы, повышая гомогенность расплава (Ершов Г.С., Черняков В.А. Строение и свойства жидких

# 2. Химический состав лигатуры ФС30РЗМЗ0, % мас.

РЗМ	Si	Fe
30	30	40

и твердых металлов. М.: Металлургия, 1978). Изменяются морфология неметаллических включений, поверхностное натяжение расплава, а также физические свойства жидкой стали, температура ликвидуса и интервал кристаллизации. Это приводит к изменению структуры самого металла, а также влияет на формирование тех или иных дефектов.

Отработка технологии модифицирования осуществляется экспериментальным путем и связана с выбором состава, количества, способа ввода и температуры стали при вводе присадки. Для каждой марки стали эти параметры индивидуальны и определяются видом превращений, протекающих в сталях при кристаллизации.

Барий-стронциевые карбонаты применяют для рафинирующей обработки сталей различного назначения [3, 4]. В настоящей работе исследовано влияние барий-стронциевого модификатора БСК-2, изготовляемого на основе природных барий-кальций-стронциевых карбонатов, на структуру, механические и литейные свойства жаропрочных хромо-никелиевых сталей аустенитного класса.

Плавки стали проводили в индукционной вакуумной печи ИСВ 0,004-ПИ-М1 в атмосфере аргона.

В качестве шихты использовали сталь, ферромарганец ФМн70, феррохром ФХ100А, никель НП1.

Для раскисления стали применяли алюминий AB.

Сталь модифицировали барий-стронциевым модификатором БСК-2 (ТУ 1717-001-75073896–2005) и РЗМ-содержащей лигатурой ФС30РЗМ30 (ТУ 14-5-136–87), составы которых приведены в табл. 1, 2.

Исследования проводили на сталях с различным содержанием Cr и Ni, химические составы которых приведены в табл. 3.

Влияние модифицирования модификатором БСК-2 изучали на жаростойкой стали 45Х23Н17С2Л, разработанной для печей с восстановительной атмосферой, по сравнению с традиционно используемой для этих целей жаростойкой сталью 35Х18Н24СГЛ.

3. Лимическии состав исследованных сталеи, % ма
---

Номер состава стали	С	Si	Mn	Cr	Ni	S	Р
1	0,45	2,0	2,0	23	17	0,02	0,03
2	0,3	2,0	2,0	18	24	0,02	0,03



**Рис. 1. Образец-фрагмент** для испытаний в термических печах: *1* – литник; *2* – бобышки

Для определения структуры и механических свойств заливались "трефы", из которых изготовляли образцы на растяжение и ударную вязкость. Исследование процесса кристаллизации сплавов осуществляли с помощью термоанализа.

Термостойкость сплавов определяли на образцах-фрагментах (рис. 1), имитирующих поддоны для термообработки деталей. Испытания проводили в заводских термических печах. Образцы помещали на поддон и подвергали цементации.

Через 1–2 месяца образцы-фрагменты извлекали из печи для осмотра внешнего вида на предмет образования трещин, для микроструктурного анализа отрезали бобышку и повторно загружали образцы в печь для дальнейших испытаний.

Микроструктуру изучали на металлографическом комплексе "МКИ-2М1" с помощью системы видеонаблюдения, совмещенной с компьютером, а также на оптическом микроскопе "Neophot-21".

Жидкотекучесть стали определяли по спиральной пробе путем замера длины залитой спирали.

Исследования показали, что модифицирование стали после предварительного раскисления алюминием как первым, так и вторым модификатором приводит к повышению предела прочности и относительного удлинения при сохранении твердости на одном и том же уровне по сравнению с исходным расплавом (рис. 2).

Наиболее высокие значения свойств достигаются после обработки модификатором БСК-2 в количестве 0,5...0,7 %. Ввод 0,5 % БСК-2 увеличил предел прочности  $\sigma_{\rm B}$  до 682 МПа и относительное удлинение  $\delta$  до 45 %, а ввод 0,5 % ФСЗ0РЗМЗ0 –  $\sigma_{\rm B}$  до 591 МПа и  $\delta$  до 33 %.

Анализ структуры стали в исходном состоянии и после обработки модификаторами (рис. 3, 4) показал, что модифицирование уменьшает количество карбидных включений в теле и на границах зерен, а ввод модификатора БСК-2 уменьшает и размер самого зерна.



Рис. 2. Влияние модифицирования на механические свойства жаропрочной стали состава № 1: 1 – обработка ФС30РЗМ30; 2 – обработка БСК-2



Рис. 3. Влияние модифицирования на формирование карбидных включений в жаропрочной стали состава № 1: *а* – исходный состав без модифицирования; *б* – после обработки 0,5 % ФС30РЗМ30; *в* – после обработки 0,5 % БСК-2



Рис. 4. Влияние модифицирования на размер аустенитного зерна жаропрочной стали состава № 1: *а* – исходный состав без модифицирования; *б* – после обработки ФС30РЗМ30; *в* – после обработки БСК-2

Отмечено также и повышение жидкотекучести стали после модифицирования (рис. 5).

Повышение жидкотекучести расплава, обработанного модификатором БСК-2, можно связать с уменьшением количества неметаллических включений, содержания газов, с изменением поверхностного натяжения, а также изменением процесса первичной кристаллизации.

Термический анализ затвердевания стали без и с обработкой модификатором БСК-2 показал, что температура ликвидус в последнем случае уменьшается на 29 °C и составляет 1415 °C в исходном состоянии (рис. 6).

В результате сравнительного анализа модифицирующих присадок установлено, что более высокие механические и литейные свойства достигаются при обработке модификатором БСК-2, в этом случае образуется структура с меньшим размером зерна и практически отсутствуют карбидные включения.

Для отработки метода ввода модификатора БСК-2 были проведены опытные плавки в индукционной печи емкостью 150 кг. Состав выплавляемой стали соответствовал составу стали № 1 (см. табл. 3).



Рис. 5. Влияние модифицирования на жидкотекучесть жаропрочной стали состава № 1: 1 – обработка ФС30РЗМ30; 2 – обработка БСК-2



Рис. 6. Кривые охлаждения стали состава № 1:

а – без обработки БСК-2; б – после обработки БСК-2; 1 – кривая охлаждения; 2 – дифференциальная производная от кривой охлаждения, характеризующая образование твердой фазы

Размер фракции, мм Количество, % мас		$\sigma_{_B}$	σ	S 07	Твердость НВ	
модификатора БСК-2		М	Па	0, %		
Исходный	Исходный –		300	26	190	
	0,3	580	340	28	179	
35	0,5	620	360	30	179	
	0,7	630	358	33	170	
	0,3	590	360	34	170	
12	0,5	670	380	39	190	
	0,7	678	376	40	170	
> 0,5	0,3	540	320	26	163	
	0,5	590	340	30	170	
	0,7	600	350	30	180	

4. Влияние размера фракции и количества модификатора БСК-2 на механические свойства жаропрочной стали состава № 1

Обработку расплава осуществляли в ковше при его заполнении, применяя модификатор БСК-2 различной фракции.

Перед сливом металла из печи его предварительно раскисляли комплексной присадкой. Температура модифицирования составляла 1600 °С. Механические свойства и структуру контролировали на образцах, вырезанных из заливаемых после обработки расплава треф. Параллельно заливали образцы-фрагменты для определения термостойкости.

Исследования механических свойств стали, обработанной модификатором БСК-2 разной фракции, показали, что более высокие свойства достигаются при вводе присадки фракции 1...2 мм (табл. 4). Уменьшение фракции присадки до менее 0,5 мм снижает предел прочности до 600 МПа по сравнению с 678 МПа при вводе присадки фракции 1...2 мм.

Для проведения сравнительных испытаний на термостойкость дополнительно залили образцы-фрагменты из жаропрочной стали составов № 1 и 2 (см. табл. 3) без обработки модификатором БСК-2.

Опытные образцы-фрагменты были установлены в термическую печь, где периодически контролировали наличие трещин и структуру. Данные, приведенные в табл. 5, показали, что дополнительная модифицирующая обработка модификатором БСК-2 стали состава № 1 позволила повысить термостойкость до уровня стали состава № 2. Трещины на образцах-фрагментах не были обнаружены даже после выдержки в печи более 60 сут. В то время как на образцах, изготовленных из стали состава № 1, но без модифицирования, трещины начали появляться уже после выдержки в течение 45 сут.

Таким образом, модифицирование жаропрочной стали модификатором БСК-2 за счет улучшения структуры (измельчение зерна, уменьшение карбидных включений) и повышения технологических свойств (жидкотекучести, снижение температуры ликвидус) снижает вероятность образования рыхлот, усадочных раковин, повышает эксплуатационные свойства отливок и их ресурсы.

Заключение. На основании исследований влияния модифицирования на свойства и структуру жаропрочных хромо-никелевых сталей аустенитного класса было установлено:

• после модифицирующей обработки жаропрочных сталей РЗМ-содержащими присадками и модификатором БСК-2 повышаются механические и

Номер состава	D	Наличие трещин при времени выдержки в печи, сут						
стали по табл. 3	вид оораоотки	15	30	45	60			
				T	_			
1	Без обработки			Iрещины	_			
					Трещины			
	Обработка модификатором БСК-2		Не	2T				
2	Без обработки							

5. Результаты анализа трещинообразования

улучшаются литейные свойства, изменяется структура металла;

• изменение структуры металла, связанное с измельчением карбидных включений, равномерным распределением их по объему, и уменьшение размера зерна в комплексе с улучшением литейных и прочностных свойств повышает жаропрочность сталей;

• применение для модифицирования модификатора БСК-2 благодаря одновременному рафинирующему и модифицирующему воздействию позволяет получить более высокие прочностные и эксплуатационные свойства жаропрочных сплавов;

• модифицирующая обработка модификатором БСК-2 жаропрочных сталей, содержащих 17 % Ni, 23 % Cr (состав № 1), повышает трещиноустойчивость до уровня трещиноустойчивости сталей с 24 % Ni, 18 % Cr (состав № 2).

# БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Земсков И.В., Филанович И.К., Королев К.В. Влияние модифицирования на структуру и свойства нержа-

•••

УДК 621.375.826

веющей стали 12Х18Н10ТЛ // Литье и металлургия. 2004. № 1. С. 88–90.

2. Горецкий Г.П., Лашкевич О.Е. Исследование и разработка литейных жаростойких сплавов: материалы науч.-техн. конференции "Металлургия и литейное производство", 6–7 сен. 2007 г.

3. Муруев С.В., Римкевич В.С., Буцкий Е.В. и др. Применение барий-стронциевого карбоната при производстве заготовок из инструментальной стали Р6М5 и X12MФ // Электрометаллургия. 2004. № 10. С. 8–10.

4. Пимнев Д.Ю., Афанасьев С.В., Кузнецов С.И. Повышение служебных и литейных свойств высокомарганцовистой стали типа Г13Л при обработке расплава модификатором БСК-2: тр. восьмого съезда литейщиков России. Т. 1. Ростов-на-Дону, 2007. С. 145–151.

Дмитрий Юрьевич Пимнев; Михаил Сергеевич Чернявский, shexpir@mail.ru; Ольга Николаевна Фисакова; Сергей Петрович Задруцкий, канд. техн. наук; Владимир Александрович Розум, канд. техн. наук; Георгий Прокопьевич Горецкий, канд. техн. наук

\*\*\*

**А.И. Егунов, Ю.А. Артеменко, И.Н. Родионова** (Юго-Западный государственный университет, г. Курск)

# Влияние параметров режима коаксиальной лазерной газопорошковой наплавки на геометрические характеристики покрытий из порошкового сплава SH12012 на базе кобальта

Экспериментально исследованы особенности коаксиальной лазерной наплавки порошкового сплава на основе кобальта. По данным результатов многофакторного эксперимента определены зависимости геометрических размеров наплавленных валиков от параметров режима наплавки. Разработаны технологические рекомендации.

Ключевые слова: коаксиальная лазерная наплавка; сплав на основе кобальта; геометрические характеристики.

Characteristics of coaxial laser cladding of cobalt-base powders alloy are experimentally investigated. Dependences of the geometric dimensions of tracks on parameters of the regime of cladding are determined according to the results of multifactor experiment. Technological recommendations are developed.

Keywords: coaxial laser cladding; cobalt-base alloy; geometrical characteristics.

Коаксиальная лазерная газопорошковая наплавка (КЛГН) позволяет решать проблему высокоэффективного производства различных покрытий с заданными свойствами, в том числе и композитных [1]. Коаксиальная (соосная) система подачи порошка в зону наплавки (рис. 1) по сравнению с латеральной (боковой) отличается меньшими потерями порошка [2] и позволяет решить проблему раздельного плавления подложки и присадочного порошка. Другими преимуществами КЛГН являются минимальное термическое влияние на основной материал, широкий диапазон варьирования параметров режима наплавки, стойкость к технологическим возмущениям, возможность наплавки поверхностей со сложной геометрией, независимость размеров нанесенного валика от направления наплавки, а также экологичность процесса [3, 4].

Качество формируемых покрытий во многом зависит от геометрических характеристик единичных на-



Рис. 1. Схема коаксиальной газопорошковой лазерной наплавки:

1 — подложка; 2 — наплавленный материал; 3 — подача присадочного порошка с транспортным газом; 4 — подача защитного газа; 5 — излучение лазера; 6 — зона плавления присадочного порошка

плавленных валиков (высоты H и ширины W валика, глубины проплавления h основного металла) [5], являющихся базовыми составляющими элементами покрытия (рис. 2).

В настоящее время обоснованные технологические рекомендации по формированию покрытий, наплавленных КЛГН, отсутствуют. Для их разработки была поставлена задача по исследованию влияния параметров режима КЛГН на геометрию наплавленных валиков с последующей разработкой технологических номограмм, которую решали по методу планирования многофакторного эксперимента построением полиномиальной квадратичной интерполяционной модели параметров процесса КЛГН вида

$$Y = b_0 + \sum_{i=1}^{k} b_i X_i + \sum_{i=1}^{k} \sum_{j=1}^{k} b_{ij} X_i X_j, \qquad (1)$$

где  $X_i$  – независимые переменные (факторы); Y – зависимая переменная;  $b_0$  – свободный член;  $b_i$  – ли-



Рис. 2. Геометрические параметры наплавленных валиков

нейные коэффициенты;  $b_{ij}$  – коэффициенты при произведениях независимых переменных  $X_iX_j$  с номерами *i* и *j*.

В качестве зависимых переменных выбрали высоту *H* и ширину *B* наплавочных валиков, а также глубину проплавления *h* основного металла (см. рис. 2). Измерения проводили с помощью светового оптического микроскопа "Leica ICA M2 125" в трех различных поперечных сечениях образца после полировки и травления. Для анализа использовали среднее значение.

Наплавку опытных образцов осуществляли в условиях непрерывного лазерного излучения на установке "POM DMD 505", оснащенной газовым  $CO_2$ -лазером максимальной мощности 5 кВт фирмы Trumpf (Германия), коаксиальным соплом с системой контроля толщины покрытия (рис. 3), четырьмя порошковыми питателями и системой ЧПУ (ToPs 800 DMD).

Поставленную задачу решали применительно к порошковому сплаву SH12012 (фракция 45...125 мкм), наплавляемому на заготовку из стали Ст3. Данный материал относится к стеллитам и характеризуется высокими твердостью, сохраняющейся при повышенных температурах, износостойкостью и коррозионной стойкостью [7]. Химический состав сплава приведен в табл. 1.

По данным априорных экспериментов выявлено, что основными факторами, влияющими на процесс объемной наплавки при непрерывном лазерном излучении, являются: мощность лазерного излучения P( $X_1$ ), скорость наплавки v ( $X_2$ ) и расход порошка Q ( $X_3$ ) [8]. Уровни варьирования переменных факторов приведены в табл. 2.

Постоянные параметры режима КЛГН представлены в табл. 3.

В процессе эксперимента реализовывалась матрица полного факторного эксперимента 3<sup>3</sup> при трех уровнях варьирования факторов (табл. 4).



Рис. 3. Общий вид головки для КЛГН с системой контроля толщины наносимого покрытия фирмы РОМ (США) [6]

1. Химический	состав	порошкового	сплава	SH12012,	% мас.	
	cocrub	порошнового	ennaba		/0 11400	

Со	Cr	W	Ni	Fe	Mn	С	В	Si
Основа	18,9	8,6	13,3	3,0	0,4	0,96	1,8	2,8

T.	V	Значение параметра при кодированном значении <i>X<sub>i</sub></i>					
Параметр	Код	-1	0	0,67	1		
Мощность лазерного излучения Р, кВт	$X_1$	3	4	_	5		
Скорость наплавки v, мм/мин	$X_2$	400	700	_	1000		
Расход порошка Q, г/мин	$X_3$	23	39,5	50,5	_		

## 2. Уровни варьирования переменных факторов

3.	Постоянные	параметры	режима	КЛГН
----	------------	-----------	--------	------

Параметр	Значение	Обоснование выбора
Расстояние между соплом и изделием, мм	21	При меньших значе- ниях наблюдаются чрезмерный перегрев сопла и налипание брызг на сопло, при больших – наруше- ние газовой защиты
Угол расхождения лазерного излучения, °	13,7	При меньших значе- ниях наблюдается уменьшение размеров зоны плавления по- рошка, при больших – недопустимое рас- сеивание энергии ла- зера
Диаметр выходного отверстия сопла, мм	8,5	Минимально воз- можный для выхода лазерного излучения и обеспечения ста- бильности процесса
Расход защитного газа, м <sup>3</sup> /ч	0,96	При меньших значе- ниях нарушается за- щита, при больших — наблюдается сдува- ние порошка

Коэффициенты уравнения (1) рассчитывали с использованием аппарата матричного исчисления по формуле [9]

$$B = (X^{T} X)^{-1} X^{T} Y, \qquad (2)$$

где B — матрица-столбец искомых коэффициентов уравнения (1), ее размерность равна числу коэффициентов; Y — матрица-столбец результатов опытов, ее размерность равна числу опытов N;

$$B = \begin{vmatrix} b_{0} \\ b_{1} \\ \dots \\ b_{i} \\ \dots \\ b_{k} \\ b_{12} \\ \dots \\ b_{ij} \\ \dots \\ b_{k-1, k} \end{vmatrix}; Y = \begin{vmatrix} y_{1} \\ y_{2} \\ \dots \\ y_{2} \\ \dots \\ y_{n} \\ \dots \\ y_{N} \end{vmatrix};$$

X – прямоугольная матрица условий эксперимента (число строк равно числу опытов N, число столбцов – числу коэффициентов модели), строится в следующей последовательности:

4. Результаты эксперимента

Номер опыта	I	Тараметры режим	a	Геометрические параметры, мм			
	$X_1$	$X_2$	$X_3$	W	Н	h	
1	-1	-1	-1	3,717	0,544	0,089	
2	-1	0	-1	3,361	0,294	0,089	
3	-1	1	-1	2,808	0,196	0,089	
4	0	0	-1	3,825	0,330	0,107	
5	0	-1	-1	4,743	0,651	0,160	
6	0	1	-1	3,165	0,321	0,054	
7	1	1	-1	3,433	0,383	0,098	

	]	Параметры режим	a	Геометрические параметры, мм			
Номер опыта	$X_1$	$X_2$	$X_3$	W	Н	h	
8	1	-1	-1	4,466	0,758	0,232	
9	1	0	-1	4,324	0,535	0,080	
10	-1	-1	0	3,272	0,954	0,089	
11	-1	0	0	3,120	0,472	0,080	
12	-1	1	0	2,808	0,312	0,071	
13	0	0	0	3,869	0,570	0,098	
14	0	-1	0	4,457	1,177	0,116	
15	0	1	0	3,530	0,365	0,080	
16	1	1	1 0		0 3,682 0,410 0,06	0,062	
17	1	-1	0	4,911	1,239	0,143	
18	1	0	0	4,449	0,695	0,045	
19	-1	-1	0,67	3,566	1,186	0,080	
20	-1	0	0,67	3,352	0,648	0,071	
21	-1	1	0,67	2,487	0,330	0,068	
22	0	0	0,67	3,655	0,740	0,062	
23	0	-1	0,67	4,119	1,373	0,062	
24	0	1	0,67	3,388	0,568	0,036	
25	1	1	0,67	3,548	0,481	0,080	
26	1	-1	0,67	4,645	1,480	0,045	
27	1	0	0,67	4,172	0,847	0,054	

# ЛИТЕЙНОЕ И СВАРОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВА

 $X^{T}$  – транспонированная матрица *X*;  $(X^{T}X)^{-1}$  – матрица, обратная информационной матрице (матрице Фишера) эксперимента  $X^{T}X$ .

После отсева незначащих коэффициентов получили следующие уравнения:

$$h = 0,076 - 0,018X_2 - 0,032X_3 - 0,186X_1X_3 + 0,2317X_2X_3 + 0,1567(X_2)^2;$$
(3)

$$H = 0.613 + 0.105X_1 - 0.351X_2 + 0.242X_3 -$$
  
- 0.164X\_2X\_3 + 0.137(X\_2)<sup>2</sup>; (4)

$$W = 3,970 + 0,516X_1 - 0,492X_2 - 0,104X_3 -$$
  
- 0,188(X<sub>1</sub>)<sup>2</sup> - 0,133(X<sub>3</sub>)<sup>2</sup>. (5)

Одним из важных параметров процесса наплавки является глубина проплавления основного металла: чем меньше глубина проплавления, тем меньше доля основного металла в наплавленном. В общем случае глубина проплавления ожидаемо увеличивается с ростом тепловложения в материал, т.е. с повышением мощности и уменьшением скорости (рис. 4, *a*, *б*).

Однако на режимах с большими значениями расхода порошка и мощности наблюдается обратная тенденция: увеличение глубины проплавления с ростом скорости (рис. 4, *в*). Это явление связано с ростом объема расплавленного порошка, осевшего на подложку и, соответственно, увеличением толщины жидкой прослойки и снижением степени воздействия луча лазера на основной металл. В этом случае жидкая прослойка дает экранирующий эффект.

Возрастание энергии излучения приводит к увеличению высоты и ширины валика. Это обусловлено более



Рис. 4. Зависимости глубины проплавления от параметров режима КЛГН: a - Q = 23 г/мин;  $\delta - 39,5$  г/мин; e - 50,5 г/мин; 1 - P = 3 кВт; 2 - 4 кВт; 3 - 5 кВт

полным использованием присадочного порошка. Одновременно при повышении скорости ширина валика уменьшается из-за меньшего количества порошка на длину валика и меньшего подогрева основы и следовательно, меньшей адгезии расплавленных капель порошка к поверхности подложки. Увеличение расхода порошка вызывает возрастание высоты и ширины валика.

На основе анализа уравнений регрессии (4), (5) установлено, что наибольшее влияние на ширину наплавленных валиков оказывают мощность излучения лазера и скорость наплавки, расходом порошка в данном случае можно пренебречь. Это вызвано постоянным пятном излучения, в котором происходит плавление присадочного порошка, и, как следствие, ограниченным по ширине проходом наплавки.

Наибольшее влияние на высоту наплавленных валиков оказывает скорость наплавки, обусловливающая количество расплавленного присадочного порошка, который осядет на подложку в единицу времени. На втором месте — расход порошка, который будет переплавлен и осажден на подложку. Наименьшее влияние на высоту наплавленных валиков в данном случае оказывает мощность лазерного излучения.

По результатам обработки и анализа экспериментальных данных была составлена программа для автоматизированного решения "обратной" задачи, т.е. для выбора параметров режима лазерной наплавки исходя из требуемой геометрии элементов формируемого покрытия. Для иллюстрации принципа работы програм-



Рис. 5. Технологическая номограмма

мы на рис. 5 представлена технологическая барицентрическая номограмма зависимости геометрических параметров от параметров режима лазерной наплавки.

Она состоит из двух бинарных полей (H, W) и (v, Q) и шкалы P. При прямом решении системы уравнений (4) и (5) на поле (v, Q) и шкалу P наносят соответствующие точки, которые соединяются отрезком прямой. Середина отрезка соответствует искомым значениям H и W. Аналогично решается обратная задача.

### Выводы

1. Решена задача по исследованию влияния параметров режима КЛГН на геометрию наплавленных валиков с использованием метода планирования многофакторного эксперимента.

2. Построена полиномиальная квадратичная интерполяционная модель параметров процесса КЛГН.

3. Разработаны технологические рекомендации по выбору параметров режима КЛГН для заданных геометрических параметров износостойких покрытий.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Григорьянц А.Г., Мисюров А.И., Третьяков Р.С.** Анализ влияния параметров коаксиальной лазерной наплавки на формирование валиков // Технология машиностроения. 2011. № 11. С. 19–21.

2. Полтев Г.Л., Грезев А.Н., Кондратьев И.П. Коаксиальная подача порошка при газопорошковой лазерной наплавке // Сварочное производство. 1989. № 6. С. 23–24.

3. **Debourg L.** Utilisation de sources de fortes puissances pour le traitement de surface par laser // Institut Maupertuis. 2010. C. 36-52.

4. Григорьянц А.Г., Шиганов И.Н., Мисюров А.И. Технологические процессы лазерной обработки: учеб. пособие для вузов / под ред. А.Г. Григорьянца. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. 664 с.

5. U. de Oliveira, V. Ocelik, J.Th.M. De Hosson. Analysis of coaxial laser cladding processing conditions // Surface & Coatings Technology 197. 2005. P. 127–136.

6. Thivillon L., Pervushin D., Bertrand Ph., Smurov I. Industrial Technology of Laser Assisted Direct Metal Deposition // Thermal Spray 2008: Crossing Borders (DVS-ASM), 2008. P. 1171–1177.

 Хасуи А., Моригаки О. Наплавка и напыление / пер. с яп. В.Н. Попова; под ред. В.С. Степина, Н.Г. Шестеркина. М.: Машиностроение, 1985. 240 с.

8. **Курьянинова Е.И., Ерофеев В.А.** Оптимизация технологических параметров лазерной газопорошковой наплавки на основе математического моделирования // Сварочное производство. 2007. № 4. С. 21–25.

 Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. М.: Машиностроение; София: Технология, 1980. 304.

Александр Игоревич Егунов,

egunov.aleksandr@mail.ru;

Юрий Александрович Артеменко, канд. техн. наук; Ирина Николаевна Родионова, канд. техн. наук КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНОЕ

# производство

УДК 621.7

# Е.Н. Складчиков, Т.Ю. Артюховская

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

# Экспериментальное исследование работы кривошипного пресса при разделительных операциях

Приведены результаты экспериментального исследования сил на шатуне кривошипного пресса при разделительных операциях. Сопоставлены результаты определения растягивающих сил на шатуне, полученных с помощью математического моделирования и экспериментально.

Ключевые слова: пресс; шатун; головка шатуна; растягивающая сила; разделительная операция.

The results of experimental research of forces on connecting rod crank press are resulted during shearing operations. Results of tensile forces on connecting rod definition received by mathematical modeling and experimentally are compared.

Keywords: press; connecting rod; connecting-rod end; tensile force; shearing operation.

При работе кривошипных прессов при выполнении разделительных операций после практически мгновенного исчезновения технологической силы в динамической системе пресса возникает колебательный процесс, при котором шатун (шатуны) пресса нагружается знакопеременной силой. В фазе растяжения сила, нагружающая шатун, соизмерима со сжимающей силой, возникающей при технологическом нагружении. Эта сила нагружает головку шатуна, которая по сравнению со стержневой частью шатуна имеет пониженную несущую способность. Поэтому оценка и снижение растягивающих сил на шатуне является актуальной задачей.

Силы, нагружающие шатун и головку шатуна при разделительных операциях, определяли с помощью *программного комплекса* (ПК) анализа динамических систем ПА9 [1]. ПК ПА9 имеет в своем составе библиотеку математических моделей типовых конструктивных элементов машиностроительного профиля, преимущественно кузнечно-штамповочного оборудования. Кривошипная головка шатуна представляет собой шарнир со специфическими свойствами. Для нее была разработана математическая модель [2], учитывающая эту специфику.

Результаты исследований работы кривошипных прессов в условиях разделительных операций приведены в [3, 4].

Для проверки достоверности математического моделирования выполнено экспериментальное исследование работы кривошипного пресса при разделительных операциях. Исследование проводили на прессе КД2128 с открытой станиной с номинальной силой 630 кН.

Кинематическая схема пресса показана на рис. 1.

Пресс содержит асинхронный двигатель 1, клиноременную передачу 2, маховик 3, главный исполнительный механизм, включающий в себя эксцентриковый вал 4, подшипниковые опоры эксцентрикового



Рис. 1. Кинематическая схема пресса КД2128





Рис. 3. Схема подключения (*a*) и схема наклеивания (*б*) тензорезисторов на вырубном пуансоне

вала 5, кривошип 6, шатун 7 с кривошипной 8 и ползунной 9 головками, ползун 10 в направляющих 11,

станину 12, муфту включения 13 и тормоз 14. Нагружение пресса выполняли операцией вырубки стальных листовых заготовок. Штамп для вырубки

Рис. 2. Штамп для вырубки

ки стальных листовых заготовок. Штамп для вырубки показан на рис. 2. Толщина заготовки составляла 1; 1,5 и 2 мм. Вырубку осуществляли по прямоугольному контуру с длиной периметра 404 мм. Недоход ползуна до его *крайнего нижнего положения* (КНП) в начале операции выбран равным 3 и 5 мм.

В каждом опыте эксперимента регистрировали перемещение ползуна пресса, технологическую силу и силу на шатуне с помощью восьмиканального annaратно-программного комплекса (АПК) Spider-8. Выходная переменная каждого канала комплекса представляет собой напряжение постоянного тока, находящегося в линейной зависимости от фактического значения регистрируемой величины. Ее изменение записывается в файл компьютера через порт USB. Для перевода переменной из условных значений напряжения постоянного тока в натуральные значения регистрируемой величины канал подвергается калибровке с определением коэффициента пересчета записанных значений величины в ее натуральные значения.

Для регистрации перемещения ползуна использовали индуктивный датчик перемещения.

Датчик технологической силы образован восемью тензорезисторами ПКБ-20-200, включенных по схеме полумоста, как показано на рис. 3, *а*. Тензорезисторы наклеивали на боковые поверхности вырубного пуансона (рис. 3,  $\delta$ ). Резисторы R<sub>1</sub>, R<sub>3</sub>, R<sub>5</sub>, R<sub>7</sub> наклеены параллельно направлению действия силы вырубки и воспринимают деформацию сжатия; резисторы R<sub>2</sub>, R<sub>4</sub>, R<sub>6</sub>, R<sub>8</sub> – перпендикулярно направлению действия силы вырубки и обеспечивают температурную компенсацию полумоста. Такое включение тензорезисторов исключает влияние на результаты регистрации технологической силы возможный эксцентриситет технологической силы и температурных условий.

Датчик силы на шатуне образован четырьмя тензорезисторами ПКБ-20-200, также включенных по схеме полумоста (рис. 4). Резисторы  $R_1$  и  $R_2$  наклеены на шатун вдоль его оси, симметрично по отношению к



ней и воспринимают деформации сжатия. Резисторы  $R_3$  и  $R_4$  наклеены в окружном направлении тела шатуна, воспринимают деформации растяжения и обеспечивают температурную компенсацию полумоста. Такое включение тензорезисторов исключает влияние на результаты регистрации силы на шатуне ее возможный эксцентриситет.

Калибровку датчиков технологической силы и силы на шатуне осуществляли при их одновременном нагружении с помощью гидравлического домкрата ДН100П15 с максимальной силой 1 МН и гидравлического насоса с ручным приводом НРГ-7007. Текущую силу определяли манометром с пересчетом его показания в силу через площадь плунжера домкрата.

Графики калибровки каналов регистрации технологической силы и силы на шатуне приведены на рис. 5.

Пример записи процесса для случая заготовки толщиной 1 мм и недохода ползуна 3 мм показан на рис. 6.

Топология математической модели пресса КД2128 в среде ПК ПА9 [1] представлена на рис. 7. В таблице показано поэлементное соответствие пресса и модели.



Рис. 5. Графики калибровки каналов регистрации технологической силы и силы на шатуне:

1 – для шатуна; 2 – для пуансона



Рис. 6. Запись процесса вырубки заготовки толщиной 1 мм и недохода ползуна 3 мм

Номер элемента на схеме (рис. 1)	Элемент	Обозначение элемента на топологии (рис. 7)	Имена привлеченных моделей [1]
_	Источник питания	E1 380	V
1	Двигатель асинхронный (А)	ДВИГАТЕЛЬ	DVA
2	Клиноременная передача	КЛИНОРЕМЕННАЯ ПЕРЕДАЧА	RP
3	Маховик	МАХОВИК	М
4	Эксцентриковый вал	УЧАСТОК ВАЛА	FRVL
5	Подшипниковая опора эксцентрикового вала	ОПОРА КРИВОШИПА	SHARN2
6	Кривошип	КРИВОШИП	BALKA2
7	Шатун	ШАТУН	BALKA 2
8	Кривошипная головка	КРИВОШИПНАЯ ГОЛОВКА	SHART
9	Ползунная головка	ПОЛЗУННАЯ ГОЛОВКА	SHARN2
10, 11	Ползун, направляющие	ПОЛЗУН, НАПРАВЛЯЮЩАЯ	NPR
12	Станина	СТАНИНА	STRGN3
13	Муфта включения	МУФТА	MUFTA
14	Тормоз	ТОРМОЗ	TORMOZ
_	Источник питания управления муфтой	E2	V
_	Источник питания управления тормозом	E3	V
_	Технологическая сила (К – для криво- шипных прессов)	ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ СИЛА	TNGK

Π	оэлементное	соответствие	пресса	И	модели
---	-------------	--------------	--------	---	--------



Рис. 7. Топология математической модели пресса КД2128



Рис. 8. Результаты моделирования при вырубке заготовки толщиной 1,5 мм и недохода ползуна до КНП 3 мм

Математическое моделирование выполняли для условий, соответствующих условиям эксперимента. В частности, в качестве параметров модели технологической нагрузки вводились параметры, полученные или заданные в эксперименте: рабочий ход, максимальная технологическая сила, недоход ползуна.

Пример результатов моделирования в виде графиков перемещения ползуна, силы деформирования и силы на шатуне для случая заготовки толщиной 1,5 мм и недохода ползуна до КНП 3 мм приведен на рис. 8.

На рис. 9 представлены результаты моделирования и эксперимента для случаев недохода ползуна до КНП

3 и 5 мм и при вырубке заготовки толщиной 1; 1,5 и 2 мм.

Графики сил на шатуне показали качественное совпадение результатов эксперимента и математического моделирования работы кривошипного пресса в условиях разделительных операций в части порядка следования положительных и отрицательных периодов нагружения шатуна и их временных интервалов. Максимальная разница сил на шатуне, полученных моделированием и экспериментально (см. рис. 9, *a*), составляет 31 %.

Таким образом, математическое моделирование адекватно отражает процессы, происходящие в кривошипном прессе при выполнении разделительных операций.



Рис. 9. Результаты моделирования и эксперимента при недоходе ползуна до КНП 3 (*a*-*e*) и 5 мм (*г*-*e*) и вырубке заготовки различной толщиной: *a*, *г* - 1 мм; *б*,  $\partial$  - 1,5 мм; *e*, *e* - 2 мм

# БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Складчиков Е.Н., Уваров М.Ю. Моделирование кузнечно-штамповочного оборудования средствами программного комплекса анализа динамических систем ПА-7. М.: МГТУ, 1993. 76 с.

2. Артюховская Т.Ю., Складчиков Е.Н. Разработка математической модели кривошипной головки шатуна пресса для разделительных операций // Кузнечно-штамповочное производство. 2000. № 11.

3. Артюховская Т.Ю., Складчиков Е.Н. Повышение надежности и расширение технологических возможностей кривошипных прессов в условиях разделительных операций. Наука и образование: электронное науч.-техн. изд., информ. регистрационный номер 0420800050\0050. 2008.

4. Артюховская Т.Ю., Складчиков Е.Н. Расширение технологических возможностей кривошипных прессов в условиях разделительных операций / Всероссийская науч.-техн. конф. "Машиностроительные технологии": тез. докл. М.: 2008.

Евгений Николаевич Складчиков, д-р техн. наук; Татьяна Юрьевна Артюховская, tart11@mail.ru



Объем 360 с. Формат 70х100 1/16 Переплет ISBN 978-5-94275-579-9 Цена 440 р.



## А.С. Матвеев, В.А. Кочетков.

Под редакцией В.Ф. Безъязычного

Представлены сведения о материалах, применяемых в авиационном двигателестроении, краткие данные о физической сущности пластической деформации, основном оборудовании цехов кузнечно-штамповочного производства, используемой оснастке, нагревательных устройствах и режимах ковки и штамповки, а также контроля температур при нагреве металла. Показана роль обработки материалов давлением в создании нанокристаллической структуры материалов.

Приведены сведения об основных кузнечных и штамповочных операциях и производственных методах контроля качества поковок и штамповок. Рассмотрены вопросы термической обработки поковок и штамповок.

Дано понятие «специальный процесс», изложены требования, предъявляемые к производственному персоналу и используемому оборудованию.

Справочник рекомендуется для подготовки рабочих на предприятиях, а также в качестве учебного пособия для обучения специалистов среднего профессионального образования.

Приобрести книгу в издательстве можно, прислав заявку:

по почте: 107076, г. Москва, Стромынский пер., 4; по факсу: (499) 269-48-97; по e-mail: realiz@mashin.ru Дополнительная информация по телефонам: (499) 269-52-98, 269-66-00 и на сайте WWW.MASHIN.RU

**А.А. Мусаев** (Северо-Кавказская государственная гуманитарно-технологическая академия, г. Черкесск)

# Экспериментальные исследования газовой листовой штамповки на двухкамерном устройстве

Проведены экспериментальные исследования газовой листовой штамповки на экспериментальном устройстве. Выполнена отработка технологии газовой листовой штамповки.

Ключевые слова: газовая штамповка; листовая штамповка; топливная смесь; давление газа; горение.

Experimental studies of gas sheet forming using trial device are performed. The gas sheet forming technology refinement is implemented.

Keywords: gas forming; sheet forming; fuel mixturte; gas pressure; combustion.

В настоящее время газовая штамповка изучена недостаточно. Для исследования газовой штамповки было создано экспериментальное устройство с двумя камерами сгорания, разделенными между собой поршнем.

*Цель исследований* — оценка работоспособности устройства и определение необходимого давления топливной смеси, а также давления воздуха, обеспечивающего прижим фланцевой части заготовки.

При экспериментальных исследованиях газовой листовой штамповки на экспериментальном устройстве (рис. 1) между кольцевым поршнем 7 и фланцем матрицы 9 зажимали листовую заготовку 8 из стали Ст3 толщиной 0,8 мм. Прижим заготовки осуществляли под действием давления газа, который подавался через штуцер 31 в кольцевую полость. Для повышения податливости заготовки и облегчения течения металла с фланцевой части матрицы 9 давление под кольцевым поршнем составляло 0,4...0,8 МПа. Для уплотнения стыка между штампуемой заготовкой и торцом кольцевого поршня 7 использовали резиновое кольцо 32. Для осуществления штамповки камеры сгорания 2 и 4 наполняли топливной смесью. При этом наполнение камеры сгорания 2 проводили через камеру 4.

Установлено, что топливная смесь воспламеняется только в верхней камере 4. По-видимому, это связано с тем, что нижняя камера сгорания наполнялась топливной смесью из верхней камеры и поэтому в нижней камере не происходило стехиометрического соотношения компонентов топливной смеси.

Для обеспечения в обеих камерах стехиометрического соотношения между горючим газом и воздухом была разработана схема с усовершенствованной системой топливоподачи (рис. 2). Система укомплектована в основном из тех же элементов, что и предыдущая система топливоподачи.

Система топливоподачи работает следующим образом. При открытии электропневматического клапана 27 сжатый воздух подается в декомпрессионные клапаны 5, 21, и они закрываются, герметизируя камеры 4 и 2. Затем открываются электропневматические клапаны 15 и 35. При этом горючий газ из баллона 38 подается через впускной клапан 6 в верхнюю камеру 4.

Давление газа из камеры 4 через предохранительный клапан 16, электропневматический клапан 15 передается электроконтактному манометру 14. При достижении определенного значения давления газа в камере 4 стрелки электроконтактного манометра 14 замыкаются. Это обеспечивает отключение электропневматических клапанов 15, 35 и включение электропневматических клапанов 18 и 29. При этом сжатый воздух из ресивера 37 через впускной клапан 6 подается в камеру 4. Давление из камеры 4 через предохранительный клапан 16 и электропневматический клапан 18 передается электроконтактному манометру 19.

Поступающий в камеру 4 воздух смешивается с находящимся там горючим газом — происходит образование топливной смеси. При достижении определенного значения давления топливной смеси в камере 4 стрелки электроконтактного манометра 19 замыкаются. Благодаря этому электропневматические клапаны 18 и 29 отключаются, и включаются электропневматические клапаны 23 и 34. При этом горючий газ из баллона 38 подается через впускной клапан 20 в нижнюю камеру 2.

Давление газа из камеры 2 через предохранительный клапан 17, электропневматический клапан 23 передается электроконтактному манометру 24. При достижении определенного значения давления газа в камере 2 стрелки электроконтактного манометра 24 замыкаются. Это обеспечивает отключение электропневматических клапанов 23, 34 и включение электропневматических клапанов 25 и 28. При этом сжатый воздух из ресивера 37 через впускной клапан 20 подается в камеру 2. Давление из камеры 2 через предохранительный клапан 17 и электропневматический клапан 25 передается электроконтактному манометру 26.

Поступающий в камеру 2 воздух смешивается с находящимся там горючим газом — образуется топливная смесь. При достижении определенного значе-





Рис. 1. Схема устройства для штамповки с системой топливоподачи: 1 — корпус; 2, 4 — камеры; 3 — поршень; 5, 21 — декомпрессионные клапаны; 6 — впускной клапан; 7 — кольцевой поршень; 8 штампуемая заготовка; 9 — матрица; 10 — клапан перепускной; 11 — канал; 12, 22 — свечи зажигания; 13 — управляющий клапан; 14, 19 — электроконтактные манометры; 15, 18, 23, 26, 29 электропневматические клапаны; 16, 17 — предохранительные клапаны; 20, 27, 28 — обратные клапаны; 24 — компрессор; 25 ресивер; 30 — баллон воздушный; 31 — штуцер; 32 — резиновое кольцо

ния давления топливной смеси в камере 2 стрелки электроконтактного манометра 26 замыкаются. Благодаря этому электропневматические клапаны 25 и 28 закрываются — подача воздуха прекращается. Затем производится зажигание топливной смеси в нижней камере. После сгорания топливной смеси в камерах 2, 4 и осуществления процесса штамповки электропневматический клапан 27 закрывается. При этом декомпрессионные клапаны 5 и 21 открываются, и продукты сгорания выпускаются из камер 2 и 4.

Преимуществом данной системы топливоподачи является раздельное наполнение верхней 4 и нижней 2 камер сгорания, что обеспечивает стехиометрическое соотношение между горючим газом и воздухом в обеих камерах.

Для экспериментального исследования влияния основных факторов процесса вытяжки использовали листовые заготовки из стали Ст3 толщиной 0,8 мм и

диаметром 330 мм. Силу прижима заготовки кольцевым поршнем варьировали изменением давления воздуха в интервале 0,4...1,5 МПа. Давление топливной смеси устанавливали в обеих камерах сгорания: 0,3; 0,5 и 0,7 МПа.

При давлении топливной смеси 0,3 МПа и давлении прижима 0,4 МПа глубина вытяжки составила 30 мм. При увеличении давления топливной смеси до 0,6 МПа глубина вытяжки 45 мм. Однако при этом на фланце заготовки появились гофры.

Для предотвращения образования гофров давление воздуха в кольцевой полости постепенно повышали. При давлении 1,2 МПа обра-

## Рис. 2. Схема устройства для штамповки с усовершенствованной системой топливоподачи:

1 -корпус; 2, 4 -камеры; 3 -поршень; 5, 21 -декомпрессионные клапаны; 6, 20 -впускные клапаны; 7 – кольцевой поршень; 8 -штампуемая заготовка; 9 – матрица; 10 -клапан перепускной; 11 канал; 12, 22 -свечи зажигания; 13 -управляющий клапан; 14, 19, 24, 26 -электроконтактные манометры; 15, 18, 23, 25, 27, 28, 29, 34, 35 -электропневматические клапаны; 16, 17 -предохранительные клапаны; 30, 31, 32, 33 -обратные клапаны; 36 -компрессор; 37 -ресивер; 38 -баллон газовый; 39 -штуцер



Рис. 3. Вид на верхнюю плиту с отштампованными деталями

зование гофров прекратилось. Затем в обеих камерах сгорания установили максимально возможное давление топливной смеси 0,7 МПа и давление воздуха под кольцевым поршнем 1,4 МПа. При этом глубина вытяжки заготовки составила 50 мм (рис. 3). Получить глубину вытяжки больше 50 мм невозможно из-за ограничения высоты матрицы.

Технологический процесс получения штампованных дета-

лей состоит из следующих основных операций: установка заготовки в матрицу; наполнения камер сгорания топливной смесью; сгорание топливной смеси; штамповка; извлечение отштампованной заготовки из матрицы.

Хронометраж этих операций показал, что длительность установки заготовки составляет 3...5 мин, снятия детали 3...5 мин, наполнения камер сгорания 5...10 с, сгорания смеси и штамповки менее 1 с. Таким образом, длительность технологического процесса получения штампованной детали в основном определяется длительностью операций установки заготовки и снятия отштампованной детали.



# Рис. 4. Схема экспериментального устройства для газовой листовой штамповки:

1 – корпус; 2 – поршень; 3, 4 – камеры сгорания; 5 – фланец; 6 – болт; 7 – гайка; 8 – матрица; 9 – кольцевая полость; 10 – кольцевой поршень; 11 – каналы; 12 – полость; 13 – тарельчатый клапан; 14, 17 – впускные клапаны; 15, 18 – выпускные клапаны; 16, 19 – свечи зажигания; 20 – канал; 21 – штампуемая заготовка Проведены экспериментальные исследования газовой листовой штамповки на экспериментальном устройстве. Штамповке подвергали стальные листовые заготовки толщиной 0,8 мм и диаметром 330 мм. При этом были получены детали типа сферообразного днища и днища с плоским дном. Максимальная глубина днища с плоским дном 50 мм. Установлено, что для обеспечения процесса штамповки давление топливной смеси должно составлять 0,6...0,7 МПа. При этом для предотвращения гофрообразования давление воздуха под прижимом должно быть 1,2...1,4 МПа.

После экспериментальных исследований проводили отработку технологии газовой штамповки на экспериментальном устройстве (рис. 4) на заготовках из стали Ст3 толщиной 1 мм. При этом использовали цилиндрическую матрицу диаметром 200 мм, на которой можно штамповать три типа деталей (рис. 5). Первый тип деталей – сферообразное днище с фланцем, а второй – сферообразное днище с плоским дном. Такие днища широко применяют в различных технологических емкостях. Третий тип – деталь цилиндрической формы с фланцем. Такие детали также часто встречаются в конструкциях машин и аппаратов.

Штамповку деталей осуществляли следующим образом. Листовую заготовку устанавливали между кольцевым поршнем 10 и фланцем матрицы 8 (см. рис. 4). Затем в кольцевую полость 9 подавали сжатый воздух, при этом кольцевой поршень 10 осуществлял зажим заготовки. После этого верхнюю камеру сгорания 4 последовательно наполняли горючим газом и сжатым воздухом. Затем горючий газ и воздух подавали в нижнюю камеру сгорания 3. Давление образовавшейся топливной смеси в обеих камерах сгорания было одинаковым. Топливную смесь сначала поджигали в нижней камере 3. При этом под действием давления продуктов сгорания на поршень 10 осуществлялось сжатие топливной смеси в камере сгорания 4. Через 0,1 с поджигали эту сжатую топливную смесь. В результате сгорания топливной смеси давление в камере сгорания 4 и в полости 12 многократно увеличивалось. Под действием этого давления осуществлялся процесс штамповки детали.

Для уменьшения утонения штампуемой детали необходимо обеспечить благоприятные условия для течения металла с фланцевой части заготовки в полость матрицы. Это достигалось смазкой поверхностей фланца матрицы 8 и кольцевого поршня 10 графитовой смазкой, а также подбором силы прижима заго-



#### Рис. 5. Типы штампуемых деталей:

*a* – сферообразное днище с фланцем; *б* – сферообразное днище с плоским дном; *в* – цилиндрической формы с фланцем





Рис. 6. Отштампованная деталь

Рис. 7. Схема штамповки сферообразного днища с плоским дном



Рис. 8. Стадии деформации заготовки

товки. Для облегчения течения металла желательно уменьшить прижим заготовки, однако при этом может происходить гофрообразование. Исходя из этого, подбирали силу прижима, устанавливая в полости 9 определенное давление воздуха. Учитывая эти факторы, штамповку деталей осуществляли за несколько технологических переходов, не извлекая при этом заготовку из полости матрицы и постепенно наращивая давление топливной смеси и давления прижима.

Многочисленные эксперименты показали, что сферообразное днище целесообразно штамповать за три технологических перехода:

Номер	Давление топливной смеси	Давление прижима		
перехода	МПа	L		
1	0,3	0,6		
2	0,5	1,2		
3	0,6	1,5		

Общая длительность трех технологических переходов не превышает 1 мин. При этом получается деталь, приведенная на рис. 6. Следует отметить, что штамповка за несколько технологических переходов дает возможность не только постепенно повышать давление прижима, но и увеличивать объем полости, примыкающей к штампуемой заготовке.

Для штамповки сферообразного днища с плоским дном в полость матрицы устанавливали диск (рис. 7). Плоское дно детали формируется в заключительной стадии процесса штамповки, т.е. после соприкосновения штампуемой заготовки с диском. Штамповку этой детали также осуществляли в три перехода. Первые два перехода проводили на тех же режимах, что и при штамповке сферообразного днища. На третьем переходе формировали плоское дно днища. Этот переход осуществляли при давлениях топливной смеси 0,6; 0,65 и 0,7 МПа. Диаметр плоского дна составил 30; 60 и 100 мм соответственно.

Прочность экспериментального устройства не позволяла дальнейшего повышения давления топливной смеси. Однако по динамике увеличения диаметра плоского дна можно утверждать, что для штамповки такого типа деталей достаточно давления топливной смеси 0,7 МПа. Таким образом, третий технологический переход следует проводить при давлении топливной смеси 0,7 МПа, при этом давление прижима должно составлять 1,7...1,8 МПа.

Отличие штамповки цилиндрической детали от штамповки сферообразного днища заключается в том, что процесс штамповки цилиндрической детали протекает в две стадии (рис. 8). На первой стадии заготовка деформируется в виде шарового сегмента. Происходит интенсивное течение металла с фланцевой части заготовки, благодаря этому заготовка существенно не утоняется. Первая стадия процесса завершается при соприкосновении заготовки с дном матрицы. На второй стадии процесса штамповки происходит заполнение периферийной части матрицы. При этом затрудняется течение металла с фланцевой части матрицы и поэтому утонение заготовки увеличивается, особенно при заполнении углов матрицы.

Для обеспечения деформации заготовки на второй стадии процесса требуется значительно большее давление газа. В данном случае деформирующуюся заготовку можно рассматривать как тонкую оболочку, нагруженную внутренним давлением. Тогда напряжения, возникающие в заготовке, можно определить по уравнению Лапласа. Для пластически деформирующейся сферической оболочки это уравнение имеет следующий вид:

$$\frac{2\sigma_s}{\rho} = \frac{p}{s},\tag{1}$$

где  $\sigma_s$  — предел текучести заготовки;  $\rho$  — радиус кривизны заготовки; p — давление газа; s — толщина заготовки.

В конце первой стадии процесса штамповки  $\rho \approx R$ , где R – радиус цилиндрической матрицы. Тогда необходимое давление определяют по формуле

$$p = \frac{2s}{R}\sigma_s .$$
 (2)

Для заготовки из стали СтЗ предел текучести  $\sigma_{\rm T} \approx 300 {\rm M}\Pi {\rm a}$ , а предел прочности  $\sigma_{\rm B} \approx 500 {\rm M}\Pi {\rm a}$ . Следовательно, с учетом упрочнения материала заготовки в процессе ее деформирования можно принять  $\sigma_s = 400 {\rm M}\Pi {\rm a}$ .

Из уравнения (2) следует, что p = 8 МПа, т.е. в конце первой стадии процесса штамповки давление газа на поверхности заготовки должно составлять 8 МПа. В результате сгорания топливной смеси в обеих камерах экспериментального устройства давление повышается в 14—20 раз (при штамповке деталей с большой внутренней полостью). Следовательно, для обеспечения давления 8 МПа давление топливной смеси должно быть 0,4...0,6 МПа. Эти значения давления хорошо согласуются с данными экспериментов: штамповка сферообразного днища осуществлена при давлении топливной смеси 0,6 МПа.

На второй стадии процесса штамповки радиус кривизны заготовки существенно уменьшается, особенно в период заполнения углов данной части матрицы. Для этого случая уравнение (3) принимает следующий вид:

$$\frac{\sigma_s}{\rho} = \frac{p}{s}.$$
 (3)

Радиус кривизны заготовки  $\rho$  можно принять равным радиусу дна матрицы, т.е.  $\rho = r$ . Тогда необходимое давление газа для заполнения углов матрицы определяется зависимостью

$$p_{\rm y} = \frac{s}{rp} \sigma_s \,. \tag{4}$$

Обычно радиус данной части цилиндрической детали составляет 10...30 мм. Если принять r = 20 мм, то  $p_y = 20$  МПа, т.е. для обеспечения заполнения углов матрицы необходимо давление газа 20 МПа. Для достижения такого давления газа давление топливной смеси должно быть 1,2...1,6 МПа. На применяемом

экспериментальном устройстве по условию его прочности не может быть установлено такое давление топливной смеси. Однако при создании опытно-промышленного образца двухкамерного устройства для газовой штамповки это необходимо предусмотреть.

Таким образом, для штамповки цилиндрических деталей давление топливной смеси должно составлять 1,5 МПа. Штамповку следует осуществлять в четыре перехода:

Номер перехода	Давление топливной смеси	Давление прижима			
<b>x</b> , ,	МПа				
1	0,3	0,6			
2	0,7	1,5			
3	1,2	2,5			
4	1,6	3			

# БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Мусаев А.А. Разработка схемы системы топливоподачи двухкамерного устройства для газовой листовой штамповки / Современные технологии в машиностроении: сб. статей XIV Междунар. науч.-практ. конф. Пенза: Приволжский Дом знаний, 2010. С. 62–66.

> Абубакар Абдрахманович Мусаев, brain\_95@mail.ru

> > \*\*\*

УДК 621.979.134

В.Е. Свистунов, В.А. Чубуков, А.Г. Матвеев (Московский государственный индустриальный университет), А.А. Гартвиг (ООО "КванторФорм", г. Москва)

# Совершенствование конструкций быстроходных кривошипных штамповочных машин на основе исследования динамики их экстремального нагружения

Приведены результаты исследования динамики экстремального нагружения быстроходных кривошипных штамповочных машин. Сформулированы предложения по совершенствованию их конструкций, направленные на повышение производительности, расширение технологических возможностей и снижение затрат на ремонт.

**Ключевые слова:** быстроходные кривошипные штамповочные машины; динамика; перегрузка и распор; линейный и крутильный колебательные контуры; источники перегрузок; экстремальное нагружение; упругопластическое предохранение; статистическое предохранение; поверхность допустимых сил.

The results of extremal loading dynamics study of high-speed crank stamping machines are presented. Proposals for improving its designs which increase productivity, expansion of technological capabilities and reduce the cost of repairs are shown.

**Keywords:** high-speed crank stamping machines; dynamic; overload and outward pressure; linear and torsional oscillatory circuits; overloads sources extremal loading; elastoplastic protection; statistic protection; permissible forces surface.

*Кривошипные штамповочные машины* (КШМ) составляют более половины эксплуатируемого парка и выпуска всех видов кузнечно-прессовых машин машиностроительного производственного цикла, причем их доля непрерывно увеличивается. Преимущества и недостатки КШМ предопределены их принципом действия, основанном на сочетании нереверсируемого в рабочих режимах электромаховичного главного привода с рычажным (реже с кулачковым, кулачково-рычажным или зубчато-рычажным) исполнительным механизмом (ИМ).

Преимущества КШМ: наивысшая производительность среди машин, работающих штампами или ножами; возможность осуществлять все виды штамповки и упругопластического разделения; высокая точность получаемых изделий вследствие фиксированного *крайнего рабочего положения* (КРП) подвижного инструмента; доступная автоматизируемость благодаря цикловому характеру движения ИМ. К основным недостаткам КШМ следует отнести склонность к перегрузкам и заклиниванию (распору), а также высокую стоимость изготовления.

Развитие КШМ идет в направлении увеличения их эффективной жесткости, повышения частоты непрерывных ходов ИМ, предельно полной автоматизации процессов штамповки и наладки, расширения гамм КШМ путем технологической специализации и повышения значения главного параметра (номинальной силы, размера отрезаемой заготовки и т.д.). Однако те же мероприятия ведут к увеличению динамических (инерционных) сил, повышающих вероятность возникновения и величину перегрузок.

Большинство КШМ оснащены или могут быть оснащены устройством предохранения от перегрузок (гидравлическим, пружинно-рычажным, ломким и др.), соответствующим условиям их эксплуатации. Исключение составляют КШМ, в которых динамика экстремального нагружения приводит к наибольшей величине перегрузки и вероятности распоров, а эффективные устройства предохранения отсутствуют по различным причинам: пружинно-рычажные не вписываются по габаритным размерам, гидравлические или гидромеханические слишком инерционны, ломкие имеют низкую точность срабатывания в связи с постепенным снижением силы срабатывания в результате усталостных явлений и т.д.

Для разработки универсальных способов предохранения быстроходных КШМ и дальнейшего совершенствования их конструкций необходимо всестороннее изучение источников возникновения и уровня перегрузок в условиях экстремального нагружения. При этом под экстремальным понимается нагружение, не предусмотренное паспортными и расчетными характеристиками КШМ, при котором в узлах машины возникают нагрузки, превышающие номинальную и допустимую силы, а также расчетный крутящий момент на главном валу.

В настоящее время КШМ проектируют исходя из допущения о квазистатическом характере технологического нагружения, хотя подавляющее большинство протекающих в них процессов относится к динамическим [1]. Общая картина нагружения кривошипных машин достаточно сложна. Каждый цикл работы сопровождается повторяющейся совокупностью переходных процессов, протекающих последовательно или параллельно. Поэтому возникновение и способ проявления отдельных динамических нагрузок при рассмотрении процесса в целом удобно связывать с отдельными этапами цикла: включением муфты и разгоном ведомых масс, включением тормоза и торможением ведомых масс, выполнением технологической операции, холостым ходом, упругой разгрузкой, распором.

Исследовали три КШМ, относящихся к прессам, наиболее склонным к перегрузкам по условиям их эксплуатации:

1) кривошинный горячештамповочный пресс (КГШП) традиционной конструкции, номинальной силой  $P_{\rm H} = 25$  МН, параметры которого соответствуют ГОСТ 6809–87;

2) КГШП номинальной силой 25 МН на базе компактного кривошипно-ползунного ИМ (рис. 1, *a*) с наклонным шатуном нулевой кривизны поверхности его сопряжения с ползуном. Его жесткость *C* в 1,5 раза превышает жесткость первого КГШП ( $C = 2\sqrt{P_{\rm H}}$  [2]), а скорость вращения кривошипа больше в 1,5 раза;

3) быстроходный листоштамповочный автомат с верхним приводом номинальной силой 1 МН с бесступенчатой регулировкой частоты непрерывных ходов n от 100 до 500 мин<sup>-1</sup>, в котором конструкция компактного кривошипно-ползунного механизма (см. рис. 1, a) применена в качестве ИМ и в качестве механизма динамического уравновешивания, работающего в противофазе с ИМ.

Обобщение результатов частных исследований проводили с помощью соотношений подобия [3].

Эквивалентная схема, состоящая из упругих элементов, лишенных инерции, и инерционных элементов, лишенных упругости, для математического моделирования процессов экстремального нагружения КШМ, приведена на рис. 1,  $\delta$ . Она включает два контура: замкнутый линейный, в котором сила на ползуне замыкается на станину, и открытый крутильный, и охватывает как традиционные (см. рис. 1,  $\delta$ ), так и компактные (например, см. рис. 1, a) формы кривошипно-ползунного ИМ.

Математическое описание исследуемых процессов включает в себя кинематические соотношения, соотношения упругости элементов с линейной и угловой податливостью, уравнения равновесия звеньев линейного и крутильного контуров, составленные на основе принципа Даламбера, и общее уравнение динамики. Для принципиальной оценки уровня динамичности различных вариантов нагружения исследуемых элементов они приняты условно не разрушаемыми; окончанием рассматриваемых процессов считался факт остановки подвижных масс или переход ползуном КРП. В статье примеры математического описания не приведены из-за их громоздкости.

Внешнюю нагрузку на ползуне задавали тремя способами (рис. 1, *в*, *г*) применительно к нагружению КГШП: 1) конечно-элементный расчет зависимостей

КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВО



Рис. 1. Эквивалентная схема математической модели нагружения КШМ (*a*, *б*) и графики нагружения ползуна КГШП (*в*, *г*): 1 -станина; 2, 5, 7 – элементы с линейной податливостью системы пресс–изделие, шатуна и его опор, коренных опор и главного вала соответственно; 3 – ползун; 4 – шатун; 6 – главный вал; 8 – механизм динамического уравновешивания; 9, 12 – элементы с крутильной податливостью главного и приемного вала; 10 – ведомые части муфты и главного привода, приведенные к главному валу; 11 – ведущие массы привода, приведенные к главному валу; 13, 14 – ведущие массы привода, приведенные к маховику и разделенные предохранительным устройством в последнем; I–I – муфта; II–II – предохранительное устройство в маховике;  $P_{\rm T}$  – технологическая сила на ползуне;  $\varphi$  – угол поворота кривошипа от крайнего исходного положения; *s* – недоход ползуна; *s*/H – относительный недоход; КИП – крайнее исходное положение ползуна

 $P_{\rm T}(s)$  при штамповке конкретных поковок; 2) условное нагружение по типовому линеаризованному графику *a*, *b*, *c*, *d*, изображенному в левом нижнем углу рис. 1, *e* и построенному по общепринятой методике ЦБКМ для открытой горячей объемной штамповки; 3) график эффективной жесткости системы пресс—штамп, иллюстрирующий так называемый "глухой удар", т.е. нагрузку, возникающую при смыкании штампов без изделия (см. рис. 1, *в*).

Конечно-элементный анализ для горячей объемной штамповки осуществляли в программе QForm. Начальную температуру заготовок изменяли в интервале  $\pm 50$  °C, а их объем  $\pm 1,5$  % от номинального значения. На рис. 1, *г* приведены две зависимости  $P_{\rm T}(s)$  для каждой поковки: с максимальным объемом и минимальной температурой и, соответственно, наоборот. Аналогичный подход применяли при рассмотрении процессов листовой штамповки.

Проведенный численный эксперимент показал, что наибольшие силы и моменты в опасных точках конструкции определяются при прочих равных условиях не всей зависимостью  $P_{\rm T}(s)$ , а ее жесткостью  $C = dP_{\rm T}/ds$  в точке наибольшего нагружения. Поэтому с точки зрения динамики процессов экстремального нагружения можно отбросить все фазы предварительного нагружения, кроме последней, имеющей достаточно точную линейную аппроксимацию, т.е. максимальная сила  $P_{\rm T}$  на ползуне определяется углом наклона к оси абсцисс графика рис. 1, *в* и абсциссой *s* в начале приведенного нагружения, а не вначале действительного нагружения. Эти графики приведенного нагружения имеются в виду при дальнейшем изложении.

При протекании процессов перегрузки следует различать два контура: замкнутый линейный и открытый крутильный. Развитие перегрузок в каждом из контуров различно, а возможные перегрузки зависят от следующих параметров: крутильной и линейной жесткости элементов и системы в целом, включая в себя технологический процесс; инерционности элементов; диссипативных факторов; момента сцепления муфты; обобщенных координат протекания процесса и т.д.

Максимально возможные отклонения динамических нагрузок исследуемых КШМ от расчетных величин, определяемых по существующим методикам исходя из квазистатического характера протекания процесса нагружения, приведены в таблице.

Из таблицы следует, что применительно к КГШП перегрузки по крутящему моменту, возникающие в открытом крутильном контуре, гораздо выше, чем перегрузки по силе, возникающие в закрытом линейном контуре. В пресс-автомате, наоборот, перегрузки по силе могут превысить перегрузки по моменту. В обоих контурах возможны многократные перегрузки.

Инерционные элементы 8, 11, 13, 14 (см. рис. 1, б) практически не влияют на процессы перегрузки и распора, таким образом, данные элементы не нужны. Элементы 8 предохраняют быстроходные листоштам-

### Динамические нагрузки исследуемых КШМ

КШМ	$P_{\scriptscriptstyle { m J} m UH}^{ m max}/P_{\scriptscriptstyle { m H}}$	$M_{_{ m JUH}}^{ m max}/M_{ m p}$
КГШП традиционной конструкции	1,1	4,3
КГШП на базе ИМ (рис. 1, <i>а</i> )	1,3	3,5
Листоштамповочный пресс-автомат на базе ИМ (рис. 1, <i>a</i> ) при час- тоте непрерывных хо- дов, мин <sup>-1</sup> :		
100	1,8	1,9
500	4,5	3,8
	nav semav	

Обозначения:  $P_{\text{дин}}^{\text{max}}$ ,  $M_{\text{дин}}^{\text{max}}$  – максимальная сила на ползуне и приведенный к главному валу максимальный крутящий момент соответственно;  $M_{\text{p}}$  – приведенный к главному валу расчетный крутящий момент сил.

повочные автоматы с верхним приводом и окружающее их пространство (включая обслуживающий персонал и сооружения) от разрушающих последствий вынужденных колебаний, а элементы 11, 13, 14, в совокупности образующие ведущие массы главного привода и системы включения, оптимизируют энергообменные процессы, не рассматриваемые в статье; эти элементы минимизируют установочную мощность главного электродвигателя и позволяют производить наладку при смене инструмента на малых оборотах при отключенном главном электродвигателе.

Наиболее существенным фактором, влияющим на уровень перегрузок, является приведенный к главному валу момент инерции ведомых масс в совокупности с угловой скоростью вращения кривошипа в начале перегрузки, т.е. начальная кинетическая энергия ведомых, а не ведущих (маховых) масс, хотя в квазистатическом (штатном) процессе нагружения приведенный момент инерции и кинетическая энергия ведомых масс на порядки меньше соответствующих значений ведущих масс, особенно если муфта расположена на главном валу, что присуще всем высокодинамичным КШМ, что объясняется следующим образом.

Во время перегрузки встроенный в маховик фрикционный предохранитель (элемент II–II, см. рис. 1,  $\delta$ ) не срабатывает из-за большого расстояния от очага нагружения, находящегося в штамповом пространстве. Пробуксовка в сечении II–II если и происходит, то намного позже, когда процесс перегрузки и (или) распора уже произошел. В процессе перегрузки элементу 10 сообщается большое по абсолютной величине отрицательное ускорение, образуется крутящий момент сил, превосходящий по величине расчетный крутящий момент. В это время элементы 11-14 продолжают работать с невысоким по величине отрицательным



Рис. 2. Зависимость  $P^*(s/H; n/n_{max})$  для быстроходного вырубного листоштамповочного автомата с верхним приводом

угловым ускорением, не образующим большого по величине крутящего момента сил.

Влияние начальной (предшествующей нагружению) угловой скорости вращения кривошипа на уровень динамических перегрузок показано на рис. 2. Применительно к быстроходному листоштамповочному автомату с верхним приводом  $P_{\rm H} = 1$  МН,  $P^*$  – рассчитанная в условиях штатного нагружения с учетом динамики безразмерная допускаемая по усталостной прочности сила на ползуне, отнесенная к максимальному значению этого параметра. В данном случае  $P^* = 1$  соответствует 1,4 МН, т.е. 1,4 $P_{\rm H}$ , а  $P^* = 0,50$  соответствует 0,7 МН или 0,7 $P_{\rm H}$ .

Поверхность максимально допустимых сил на ползуне, обеспечивающих неограниченную долговечность несущей конструкции автомата с учетом наихудшей динамики штатного нагружения (вырубка), заштрихована. Квазистатический уровень допустимого нагружения отражен линией пересечения заштрихованной поверхности  $P^*$  с координатной плоскостью (*s*/*H*;  $P^*$ ).

Из рис. 2 следует, что для исследуемого пресс-автомата и пресс-автоматов той же гаммы допустимая по условию неограниченной долговечности сила на ползуне практически не зависит от обобщенной координаты ИМ, но существенно зависит от частоты вращения главного вала, а также необходим учет динамики исследуемых пресс-автоматов даже при штатном нагружении.

На рис. З показана динамика нагружения машин при "глухом ударе". На рис. З, *а* изображены кривые нагружения линейного контура листоштамповочного автомата при n = 100 мин<sup>-1</sup> в зависимости от недохода ползуна *s* или угла  $\phi$  поворота кривошипа от крайнего исходного положения: 1 – кривые при отсутствии системы упругопластического предохранения, описываемой ниже; 2 – при наличии указанной системы. Наибольшая перегрузка при отсутствии предохранения соответствует крайней левой кривой ( $P_{\text{дин}}^{\text{max}}/P_{\text{H}} = 1,8$  (см. таблицу)), при наличии предохранения — второй слева кривой  $2 (P_{\text{дин}}^{\text{max}}/P_{\text{H}} = 1,2)$ . Пять левых кривых характеризуют процессы, оканчивающиеся распором, две правых — процессы, при которых ползун минует КРП. На кривых отражены разночастотные собственные колебания исследуемой системы, сопровождающие процессы нагружения (хотя эффективная жесткость нагружения при  $n \rightarrow 0$  задана прямой).

На рис. 3, б изображены кривые нагружения крутильного контура КГШП традиционной конструкции в зависимости от обобщенной координаты, соответствующей началу приведенного (эффективного) нагружения по линеаризованному графику типа рис. 1, в, отражающему жесткость конструкции без заготовки. Сплошная линия 1 отображает результирующую кривую нагружения. Амплитуды собственных колебаний особенно велики на больших недоходах ползуна до КРП, при большом плече крутящего момента сил. В интервале  $0,5 \ge s/H \ge 0$  по мере уменьшения величины s, соответствующей началу нагружения приведенной линейной нагрузкой, величина этих амплитуд снижается. При этом затухания носят в значительной мере случайный характер из-за наложения процессов собственных колебаний, что объясняет образование изгиба на кривой 1.

На рис. 3, в, г изображены результирующие кривые нагружения крутильного контура листоштамповочного пресса-автомата при n = 100 и 500 мин<sup>-1</sup> соответственно. Кривая 1 соответствует реально существующей конструкции муфты, которая выполнена с запасом по моменту сцепления  $M_{\rm cu}/M_{\rm p} \approx 2$ ; кривая 2 — для муфты, выполненной без запаса по моменту сцепления (достигается понижением давления сжатого воздуха, питающего муфту, без изменения ее геометрических размеров); кривая 3-конструкции муфты, выполненной без запаса по моменту сцепления и с практически вдвое уменьшенным значением момента инерции ведомых масс муфты, что достигнуто способами, описанными ниже. Таким образом, в ограниченных пределах предохранителем по крутящему моменту является муфта системы включения, если ее момент сцепления выбран без запаса и равен расчетному крутящему моменту (в приведенных к одному валу величинах).

Исследования показали, что нет устройств, способных эффективно предохранять все многообразие КШМ от любых механических перегрузок, есть ряд устройств, имеющих узкую область применения. Предохранение высокодинамичных КШМ в условиях экстремального нагружения возможно лишь комплексом мер, который условно можно разделить на две подсистемы: предохранение линейного контура от перегрузок по силе на ползуне и крутильного контура от перегрузок по крутящему моменту, воздействующих на главный вал и главный привод.

Подсистема предохранения от перегрузок по силе изображена на рис. 4, *а* и состоит из разъемной стани-



Рис. 3. Динамика нагружения исследуемых КШМ

ны 1, стягиваемой стяжными шпильками 2 таким образом, чтобы при любом превышении силы на ползуне номинальной величины стык затянутого соединения раскрывался. Диаметр средней части стяжных шпилек 2 подбирается так, чтобы после раскрытия стыка жесткость силового контура, создаваемого обрабатываемым изделием 4, инструментом, исполнительным механизмом, состоящим из ползуна 3, шату-



Рис. 4. Схема реализации способа защиты КШМ от перегрузок по силе (*a*) и кривая развития перегрузок на ползуне (*б*)

на 5 и главного вала 6, и станиной 1 составляла 10...30 % от эффективной жесткости пресса. При раскрытии стыка установленные на шпильки датчики 7 отключают пресс так, что его рабочий орган приходит в КИП с сигнализацией о факте перегрузки. Гидрогайка 8 перезатягивает шпильку, восстанавливая расчетную силу срабатывания в соответствии с измеренной деформацией в режиме ручного дистанционного или автоматического управления.

> Шпильки 2 имеют неограниченную долговечность при нормальном режиме работы пресса и ограниченную долговечность при работе пресса в условиях перегрузок. В последнем случае разрушение шпилек определяется исчерпанием ресурса пластичности.

> Процесс перегрузки (рис. 4,  $\delta$ ) протекает следующим образом. Точка *a* соответствует началу деформации обрабатываемого изделия, точка  $\delta$  – раскрытию стыка станины, точка e – переходу центральной части шпилек 2 в пластическую область, точка e – переходу ползуна через КРП. Угол  $\alpha$  характеризует жесткость технологической операции, угол  $\beta$  – линейную жесткость пресса после раскрытия стыка станины, угол  $\gamma$  – линейную жесткость пресса при переходе центральной части шпилек в пластическую область. В зависимости от соотношений параметров пресса и шпилек пластическая область

в некоторых случаях может отсутствовать (например, для автоматов с малой относительной величиной хода ползуна).

Предохранительное устройство (см. рис. 4, a) рассчитывают исходя из статических представлений, точность его срабатывания теоретически определяют только разбросом механических свойств материалов шпилек. На практике динамичность протекающих при перегрузке процессов приводит к тому, что сила срабатывания предохранительного устройства колеблется в рамках данного исследования в пределах 15 % от расчетной величины (см. рис. 3, a). Это связано не с принципом действия предохранителя, а с его расположением в силовом контуре — при данном конструктивном исполнении предохранителя он достаточно отдален от очага деформации.

В качестве разновидности предохранителя (см. рис. 4, *a*) можно применять квазиштампы для холодного обратного, бокового, радиального или прямого выдавливания, в которых деформируемый полуфабрикат имеет близкий к горизонтальному участок графика  $P_{\rm T}(s)$ . При таком конструктивном исполнении упругопластический предохранитель может быть расположен в непосредственной близости от очага деформации (болстерных подштамповых плитах), что позволит значительно повысить точность его срабатывания.

Таким образом, предохранение линейного контура по уровню сводится к установке в него дистанционно переналаживаемых безынерционных упругопластических предохранителей многократного использования. Но этим принципом не достигается предохранение открытого крутильного контура, поскольку величина возникающего в том или ином сечении момента сил зависит от ряда переменных величин: силы на ползуне, обобщенной координаты ИМ, частоты вращения кривошипа в начале нагружения, комбинации фаз и амплитуд разночастотных собственных колебаний контура, распределения масс по пространству контура, расположения рассматриваемого сечения относительно очага внешнего нагружения. Защита открытого контура достигается структурно-параметрической оптимизацией ИМ и системы включения (СВ), обеспечивающей увеличение сопротивления усталости главного вала в совокупности с ограничением уровня нагружения.

Повышение сопротивления усталости главного вала может быть достигнуто за счет перехода на составной вал, представляющий собой цилиндрический бесступенчатый стержень, на который насажены (посредством посадок с натягом) все необходимые конструктивные элементы: эксцентрик, упорные буртики и др. Посадка с натягом для изготовления главных валов известна, в частности в КШМ ее применяли в горизонтально-ковочных машинах РЗТКПО. Главная цель — минимизировать концентрацию напряжений, снижающую прочность от 2 до 6 раз, путем проточки торцевых канавок на сопрягаемых с базовым гладким цилиндрическим стержнем элементах, геометрия которых задается компьютерным моделированием упругодеформированного состояния конструкции. Как показали исследования, с помощью указанных мер возможно повышение сопротивления усталости главного вала КГШП в 1,8 раза.

Другим резервом повышения прочности главного вала является уменьшение плеча сил изгиба в результате увеличения жесткости коренных опор ИМ. Осуществляют перевод коренных опор ИМ на трение качения, для чего в шейках главного вала подшипники выполняются бессепараторными с роликами сплошного засыпания селективной по диаметру тел качения сборки с зазорами, рассчитанными на тепловое расширение, и запрессованными буртами наружных и внутренних обойм.

Основным источником динамической составляющей крутящего момента сил, возникающей при перегрузке, является кинетическая энергия ведомых масс. Уменьшение кинетической энергии ведомых масс может быть достигнуто: снижением приведенного к главному валу крутящего момента сил трения в кинематических парах ИМ; отказом от запаса момента сцепления муфты по сравнению с расчетным крутящим моментом; повышением давления сжатого воздуха в цилиндрах муфт и тормозов CB; уменьшением массы главного вала.

Снижение крутящего момента сил трения в кинематических парах ИМ примерно в 2 раза осуществляется заменой консистентной смазки на жидкую. Применение подшипников качения уменьшает указанный момент до величины пренебрежимо малой по сравнению с величиной идеального крутящего момента сил и как следствие резко снижаются расчетный крутящий момент, момент сцепления муфты CB и момент инерции ведомых масс.

Повышение давления сжатого воздуха в цилиндре муфт и тормозов СВ достигается переходом на индивидуальное пневмопитание, что дешевле централизованного снабжения сжатым воздухом, а также уменьшает потери в пневмосети. Увеличивает рабочее давление в цилиндре муфты СВ также и питание от уравновешивателей гравитационных сил подвижных масс ИМ. Давление сжатого воздуха ограничено прочностью фрикционных элементов, для которых характерны поверхностное и объемное разрушения. Как показали расчеты, при максимально возможном давлении по указанным выше критериям момент инерции ведомых масс удается снизить для листоштамповочного автомата практически вдвое. Это позволяет снизить перегрузку по крутящему моменту до 2,2M<sub>р</sub> даже при максимально возможной частоте вращения кривошипа.

Еще одним резервом уменьшения инерционности ведомых масс является выполнение дисков муфты и относительно слабо нагруженного эксцентрика из легких сплавов.

Эффективность предложенного комплекса мер сводится как к снижению затрат на ремонт КШМ, так

и к повышению их производительности и расширению технологических возможностей.

Исследование производственного комплекса, включающего около 200 универсальных листоштамповочных прессов номинальной силой 0,8 МН с числом непрерывных ходов 40 и 60 мин<sup>-1</sup> (в зависимости от исполнения) показало, что вся номенклатура может быть выполнена на базе пресса-автомата номинальной силой 1 МН и плавно регулируемым числом ходов от 100 до 500 мин<sup>-1</sup>, снабженным средствами автоматической переналадки штампов. Главной проблемой при этом является создание средств защиты от перегрузки пресса при любом сбое процесса наладки, которая должна производиться не реже 1 раза в 15 мин, и отсутствие средств защиты равноценно отказу от проекта ввиду ненадежности эксплуатации.

Другие примеры — возможность штамповать на КГШП номенклатуру традиционно "молотовых" поковок, причем автоматизировать переналадку инструмента без угрозы поломок и распоров и увеличение точности горячих поковок. Основная экономия при этом обеспечивается в области чистовой (металлорежущей) обработки поковок, где затраты на порядки выше затрат на штамповку и уменьшение объема снимаемого материала перекрывает все затраты кузнечно-штамповочного производства. Повышение точности вызывает увеличение жесткости технологического процесса и частоты вращения кривошипа, т.е. связано с борьбой с перегрузками и распорами.

#### Заключение

Предохранение от перегрузок быстроходных КШМ не может быть осуществлено каким-либо одним способом, а возможно лишь на основе комплекса мер, включающего в себя меры борьбы с перегрузками в линейном и крутильном кинематических контурах пресса.

С точки зрения динамики процессов экстремального нагружения можно отбросить все фазы предварительного нагружения, кроме последней, имеющей практически линейную аппроксимацию. Например, в процессах горячей объемной штамповки — это стадия доштамповки при открытой и стадия заполнения углов при закрытой штамповке. Поэтому все многообразие процессов внешнего нагружения можно свести к нахождению конуса линейно аппроксимированных нагрузок конечной фазы (см. рис. 1, *в*).

Основными источниками перегрузок являются: кинетическая энергия ведомых масс, избыточный момент сцепления муфты, высокая жесткость системы пресс—изделие. Сочетание указанных параметров может быть таково, что перегрузки могут достигать (см. рис. 3) в крутильном контуре значения 4,2 расчетного крутящего момента (КГШП традиционной конструкции), в линейном контуре – четырехкратной величины номинальной силы (листоштамповочный прессавтомат). Эффективное предохранение линейного контура КШМ возможно путем совмещения статистического предохранения (по частоте) с упругопластическим предохранением (по уровню), что позволяет ограничить перегрузки на уровне 10...20 % в данном контуре, при любых сбоях технологического процесса (см. рис. 3, *a*).

Способа гарантированного ограничения уровня перегрузок в крутильном контуре на сегодняшний день нет. Фрикционные предохранители, встраиваемые в маховики КГШП, не работоспособны вследствие отдаленности от главного вала. Однако перегрузки в крутильном контуре можно значительно снизить в результате следующего комплекса мер: минимизации инерционности ведомых масс, отказа от избыточного момента сцепления муфты, минимизации коэффициента трения в опорах ИМ, выполнения главного вала с повышенным сопротивлением усталости. Данный комплекс мер позволяет снизить перегрузку по крутящему моменту для КГШП более чем в 2 раза, для листоштамповочного пресс-автомата в 1,7 раза.

Графики допустимых по прочности слабых элементов конструкции сил на ползуне для КШМ с изменяемой частотой непрерывных ходов необходимо строить в координатах  $P^*(s/H; n/n_{max})$  (см. рис. 2).

В статье показаны возможность и перспективность создания неперегружаемых в процессе штамповки и переналадки КШМ. В дальнейшем необходим скоординированный комплекс научно-исследовательских и опытно-конструкторских разработок.

# БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Свистунов В.Е. Кузнечно-штамповочное оборудование. Кривошипные прессы: учеб. пособие. М.: МГИУ, 2008. 704 с.

2. Федоркевич В.Ф. О жесткости современных кривошипных горячештамповочных прессов // КШП. ОМД. 2001. № 5. С. 23–25.

3. Свистунов В.Е., Чубуков В.А., Матвеев А.Г., Гартвиг А.А. Проектирование кривошипных кузнечно-прессовых машин с использованием соотношений подобия // Заготовительные производства в машиностроении. 2009. № 9. С. 30–37.

4. Пат. 105616 РФ, МПК В 30 В 15/28. Кривошипный пресс / В.Е. Свистунов, В.А. Чубуков, А.Г. Матвеев. 2011.

5. Пат. 2427466 РФ, МПК В 30 В 15/28. Способ предохранения кривошипных прессов от перегрузок по усилию на ползуне / В.Е. Свистунов, В.А. Чубуков, А.Г. Матвеев. 2011.

> Владимир Ефимович Свистунов, канд. техн. наук; Владимир Анатольевич Чубуков, канд. техн. наук; Алексей Григорьевич Матвеев, mag10@mail.msiu.ru; Артур Александрович Гартвиг

# ПРОКАТНО-ВОЛОЧИЛЬНОЕ



# ПРОИЗВОДСТВО

УДК 621.771.064

**Г.М. Евстропов**, **С.Б. Арюлин** (Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)

# Определение длины мгновенной дуги контакта с учетом реальных размеров рабочих валков при планетарной прокатке с четырехсторонним обжатием

Приведен метод определения мгновенной дуги контакта с учетом реальных размеров (износа) рабочих валков при планетарной прокатке с четырехсторонним обжатием. Показано, что на изменение мгновенной дуги контакта влияет не только износ по наружному диаметру валков, обжимающих металл в данный момент, но и степень износа относительно друг друга смежных с ними по ходу прокатки валков соответствующих сепараторов. Метод позволяет уточнить расчет энергосиловых параметров процесса планетарной прокатки с учетом реальных размеров рабочих валков при отработке эксплуатационных режимов деформирования высокопрочных марок сталей и сплавов на действующем оборудовании.

Ключевые слова: прокатка; планетарная прокатка; дуга контакта; износ валков; четырехстороннее обжатие.

The paper deals with the calculation method for determining the length of the instantaneous contact arc in the planetary rolling process with four-sided deformation. The method allows to take into consideration the value of work rolls wear. It is shown that the changes in instantaneous length of the contact arc are influenced by the wear of two adjacent rolls of each roll cage. The first roll of this pair is contacting with the metal at the moment, and the second one – in front of the first by the rolling direction. The method allows to obtain accurate the calculation results when developing the technology of planetary rolling of high-strength steels and alloys.

Keywords: rolling; planetary rolling mill; arc of contact; rolls wear; four-sided deformation.

Проектирование современных *литейно-прокатных агрегатов* (ЛПА) требует использования в качестве первого прокатного агрегата стана с высокой степенью деформации металла. Такой агрегат обеспечивает совместимость сравнительно малой скорости литья МНЛЗ с высокоскоростной прокатной частью ЛПА.

На заводе "Электросталь" в качестве агрегата с высокой степенью деформации применен планетарный стан конструкции ВНИИМЕТМАШ, завода "Электросталь" и МГТУ им. Н.Э. Баумана, существенную часть сортамента которого составляют высокопрочные марки сталей и сплавов, режимы прокатки которых отличаются большим сопротивлением деформации и зачастую близки к предельным.

Таким образом, вопрос уточнения расчета энергосиловых параметров прокатки с учетом всех эксплуатационных факторов приобретает большое значение. Среди этих факторов одним из основных является износ рабочих валков, вызывающий отклонение их диаметров от номинального, и изменение длины мгновенной дуги контакта валков с металлом. Поскольку износ рабочих валков не имеет закономерного характера, возможен случай, когда валки разных сепараторов, одновременно контактирующие с металлом, смещают при этом большие объемы проката, чем предыдущие и поэтому подвергаются большему силовому воздействию, т.е. подшипники этих валков могут испытывать чрезмерные нагрузки и выйти из строя.

Увеличение подачи  $\Delta S$  за счет износа предыдущего валка по наружному диаметру  $d_{\rm B}$  определяется по формуле

$$\Delta S = \frac{\Delta D}{2\sin\varphi_x},\tag{1}$$

где  $\Delta D$  — износ предыдущего валка рассматриваемого сепаратора;  $\varphi_x$  — угловое положение рабочего валка в зоне обжатия.

Однако зависимость учитывает размеры только двух смежных валков одного сепаратора.

Кроме того, при подходе валка к плоскости сепараторов при малых углах  $\varphi_x$  прирост подачи  $\Delta S$  становился большим, а в плоскости сепараторов — равным бесконечности, чего в действительности нет.

Ниже предложен метод определения длины мгновенной дуги контакта с учетом износа, исключающий указанные недостатки. Из известного выражения

$$R_{\rm op6} = R_{\rm cem} + r_{\rm B}, \qquad (2)$$

где  $R_{\rm сеп}$  — радиус сепаратора;  $r_{\rm B}$  — радиус рабочего валка;  $R_{\rm орб}$  — радиус наружной орбиты, следует, что износ рабочих валков по наружному диаметру  $d_{\rm B}$  приводит к уменьшению радиуса наружных орбит сепараторов  $R_{\rm орб}$ , очерчиваемых этими валками.

Таким образом, изменение длины мгновенной дуги контакта  $l_x$  зависит от изменения наружного диаметра этого валка  $d_{\rm B}$ , изменения радиуса наружной орбиты сепаратора  $R_{\rm op6}$ , очерчиваемой предыдущим смежным валком, а также от изменения полного смещения исходного контура  $\Delta x$ , определяемого различной степенью износа относительно друг друга указанных двух смежных валков одноименных сепараторов (рис. 1).

Различная степень износа смежных рабочих валков одного сепаратора относительно друг друга приводит к увеличению или уменьшению объема металла, подаваемого одному из рассматриваемых смежных валков, который следует по ходу прокатки за первым.

Указанное изменение объема

подачи приводит к дополнительному изменению мгновенного  $t_x$  и полного  $\Delta x$  смещений исходного контура.

При определении длины мгновенной дуги контакта с учетом износа необходимо рассчитать как дополнительное текущее мгновенное смещение от предыдущей пары вертикальных валков  $\Delta t_{x \text{ в}}$ , так и дополнительное мгновенное смещение при пробеге очередной пары горизонтальных  $\Delta t_{x \text{ г}}$ . Зная указанное дополнительное мгновенное смещение, можно определить текущие мгновенные смещения от предыдущей пары вертикальных  $t_{x \text{ в}}$  и пары горизонтальных валков  $t_{x \text{ г}}$ , находящихся в зоне обжатия (см. рис. 1).

Указанные выше смещения помимо прочих известных факторов зависят от степени износа четырех пар рабочих валков (рис. 2): двух пар вертикальных, непосредственно находящихся перед горизонтальной парой, обжимающей металл, и двух пар горизонтальных — пары, обжимающей металл, и пары, непосредственно находящейся перед ней по ходу прокатки.

Размеры валков двух вертикальных пар определяют степень дополнительного смещения исходного контура фигуры обжатия  $\Delta t_{x \text{ в}}$  при пробеге вертикаль-



Рис. 1. К определению длины мгновенной дуги контакта  $I_x$  с учетом износа рабочих валков при планетарной прокатке с четырехсторонним обжатием:

1 — линия искаженного контура фигуры обжатия перед проходом очередной пары рабочих валков; 2 — линия искаженного исходного контура для заданного углового положения рабочего валка  $\varphi_x$ 

ной пары, находящейся непосредственно перед горизонтальной (обжимающей металл).

Из-за различных размеров валков вертикальных пар при пробеге рассматриваемой вертикальной пары степень дополнительного смещения исходного контура от правого  $\Delta t_{x \text{ в.прав}}$  и левого  $\Delta t_{x \text{ в.лев}}$  вертикальных рабочих валков должна быть разной и, следовательно, текущие мгновенные смещения от правого  $t_{x \text{ в.прав}}$  и левого  $t_{x \text{ в.лев}}$  вертикальных рабочих валков в данном случае равны [1]:

$$t_{x \text{ B.Прав}} = \frac{S}{2} \left( \frac{F_0}{F(x)} - 1 \right) + \Delta t_{x \text{ B.Прав}};$$

$$t_{x \text{ B.Лев}} = \frac{S}{2} \left( \frac{F_0}{F(x)} - 1 \right) + \Delta t_{x \text{ B.Лев}},$$
(3)

где  $F_0$  — площадь поперечного сечения исходной заготовки; F(x) — площадь поперечного сечения фигуры обжатия для заданного углового положения рабочего валка.

Размеры валков двух горизонтальных пар определяют степень дополнительного смещения исходного контура фигуры обжатия  $\Delta t_{xr}$  при пробеге горизонтальной пары, непосредственно обжимающей металл.



Рис. 2. К определению мгновенного смещения исходного контура  $t_x$  с учетом износа рабочих валков при планетарной прокатке с четырехсторонним обжатием

Из-за различных размеров валков горизонтальных пар при пробеге горизонтальной пары, обжимающей металл, степень дополнительного смещения исходного контура от верхнего  $\Delta t_{x\,r,\text{верхн}}$  и нижнего  $\Delta t_{x\,r,\text{нижн}}$  горизонтальных рабочих валков должна быть также разной и, следовательно, текущие мгновенные смещения от верхнего  $t_{x\,\text{в.верхн}}$  и нижнего  $t_{x\,\text{в.нижн}}$  рабочих валков составят аналогично

$$t_{x \text{ г.верхн}} = \frac{S}{2} \left( \frac{F_0}{F(x)} - 1 \right) + \Delta t_{x \text{ г.верхн}};$$

$$t_{x \text{ г.нижн}} = \frac{S}{2} \left( \frac{F_0}{F(x)} - 1 \right) + \Delta t_{x \text{ г.нижн}}.$$
(4)

Выразим зависимости (3) и (4) через дополнительные объемы, подаваемые рабочему валку  $\Delta V_x$ . Учтем, что толщина слоя металла, дополнительно увеличивающая или уменьшающая объем, подаваемый рабочему валку, намного меньше его ширины ( $\Delta D/2 <$ < 0,5 мм). Поэтому примем, что весь указанный дополнительный объем участвует в увеличении или уменьшении мгновенного смещения  $t_x$ , т.е. для вертикальной и горизонтальной пар получим:

$$t_{x \text{ B.Прав}} = \frac{S}{2} \left( \frac{F_0}{F(x)} - 1 \right) + \frac{2\Delta V_{x \text{ B.Прав}}}{F(x)};$$

$$t_{x \text{ B.Лев}} = \frac{S}{2} \left( \frac{F_0}{F(x)} - 1 \right) + \frac{2\Delta V_{x \text{ B.Лев}}}{F(x)};$$
(5)

$$t_{x \text{ г.верхн}} = \frac{S}{2} \left( \frac{F_0}{F(x)} - 1 \right) + \frac{2\Delta V_{x \text{ г.верхн}}}{F(x)};$$

$$t_{x \text{ г.нижн}} = \frac{S}{2} \left( \frac{F_0}{F(x)} - 1 \right) + \frac{2\Delta V_{x \text{ г.нижн}}}{F(x)}.$$
(6)

Учитывая, что сечение плоское (гипотеза плоских сечений) и перемещение последнего может быть лишь однозначным, имеем

$$t_{x \text{ B}} = 0,5(t_{x \text{ B. прав}} + t_{x \text{ B. лев}});$$
 (7)

$$t_{x \Gamma} = 0.5(t_{x \Gamma.Bepxh} + t_{x \Gamma.Humm}).$$
 (8)

Подставляя в (7) и (8) значения смещений (5) и (6), получаем

$$t_{x \text{ B}} = 0.5 \left( \frac{F_0}{F(x)} - 1 \right) + \frac{\Delta V_{x \text{ B. Прав}} + \Delta V_{x \text{ B. Лев}}}{F(x)}; \qquad (9)$$

$$t_{x r} = 0.5S\left(\frac{F_0}{F(x)} - 1\right) + \frac{\Delta V_{x r, \text{Bepxh}} + \Delta V_{x r, \text{HW}}}{F(x)}.$$
 (10)

Рассмотрим определение дополнительных объемов, подаваемых рабочему валку, для схем планетарной прокатки с четырехсторонним обжатием, применяемых на практике. При прокатке заготовки квадратного сечения "на ребро" необходимо рассмотреть определение дополнительного объема на двух участках фигуры обжатия: на участке с боковыми внеконтактными зонами и на участке, где боковые внеконтактные зоны отсутствуют (рис. 3).

В общем случае дополнительный элементарный объем, смещаемый рабочим валком, равен (см. рис. 3)

$$d(\Delta V_x) = \Delta S_x b_x dz, \tag{11}$$

где  $\Delta S_x$  — текущий прирост подачи;  $b_x$  — геометрическая составляющая ширины передней границы мгновенного очага деформации (уширением пренебрегаем).

Тогда для углового положения рабочего валка  $\varphi_x$  текущее значение дополнительного объема, смещаемого рабочим валком, определяется как

$$\Delta V_x = \int_{z}^{z_0} \Delta S_x b_x dz.$$
 (12)

В случае прокатки на участке с боковыми внеконтактными зонами, подставляя в выражение (12) значения  $\Delta S_x$ ,  $b_x$  и dz:

$$\Delta S_x = \frac{\Delta D}{2\sin\varphi_x};\tag{13}$$

$$b_x = 2(z_0 - z); \tag{14}$$

$$dz = R_{\text{op6}} \sin \varphi_x d\varphi_x, \qquad (15)$$

33





Рис. 3. К определению увеличения объема подачи за счет износа рабочих валков на участке с боковыми внеконтактными зонами (a) и без боковых внеконтактных зон ( $\delta$ ) (прокатка заготовки квадратного сечения "на ребро")

где  $z_0$  — половина высоты исходной заготовки, после преобразований получаем

$$\Delta V_x = \Delta D R_{\text{op6}} [R_{\text{op6}} (\sin \varphi_3 - \sin \varphi_x) - (L - z_0) (\varphi_3 - \varphi_x)],$$
(16)

где  $\phi_3$  — угол зоны обжатия; L — расстояние центра сепаратора от оси прокатки.

Для углового положения рабочего валка, при котором геометрическая составляющая ширины передней границы мгновенного очага деформации максимальна и боковые внеконтактные зоны исчезают ( $\varphi_x = \varphi_{b_x \max}$ ), имеем

$$\Delta V_{b_x \max} = \Delta D R_{\text{op6}} [R_{\text{op6}} (\sin \varphi_3 - \sin \varphi_{b_x \max}) - (L - z_0) (\varphi_3 - \varphi_{b_x \max})].$$
(17)

На участке, где внеконтактные боковые зоны отсутствуют (см. рис. 3, *б*) в уравнении (12) для дополнительного элементарного объема, смещаемого рабочим валком, меняется только значение геометрической составляющей ширины передней границы мгновенного очага деформации  $b_x$ 

$$b_x = 2z. \tag{18}$$

Аналогичным образом, подставляя в выражение (12) значения  $\Delta S_x$ ,  $b_x$  и dz, после преобразований получаем

$$\Delta V'_{x} = \Delta D R_{\text{op6}} \left[ L(\varphi_{b_{x} \max} - \varphi_{x}) - (19) - R_{\text{op6}} \left( \sin \varphi_{b_{y} \max} - \sin \varphi_{x} \right) \right].$$

Для углового положения рабочего валка  $\phi_x = 0$ :

$$\Delta V'_{x} = \Delta D R_{\text{op6}} \times$$

$$\times (L \varphi_{b, \max} - R_{\text{op6}} \sin \varphi_{b, \max}).$$
(20)

С учетом дополнительного объема, смещаемого на участке с боковыми внеконтактными зонами, полный дополнительный объем, смещаемый рабочим валком на рассматриваемом участке, равен

$$\Delta V_{x \text{ полн}} = \Delta V_{b_x \text{ max}} + \Delta D R_{\text{op6}} \times \\ \times [L(\varphi_{b_x \text{ max}} - \varphi_x) - (21) \\ - R_{\text{op6}} (\sin \varphi_{b_x \text{ max}} - \sin \varphi_x)].$$

Соответственно, для углового положения рабочего валка  $\phi_x = 0$ :

$$\Delta V_{x \text{ полн}} = \Delta V_{b_x \text{ max}} + \Delta D R_{\text{op6}} \times$$

$$\times (L \varphi_{b_x \text{ max}} - R_{\text{op6}} \sin \varphi_{b_x \text{ max}}). \qquad (22)$$

При прокатке заготовки кругло-

го сечения на участке с боковыми внеконтактными зонами подставим в уравнение (12) значения  $\Delta S_x$ , dz и  $b_x$ 

$$b_x = 2\sqrt{R_{3\mathrm{ar}}^2 - z^2},\tag{23}$$

где *R*<sub>заг</sub> — радиус наружного контура сечения исходной заготовки.

После подстановки и преобразований получим

$$\Delta V_x = \Delta D R_{\rm op6} \int_{z_1}^{z_0} \sqrt{R_{\rm 3ar}^2 - z^2} \, d\varphi_x. \tag{24}$$

Для упрощения разобьем рассматриваемый участок интегрирования на два:  $(z_0 - z'_0)$  и  $(z'_0 - z_1)$  с заменой на соответствующих участках дуг окружности наружного контура заготовки прямыми линиями (рис. 4).

Тогда на участке  $(z_0 - z'_0)$  текущее значение геометрической составляющей ширины передней грани-



Рис. 4. К определению увеличения объема подачи за счет износа рабочих валков на участке с боковыми внеконтактными зонами (прокатка заготовки круглого сечения)

цы мгновенного очага деформации определяем по формуле

$$b_x = 2(R_{\text{sar}} - z) \text{tg}\alpha_1, \qquad (25)$$

где  $\alpha_1$  — угол при основании сегмента, получаемого при разбиении заготовки круглого сечения на участки интегрирования. Аналогичным образом, подставляя в уравнение (12) значения  $\Delta S_x$ ,  $b_x$  и dz, получаем для заданного углового положения рабочего валка  $\varphi_x$  текущее значение дополнительного объема, смещаемого последним

$$\Delta V_x = \Delta D R_{\text{op6}} \operatorname{tg} \alpha_1 [R_{\text{op6}} (\sin \varphi_3 - \sin \varphi_x) - (26) - (L - R_{\text{sar}})(\varphi_3 - \varphi_x)].$$

Если передняя граница мгновенного очага деформации лежит на граничной линии, отстоящей от центра заготовки на высоте  $z'_0$  (см. рис. 4), то формула (26) примет вид

$$\Delta V_{xz_0'} = \Delta D R_{\text{op6}} \operatorname{tg} \alpha_1 [R_{\text{op6}} (\sin \varphi_3 - \sin \varphi_{z_0'}) - (L - R_{\text{aar}}) (\varphi_3 - \varphi_{z_0'})].$$
(27)

На участке  $(z'_0 - z_1)$  геометрическая составляющая передней границы мгновенного очага деформации равна (см. рис. 4)

$$b_{x} = 2 \left[ \frac{b_{xz_{0}'}}{2} + (z_{0}' - z) \operatorname{tg} \alpha_{2} \right],$$
(28)

где  $b_{xz'_0}$  — геометрическая составляющая ширины передней границы мгновенного очага деформации на высоте  $z'_0$ ;  $\alpha_2$  — угол между основанием сегмента и вертикалью на границе участка интегрирования.

После подстановки в уравнение (12) значений  $\Delta S_x$ ,  $b_x$ , dz и преобразований получим для заданного поло-

жения рабочего валка  $\phi_x$  дополнительный смещаемый объем на рассматриваемом участке:

$$\Delta V'_{x} = \frac{\Delta D R_{\text{op6}} b_{xz'_{0}}}{2} (\varphi_{z'_{0}} - \varphi_{x}) + \Delta D R_{\text{op6}} \operatorname{tga}_{2} [R_{\text{op6}} (\sin \varphi_{z'_{0}} - \sin \varphi_{x}) - (L - z'_{0})(\varphi_{z'_{0}} - \varphi_{x})].$$
(29)

С учетом дополнительного объема, смещаемого на участке  $(z_0 - z'_0)$ , полный дополнительный объем, смещаемый рабочим валком на рассматриваемом участ-ке:

$$\Delta V_{x \text{ полн}} = \Delta V_{xz_0'} + \Delta V_x'. \tag{30}$$

Для углового положения валка, при котором геометрическая составляющая ширины передней границы мгновенного очага деформации максимальна ( $\varphi_x = \varphi_{b_x \max}$ ), получим

$$\Delta V_{b_{x} \max} = \Delta D R_{\text{op6}} \operatorname{tga}_{1} [R_{\text{op6}} (\sin \varphi_{3} - \sin \varphi_{z_{0}'}) - (L - R_{3\text{ar}})(\varphi_{3} - \varphi_{z_{0}'})] + + 0.5 \Delta D R_{\text{op6}} b_{xz_{0}'} (\varphi_{z_{0}'} - \varphi_{b_{x} \max}) + (31) + \Delta D R_{\text{op6}} \operatorname{tga}_{2} [R_{\text{op6}} (\sin \varphi_{z_{0}'} - \sin \varphi_{b_{x} \max}) - (L - z_{0}')(\varphi_{z_{0}'} - \varphi_{b_{x} \max})].$$

Для участка, где внеконтактные боковые зоны отсутствуют, при прокатке заготовки круглого сечения имеют силу зависимости (21), (22), выведенные ранее. Таким образом, получены формулы, с помощью которых, используя зависимости (9) и (10), можно определить мгновенные смещения при пробеге вертикальных  $t_{xB}$  и горизонтальных  $t_{xT}$  пар рабочих валков.

По известным мгновенным смещениям  $t_{xB}$  и  $t_{xT}$  можно определить полное мгновенное смещение исходного контура (см. рис. 1) по формуле

$$\Delta x = S + t_{X B} + t_{X \Gamma}. \tag{32}$$

Изменением смещения исходного контура на участке  $K_3B_3$  (см. рис. 1) пренебрегаем, что, как показывают расчеты, допустимо.

Тогда на рассматриваемом участке отрезок линии смещенного контура  $K_3B_3$  можно заменить дугой окружности  $\mathcal{I}_3B_3$  с радиусом  $R_{\text{орб}} = \Delta D/2$ .

При определении длины мітновенной дуги контакта  $l_x$  по заданным полному смещению исходного контура  $\Delta z$  наружной орбите сепаратора предыдущего (изношенного) валка  $R'_{\rm op6}$  и радиусу рабочего валка  $r_{\rm B}$ рассмотрим рис. 5.

Расстояние от центра рабочего валка  $O_1$  до центра окружности смещенного контура зоны обжатия O' можно определить как

$$O_1 O' = \sqrt{\Delta x^2 + R_{\text{cen}}^2 + 2\Delta x R_{\text{cen}} \sin \varphi_x}.$$
 (33)

Угол  $\Theta_x$  равен

$$\Theta_x = \arccos\left(\frac{R_{\text{cen}} + \Delta x \sin \varphi_x}{O_1 O'}\right).$$
 (34)



Рис. 5. К определению длины м<br/>гновенной дуги контакта  $l_x$  по заданным  $\Delta x, R_{\rm opf}, r_{\rm b}$ 

Из треугольника  $O_1 O' B$  по теореме косинусов получим

$$R_{op6}^{'2} = r_{B}^{2} + O_{1}O'^{2} - 2r_{B}O_{1}O'\cos\beta_{x};$$
  

$$\beta_{x} = \arccos\left(\frac{r_{B}^{2} + O_{1}O'^{2} - R_{op6}'^{2}}{2r_{B}O_{1}O'}\right).$$
(35)

Угол контакта рабочего валка с металлом:

$$\alpha_x = \pi - \Theta_x - \beta_x. \tag{36}$$

Длина мгновенной дуги контакта:

$$l_x = r_{\rm B} \alpha_x. \tag{37}$$

Таким образом, метод определения длины мгновенной дуги контакта  $l_x$  с учетом износа при планетарной прокатке с четырехсторонним обжатием (определяем силу под горизонтальным рабочим валком) сводится к следующему:

1. По известным диаметрам восьми рабочих валков (пары, обжимающей металл и еще трех пар, непосредственно находящихся перед ней по ходу прокатки), определяем радиусы наружных орбит сепараторов, очерчиваемых этими валками по известной формуле (2):

$$R_{\rm op6} = R_{\rm cen} + r_{\rm B}$$
.

2. Определяем разности между радиусами наружных орбит сепараторов, очерчиваемых соответственными валками (см. рис. 2):

$$\frac{\Delta D_{\text{в.прав}}}{2} = R_{2 \text{ в.прав}} - R_{1 \text{ в.прав}};$$

$$\frac{\Delta D_{\text{в.лев}}}{2} = R_{2 \text{ в.лев}} - R_{1 \text{ в.лев}};$$

$$\frac{\Delta D_{\text{г.верхн}}}{2} = R_{2 \text{ г.верхн}} - R_{1 \text{ г.верхн}};$$

$$\frac{\Delta D_{\text{г.нижн}}}{2} = R_{2 \text{ г.нижн}} - R_{1 \text{ г.нижн}}.$$
(38)

3. При прокатке заготовки квадратного сечения "на ребро" на участке с боковыми внеконтактными зонами по формулам (16), (17) определяем дополнительные объемы, смещаемые вертикальными валками (находящимися непосредственно перед горизонтальными, обжимающими металл) и указанными горизонтальными валками ( $\Delta V_{x \text{ в.прав}}, \Delta V_{x \text{ г.верх}}, \Delta V_{x \text{ г.верх}}$ ,  $\Delta V_{x \text{ г.нижh}}$ ).

При прокатке заготовки круглого сечения эти же параметры на участке с боковыми внеконтактными зонами определяем по формулам (26), (27), (29), (30), (31).

На участке, где боковые внеконтактные зоны отсутствуют, в обоих рассматриваемых случаях (прокатка заготовки квадратного сечения "на ребро" или прокатка заготовки круглого сечения), определяем параметры  $\Delta V_{x \text{ в.прав}}, \Delta V_{x \text{ в.лев}}, \Delta V_{x \text{ г.верх}}, \Delta V_{x \text{ г.нижн}}$  по формулам (19), (21).

4. По формулам (9), (10) определяем смещение от вертикальной пары валков  $t_{xB}$ , непосредственно находящейся перед горизонтальной парой, обжимающей металл и смещение  $t_{xr}$  от указанной выше горизонтальной пары.

5. По формуле (32) определяем полное смещение исходного контура.

6. По формуле (33) определяем расстояние  $O_1O'$  от центра рабочего валка до центра окружности смещенного контура зоны обжатия.

7. По формулам (34)—(36) определяем угол контакта рабочего валка с металлом  $\alpha_x$  и длину мгновенной дуги контакта  $l_x$ .

Заключение. Выявлено, что полное смещение исходного контура помимо известных факторов (конфигурация и размеры сечения исходной заготовки и прокатного прутка, размеры наружной орбиты сепаратора и валка, обжимающего металл) зависит также от различной степени износа относительно друг друга двух смежных валков рассматриваемого (горизонтального или вертикального) сепаратора. Число пар валков, размеры которых одновременно влияют на изменение полного смещения исходного контура – четыре. Это валки пары, обжимающей металл, и еще трех пар, непосредственно находящихся перед ней по ходу прокатки.

Предложенный метод может быть использован конструкторами и технологами для уточнения расчета энергосиловых и технологических параметров рассматриваемого процесса планетарной прокатки с учетом реальных размеров рабочих валков.

# БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Евстропов Г.М.** Определение длины мгновенного очага деформации // Известия вузов. Машиностроение. 1984. № 5. С. 98–102.

Георгий Михайлович Евстропов, канд. техн. наук; Сергей Борисович Арюлин, nukmt@bmstu.ru МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НОВЫЕ



МАТЕРИАЛЫ

УДК 539.37:669.017

**Т.В. Комарова, М.Н. Чеэрова, Н.Н. Терентьева** (Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева)

# Структурная неоднородность в пружинной термически обработанной проволоке

Исследована одна из возможных причин локальной неравномерности свойств по длине мотка пружинной термически обработанной проволоки – структурная неоднородность. Показано, что она обусловлена состоянием действительного зерна аустенита (ДЗА), полученного при ускоренном нагреве проволоки под закалку. Изучено влияние основных технологических факторов (структуры исходной заготовки и степени деформации при волочении, температуры аустенитизации) на параметры состояния зерна аустенита. Предложен обобщенный показатель состояния ДЗА, позволяющий корректировать температуру нагрева проволоки под закалку.

**Ключевые слова:** штамповка; шаровая заготовка; прокат; резка металла; качество заготовки; ориентация заготовки; безоблойная штамповка.

Possible cause of local non-uniformity of properties along the length of coil spring wire heat treated – structural heterogeneity is investigated. It is shown that in the condition of the actual austenite grains, resulting in accelerated heating wires for hardening. The influence of main technological factors (the structure of the original billet and the degree of deformation during drawing, the temperature austenitizing) on the state parameters of the austenite grain is studied. The generalized parameter of actual austente grains condition is offered, allowing to correct heating temperature of wire under hardening.

Keywords: stamping; ball blank; rolling; metal cutting; quality of billet; orientation of workpiece; accurate punching.

Данная работа направлена на повышение уровня механических свойств и их равномерности по длине мотка пружинной термически обработанной (т/о) проволоки ответственного назначения, изготовляемой по ГОСТ 1071.

Материалы, представленные в настоящей статье, являются продолжением (II этапом) исследований локальной неравномерности свойств (ЛНС) по длине мотка этой проволоки. На I этапе работ, результаты которого изложены в [1], определены:

1) сущность данного явления, проявляющаяся в разбросе механических свойств (особенно числа кручений) на соседних образцах небольшой длины, отобранных от мотка подряд;

2) объективный характер ЛНС: присутствие разброса свойств во всех видах проволоки любых производителей;

3) актуальность исследования этого дефекта, являющегося скрытым, не выявляемым при приемочных стандартных испытаниях на 1–3 образцах; это обусловливает негарантированность свойств изделий в партии и недопустимо для ответственных пружин, используемых в транспортных средствах (например, для пружин тормоза, клапанов ДВС и т.п.)

При решении данной проблемы необходимо учитывать, что особенностью проволочного производства является чередование холодной пластической дефор*мации* (ХПД) – волочения и термических обработок: предварительной – ПТО (отжиг на зернистый перлит, нормализация), промежуточной – ПрТО (патентирование) и окончательной – ОТО (закалка со средним отпуском). Их сочетание позволяет обеспечить требуемый комплекс свойств (более высокий по сравнению с достигаемым в результате только ТО) в результате формирования при волочении особой дислокационной субструктуры – ячеистой, способной локализовать распространение внутренних микротрещин. Сформировавшаяся при волочении субструктура должна сохраняться и при ОТО проволоки, что требует ускоренного нагрева с кратковременными выдержками при аустенитизации. Последнее влияет на формирование действительного зерна аустенита (ДЗА), полноту процессов гомогенизации, аннигиляции дислокаций и может способствовать развитию структурной неоднородности.

Изучение состояния вопроса показало, что возможными причинами локальной неравномерности свойств т/о проволоки могут быть: 1) внутренняя дефектность (поврежденность), на-капливаемая при волочении;

2) структурная неоднородность, формирующаяся при ОТО и определяемая состоянием зерна аустенита, образование которого осложняется процессами рекристаллизации, гомогенизации и аннигиляцией дислокаций, имеющими особенности в предварительно холоднодеформированной стали.

Первый источник ЛНС подробно рассмотрен в работе [1]. В настоящей статье изложены результаты исследования комплексного воздействия ХПД, предварительной и промежуточной термических обработок на структурную неоднородность проволоки, обусловленную состоянием зерна аустенита, формирующегося при ОТО.

Принято считать, что необходимые показатели механических свойств т/о проволоки обеспечиваются получением микроструктуры с игольчатой ориентацией согласно ГОСТ 1071 не выше балла 2 для клапанной проволоки или балла 5 для т/о проволоки другого назначения. Это требует сохранения мелкого зерна аустенита при нагреве под закалку. Однако для проволоки, из-за кратковременности выдержек при аустенитизации, состояние аустенита определяется не только его условным диаметром зерна D<sub>vcл</sub>, но и такими его параметрами, как степень разнозернистости R, степень негомогенности по химическому составу N и плотность дислокаций р. Эти характеристики зависят от ряда технологических факторов, важнейшими из которых для пружинной проволоки являются температура и кратковременные выдержки при аустенитизации, степень предварительной холодной пластической деформации (ПХПД) и исходная структура заготовки под волочение.

Таким образом, *целью настоящей работы* было получение зависимостей изменения зеренных характеристик от технологических факторов и установление их связи с уровнем и разбросом механических свойств проволоки.

В качестве объекта исследования выбрана проволока ответственного назначения марки А по ГОСТ 1071 из стали 65ГА (класса II).

Исследование проводили на проволоке, полученной из заготовок под волочение, находившихся в разных, характерных для технологического процесса ее производства, структурных состояниях.

Были выделены мотки горячекатаной проволоки из исследуемой стали разных плавок. От каждого мотка отбирали отрезки проволоки (несколько витков) и подвергали отжигу на зернистый перлит, нормализации, патентированию. В результате указанных ПТО были получены структуры *зернистого* (ЗП) и *пластинчатого перлита средней* (ПСД) и *высокой степени дисперсности* (ТПП – тонкопластинчатый сорбитообразный перлит). После ПТО и подготовки поверхности (травления) проводили волочение с разными степенями деформации (23...78 %), которые соответствовали установленным в [1] благоприятным (~56 %) и неблагоприятным (~23 %) обжатиям с точки зрения сформированности ячеистой дислокационной субструктуры, а также 78 %, когда отмечается общий перенаклеп проволоки.

Все полученные образцы с разными исходными структурами и обжатиями были подвергнуты аустенитизации при 780...1000 °С, что соответствовало  $Ac_3+(30...250)$  °С. Точность измерения и регулирования температуры ±5 °С. Продолжительность аустенитизации складывалась из времени нагрева до заданной температуры (предварительно определенного с помощью контрольной термопары, присоединенной к образцу) и выдержки на выравнивание температуры. Время нагрева для образцов разных размеров составило 2...5 мин, скорость нагрева 300...400 °С/мин, выдержка 20...30 с, что соответствовало производственным условиям.

На образцах после закалки проводили металлографические и рентгеновские исследования, а механические испытания — на проволоке, закаленной по исследуемым режимам и отпущенной по технологическому режиму (450 °C, 4 мин — на структуру сорбит).

Изучали следующие параметры состояния зерна аустенита:

— геометрические (условный диаметр зерна  $D_{ycn}$  и степень разнозернистости R);

- степень негомогенности N;

 – характеристика субструктуры – плотность дислокаций р.

Для выявления ДЗА применяли высокотемпературное травление в расплаве буры с добавкой 1 % селитры — метод, особенно эффективный для проволочных образцов, так как позволяет выявлять зерно при используемых в производстве кратковременных выдержках при аустенитизации. Размер зерна и степень разнозернистости определяли методом случайных секущих в соответствии с ГОСТ 5639 с помощью программы SIAMS Photolab. Степень разнозернистости *R* оценивали по методике С.С. Горелика (Рекристаллизация металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1978. 568 с.) как отношение максимального размера зерна на секущей к наиболее часто встречающемуся (при  $R \leq 3$  разнозернистость считалась несущественной).

Негомогенность аустенита, наследуемую мартенситом, оценивали рентгеноструктурным методом по степени асимметричного размытия линии (110)<sub>α</sub>, определяемой в соответствии с разработками И.Н. Кидина (Влияние предварительной холодной пластической деформации на диффузию углерода в аустените // МиТОМ. 1971. № 12. С. 26–29), отношением полуширин в основании указанной линии исследуемого образца и эталона. Эталоном служил образец, закаленный от исследуемой температуры с длительной выдержкой 1 ч, когда все процессы гомогенизации должны завершиться.



## МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НОВЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Рис. 2. Влияние температуры аустенитизации на характеристики ДЗА, полученного при нагреве холоднодеформированной (ε = 23 %) проволоки из стали 65ГА с исходной структурой ЗП (*1*) и ПСД (*2*)

Плотность дислокаций р определяли по физической ширине той же линии и оценивали по формуле:

$$\rho = A\beta^2, \tag{1}$$

где  $\beta$  — физическая ширина линии;  $A = 2 \cdot 10^{16}$  см<sup>-2</sup>. Съемку осуществляли на установке ДРОН-2 на же-

лезном К<sub> $\alpha$ </sub>-излучении. Результаты исследований. Пример полученных зависимостей влияния температуры аустенитизации на параметры ДЗА в недеформированных образцах и проволоке, протянутой со степенью деформации  $\varepsilon$  = = 23 %, приведены на рис. 1 и 2. Данные, полученные по всем изученным степеням деформации и исходным структурам, обобщены в таблице.

#### Анализ данных по размеру зерна

1. Из рис. 1 видно, что для недеформированной стали с различной формой перлита имеются два типа кривых зависимостей размера зерна от температуры аустенитизации  $D_{ycn} = f(T)$ .

I тип характерен для исходной структуры  $3\Pi$ , он соответствует обычно приводимому в литературе и имеет две ветви: участок сохранения мелкого зерна и участок интенсивного его роста, начиная с некоторой температуры, называемой порогом роста (см. рис. 1, *a*).

II тип зависимости  $D_{ycn} = f(T)$  получен при исходных пластинчатых структурах, отличающихся степенью дисперсности: ПСД и ТПП. Для этого типа кривой при повышении температуры характерно немоно-

	Д	Данные по размеру зерна Данные по степени разнозернистости Данные по степени негомогенности Дан		Данные по плотности дислока- ций							
Исходная структура	Пределы из- менения <i>D</i> <sub>усл</sub> в интервале 7801000 °С, балл	Темпера- турный порог роста, °С	Верхняя темпера- турная гра- ница со- хранения <i>D</i> <sub>усл</sub> ≤ бал- ла 11, °C	Интенсив- ность роста зерна $D_{\text{отн}} = \frac{D_{900}}{D_{780}}$	Темпера- турный порог раз- вития раз- нозерни- стости, °С	$R_{\max}, T(R_{\max}), \circ C$	Температ ветви І (спад)	урные грани ветви II (подъем)	щы, °С ветви III (спад)	$N_{\text{max}}, T(N_{\text{max}}), ^{\circ}\text{C}$	ρ <sub>max</sub> ·10 <sup>-11</sup> , cm <sup>-2</sup> , <i>T</i> (ρ <sub>max</sub> ), °C
				Стег	іень деформ	иации ε = 0	%				
ЗП	9-12	870	900	2,41	820	5,36 860	780820		~870	1,96 860	2,05 900
ПСД	9-11	880	_	1,25	_	5,25 860	_	820860	>860	1,12 860	5,45 860
ТПП	8-12	900	_	1,08	_	5,8 860	780820	>860	>860	1,64 780	5,36 870
Степень деформации ε = 23 %											
ЗП	8-12	880	900	1,88	820	7,13 900	780820	820860	>900	1,53 860	3,93 860
ПСД	8-13	930	_	1,32	_	4,84 860	_	780830	>850	1,55 820	5,9 820
ТПП	9–13	900	_	2,12	_	5,9 860	780820	820900	>900	1,62 900	5,3 780
				Степ	ень деформ	ации ε = 56	5%				
ЗП	9-12	900	900	3,15	820	4,63 860	780820	820860	>860	1,43 860	4,46 860
ПСД	8-14	900	_	2,87	_	7,78 860	_	780900	>900	1,49 780	5,6 820860
ТПП	9–14	860	_	2,96	_	9,05 860	780820	820900	>900	1,4 900	6,22 780
				Степ	ень деформ	ации ε = 78	8%				
3П	9–13	860	900	3,59	820	5,13 780		820900	>900	1,38 780	5,6 820
ПСД	8-14	860	_	3,64	780	8,77 900	780820	820860	860	1,34 780	6,7 820
ТПП	9-14	860	_	2,96	780	8,67 900		820860	>860	1,4 860	6,06 820

## Влияние исходной структуры и степени деформации на характеристики зерна аустенита в стали 65ГА

тонное изменение зерна: после обычного укрупнения зерно измельчается в интервале температур 820...860 °C, затем рост возобновляется (см. рис. 1,  $\delta$ ).

В работе [2] полученные зависимости  $D_{ycn} = f(T)$  объясняются влиянием процессов рекристаллизации в аустените, обусловленных фазовым наклепом. В случае кривой  $D_{ycn} = f(T)$  I типа первичная рекристаллизация в аустените протекает практически одно-

временно с фазовой перекристаллизацией; для кривой II типа процессы рекристаллизации происходят в области температур, лежащих значительно выше  $Ac_3$ (о чем свидетельствует появление зародышей новых зерен аустенита в интервале температур 820...860 °С (рис. 3) и измельчение зерна в среднем (см. рис. 1,  $\delta$ ), далее наблюдается вторая стадия рекристаллизации, приводящая к росту зерна. В деформированной стали (проволоке, протянутой с разными обжатиями) при всех исходных структурах эффект измельчения зерна при повышении температуры отсутствует (см. рис. 2, *a*). Предварительная ХПД, внося дислокации, наследуемые аустенитом, увеличивает движущую силу процесса рекристаллизации в аустените, вследствие чего первичная рекристаллизация начинается при более низких температурах и практически совпадает с фазовым превращением.

2. Температурный порог роста ДЗА в недеформированной стали зависит от исходной структуры: в аустените, полученном из ЗП, рост зерна начинается при более низких температурах, чем в аустените, полученном из пластинчатого перлита. Увеличение дисперсности исходной пластинчатой структуры повышает порог роста зерна.

Предварительная ХПД смещает температурный порог роста зерна по сравнению с недеформированным состоянием:

– для аустенита, полученного из ЗП и ПСД, при степенях деформации  $\varepsilon = 23$  и 56 % он повышается до 880...930 °C; при больших степенях деформации ( $\varepsilon = 78$  %) – понижается до 860 °C;

– для аустенита, полученного из ТПП, при  $\varepsilon$  = 56 и 78 % порог роста снижается от 900 до 860 °C – рост зерна начинается раньше.

3. При изученных степенях деформации є = = 23...78 %. температурах аустенитизации 820...1000 °С с кратковременными выдержками зерно не превышает балла 8 по ГОСТ 5639. Однако такое зерно не обеспечивает получение иглы мартенсита не крупнее балла 5, требуемого по ГОСТ 1071. Это следует из сопоставления диаметра ДЗА балла 8 (по ГОСТ 5639) и максимального размера иглы мартенсита балла 5 (по ГОСТ 8233): 0,02 и 0,008 мм соответственно. Поэтому для т/о проволоки допустимым является ДЗА не крупнее балла 11, которое может быть получено в условиях кратковременных выдержек при нагреве до температур не выше 900 °С.

4. В установленном возможном интервале температур аустенитизации (780...900 °C) определена интенсивность роста ДЗА (как отношение размера ДЗА при 900 и 780 °C) для разных исходных структур и степени деформации при предварительной ХПД (см. таблицу).

Установлено, что интенсивность роста ДЗА в проволоке при всех исходных структурах выше, чем в недеформированной стали; при этом, чем больше степень деформации, тем выше интенсивность роста.

#### Анализ данных по разнозернистости

1. Как видно из рис. 2, б и таблицы, и в недеформированной стали, и в проволоке, протянутой с разными степенями деформации, при рассматриваемых условиях нагрева возникает значительная неоднородность по размерам зерен аустенита — разнозернистость. Ее



Рис. 3. Появление зародышей первичной рекристаллизации по границам зерен в стали 65ГА с исходной структурой ПСД, T = 860 °C.  $\times 500$ 

наличие можно объяснить процессами рекристаллизации, обусловленной фазовым наклепом при перлито-аустенитном превращении, а в проволоке — дополнительно наследованием аустенитом дислокаций, внесенных предварительной ХПД. Это подтверждается рис. 3, на котором видны зародыши новых зерен, и увеличением плотности дислокаций с повышением обжатия при ПХПД (см. таблицу).

2. Порог развития разнозернистости в большинстве случаев составляет 820 °C, разнозернистость развивается раньше лишь при степени предварительной деформации 78 % в проволоке с исходными структурами ПСД и ТПП.

3. Зависимость степени разнозернистости от температуры (см. рис. 2,  $\delta$ ) имеет явно выраженный максимум, значения которого варьируются от 4,63 до 9,05 в зависимости от исходной структуры и степени предварительной ХПД. В большинстве случаев степень разнозернистости достигает максимальных значений при температуре 860 °C (для  $\varepsilon = 0$ ; 56 % – во всех исследованных структурах;  $\varepsilon = 23$  % – в случае исходных пластинчатых структур). Реже максимум *R* наблюдается при 900 °C ( $\varepsilon = 23$  % для исходной структуры ЗП и  $\varepsilon = 78$  % для структур ПСД и ТПП). После достижения максимальной степени разнозернистости *R* уменьшается при укрупнении зерна (см. рис. 2, *a*) – развивается собирательная рекристаллизация.

4. Выявлены следующие виды разнозернистости, приведенные на рис. 4:

1) "островная":

а) крупные зерна окружены мелкими – рис. 4, *а* (возможная причина – незавершенная рекристаллизация);

б) мелкие зерна окружены крупными – рис. 4, б;
2) разнозернистость, образованная по механизму коалесценции одинаково ориентированных зерен и связанная согласно терминологии А.П. Гуляева с "рассыпанием" границ зерен (рис. 4, в);

3) местная разнозернистость, наблюдающаяся в разных полях зрения на одном образце (рис. 4, *г*, *д*): поле № 1 (R = 1,5), поле № 2 (R = 6,7) – возникает при



### Рис. 4. Виды разнозернистости в пружинной проволоке:

 $a, \delta$  – "островная" разнозернистость; b – коалесценция зерен;  $c, \partial$  – местная разнозернистость в разных полях зрения на одном образце (c – поле зрения № 1;  $\partial$  – поле зрения № 2). ×500

исходных неоднородных структурах (зернистый + пластинчатый перлит; троостит + бейнит + мартенсит; нижний бейнит + мартенсит), часто встречающихся в производстве.

Виды разнозернистости, указанные в п. 1 и 2, свидетельствуют о разном механизме укрупнения зерна в зависимости от структуры и степени ПХПД:

– образование зародышей и миграция их границ;

коалесценция близко ориентированных зерен.
 Возможно, что случай, представленный на рис. 4, *δ*, соответствует состоянию, предшествующему коалесценции, если мелкие зерна имеют близкую ориентировку.

### Анализ данных по процессам гомогенизации

Формирование ДЗА осложняется процессами гомогенизации, протекающими в разной степени в зависимости от исходной структуры и степени деформации — факторов, влияющих на термическую устойчивость карбидов.

Получены два типа кривых изменения степени негомогенности в зависимости от указанных факторов. Тип I (кривая *1* на рис. 2, *в*) отражает три стадии процесса гомогенизации. На первой стадии выравнивается химический состав образовавшегося аустенита при сохранении в нем нерастворившихся частиц остаточного цементита — *N* уменьшается, с повышением температуры карбиды начинают растворяться, что сопровождается увеличением негомогенности твердого раствора (вторая стадия). Дальнейший нагрев приводит к окончательной гомогенизации во всем объеме аустенита (третья стадия). Кривая I типа характерна для исходных структур ЗП и ТПП. Это связано со способностью частиц глобулярного цементита, образующихся также и при нагреве исходной структуры ТПП в результате протекающих процессов дробления и сфероидизации цементитных пластин, сохраняться вплоть до высоких температур.

В случае II типа кривой (для исходной структуры ПСД) гомогенизация начинается с процесса растворения пластин цементита — менее устойчивых, чем глобулярный цементит, что ведет к повышению степени негомогенности твердого раствора, затем наблюдается выравнивание аустенита по углероду, т.е. первая стадия отсутствует (кривая 2 на рис. 2, *в*).

Результаты исследования содержания углерода в мартенсите при разных исходных структурах, представленные на рис. 5, подтверждают приведенные выше данные.

Из рис. 5 следует, что в случае исходной пластинчатой структуры содержание углерода в аустените непрерывно возрастает до температуры 850 °С, при которой количество углерода соответствует марочному



Рис. 5. Влияние температуры аустенитизации на содержание углерода в мартенсите при исходных структурах пластинчатого и зернистого перлита в стали 65ГА: 1 – 3П; 2 – ПСД

(0,62...0,64 %), что обусловлено сразу начавшимся процессом растворения частиц остаточного цементита.

При исходной структуре ЗП вплоть до 900 °С наблюдается пониженное (0,58 %С) по сравнению с марочным содержание углерода, что свидетельствует о сохранении цементитных частиц до данной температуры.

## Анализ данных по плотности дислокаций

Изменение плотности дислокаций в зависимости от температуры аустенитизации в основном для всех степеней предварительной деформации носит экстремальный характер (рост и спад). Источниками образования дислокаций в закаленных, предварительно холоднодеформированных сталях служат: ПХПД, фазовый наклеп, возникающий при образовании аустенита из перлита, и мартенситное превращение.

В деформированной стали при невысоких температурах аустенитизации (780...820 °С) в начальном зерне аустенита имеются дислокации, созданные благодаря всем перечисленным выше источникам. С повышением температуры, с одной стороны, начинаются процессы рекристаллизации, приводящие к уничтожению ("выметанию") дислокаций, с другой — возможно повышение их плотности за счет резкости закалки, т.е. мартенситного превращения. Суммарная плотность дислокаций зависит от соотношения этих эффектов.

Обобщая полученные данные по структурным характеристикам ДЗА, необходимо подчеркнуть, что в зависимости от температуры аустенитизации они изменяются разнопланово: в направлении благоприятного или неблагоприятного влияния на свойства проволоки. Так, с повышением температуры увеличиваются размер ДЗА, степень разнозернистости, уменьшается плотность дислокаций, что влияет неблагоприятно на уровень и равномерность свойств, но в то же время рост температуры способствует более полному растворению остаточного цементита и насыщению аустенита и мартенсита углеродом, при этом достигается большая степень гомогенизации, что весьма желательно.

Для определения оптимальной температуры нагрева, обеспечивающей компромиссное структурное состояние ДЗА, предложен *обобщенный показатель*  состояния (ОПС) зерна аустенита *P*, имеющий смысл среднего геометрического, и определяемый в соответствии с рекомендациями Ф.С. Новика [3], по формуле

$$P = \frac{1}{\sqrt[n]{p_1 p_2 \dots p_n}}.$$
 (2)

Для исследуемых параметров формула (2) принимает вид:

$$P = \frac{1}{\sqrt[4]{D_{\rm ycn}^{\rm OTH} RN \rho_{\rm oTH}^{-1}}},$$
(3)

где  $D_{\text{усл}}^{\text{отн}} = D_t / D_{780 \text{ °C}}$ ;  $\rho_{\text{отн}} = \rho_t / \rho_{780 \text{ °C}}$ .

Чем меньше значения  $D_{ycn}$ , R, N и больше величина  $\rho_{oth}$ , что является желательным, тем выше значение P.

Сопоставлены полученные температурные зависимости параметров зерна аустенита и вычисленного на их основе ОПС с зависимостями важных эксплуатационных характеристик проволоки: предела пропорциональности  $\sigma_{nц}$ , числа кручений K и среднеквадратичного отклонения числа кручений  $\sigma\{K\}$  показателя, характеризующего их разброс.

На рис. 6 приведен пример такого сопоставления для проволоки, протянутой из заготовки со структурой ПСД с обжатием  $\varepsilon_{пхпд} = 56$  %, которое является близким к оптимальному с точки зрения сформированности благоприятной ячеистой субструктуры, позволяющей локализовать распространение внутренних микротрещин [1]. Этим сведено к минимуму влияние фактора поврежденности, накапливаемой в процессе волочения (первого источника ЛНС), что позволяет выявить роль ее второго источника – структурной неоднородности.

Из рис. 6 видно, что в зависимости от температуры аустенитизации структурные характеристики ДЗА (см. рис. 6, a) изменяются разнонаправленно, их максимальные значения достигаются в разных температурных интервалах, различна степень развития эффектов. В связи с этим их совместное влияние при различных температурах неоднозначно, однако его можно оценить с помощью обобщенного показателя состояния ДЗА (см. рис. 6, б). Из сопоставления рис. 6, б и в видно, что при оптимальной степени ПХПД, минимизирующей эффект поврежденности, максимальному значению Р соответствует самый высокий уровень наиболее важных характеристик эксплуатационных свойств для пружинной проволоки предела пропорциональности, числа кручений при минимальном разбросе последних.

Отклонения от оптимального значения *P* увеличивают разброс свойств и повышают структурную неоднородность и неравномерность свойств проволоки по длине мотка.

Следует отметить, что важный вклад в развитие эффекта ЛНС вносит наличие смешанных структур в исходной заготовке под волочение, которые практически постоянно встречаются в производственных условиях.



Рис. 6. Сопоставление температурных зависимостей структурных характеристик ДЗА и механических свойств в закаленной и отпущенной проволоке из стали 65ГА при исходной структуре ПСД и  $\epsilon_{\Pi X\Pi Л}$  =56 %

Например, в горячекатаной проволоке имеется перлит разной степени дисперсности (КПП + ПСД + + ТПП); при отжиге на зернистый перлит доэвтектоидной стали, как правило, не достигается стопроцентная сфероидизация – образуется структура ЗП+ПП; в результате недостаточной изотермической выдержки при патентировании может формироваться сложная структура – троостит + бейнит + мартенсит + остаточный аустенит, а при бейнитировании — смесь нижнего бейнита с мартенситом и остаточным аустенитом. Количество продуктов неизотермического распада очень мало и при текущем контроле практически не выявляется (требуется специальное окрашивающее травление), однако их наличие оказывает существенное влияние.

Аустенит, образующийся при последующем ускоренном нагреве под закалку с кратковременными выдержками в участках с разными структурными составляющими, не успевает выравниваться и получает разное структурное состояние с различными параметрами зеренных характеристик. В частности, в случае смешанных структур была обнаружена местная разнозернистость — в разных полях зрения или разных сечениях одного образца (см. рис. 4, *г*, *д*).

В результате число кручений (характеристика, чувствительная к неоднородности структуры) значительно снижается по сравнению с таковым в проволоке с исходной однородной структурой, увеличивается их разброс в соседних образцах (рис. 7). Как видно из рис. 7, *a*, при смешанной исходной структуре число кручений закаленной и отпущенной проволоки практически во всем исследованном интервале температур аустенитизации ниже уровня, требуемого по ГОСТ 1071 ( $K \ge 10$ ).



Рис. 7. Сопоставление влияния однородной и смешанной структуры заготовки под волочение на уровень (*a*) и разброс ( $\delta$ ) числа кручений в закаленной и отпущенной проволоке ( $\epsilon_{\Pi X\Pi \Pi} = 56$  %): 1 – 3П; 2 – ТПП; 3 – 3П+ТПП

Заключение. Для уменьшения ЛНС по длине мотка пружинной т/о проволоки исследована одна из возможных ее причин — структурная неоднородность, обусловленная состоянием ДЗА, полученного при нагреве проволоки под закалку.

В пружинной т/о проволоке изучено влияние основных технологических факторов (исходной структуры, степени ПХПД и температуры аустенитизации) в условиях ускоренного нагрева и кратковременных выдержек, характерных для данного производства, на параметры состояния ДЗА (размер зерна, степень разнозернистости и негомогенности, плотность дислокаций). Установлен сложный и разноплановый характер изменения этих параметров в зависимости от исследованных факторов и неоднозначность их совместного влияния.

Для характеристики состояния ДЗА предложен обобщенный показатель *P*, вычисленный на основе всех рассмотренных параметров. Изучено его изменение от температуры аустенитизации.

Показано, что при оптимальной степени ПХПД, уменьшающей влияние поврежденности, накапливаемой в процессе волочения, максимальное значение P обеспечивает наиболее высокий уровень  $\sigma_{nu}$ , а также числа кручений при минимальном их разбросе, что указывает на возможность уменьшения структурной неоднородности и ЛНС.

Установлено существенное влияние в условиях ускоренного нагрева неоднородности исходной структуры заготовки под волочение на степень развития ЛНС.

Полученные закономерности следует использовать для оптимизации режима нагрева под закалку пружинной т/о проволоки. При этом подход к корректировке режима должен быть дифференцирован для разных исходных структурных состояний и групп степеней деформации — в отличие от существующего принципа назначения режима только относительно критической точки данной марки стали.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Уменьшение неравномерности механических свойств пружинной термически обработанной проволоки / Т.В. Комарова, В.А. Скуднов, М.Н. Гаврова // Заготовительные производства в машиностроении. 2008. № 7. С. 39–45.

2. Гаврова М.Н., Комарова Т.В. Влияние исходной структуры на зеренные характеристики и рост зерна аустенита в пружинной проволоке / Будущее технической науки: тез. докл. IV Междунар. науч.-техн. конф., 26–27 мая 2005 г. Н. Новгород: НГТУ, 2005. С. 183–184.

3. Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. М.–София: Машиностроение – Техника, 1986. 304 с.

Татьяна Владимировна Комарова, канд. техн. наук; Маргарита Николаевна Чеэрова, канд. техн. наук, gavrita@yandex.ru;

Наталия Николаевна Терентьева

\*\*\*

УДК 669.539.43

\*\*\*

В.Н. Гадалов, В.Г. Сальников, Д.Н. Романенко, Л.Г. Рагулина, А.В. Трепаков, А.А. Родионов (Юго-Западный государственный университет, г. Курск)

# К вопросу о прочности сцепления гальванических покрытий с металлической основой\*

Проведен анализ важнейших факторов, влияющих на прочность сцепления гальванических осадков с основным металлом. Дана схема формирования связи осадка с основой. Экспериментально установлены оптимальные режимы осаждения электролитического железа, обеспечивающие высокую прочность сцепления с основой.

Ключевые слова: гальванические покрытия; адгезионная прочность; асимметричный ток; сталь; износостойкость.

The analysis of the major factors influencing the adhwsion strength of the galvanic sediments with base metal is performed. The scheme of bond formation of sediment with base is given. Optimal regimes of electrolytic iron deposition providing high strength of adhesion with base are experimentally established.

Keywords: galvanic coverings; adhesive durability; asymmetric current; steel; wear resistance.

Важнейшей характеристикой электролитических покрытий является прочность их сцепления с основой. Реализация всех положительных качеств покрытий возможна только тогда, если они прочно держатся на поверхности детали.

Прочность сцепления покрытий с основным металлом определяется силами притяжения, действующими между

атомами основного металла и покрытия. Эта прочность зависит от многих факторов, главными из них являются физико-химические свойства металлов (основного и осаждаемого), структура основы и состояние поверхности, на которую производится осаждение.

Наибольшая прочность сцепления, а во многих случаях и сама возможность осаждения, имеет место, если кристаллическая решетка покрытия будет в большей или меньшей степени когерентным продолжением кристаллической решетки основы. Известно [1, 2], что воспроизводство кристаллической решетки основного металла в гальваническом покрытии возможно, если их параметры отличаются не бо-

<sup>\*</sup> Работа выполнена в рамках реализации Федеральной целевой программы "Научные и научно-педагогические кадры инновационной России" на 2009–2013 годы.





Рис. 1. Схема формирования связи между железным осадком и феррито-перлитной основой

лее чем на 10...15 %. В противном случае (при большей разнице параметров) атомы осаждаемого металла, разряжающиеся на поверхности катода из ионов, которые подходят к ней из электролита, оказываются не связанными с атомами основы и покрытие не образуется.

Наряду с характеристиками кристаллических решеток осаждаемого металла и основы на прочность сцепления гальванического осадка значительно влияет структура основы. В сплавах железа с углеродом, например, структура в равновесном состоянии представлена двумя фазами – ферритом и цементитом, входящим в состав перлитных зерен. Как известно, феррит практически не содержит в своем составе углерода и этим он подобен безуглеродистому гальваническому железу, параметры их ОЦК-решеток ( $\alpha$ -железу) практически совпадают. С некоторым допущением можно считать, что участки феррита на покрываемой поверхности и гальваническое железное покрытие имеют когерентную связь и высокую прочность сцепления (рис. 1).

Цементит, входящий в состав перлита, имеет орторомбическую решетку, существенно отличающуюся от кубической решетки  $\alpha$ -железа, поэтому когерентная связь между ними невозможна. На участках перлита прочность сцепления железного осадка со стальной основой будет ослаблена. Чем больше в стали углерода (перлита), тем менее прочно удерживается на ее поверхности гальваническое железное покрытие. Кроме того, прочность сцепления в значительной мере зависит от однородности структуры на поверхности основного металла, которая определяется способами получения стали, заготовки, способом и режимами предшествующей обработки и др.

Оксидные пленки на поверхности катода препятствуют металлическому контакту осадка с основой и проявлению действия межатомных сил сцепления. Известно также, что даже при кратковременном пребывании чистого металла на воздухе, на его поверхности образуются оксидные пленки, толщина которых зависит от природы металла, температуры окружающей среды и состава атмосферы.

Например, в атмосфере сухого воздуха при комнатной температуре, т.е. в нормальных условиях, на поверхности стали образуются оксидные пленки ( $Fe_2O_3$ ) толщиной до 20 Å. Такие же или еще более толстые слои оксидов образуются на поверхности стального изделия (катода) при подготовке его к покрытию гальваническим осадком.

По современным представлениям [3] поверхность металла в обычном состоянии (без подключения электрического потенциала) состоит из участков, значительно отличающихся по степени активности, т.е. по способности адсорбировать атомы из окружающей среды. При электролизе металл из электролита кристаллизуется на более активных участках поверхности и в дальнейшем на этих участках происходит преимущественный рост уже образовавшихся кристаллов. Осаждение на менее активных местах катода, еще не покрытых электролитическим осадком, все более затрудняется в связи с тем, что образование новых зародышей на чужеродном катоде требует гораздо большего перенапряжения (подвода энергии), чем рост кристаллов уже на готовых зародышах. Кроме того, непокрытые участки катода интенсивно окисляются при соприкосновении с электролитом и еще больше теряют активность, растущие кристаллы, непрерывно обновляющие поверхность, сохраняют свою активность.

Поэтому для получения качественного гальванического покрытия, прочно связанного с основой, необходимо выровнять активность всех участков поверхности катода. Это достигается с помощью специального технологического приема, который называется пассивированием. При пассивировании поверхность катода в электролизной ванне без подключения тока покрывается тонкой (в несколько атомных слоев) оксидной пленкой, причем на более активных участках образуется более толстая пленка, а на менее активных участках – менее толстая, при этом активность поверхности выравнивается.

При включении напряжения оксидная пленка начинает восстанавливаться до металла атомарным водородом, выделяющимся на поверхности катода. Так как на менее активных участках катода пленка будет тоньше, то она может восстановиться раньше, и эти участки раньше покроются осажденным металлом. В следующие промежутки времени восстанавливается более толстая пленка на более активных участках исходного металла, и эти участки также покрываются осажденным металлом. Таким образом, создается сплошной слой покрытия.

Прочность сцепления гальванических покрытий с основным металлом в решающей степени зависит от режимов электролиза. Они должны быть такими, хотя бы в начальный период электроосаждения, чтобы появилась возможность для проявления в максимальной степени сил взаимодействия растущего осадка и металла подложки.

Для прочного сцепления с основой покрытий, осаждаемых на асимметричном токе, необходимо предусматривать так называемый разгонный цикл, при котором плотность катодного тока и коэффициент асимметрии плавно повышается с минимальных значений до рабочего уровня. При этом первые слои покрытия осаждаются в условиях, обеспечивающих максимальную прочность сцепления осадка с подложкой.

Для исследования влияния условий электролиза на прочность сцепления железного покрытия с малоуглеродистой сталью (сталь 10) был проведен эксперимент с использованием хлористого электролита и асимметричного электролизного тока.

Поверхность обезжиривали венской известью (3 части оксида кальция и 1 часть оксида магния), далее осуществляли анодное травление в 30%-ном растворе серной кислоты с до-



Рис. 2. Зависимости прочности сцепления  $S_{eu}$  электролитического железа с основой (сталь 10) от плотности катодного тока  $D_{\kappa}$  (*a*) и коэффициента асимметрии *b* ( $\delta$ )



Рис. 3. Микроструктуры железных покрытий на стали 30, полученных при различных режимах электролиза (×500):  $a - D_{\rm K} = 20 \text{ A/дM}^2, b = 2; \ \delta - D_{\rm K} = 40 \text{ A/дM}^2, b = 6$ 

бавлением 20 г/л сернокислого железа. Плотность тока 40 А/дм<sup>2</sup>, продолжительность травления 3 мин. Качество подготовки поверхности проверяли визуально — правильно протравленная поверхность должна иметь характерный матовый, тускло-серебристый цвет.

Осаждение железного покрытия проводили в хлористом электролите (500 г/л  $FeCl_24H_2O$ ) при температуре 30 °C. В эксперименте изменяли коэффициент асимметрии и плотность тока. Результаты опытов приведены на рис. 2.

Повышение плотности катодного тока и особенно увеличение коэффициента асимметрии тока при осаждении железа снижают прочность сцепления гальванического осадка с основой. Поэтому для обеспечения высокой прочности сцепления необходимо начинать осаждение при минимальных плотностях тока и низких значениях коэффициента асимметрии. Применение плавного разгонного режима позволяет получать прочность сцепления покрытия  $S_{\rm cu} = 280...300 \text{ MII}$ а, а в некоторых случаях и выше.

Как показали микроструктурные исследования, несмотря на тщательную подготовку поверхности и плавный разгонный режим, во всех случаях существует четкая граница между основным металлом и железным покрытием (рис. 3). Эта граница, очевидно, является дефектом, присущим методу и снижающим прочность и другие характеристики восстановленных деталей.

Исходя из проведенных опытов, для обеспечения высокой прочности сцепления железного покрытия с основой можно рекомендовать следующий порядок подготовки поверхности и начала электролиза: обезжиривание; промывка в горячей, затем холодной во-

де; анодное травление в 30%-ном растворе серной кислоты; промывка в холодной воде; завешивание в ванну для железнения и выдержка без тока 30...60 с; начальная плотность тока  $D_{\rm K} = 3...5$  А/дм<sup>2</sup>, коэффициент асимметрии b = 1,5...2; плавный (в течение 10 мин) подъем режимов электролиза до b = 6 и  $D_{\rm K} = 25...50$  А/дм<sup>2</sup>.

Наряду с выбором оптимальных режимов электролиза и тщательной подготовкой поверхности на прочность сцепления гальванического осадка и основного металла большое влияние оказывает и шероховатость покрываемой поверхности. Высота неровностей на ней не должна превышать 10...20 мкм.

При больших неровностях происходит экранирование глубоких впадин поверхности катода (плотность тока во впадинах меньше, чем плотность тока на возвышенностях), что приводит к уменьшению контактной поверхности детали и покрытия и, как следствие, к уменьшению прочности сцепления.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Мелков М.П., Швецов А.Н., Мелкова И.М. Восстановление автомобильных деталей твердым железом. М.: Транспорт, 1982. 198 с.

2. Повышение долговечности коленчатых валов автотракторных двигателей, восстановленных наплавкой, низкотемпературной нитроцементацией / В.Н. Гадалов, Д.Н. Романенко, Н.А. Кореневский и др. // Вестник машиностроения. 2010. № 11. С. 23–25.

3. Электроосаждение бинарных сплавов на основе железа / В.Н. Гадалов, С.Г. Емельянов, Д.Н. Романенко и др. // Упрочняющие технологии и покрытия. 2008. № 5. С. 30–34.

Владимир Николаевич Гадалов, д-р техн. наук, Gadalov-VN@yandex.ru; Владимир Григорьевич Сальников, канд. техн. наук; Дмитрий Николаевич Романенко, канд. техн. наук; Людмила Георгиевна Рагулина; Алексей Викторович Трепаков; Андрей Александрович Родионов





Поздравляем!



Александра Григорьевича Колесникова,

д-ра техн. наук, профессора лауреата Государственной премии РФ

с 65-летием

Александр Григорьевич Колесников родился 10 марта 1947 г. в городе Лагодехи Грузинской ССР. После окончания школы в 1964 г. он поступил в МВТУ им. Н.Э. Баумана на кафедру прокатки, которую в то время возглавлял знаменитый конструктор металлургических машин академик Александр Иванович Целиков.

А.Г. Колесников окончил МВТУ им. Н.Э. Баумана в 1970 г. и был распределен на кафедру "Машины-автоматы прокатного производства". В 1979 г. он защитил кандидатскую диссертацию, а в 2001 г. – докторскую. Научное направление А.Г. Колесникова связано с разработкой теории и практики прокатки пористых материалов. За научные достижения и внедрение результатов исследований Александру Григорьевичу присуждена Государственная премия в области науки и техники за 2000 г.

Научно-педагогический стаж А.Г. Колесникова 42 года. Александр Григорьевич автор более 100 печатных трудов, среди них 2 монографии, учебные пособия, 20 изобретений.

Александр Григорьевич Колесников является членом диссертационного совета и ученого совета МГТУ им. Н.Э. Баумана, заместителем председателя редакционного совета журнала "Заготовительные производства в машиностроении", действительным членом Академии проблем качества РФ и Академии безопасности, обороны и правопорядка. В 2005 г. А.Г. Колесников награжден нагрудным знаком "Почетный работник высшего профессионального образования Российской Федерации".

С 1998 г. Александр Григорьевич возглавляет раздел Всероссийской научно-социальной программы для молодежи и школьников "Шаг в будущее. Москва", которая позволяет одаренным абитуриентам со всех уголков России, увлеченным наукой, продолжить свои научные исследования в стенах МГТУ им. Н.Э. Баумана в качестве студентов.

На протяжении последних 22 лет А.Г. Колесников возглавляет научно-учебный комплекс "Машиностроительные технологии" МГТУ им. Н.Э. Баумана и является деканом факультета "Машиностроительные технологии", а с 2002 г. он заведует кафедрой "Оборудование и технологии прокатки".

> Коллектив редакции и редакционный совет журнала "Заготовительные производства в машиностроении" желают Александру Григорьевичу крепкого здоровья, новых творческих успехов и благополучия!

ООО "Издательство Машиностроение", 107076, Москва, Стромынский пер., 4 Учредитель ООО "Издательство Машиностроение". E-mail: zpm@mashin.ru Телефоны редакции журнала: (499) 268-47-19, 268-36-54, 268-69-19. http://www.mashin.ru Дизайнер Подживотов К.Ю. Технический редактор Жиркина С.А. Корректоры Сажина Л.И., Сонюшкина Л.Е. Сдано в набор 20.02.2012 г. Подписано в печать 06.04.2012 г. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Уч.-изд. л. 6,56. Заказ 140. Свободная цена. Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Издательство Машиностроение". Отпечатано в ООО "Подольская Периодика". 142110, Московская обл., г. Подольск, ул. Кирова, д. 15.