ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

№ 6 июнь 2014

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

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

Зам. Главного редактора
СЕРИКОВА Е.А.

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

Ответственные за подготовку и выпуск номера:
ЛУТОВИНИНА О.Н.
СЕРИКОВА Е.А.

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

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Знаменский Л.Г., Варламов А.С. Синтез бескремнеземного связующего корундовых форм для точного литья . . . 3
Любимцев А.А., Сивков В.Л. Изменение конструкции литейного стержня для увеличения его податливости . . . 6
Лебедев В.А., Гончаров П.В. Влияние импульсных и модулированных режимов на структуру металла при механизированной сварке . . . 9

Кузнечно-штамповочное производство

Шнейберг А.М., Кошелев О.С., Михаленко Ф.П. Особенности комбинированной деформации осадки с кручением при наличии проскальзывания . . . 14
Поляков П.А., Долматов А.В. Исследование процесса прессования порошковых композитов на основе железа . . . 23
Гуревич Л.М., Волчков В.М., Трыков Ю.П., Киселев О.С., Богданов А.И. Исследование вытяжки трубчатых элементов из слоистых пластин конечно-элементным моделированием . . . 26

Прокатно-волочильное производство

Гурьянов Г.Н. Критерии для оценки эффективности применения противонатяжения при волочении круглого сплошного профиля . . . 30

Материаловедение и новые материалы

Богодухов С.И., Козик Е.С., Лобода С.А. Повышение эксплуатационных свойств штоков плунжерных насосов с использованием токов высокой частоты . . . 36
Чегуров М.К., Нуждина Т.В. Влияние режимов рекристаллизационного отжига на микроструктуру и механические свойства стали 09Г2С . . . 39

Информация

Василевский П.А., Железняк Л.М., Иванов П.И., Сивоконь К.И. Повышение качества медных заготовок для изделий электромашиностроения . . . 43

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", 2014

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Forging and stamping, foundry and others productions)

№ 6 June 2014

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

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

Editorial Assistant
SERIKOVA E.A.

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

This issue prepared with assistance of specialists:
LUTOVININA O.N.
SERIKOVA E.A.

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

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

Znamensky L.G., Varlamov A.S. Synthesis of non-silica binder of corundum moulds for precision casting . . . 3
Lyubimtsev A.A., Sivkov V.L. Change of design of sand core to increase its compliance . . . 6
Lebedev V.A., Goncharov P.V. Effect of pulsed and modulated modes on structure of metal in mechanized welding . . . 9

Forging and Stamping Production

Shneiberg A.M., Koshelev O.S., Mikhalenko F.P. Specific aspects of combined shortening deformation with torsion at slipping event . . . 14
Polyakov P.A., Dolmatov A.V. Study of pressing process of iron based powder composites . . . 23
Gurevich L.M., Volchkov V.M., Trykov Yu.P., Kiselev O.S., Bogdanov A.I. Study of drawing of tubular elements from laminated plates by finite element simulation . . . 26

Rolling and Drawing Production

Gur'yanov G.N. Criteria for assessment of application efficiency of antitension when drawing round continuous profile . . . 30

Physical Metallurgy and New Materials

Bogodukhov S.I., Kozik E.S., Loboda S.A. Increasing of operational properties of plunger pumps rods using high frequency currents . . . 36
Chegurov M.K., Nuzhdina T.V. Influence of recrystallization annealing on microstructure and mechanical properties of steel 09G2S . . . 39

Information

Vasilevsky P.A., Zheleznyak L.M., Ivanov P.I., Sivokon' K.I. Improvement in quality of copper blanks for electrical engineering products . . . 43

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

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

© "Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2014

УДК 621.74.045

Л.Г. Знаменский, А.С. Варламов *("Южно-Уральский государственный университет" (Национальный исследовательский университет), г. Челябинск)*

Синтез бескремнеземного связующего корундовых форм для точного литья

Рассмотрены вопросы применения ультразвука в процессе электродиализа раствора алюмоборфосфатного концентрата (АБФК). Исследованы структура и свойства керамических корундовых форм на активированном АБФК, а также разработана технология их изготовления. Она обеспечивает повышение качества точных отливок. Подтверждена термохимическая устойчивость керамических форм к жаропрочным никелевым сплавам.

Ключевые слова: литье по выплавляемым моделям; керамическая форма; этилсиликатное связующее; активированный раствор алюмоборфосфатного концентрата; ультразвуковое поле; электродиализ.

The use of ultrasound in the process of electrodialysis alumina-boron-phosphate concentrate solution (ABPC) is considered. The structure and properties of ceramic corundum moulds on this activated ABPC is investigated and also technology of their manufacturing is developed. It enhances the quality of precision castings. Thermochemical stability of ceramic moulds to high-temperature nickel alloys is confirmed.

Keywords: investment casting; ceramic mould; ethyl-silicate binder; activated solution of alumina-boron-phosphate concentrate; ultrasonic field; electrodialysis.

В настоящее время в точном литье применяют керамические корундовые формы на гидролизованном растворе этилсиликата. Корунд является устойчивым материалом для вакуумной плавки и заливки химически активных сплавов (титановых, жаропрочных никелевых и др.). Этилсиликат после прокалки "вносит" в литейную керамику кремнезем. Это приводит к появлению дефектов точных отливок ответственного назначения.

Создание бескремнеземного связующего является перспективным направлением в точном литье жаропрочных сплавов.

Известен процесс подготовки бескремнеземного связующего "Алюмокс" [1], характеризующийся сложностью, многооперационностью, длительностью и энергоемкостью.

Предложена электродиализная обработка в ультразвуковом поле раствора *алюмоборфосфатного концентрата* (АБФК) для синтеза высококачественного бескремнеземного связующего корундовых форм в точном литье.

Электродиализная обработка водного раствора алюмоборфосфатного концентрата обеспечивает эффективное удаление фосфат-ионов в анодную часть электродиализной установки. В результате содержание фосфора в керамической оболочке уменьшается.

Ультразвук вызывает эффекты ионизации и диспергирования, что ускоряет электродиализную обработку [2]. Сравнительные показатели способов подготовки связующих приведены в табл. 1.

Влияние интенсивности ультразвука на свойства связующего и форм представлено в табл. 2.

Использовали суспензию на активированном растворе АБФК и электрокорунде. Обсыпка – зернистый периклаз (является отвердителем). Применяли воздушную сушку. Материал модели – состав МВС-15. Вытопку моделей осуществляли в перегретой модельной массе.

Прокалку керамических образцов проводили без опорного наполнителя при температуре 900...950 °С (в "Алюмокс"-процессе при 1300...1350 °С) в течение 2,5...3,0 ч. Обсыпка взаимодействует с алюмоборфосфатным концентратом. Образуются двузамещенные фосфаты магния, обеспечивающие быстрое формообразование.

Структура прокаленной оболочковой формы и ее химический состав показаны на рис. 1. Использовали электронный растровый низковакуумный микроскоп JEOL JSM 6460LV.

1. Сравнительные показатели способов подготовки связующих

Показатель	Базовый вариант (связующее "Алюмокс")	Разработанный способ при силе тока электродиализа, А		
		0,2	0,9	1,5
Краевой угол смачивания связующего, °	55...60	42	49	54
Вязкость связующего, 10^{-6} м^2/с (сСт)	2,24...2,30	2,22	2,19	2,15
Скорость электродиализа, %/ч	–	2,8	3,0	3,4
Продолжительность, ч:				
отверждения слоя	3,5...4,8	1,5	1,3	1,0
изготовления формы	14,0...20,0	6,0	5,2	4,0
Прочность образцов при изгибе, МПа, при температуре, °С:				
20	2,2...2,8	4,8	5,1	5,3
900	0,3...0,5	7,5	7,8	8,2
1300	3,0...4,0	8,5	8,8	9,3
Остаточная прочность образцов (выбиваемость), МПа	3,0...3,5	1,2	1,7	1,9

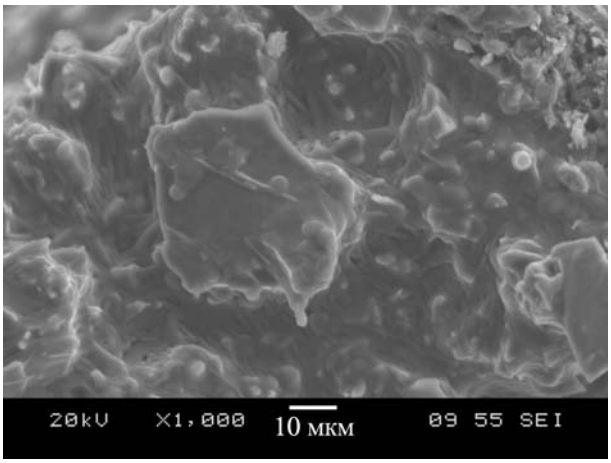
Примечание. В разработанном способе в процессе электродиализа воздействуют на раствор АБФК ультразвуком интенсивностью 5 Вт/см^2 при частоте 22 кГц в течение 15 мин.

Дилатометрия керамических корундовых форм на активированном АБФК приведена на рис. 2. При температуре 20...1000 °С изменение размеров образцов составляет 0,01...0,015 %, что обеспечивает высокую точность керамических форм.

Технологический процесс изготовления керамических корундовых форм на активированном АБФК реализован в ОАО "СКБ "Турбина" (г. Челябинск).

2. Влияние интенсивности ультразвука на свойства связующего и форм

Показатель	Разработанный способ при интенсивности ультразвука, Вт/см^2		
	5	8	10
Вязкость связующего, 10^{-6} м^2/с (сСт)	2,23	2,19	2,14
Краевой угол смачивания связующего, °	54	49	38
Прочность образцов при изгибе, МПа, при температуре, °С:			
20	4,9	5,1	5,5
900	5,8	7,8	8,0
Остаточная прочность образцов (выбиваемость), МПа	0,9	1,7	2,0



Номер спектра	Содержание элементов, %				
	O	Mg	Al	P	Примеси
1	52,02	3,53	40,77	2,06	1,62
2	51,04	4,15	40,74	2,23	1,84
3	44,63	14,17	37,52	1,48	2,20
Среднее значение	49,23	7,28	39,70	1,91	1,88

Рис. 1. Результаты растровой электронной микроскопии корундовой керамической формы на активированном АБФК. ×1000

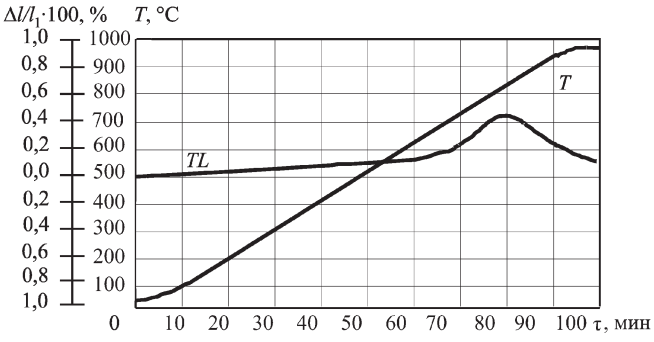
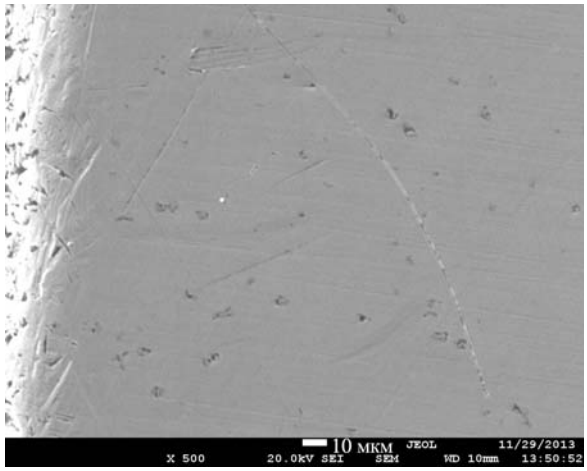


Рис. 2. Дилатометрия корундового образца на активированном АБФК:
TL – относительное изменение линейного размера образца, $TL = \Delta l / l_1 = (l_2 - l_1) / l_1$, где l_1 – исходный размер образца при температуре 25 °С; l_2 – размер образца при температуре *T*; *T* – изменение температуры во времени

Рис. 3. Химический состав поверхностного слоя отливки из жаропрочного никелевого сплава ВЖЛ12У-ВИ (ТУ 192-177–91)

Глубина сканирования, мкм	Содержание элементов, %									
	Al	Si	P	S	Ti	V	Cr	Co	Ni	W
10	5,50	0,02	0,046	0,003	4,36	0,79	10,07	14,65	62,24	1,51
20	5,67	0,018	0,051	0,001	3,43	0,89	9,23	14,61	62,83	2,45
30	5,47	0,021	0,042	0,0013	3,50	0,85	9,94	14,84	62,74	1,82



Установлено, что обеднение поверхностного слоя отливки из никелевого сплава основными легирующими элементами не происходит (рис. 3).

Таким образом, подтверждена термохимическая устойчивость в вакууме керамических корундовых форм на активированном АБФК с периклазовой обсыпкой [3], что обеспечивает высокое качество отливок из жаропрочного никелевого сплава.

Заключение. Установлены оптимальные параметры электродиализной обработки растворов АБФК в поле мощного ультразвука (интенсивность 8...10 Вт/см^2 при частоте 18...22 кГц). Исследованы структура и свойства керамических корундовых форм на активированном АБФК. Подтверждена термохимическая устойчивость этих керамических форм к жаропрочным никелевым сплавам. Разработка внедрена в ОАО "СКБ "Турбина".

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Повышение** качества литых лопаток ГТД / В.С. Моисеев, М.С. Варфоломеев, А.С. Муркина, Г.И. Щербакова // Литейщик России. 2012. № 5. С. 36–38.

2. **Знаменский Л.Г., Ивочкина О.В., Ерофеев В.В.** Активация физическими полями литейных процессов. Челябинск: Изд-во ЦНТИ, 2009. 249 с.

3. **Пат. 2478453 РФ, МПК B 22 C 1/00.** Способ изготовления форм по выплавляемым моделям (варианты) / Л.Г. Знаменский, О.В. Ивочкина, С.С. Верцюх. № 2011146577/02; заявл. 16.11.2011; опубл. 10.04.2013, Бюл. № 10. 4 с.

Леонид Геннадьевич Знаменский, д-р техн. наук;
Алексей Сергеевич Варламов, канд. техн. наук,
doc.varlamov@mail.ru

УДК 621.743

А.А. Любимцев, В.Л. Сивков
(Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева)

Изменение конструкции литейного стержня для увеличения его податливости

Приведена конструкция песчаного литейного стержня с выполненными крестообразными каналами, которые заполняются расплавом. В процессе их кристаллизации происходят выгорание крепителя смеси и разрушение стержня по границе между его рабочей и знаковой частью, что приводит к увеличению его податливости и ликвидации трещинообразования в отливках.

Ключевые слова: песчаный литейный стержень; податливость; снятие внутренних напряжений; усадочные трещины.

The configuration of sand core with criss-cross gates which are filled with molten metall is given. In the crystallization process occurs burning of binder sand core mixture and destruction of the sand core along the boundary between it work and core mark part, that leads to increase in its compliance and elimination of cracking in castings.

Keywords: sand core; compliance; relieve of internal stress; shrinkage cracks.

Известно, что для выполнения сложных по конфигурации внутренних и наружных поверхностей отливок широко применяют песчаные стержни.

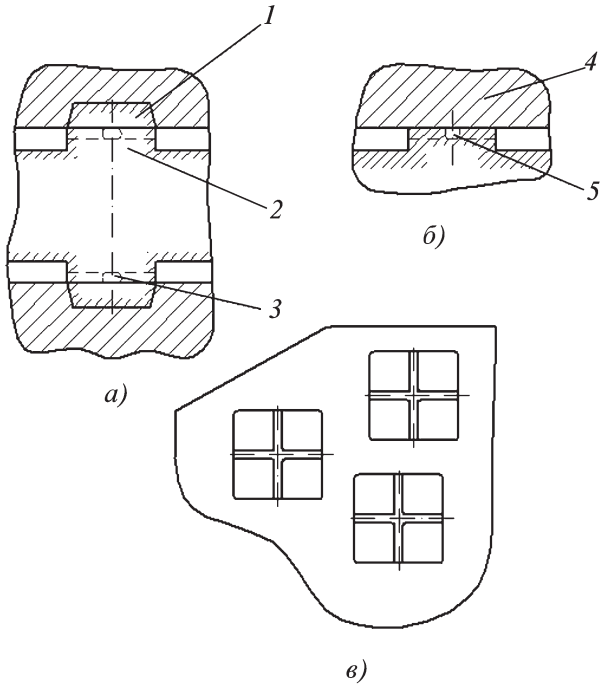


Рис. 1. Эскиз литейного стержня:
а – 1-й вариант исполнения; *б* – 2-й вариант исполнения; *в* – вид сверху 2-го варианта; *1* – стержневой знак; *2* – рабочая часть литейного стержня; *3* – сквозные каналы (отверстия в рабочей части стержня); *4* – верхняя полуформа; *5* – расположенные крест на крест каналы (при отсутствии знаковой части выполняются проточки в рабочей части стержня)

Недостатком таких стержней, особенно с их низкой податливостью, при использовании сплавов с низкой жидкотекучестью является получение недоливов по границе поверхности отливки, оформленной стержнем, а также скрытых напряжений и трещин [1].

Временные напряжения, возникающие в процессе затвердевания и последующего охлаждения отливки, являются причиной образования горячих или холодных трещин, а также коробления. Остаточные напряжения в отливке, суммируясь с термическими при нагреве под термическую обработку или с рабочими при эксплуатации, могут вызвать частичное разрушение отливок.

Устранение перечисленных недостатков возможно при внесении конструктивных особенностей в литейный стержень. На границе перехода знаковой части стержня в рабочую в последней выполняют сквозные крестообразные каналы [2].

На рис. 1 приведен предлагаемый литейный стержень. Данное решение особенно актуально при простановке в литейной форме большого числа стержней прямоугольной конфигурации, близко расположенных между собой.

На рис. 2 представлена упрощенная схема взаимодействия отливки с песчаным стержнем предлагаемой конструкции для объяснения механизма работы и обоснования положительного влияния двух взаимодополняющих факторов: изменения податливости части стержня (см. рис. 2, *а*) и рассредоточения напряжений отливки (см. рис. 2, *б*).

Известно, что напряжение растяжения в отливке при торможении ее усадки со стороны формы либо стержня:

$$\sigma = E\,\varepsilon\,,$$

где E – модуль упругости Юнга, Н/м^2;

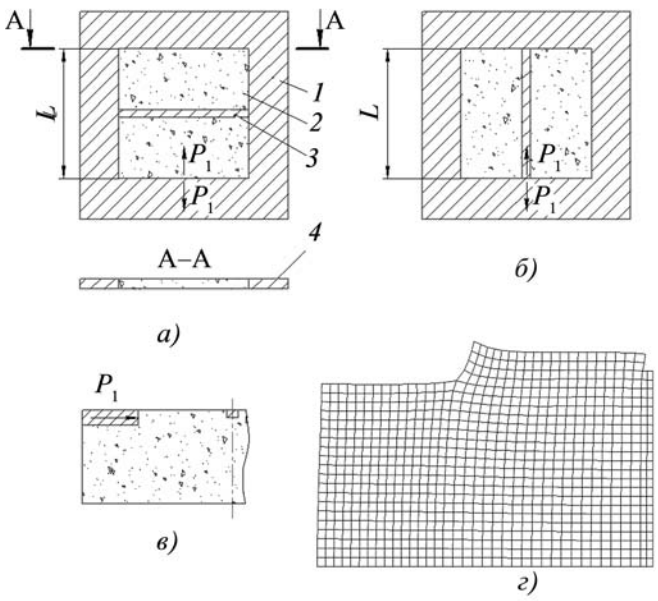


Рис. 2. Схема взаимодействия отливки с литейным стержнем: *а* – отливка с поперечной перемычкой; *б* – отливка с продольной перемычкой; *в* – сечение отливки и массивного стержня; *г* – деформированный вид литейного стержня после приложения силы сжатия P_1 (представлен фрагмент по оси симметрии стержня); *1* – отливка; *2* – литейный стержень; *3* – перемычка, образовавшаяся в результате заполнения канала расплавом; *4* – поперечное сечение отливки, к которому приложена сила растяжения P_1

ε – упругая деформация:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l},$$

где l – участок отливки, подвергающийся деформации;

Δl – изменение длины этого участка:

$$\Delta l = \varepsilon\, l = \frac{\sigma}{E} l = \frac{P}{A\,E} l = P \frac{1}{A\,E} l = P\,C,$$

где A – площадь поперечного сечения отливки;

P – сила, препятствующая усадке отливки;

C – коэффициент податливости.

На рис. 2, *а* изображена схема взаимодействия отливки типа рамы с литейным стержнем. Условно примем, что толщина стержня совпадает с толщиной стенки отливки.

Для обеспечения условия совместной деформации без зазора между отливкой и стержнем:

$$P_1 C_{\text{отл}} + P_1 C_{\text{ст}} + \Delta_{\text{отл}\,t} + \Delta_{\text{ст}\,t} = 0,$$

где P_1 – сила, возникающая при сопротивлении отливки усадке со стороны литейного стержня, Н;

$C_{\text{отл}}$, $C_{\text{ст}}$ – коэффициент податливости соответственно отливки и стержня, м/Н;

$\Delta_{\text{отл}\,t}$, $\Delta_{\text{ст}\,t}$ – деформация соответственно отливки и стержня, вызванная действием температуры.

Коэффициент податливости отливки

$$C_{\text{отл}} = L / (A_{\text{отл}}\, E_{\text{отл}}),$$

где L – длина участка формы, м, см. рис. 2, *а*;

$A_{\text{отл}}$ – площадь поперечного сечения затвердевшей корочки металла, м^2;

$E_{\text{отл}}$ – модуль продольной упругости сплава, Па.

Коэффициент податливости стержня

$$C_{\text{ст}} = (L - l_{\text{пер}}) / A_{\text{ст}}\, E_{\text{ст}} + l_{\text{пер}} / A_{\text{пер}}\, E_{\text{пер}},$$

где $l_{\text{пер}}$ – ширина перемычки, м;

$A_{\text{ст}}$, $A_{\text{пер}}$ – площадь поперечного сечения соответственно стержня и затвердевающей корочки металла перемычки, м^2;

$E_{\text{ст}}$, $E_{\text{пер}}$ – модуль продольной упругости соответственно стержня и перемычки, Па;

$E_{\text{пер}}$ будет отличаться от $E_{\text{отл}}$, так как перемычка затвердевает быстрее отливки.

Деформация отливки, вызванная воздействием температуры

$$\Delta_{\text{отл}\,t} = -\alpha_{\text{отл}}\, \Delta t_{\text{отл}}\, L,$$

где $\alpha_{\text{отл}}$ – коэффициент температурного расширения сплава;

$\Delta t_{\text{отл}}$ – изменение температуры отливки.

Деформация стержня, вызванная воздействием температуры

$$\Delta_{\text{ст}\,t} = \alpha_{\text{ст}}\, \Delta t_{\text{ст}}\, (L - l_{\text{пер}}) + \alpha_{\text{отл}}\, \Delta t_{\text{пер}}\, l_{\text{пер}},$$

где $\Delta t_{\text{ст}}$, $\Delta t_{\text{пер}}$ – изменение температуры соответственно стержня и перемычки.

При отсутствии перемычки:

$$C^*_{\text{ст}} = L / (A_{\text{ст}}\, E_{\text{ст}});$$

$$\Delta^*_{\text{ст}\,t} = \alpha_{\text{ст}}\, \Delta t_{\text{ст}}\, L.$$

Из-за малой величины $l_{\text{пер}}$:

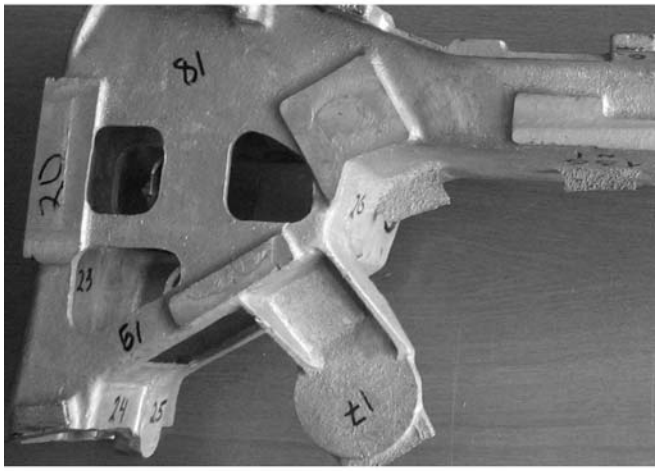
$$\Delta_{\text{ст}\,t} \approx \Delta^*_{\text{ст}\,t}.$$

Напряжение, возникающее в отливке,

$$\sigma = P_1 / A_{\text{отл}}.$$

Таким образом, при наличии перемычки увеличивается податливость стержня, что снижает напряжение в отливке.

а)



б)

Рис. 3. Литейный стержень с выполненными каналами (*а*) и отливка "кронштейн" (*б*)

На рис. 2, *в* показан литейный стержень, превосходящий по толщине стенку отливки. В этом случае изменение податливости происходит менее выраженно.

На рис. 2, *г* представлен деформированный вид литейного стержня после приложения силы сжатия P_1.

В случае простановки в форму реального литейного стержня при наличии в нем дополнительных каналов происходит дислокация слоев стержня, связанная с одновременным выгоранием крепителя, что приводит к разрушению стержня по пограничной зоне между его рабочей и знаковой частью.

Исходя из рис. 2, *б*, условие совместной деформации без зазора между отливкой и стержнем:

$$P_1 C_{\text{отл}} + P_1 C_{\text{пер}} + \Delta_{\text{пер}\,t} = 0,$$

где $C_{\text{пер}}$ – коэффициент податливости перемычки;

$\Delta_{\text{пер}\,t}$ – деформация перемычки, вызванная воздействием температуры.

$$C_{\text{отл}} = L/(A_{\text{отл}}\, E_{\text{отл}});$$

$$C_{\text{пер}} = L/(A_{\text{пер}}\, E_{\text{пер}});$$

$$\Delta_{\text{пер}\,t} = -\alpha_{\text{отл}}\, \Delta t_{\text{пер}}\, l_{\text{пер}}.$$

Таким образом, при наличии в отверстии отливки перемычки возникает дополнительное напряжение

$$\sigma = P_1 / A_{\text{отл}},$$

которое оказывает подавляющее действие силе сопротивления торможения усадки стенки отливки со стороны стержня.

Затвердевающий в каналах расплав создает дополнительные ребра жесткости. Создаются условия для перераспределения и рассредоточения напряжений. Для их снятия отливку подвергают термической обработке, после которой механическим путем удаляют перемычки из отверстий отливки.

На рис. 3 приведены фотографии литейного стержня с выполненными каналами и отливки "кронштейн" после операций зачистки, люминесцентного и рентгенографического контроля, термической обработки.

Заключение. В результате промышленного опробования данного технического решения доказано, что при незначительном увеличении трудоемкости изготовления отливок исключается образование в них дефектов в виде трещин.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Применение** цифровых технологий при изготовлении песчано-полимерных форм и стержней без оснастки / С.В. Дельцов, А.А. Любимцев, В.А. Дорошенко и др. // Литейное производство. 2012. № 3. С. 13–15.

2. **Пат. 109032 РФ, МКИ B 22 D 15/00.** Стержень литейный (варианты) / А.А. Любимцев, В.Л. Сивков, С.В. Дельцов, О.И. Чеберяк, В.А. Дорошенко; № 2010149368/02; заявл. 02.12.2010; опубл. 10.10.2011.

Антон Александрович Любимцев,
a_nt_on@bk.ru;
Владимир Лаврентьевич Сивков, д-р техн. наук

УДК 621.791.75

В.А. Лебедев, П.В. Гончаров
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины, г. Киев)

Влияние импульсных и модулированных режимов на структуру металла при механизированной сварке

Рассмотрены различные способы дуговой точечной сварки (ДТС). Особое внимание уделено процессу сварки с регулируемой импульсной подачей электродной проволоки. Показано, что процессы сварки с управляемыми периодическими воздействиями могут существенно улучшить результат сварки, в частности эксплуатационные характеристики соединения, в том числе и при ДТС.

Ключевые слова: дуговая сварка; сварные точки; конструкция; механизированная сварка; импульсная подача; режимы; структура металла; свойства; исследование; металлография.

Different methods of arc spot welding are considered. Special attention is paid to the process of welding-controlled pulsed feed of electrode wire. It is shown that the processes of welding managed periodic impacts can significantly improve the outcome of welding, in particular the operational characteristics of the connection, including the arc spot welding .

Keywords: arc welding; spot welds; design; mechanized welding; pulsing; modes; metal structure; properties; research; metallography.

Механизированную и автоматическую сварку плавящимся электродом в среде защитных газов широко применяют практически во всех отраслях деятельности человека. Оборудование для этих процессов постоянно совершенствуется по различным направлениям.

Ряд таких направлений объединяют различные инструментальные способы импульсных и периодических воздействий, оказывающих влияние на течение сварочного процесса, формирование шва, его структуры, а также околошовной зоны (зона термического влияния (ЗТВ)) [1, 2]. Эти направления относятся к периодическим изменениям характеристик сварочного процесса, которые реализуются с использованием разных систем сварочного оборудования (автомата, полуавтомата): системы питания дуги, подачи электродной проволоки, подачи защитной среды (газа).

В настоящее время все больше применяют способы импульсного воздействия на перенос капель электродного металла, реализуемый с использованием современных инверторных источников сварочного тока [3]. Находят применение и модулированные способы сварки и наплавки механизированными средствами, при создании которых могут быть использованы и обычные регулируемые выпрямители и инверторные источники.

К эффективным разработкам импульсных механизмов подачи с управляемым по определенным алгоритмам движением электродной проволоки относится безредукторный механизм импульсной подачи на основе вентильного электродвигателя с компьютеризованной системой управления [4]. Эта разработка позволяет осуществить импульсную подачу электродной проволоки с частотами до 60 Гц, регулируемыми скважностью и шагом, а также получить импульс сложной формы с паузами и реверсом движения.

Одновременно в транспортном машиностроении существует актуальная задача получения сварного точечного соединения на вертикальной плоскости с применением механизированного оборудования для дуговой сварки в среде защитного газа. При этом ставятся требования надежности полученного соединения (механические свойства) и его повторяемости.

Целью работы является изучение возможности получения повторяемого точечного соединения сталей с повышенными механическими свойствами дуговым способом с применением импульсной подачи электродной проволоки с управляемыми параметрами [5, 6].

Сварку точечных соединений в экспериментах осуществляли на установке, общий вид которой показан на рис. 1. В качестве источника использовали выпрямитель с жесткими внешними вольт-амперными характеристиками и регулированием выходного напряжения.

Методика исследования полученных точечных соединений. Металлографические исследования образцов, выполненных *дуговой точечной сваркой* (ДТС), проводили с использованием сталей Ст3 и 09Г2С.

Сварку одного из образцов выполняли в нижнем положении без пробивки отверстия в листе, который приваривался на режиме с постоянной скоростью подачи в один цикл (рис. 2) на стали Ст3 с толщиной соединяемых листов (3,0+3,0) мм, сила сварочного тока составляла $I_{св}$ = 340 А, напряжение на дуге $U_д$ = 34 В, продолжительность сварки $t_{св}$ = 2,0 с, в качестве электродной проволоки использовали проволоку типа Св-08Г2С диаметром 1,2 мм, расход защитного газа 10 л/мин.

Сварку с импульсной подачей электродной проволоки осуществляли на стали Ст3 с толщиной соединяемых листов (3,0+3,0) мм. Частота импульсной подачи электродной проволоки составляла 40 Гц со

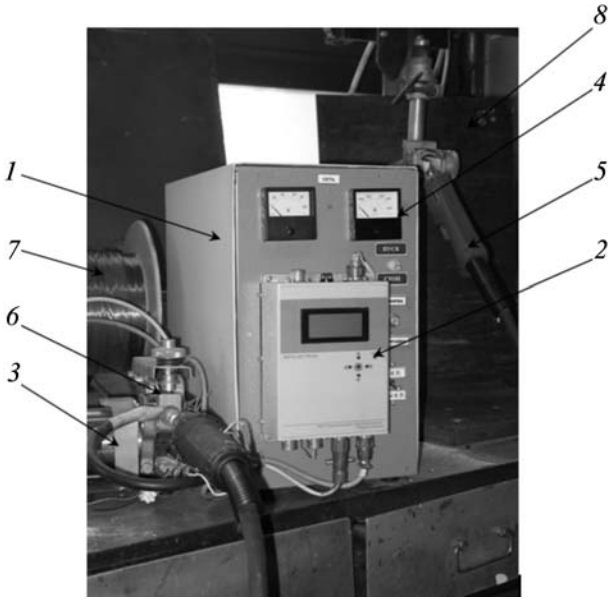


Рис. 1. Установка для отработки режимов импульсной подачи при ДТС в вертикальном положении:
1 – блок управления циклом сварки при импульсной подаче сварочной проволоки; *2* – блок цифрового управления вентильным электродвигателем; *3* – вентильный электродвигатель; *4* – блок индикации сварочного тока и напряжения во время сварки; *5* – сварочная горелка; *6* – подающий механизм; *7* – кассета электродной проволоки; *8* – стенд для закрепления образцов под сварку

скважностью S = 1,5, продолжительность сварки $t_{св}$ = 2,1 с (сварку выполняли в 3 этапа продолжительностью $t_{св}$ = 0,5 с и паузой между ними $t_п$ = 0,3 с), среднее значение силы сварочного тока составляла $I_{св.\,ср}$ = 240 А, напряжение на дуге $U_д$ = 25 В, в качестве сварочной проволоки использовали электродную проволоку типа Св-08Г2С диаметром 1,2 м, расход защитного газа 10 л/мин.

Разница в применяемых электродных материалах и режимах обусловлена необходимостью получения одинакового технологического эффекта.

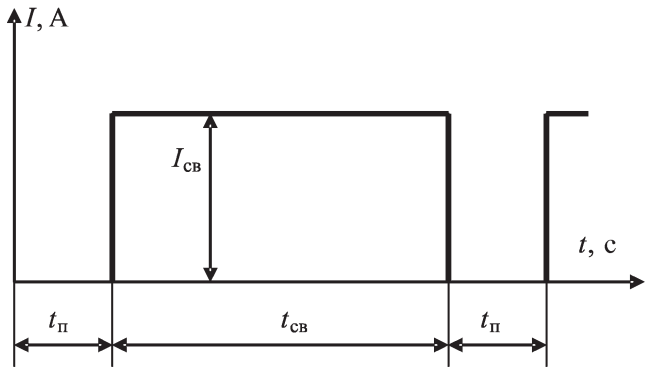


Рис. 2. Циклограмма ДТС в нижнем положении

Образцы были изготовлены по стандартной методике с использованием алмазных паст различной дисперсности.

Для выявления структуры образцы были протравлены в 4%-ном растворе HNO_3 в спирте. Исследования выполняли на микроскопе Neofot-32, измерения твердости – на ручном твердомере М-400 фирмы Leko.

Неметаллические включения изучали на полированных образцах при увеличениях 100 и 800.

Сравнительные металлографические исследования образцов, полученных при различных способах ДТС. При дуговой точечной сварке за счет ограниченного введения тепла и интенсивного теплоотвода в металл изделия затвердевание сварочной ванны происходит со значительными скоростями охлаждения за короткий промежуток времени.

Микроструктура в зоне термического влияния и металле шва представляет при всех способах сварки в основном ферритно-перлитную смесь с высокой степенью дисперсности. В зоне термического влияния крупные зерна перлита переходят в более мелкодисперсную структуру зоны полной и частичной перекристаллизации, а после – в структуру основного металла.

На рис. 3 приведены микрошлифы участков точечного соединения, полученного дуговой точечной сваркой.

Металлографические исследования показали, что ширина зоны термического влияния точечных соединений меньше, чем при сварке сплошным швом (1,2...2,0 мм при ДТС и 4,0...5,0 мм при сварке сплошным швом, листового металла из стали Ст3 толщиной 3,0 мм).

В результате металлографических исследований определено, что металл шва опытных образцов не со-

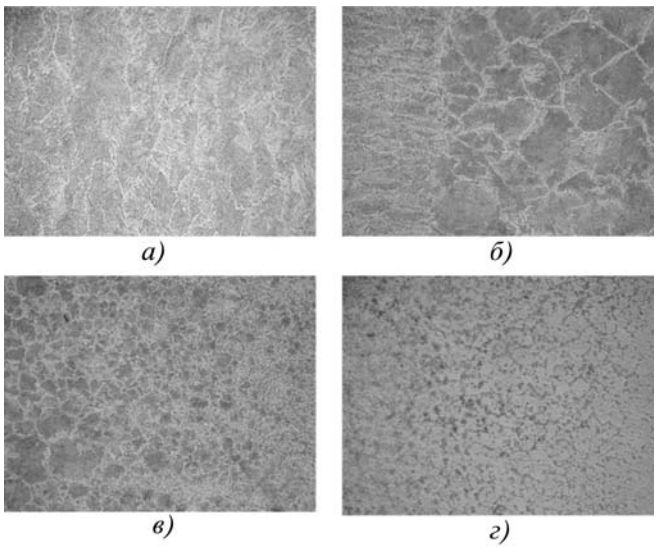


Рис. 3. Микроструктура сечения точечного соединения (×200):
а – сварной шов; *б* – сварной шов и ЗТВ; *в* – участок нормализации; *г* – участок неполной перекристаллизации

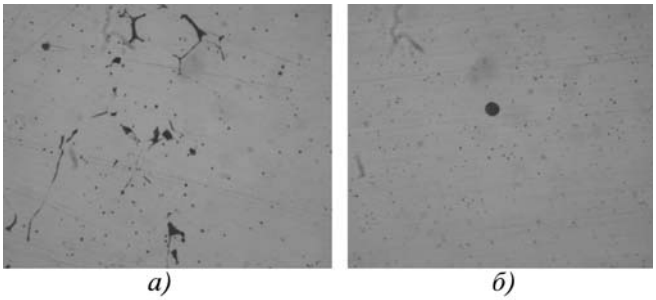


Рис. 4. Шлифы образцов при металлографическом исследовании на наличие неметаллических включений в точечном шве, полученном на разных технологических режимах (×800):
а – образец № 1; *б* – образец № 2

держит неметаллических включений. Эти исследования выполняли на полированных шлифах точечного шва, представленных на рис. 4. Исследовали шлифы, полученные при различных способах дуговой точечной сварки: образец № 1 – с постоянной скоростью подачи; образец № 2 – с импульсной.

Выявлены мелкодисперсные оксиды, силикаты, сульфиды и оксисульфид глобулярной формы диаметром до 1,2 мкм (см. рис. 4, образец № 2). В шве образца № 1 обнаружена сульфидная эвтектика. На работоспособность точечного соединения включения таких размеров не влияют.

Исследования образцов точечных соединений (рис. 5), полученных при сварке с постоянной скоростью подачи, показали, что микроструктура шва представляет собой массивные выделения феррита (иногда с ориентацией по Видманштетту) и тонкодисперсного перлита по границам кристаллитов.

Сварной шов имеет столбчатую структуру (рис. 6), которая указывает на направленность кристаллизации из жидкого состояния. В теле кристаллита образуется несколько модификаций феррита – полиэндрического и две модификации пластинчатого – с упорядоченной второй фазой и с неупорядоченной.

Микротвердость металла шва составляет HV 10 = 1630...1720 МПа. В околошовной зоне на участке крупного зерна по границе перлитных зерен (HV 0,5 = 2010 МПа) образуется крупнозернистая (балл 2–3 по ГОСТ 5639–82) видманштеттова структура (см. рис. 6, *г*). Ширина участка крупного зерна составляет 340...500 мкм.

В области нормализации происходит измельчение зерна до балла 5–6. Микротвердость феррита HV 0,5 = 1480 МПа, перлита HV 0,5 = = 1900...2100 МПа.

Участок неполной перекристаллизации представляет собой перлитные участки, имеющие разрыхленный вид без четкого пластинчатого построения. Микротвердость феррита на этом участке составляет HV 0,5 = 1480 МПа.

Диаметр ядра точечного соединения 7000 мкм, глубина проплавления нижнего листа 1400 мкм. Ширина ЗТВ 2000...2200 мкм.

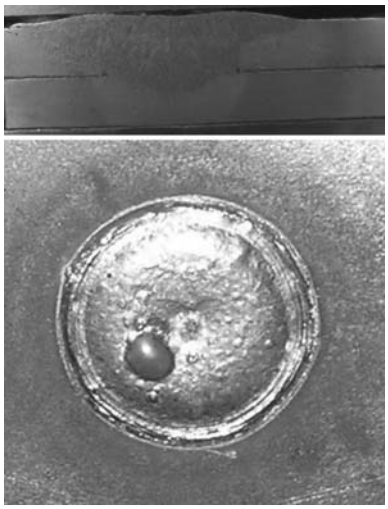


Рис. 5. Макрошлиф и внешний вид точечного соединения, полученного при ДТС с постоянной скоростью подачи

Общий вид сварного соединения образца № 2 (сталь Ст3) и его макроструктура, выполненного с импульсной подачей по отверстию в вертикальном положении (более сложное для формирования сварного соединения), представлены на рис. 7.

Сварку осуществляли по ранее пробитым отверстиям в привариваемой пластине с использованием импульсной подачи сварочной проволоки в несколько технологических этапов. Эти исследования проводили для выявления влияния импульсной подачи на микроструктуру сварного шва. Кристаллизация металла шва имеет сложное строение, так как выполнялось циклическое введение тепла в сварочную ванну.

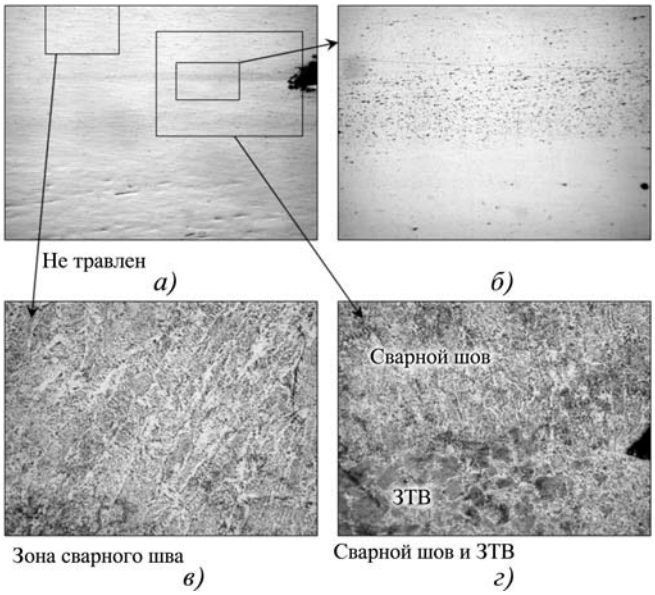


Рис. 6. Микроструктура сварного точечного соединения, полученного при сварке с постоянной скоростью подачи проволоки:
а – ×25; *б–г* – ×100

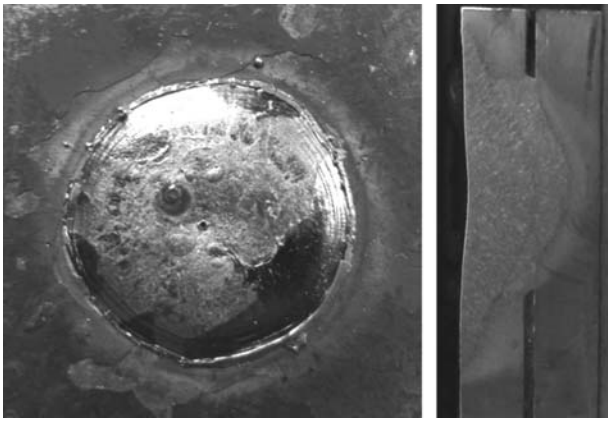


Рис. 7. Общий вид сварного соединения образца № 2 и его макроструктура

Диаметр ядра точки составил 8400 мкм, глубина проплавления 1800 мкм, ширина ЗТВ 1500 мкм.

Микроструктура сварного шва (рис. 8, *а*) образца № 2 характеризуется ее дроблением по сравнению с образцом № 1 (сварка в один цикл, на постоянной скорости подачи). Структура в основном состоит из феррита (иногда с ориентацией по Видманштетту), который выделился на границах кристаллитов, тонкодисперсных модификаций феррита в теле кристаллитов и бейнитной фазы с HV 0,5 = 2570 МПа. Микротвердость шва составляет HV 10 = 2540 МПа.

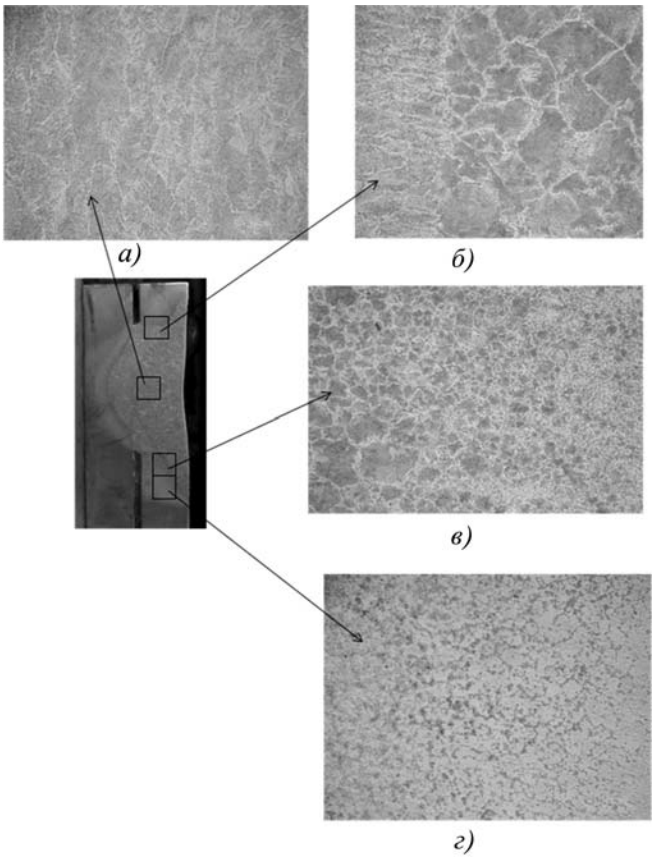


Рис. 8. Микроструктура точечного соединения, полученного при сварке с импульсной подачей сварочной проволоки в вертикальном положении при заполнении отверстия (×200):
а – сварной шов; *б* – сварной шов и ЗТВ; *в* – участок нормализации; *г* – участок неполной перекристализации

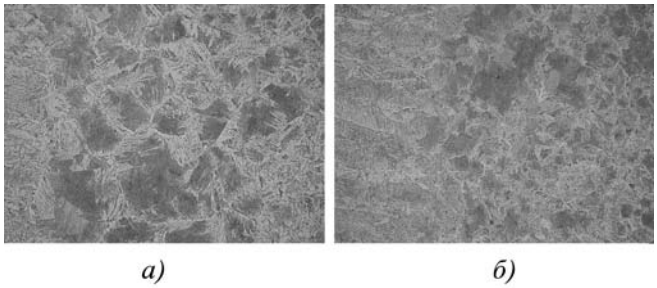


Рис. 9. Микроструктура околошовной зоны на участке крупного зерна (участок перегрева) при сварке стали Ст3 толщиной (3,0+3,0) мм (×200):
а – сварка в нижнем положении на постоянной скорости подачи проволоки; *б* – сварка в вертикальном положении с использованием импульсной подачи сварочной проволоки

На участке перегрева, как видно из рис. 8, наблюдаются крупные зерна перлита (HV 0,5 = 1830...2100 МПа), окаймленные ферритной оторочкой (балл зерна 4–5) с незначительной видманштеттовой ориентацией. Ширина участка крупного зерна 700...800 мкм.

В области нормализации происходит измельчение зерна до балла 7. Участок неполной перекристаллизации представляет собой феррит и разрыхленный перлит.

Таким образом, если проводить сравнительную характеристику между двумя технологиями формирования точечного соединения (образец № 1 и № 2), можно заключить, что сварка с импульсной подачей проволоки позволяет измельчать микроструктуру сварного соединения.

На рис. 9 приведены для сравнения микроструктуры зоны термического влияния образца, полученного на постоянной скорости подачи (рис. 9, *а*) и с использованием импульсной подачи (рис. 9, *б*).

Точечная сварка с использованием импульсной подачи сварочной проволоки позволяет выполнить частичную перекристаллизацию предварительно наплавленного металла, нормализацию шва и зоны термического влияния в плоскости контакта соединяемых элементов. В перерыве между циклами происходит остывание металла шва.

В результате нормализации происходит измельчение кристаллитов металла шва и зерна металла ЗТВ на границе сплавления в плоскости контакта соединяемых элементов. При непрерывной сварке в шве наблюдаются большие кристаллиты, а в зоне термического влияния происходит рост зерна (балл 3 по ГОСТ 5369–65).

Прочность соединения при динамических нагрузках на изгиб точечного соединения, выполненного сваркой по сложному термическому циклу, за счет более мелкозернистой структуры и однородности физико-механических свойств участков сварного соединения при симметричном цикле нагружения будет выше, чем в случае сварки, выполненный за один цикл.

Возможности новой технологии ДСП с импульсными воздействиями с учетом существенного влияния на структуру металла шва более широко изложены в работе [7].

Выводы

1. Режимы работы оборудования для дуговой сварки плавящимся электродом, проводимой механизированным способом, существенно влияют на характеристики сварного соединения, в частности на ЗТВ, структуру металла шва дугового точечного соединения.

2. При сварке с управляемой импульсной подачей электродной проволоки происходит дробление зерна металла шва, наблюдаемое даже в положениях сварки, отличных от нижнего, что сказывается на однородности соединения и повышении его эксплуатационных свойств.

3. Процесс с импульсными составляющими подачи электродной проволоки подлежит механизации и автоматизации с относительно небольшими затратами на оборудование и может быть рекомендован для промышленного внедрения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Tewari S.P.** Effect of Weld Pool Oscillation on Mechanical Properties of Carbon Steel Weldments // Banaras Hindu University (BHU) The IUP Journal of Mechanical Engineering. May 2010. Vol. 3. № 2. P. 57–66,

2. **Исследование** влияния вибрационных и ультразвуковых колебаний в процессе сварки на свойства сварных соединений нефтегазового оборудования из стали 12Х18Н10Т / М.З. Зарипов, И.Г. Ибрагимов, Р.Г. Ризванов, А.М. Файрушин, З.Р. Мухаметзянов // Нефтегазовое дело. 2010. С. 1–12.

3. **Особенности** импульсно-дуговой сварки с синергетическим управлением параметрами режимов (обзор) / Н.М. Воропай, В.М. Илюшенко, Ю.Н. Ланкин // Автоматическая сварка. 1999. № 6. С. 25–32.

4. **Лебедев В.А., Рымша В.В., Радимов И.Н.** Современные вентильные электроприводы в системах механизированного сварочного оборудования // Електромашинобудування та Електрообладнання. 2009. Вип. 74. С. 22–24.

5. **Дуговая** точечная сварка нахлесточных соединений в вертикальном положении // Л.М. Лобанов, П.В. Гончаров, А.Н. Тимошенко // Автоматическая сварка. 2009. № 1. С. 34–37.

6. **Новые** возможности механизированной дуговой точечной сварки с применением импульсных воздействий / Л.М. Лобанов, В.А. Лебедев, С.Ю. Максимов, А.Н. Тимошенко, П.В. Гончаров, И.В. Лендел, Р.И. Клочко // Автоматическая сварка. 2012. № 5. С. 17–22.

7. **Механизированная** дуговая точечная сварка с применением импульсной подачи электродной проволоки / Л.М. Лобанов, В.А. Лебедев, А.Н. Тимошенко, П.В. Гончаров, И.В. Лендел // Технология машиностроения. 2012. № 2. С. 35–38.

Владимир Александрович Лебедев, д-р техн. наук,
lebedevvladimir@ukr.net;
Павел Васильевич Гончаров

ООО "Издательство Машиностроение" продолжает подписку на журнал

«ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ»

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

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

107076, г. Москва, Стромынский пер., д. 4,
тел.: (499) 269-6600, 269-5298, факс: (499) 269-4897,
e-mail: realiz@mashin.ru, www.mashin.ru

УДК 621.77

А.М. Шнейберг, О.С. Кошелев, Ф.П. Михаленко
(Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева)

Особенности комбинированной деформации осадки с кручением при наличии проскальзывания

Представлен обзор работ, посвященных определению энергетических и силовых параметров комбинированной деформации (осадки с кручением). Приведены формулы для определения силовых и энергетических параметров процесса с анализом возможности их практического использования, а также результаты исследований процесса, проведенных авторами статьи.

Ключевые слова: комбинированная деформация; деформирующая сила; вращение инструмента; поступательное движение инструмента; коэффициент трения; приближенная оценка; суммирование деформаций; суммирование силы.

The review of certain works concerned with determining of energetic and power parameters of combination press-forming shortening with torsion is presented. Formulae for force and power parameters of the process alongside with its practical application analysis are presented. Also the process research results held by the authors are included.

Keywords: combined deformation; deforming force; tool rotation; linear motion of tool; friction ratio; approximate estimate; deformations totaling; forces totaling.

Комбинированная деформация сжатия с осевым вращением инструмента: осадка, обратное выдавливание, штамповка осесимметричных заготовок, прошивка, стесненная деформация скручиванием для получения мелкого зерна и др. – получает достаточно широкое распространение [1–3]. Она обладает следующими преимуществами: существенное уменьшение осевой силы; получение более равномерной структуры по объему заготовки; создание контролируемого температурного режима обработки давлением.

В ряде указанных работ определены силовые параметры процесса комбинированной деформации на установках, выполненных по жесткой схеме "винт–гайка" или по схеме несамотормозящейся пары "винт–гайка" при поступательном движении гайки.

В статье сделан краткий обзор результатов экспериментальных исследований комбинированной деформации по схеме с независимыми осевой (линейной) и круговой (угловой) скоростями инструмента [4], когда сдвиговая деформация сочеталась с проскальзыванием инструмента в направлении вращения.

Опытная установка, выполненная на базе гидравлической испытательной машины УИМ-50 силой 500 кН, позволяла изменить осевую скорость v от 0 до 500 мм/мин, число оборотов деформирующего инструмента вокруг собственной оси n от 1,2 до 4,0 об/мин. Это позволяло изменять кинематический параметр $i = \mathrm{v} / n$ от 1 до 20.

Для оценки влияния i на осевую силу P проводили циклические испытания в режиме "включение–выключение" вращения в процессе сжатия. Это позволило при контролируемых параметрах d / h исключить влияние других факторов (например, структуры за счет вращения в период осадки) на зависимость P от i.

Включение вращения (рис. 1) в момент осевой деформации приводит к уменьшению деформирующей силы P (от т. а до в), после чего величина P либо не меняется, либо уменьшается (участок вс). Последнее можно объяснить нагревом образца в результате трения при проскальзывании между инструментом и образцом.

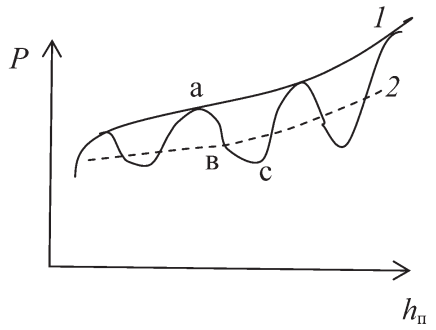


Рис. 1. Диаграмма сила–ход пуансона при циклической осадке образца

Деформирующая сила P – важнейший параметр, определяющий энергетические затраты на выполнение операции. Это параметр – многофакторный. Поэтому теоретически величину P определить сложно.

На деформирующую силу P оказывают влияние: характер распределения касательных напряжений на поверхности контакта инструмента и заготовки $\tau_{\rho z}$, соотношение зон прилипания и скольжения, изменение коэффициента трения μ под действием температуры, изменение нормального давления σ_z и скорости проскальзывания при кручении, неравномерность деформации по координатам z (линейное перемещение ползуна) и ρ (радиус, на котором рассматривается разворот пуансона).

Кроме того, в условиях деформации образцов в пределах указанного диапазона i всегда происходило проскальзывание инструмента по заготовке, даже при наличии на инструменте насечки в виде радиальных лучей. В последнем случае в процессе деформации в какой-то момент наблюдался срез отпечатков радиального рельефа на расстоянии от центра $\rho = \left(\frac{1}{3} ... \frac{1}{2}\right) r$ (где r – текущий радиус образца).

Прямоугольный контур сечения, разрезанного в диаметральной плоскости цилиндрического образца, после деформации выдавливанием превращается в цифру 8, а плоскость разреза – в геликоидальную поверхность.

Величину P можно вычислить по различным формулам [1, 2, 5, 6]. Сделаем оценку предложенных методик определения P:

формула, предложенная в работе [1], сложна для инженерного расчета;

для использования формулы, предложенной в работе [5], необходимо предварительно оценить большое количество параметров, определяемых в том числе экспериментально, что представляет самостоятельную задачу;

формула, предложенная в работе [6], для определения силы при обратной комбинированной осадке сложная, но достаточно точная при правильно подобранных величинах μ.

Авторами статьи предложена приближенная методика для оценки P. При ее получении приняли следующие допущения:

1) при деформации образцов происходит сдвиг с проскальзыванием в круговом направлении;

2) материал заготовки упруговязкий;

3) для расчетов напряжение σ в материале определяли как среднее между $\sigma_{0,2}$ и конечным значением σ в зависимости напряжение σ – деформация ε;

4) распределение касательных напряжений одинакового по всему радиусу ρ;

5) коэффициент трения μ постоянен по всей поверхности и одинаков для обеих поверхностей;

6) при осадке отсутствует выход боковой поверхности на торцевую.

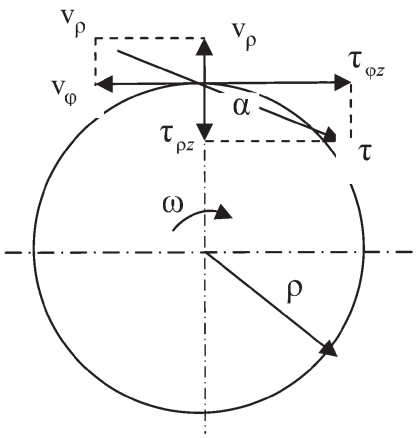


Рис. 2. Схема положения результирующего вектора касательных напряжений τ

Для расчета осевой силы P осадки с кручением запишем в общем виде

$$\frac{P}{S} = \sigma \beta_1 \beta_2 , \qquad (1)$$

где S – площадь поперечного сечения образца; β_1 – коэффициент, учитывающий изменение кинематики трения на контактных поверхностях; β_2 – коэффициент, учитывающий появление в объеме заготовки сдвиговых напряжений $\tau_{\varphi z}$. Согласно [2], эти факторы приводят к уменьшению силы P при осадке с кручением.

Изменение кинематики трения на контактных поверхностях проявляется в том (рис. 2), что в результате кругового проскальзывания инструмента по поверхности образца или проскальзывания слоя металла, "схватывающегося" с инструментом или срезаемого им при наличии на нем, например, рельефа на поверхности контакта инструмент–заготовка появляются сдвиговые напряжения $\tau_{\varphi z}$.

В результате радиального течения, характерного для обычной осадки, возникает касательное напряжение $\tau_{\rho z}$. Суммируя оба эти напряжения, получаем общее касательное напряжение τ.

Принимаем, что векторы касательных напряжений пропорциональны и противонаправлены векторам скоростей проскальзывания, тогда

$$\alpha = \mathrm{arctg}\,\frac{\tau_{\varphi z}}{\tau_{\rho z}} = \mathrm{arctg}\,\frac{v_\varphi}{v_\rho} , \qquad (2)$$

где v_φ, v_ρ – угловая и радиальная составляющие скорости проскальзывания соответственно;

$$v_\varphi = 2\pi n \rho (1 - k) ; \qquad (3)$$

$$v_\rho = \frac{v_z \rho}{2h} , \qquad (4)$$

где h – текущая высота очага деформации; k – коэффициент схватывания, $k = \varphi / \varphi_и$; φ, $\varphi_и$ – углы поворота заготовки и инструмента.

Угол φ при осадке определяется по углу[1] поворота реперной линии на цилиндрической стенке образца, а при выдавливании – по площади "восьмерки" или по углу поворота реперных столбиков, заполненных идентичным по свойствам материалом другого цвета.

Величина k зависит от коэффициента трения, шероховатости или рельефа на торцевых поверхностях инструмента. Например, для "гладкой" торцевой поверхности ($Ra \le 6{,}3$ мкм) ее экспериментально определенные значения составляют для пары сталь–алюминий ~0,10...0,15, для пары сталь–свинец ~0,03...0,05. С увеличением параметра шероховатости Ra поверхности инструмента эти значения возрастают.

Начало проскальзывания определить трудно. Вероятно сдвиг и проскальзывание и срезание микрорельефа происходит одновременно, о чем свидетельствует слабая зависимость величины k для данного металла от угла $\varphi_и$: с уменьшением $\varphi_и$ коэффициент схватывания k незначительно увеличивался.

Принимая, что v_φ равномерно распределена между двумя поверхностями, получаем

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{2\pi h\,(1-k)}{i}. \qquad (5)$$

В результате поворота вектора τ

$$\tau_{\rho z} = \tau \cos\alpha; \quad \tau_{\varphi z} = \tau \sin\alpha, \qquad (6)$$

где согласно 4-му и 5-му допущениям

$$\tau = \sigma_z \mu \le \frac{\sigma}{2}. \qquad (7)$$

Из выражений (5) и (6) следует, что поворот вектора силы поверхностного касательного трения эквивалентен уменьшению коэффициента трения в радиальном направлении вплоть до нуля.

Предположение подтверждают экспериментальные данные по осадке с вращением кольцевых заготовок. Это проявляется в том, что внутренний диаметр кольца при определенных условиях не уменьшается, а увеличивается [7], как если бы $\mu \to 0$. При осадке с кручением цилиндрический образец принимает не бочкообразную форму, а остается цилиндрическим или даже принимает вогнутую форму. Последнее можно объяснить не только уменьшением μ, но и нагревом поверхности трения [8].

Известную формулу Губкина–Зибеля для определения давления p на поверхности контакта инструмент–заготовка или среднего нормального напряжения σ_z

$$p = \sigma_z = \sigma\left(1 + \frac{1}{3}\mu\,\frac{d}{h}\right) \qquad (8)$$

без учета действия второго фактора можно записать

$$p = \beta_1\,\sigma = \sigma\left(1 + \frac{1}{3}\mu\,\frac{d}{h}\cos\alpha\right). \qquad (8,\ a)$$

Для оценки влияния второго фактора β_2 на осевую силу рассмотрим случай одноосной деформации с кручением, учитывая при этом только напряжения σ_z и $\tau_{\varphi z}$. Такой случай имеет место, например, при испытании на растяжение с кручением или на сжатие с кручением без проскальзывания в тангенциальном (круговом) направлении. Уравнение пластичности в этом случае имеет вид

$$\sigma = \sqrt{\sigma_z^2 + 3\tau_{\varphi z}^2}. \qquad (9)$$

Так как величина $\tau_{\varphi z}$ обусловлена силами сцепления образца с инструментом, то ориентировочно оценить ее можно, исходя из (6) и (7), как

$$\tau_{\varphi z} = \sigma_z\,\mu\,\sin\alpha. \qquad (10)$$

Отсюда влияние на σ_z только величины τ в тензоре напряжений

$$\sigma_z = \frac{\sigma}{\sqrt{1 + 3\mu^2 \sin^2\alpha}}. \qquad (11)$$

Дополнительное уменьшение осевой силы за счет второго фактора составит

$$\beta_2 = \frac{\sigma_z}{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{1 + 3\mu^2 \sin^2\alpha}}. \qquad (12)$$

С учетом этого влияние обоих факторов на осевое давление при комбинированной осадке в случае сдвига с проскальзыванием[2]

$$p' = \sigma \frac{1 + \frac{1}{3}\mu\,\frac{d}{h}\cos\alpha}{\sqrt{1 + 3\mu^2 \sin^2\alpha}} = \sigma \frac{1 + \frac{1}{3}\mu\,\frac{d}{h}\cos \operatorname{arctg}\frac{2\pi h(1-k)}{i}}{\sqrt{1 + 3\mu^2\left[\sin \operatorname{arctg}\frac{2\pi h(1-k)}{i}\right]^2}}. \qquad (13)$$

Точные формулы для определения параметров σ_z и $\tau_{\varphi z}$ при условии полного сцепления торцов цилиндрического образца с инструментом без проскальзывания в круговом и свободного перемещения в радиальном направлении [2]:

[1] Определен экспериментально.

[2] Далее параметры, относящиеся к комбинированной деформации, записываются со штрихом.

1. Результаты расчета величины $\sigma / \sigma_z^{ср}$ при i = 2 мм/об, k = 0,1 и μ = 0,5

h	d	h / d	q	$\sigma / \sigma_z^{ср}$		Погрешность, %
				Формула 16, *а*	Приближенная формула	
20,0	20,0	1,00	1,81	1,54	1,54	0
15,0	23,1	0,65	2,10	1,67	1,65	–1,2
10,0	28,3	0,35	2,56	1,87	1,90	1,6
5,0	40,0	0,125	3,62	2,40	2,81	17,1
2,5	56,6	0,04	5,10	3,10	4,10	53,9

$$\sigma_z = \sigma \frac{1}{\sqrt{1+q^2\rho^2}}; \qquad (14)$$

$$\tau_{\varphi z} = \tau \frac{q\rho}{\sqrt{1+q^2\rho^2}}, \qquad (15)$$

где $\rho = r / R$ – текущий относительный радиус, изменяющийся от 0 до 1; q – безразмерный кинематический параметр, который при переходе к обозначениям, принятым в рассматриваемой статье, может быть выражен как

$$q = 1{,}81 \frac{dk}{i}. \qquad (16)$$

Параметры σ_z и $\tau_{\varphi z}$ в формулах (14) и (15) в отличие от формул (9) и (10) зависят от r. Среднее давление p' с учетом формулы (14) определяли по формуле [2]

$$p' = \sigma_z^{ср} = \sigma \frac{2}{q^2}(\sqrt{q^2+1} - 1). \qquad (16, a)$$

Отношение текущего напряжения σ к среднему его значению $\sigma_z^{ср}$ при протекании процесса рассчитывали по формуле (16, *а*) [2] и предлагаемой формуле. Результаты расчетов представлены в табл. 1.

Из расчетов видно, что большие расхождения в результатах получаются при значениях деформаций h / d, больших 0,125.

Эффективность уменьшения осевой силы от кручения оценивали соотношением

$$\eta_\sigma = \frac{p}{p'} = \frac{\sigma_z}{\sigma_z'}. \qquad (17)$$

Расчетную величину η_σ проверяли экспериментально при циклических испытаниях (см. рис. 1). Получили, что величина η_σ тем больше, чем меньше i и больше μ. При небольших значениях i зависимость η_σ от h или d / h имеет максимум (рис. 3), который при равных значениях d / h тем больше, чем больше h [12], что подтверждают также данные табл. 2 и 3.

Значения μ в процессе обработки давлением оценить сложно. По ряду исследований для этого сплава μ = 0,4. Поскольку в данном случае коэффициент трения μ экспериментально не определяли, теоретические расчеты проводили для случая, когда он находился вблизи указанного значения. В этом случае и получили наилучшую сходимость (см. табл. 2) расчетных и опытных данных (μ = 0,35...0,45).

В табл. 3 приведены данные испытаний образцов из алюминиевого сплава и свинца методом циклирования при различных значениях i и d / h на бойках с той же шероховатостью. Они также свидетельствуют о том, что расчетные значения η_σ близки к опытным.

Крутящий момент, передаваемый от инструмента к образцу, оценивали на основании соотношения

$$M_\tau = \frac{N_{общ} - N_{мех}}{2\pi n} = \frac{N_\tau}{2\pi n},$$

где $N_{общ}$ – общая мощность установки (определяли с помощью ваттметра); $N_{мех}$ – мощность, расходуемая на трение в механизме установки; N_τ – мощность крутящего момента от действия касательных напряжений $\tau_{\varphi z}$.

Момент M_τ возрастает с увеличением степени деформации d / h и параметра i. Кроме указанных пара-

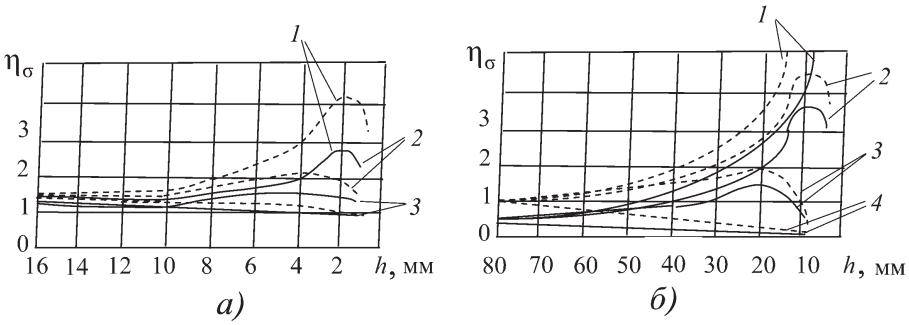


Рис. 3. Расчетная зависимость η_σ от h для заготовок $\frac{d_0}{h_0} = \frac{20}{16}$ (*а*) и $\frac{100}{80}$ (*б*):

1, 2, 3, 4 – i = 2, 10, 50 и 250 соответственно; штриховая линия – μ = 0,5; сплошная линия – μ = 0,3

2. Зависимость $\eta_\sigma(\mu)$ при различных значениях *i* и *d / h* для сплава АМц

i, мм/об	*h*, мм	*d/h*	η_σ при μ			Примечание
			0,3	0,4	0,5	
4,5	1,7	12,0	1,60	1,81	2,05	Расчет
			1,70			Опыт
4,5	2,3	12,0	1,76	2,03	2,30	Расчет
			2,00			Опыт
1,4	2,1	9,3	1,97	2,38	2,86	Расчет
			3,00			Опыт
1,4	2,3	11,9	2,19	2,69	3,24	Расчет
			2,86			Опыт

Примечания.

1. Средние значения $k = 0{,}11$ определяли экспериментально.

2. Осадку осуществляли на бойках с параметром шероховатости $Ra = 6{,}3$ мкм с различными степенями деформации и режимами *i* при v = const и *n* = const.

метров, на величину M_τ влияет как и на осевую силу вид эпюры касательных напряжений τ(ρ) [10].

Обычно рассматривают зоны скольжения, где действует закон Кулона-Амонтона $\tau = \sigma_z \mu$, и зону прилипания, где $\tau = 0{,}5\sigma_z$. Момент перехода от одного вида эпюр к другому зависит от степени деформации и шероховатости поверхности инструмента.

Среднее касательное напряжение $\tau_{\varphi z}^{cp}$, соответствующее однозонной эпюре (допущения 4, 5), оценивали по формуле

$$M_\tau = \frac{\tau_{\varphi z}^{cp} \pi d^3}{12}, \qquad (19)$$

где $\tau_{\varphi z}^{cp} = \tau \sin\alpha = \frac{P}{S}\mu$.

Ниже приведены значения крутящего момента, определенного по формуле (18), значения $\tau_{\varphi z}^{cp}$ и расчетный коэффициент трения μ для свинца, алюминия и меди (табл. 4).

3. Сопоставление опытных и расчетных значений $\eta_\sigma(\mu)$ для сплава АМц и свинца

d / h	*i*, мм/об	η_σ	
		Опыт	Расчет
Сплав АМц, μ = 0,4, *k* = 0,11			
1,26	0,9	1,49	1,43
1,50	1,5	1,26	1,39
2,08	1,5	1,45	1,54
2,90	1,5	1,69	1,67
5,13	2,7	2,17	1,92
6,80	2,7	2,22	2,12
6,70	5,8	1,59	1,88
8,60	5,8	1,82	1,96
Свинец, μ = 0,3, *k* = 0,03			
2,12	2,5	1,47	1,37
2,96	1,5	1,49	1,45
1,92	2,6	1,35	1,33
0,92	2,6	1,41	1,37
3,89	2,6	1,47	1,53
3,74	1,5	1,69	1,53
5,25	1,5	1,67	1,69
6,50	1,5	1,78	1,82

Полученные значения τ для свинца и меди близки к справочным значениям при соответствующих степенях полной деформации (с учетом сдвига), которую определяли по формуле [10]

$$e = \frac{2{,}41\, d_0\, k}{t}\left(\sqrt{\frac{h_0}{h} - 1}\right). \qquad (20)$$

Значение τ для алюминия соответствует справочным значениям при температуре 100...120 °С.

Более низкое по сравнению с медью (μ = 0,47) значение μ для алюминия и свинца можно объяснить большим упрочнением поверхности меди по сравнению с этими материалами [1].

4. Основные параметры деформации для исследованных материалов

Материал образца	d_0 / h_0	d / h	$e_h = \ln\frac{h_0}{h}$	e	*P*, кН	N_τ, Вт	M_τ, Н·м	σ_z, МПа	$\tau_{\varphi z}^{cp}$, МПа	τ, МПа	μ
Свинец	36/13	43,5/9,0	0,37	0,87	70	45	341	47	15,8	15,8	0,34
Алюминий	15,5/9,5	43,5/1,1	2,10	3,60	205	135	1038	138	48,2	50,2	0,36
Медь	26,5/10,0	32,2/7,0	0,36	2,62	210	140	1075	258	123	123	0,47

Обозначение. e_h – степень деформации по высоте.

Тот факт, что значения μ близки к предельным (μ = 0,39...0,57) [1], свидетельствует о том, что эпюра τ(ρ) приближается к однозонной со значением $\tau = 0/5\sigma_z$. Это необходимо учитывать при определении крутящего момента и мощности установки, а также напряжений, действующих на пресс.

Работу деформации при комбинированном нагружении можно считать складывающейся из двух компонентов

$$A' = A_n + A_M, \qquad (21)$$

где A_n – работа, затрачиваемая на осевую деформацию, которая из-за уменьшения осевой силы меньше, чем при обычной деформации примерно в η_σ раз; A_M – работа на деформацию сдвига и проскальзывание, затрачиваемая установкой

$$A_h = \int_{h_0}^{h} P/(h)h\,dh. \qquad (22)$$

Это выражение даже при $\sigma = \text{const}$ не имеет стандартного решения, поэтому расчет проводили методом численного интегрирования, при котором можно было учесть температурную функцию $\sigma = \sigma(T)$. При большой величине проскальзывания ее влияние на процесс достаточно заметно.

Рассмотрим работу, затрачиваемую на кручение.

Подставляя (6) и принимая $\tau = \rho'\mu$, имеем

$$A_M = \int_{\varphi_0}^{\varphi} M_\tau\,d\varphi = \int_{\varphi_0}^{\varphi} \frac{\sigma\rho/\mu\,d^3\sin\alpha}{12}\,d\varphi, \qquad (23)$$

где φ – угол поворота.

Как и предыдущее это выражение решается методом численного интегрирования.

С учетом того, что величина p' и sin α незначительно изменяются в интервале $i = 1...20$, их можно считать постоянными, вынести за знак интеграла, и после преобразования и интегрирования получим

$$A_M = \frac{4}{3}\,\frac{\pi V\,p/\mu\,\sin\alpha\,d_0}{i}\left(\sqrt{\frac{h_0}{h}} - 1\right), \qquad (24)$$

где V – объем образца.

Далее для оценки и сравнения энергосиловых затрат при обычной и комбинированной осадке были проведены расчеты работы при обычной осадке по формуле

$$A = V\sigma\left[\ln\frac{h_0}{h} + \frac{2}{9}\mu\left(\frac{d}{h} - \frac{d_0}{h_0}\right)\right] \qquad (25)$$

и методом численного интегрирования работы A' осадки с кручением без учета нагрева от проскальзывания.

Энергозатраты при комбинированной и обычной осадке оценивали показателем

$$\eta_A = \frac{A'}{A}. \qquad (26)$$

Результаты расчетов по приведенным формулам для обычной и комбинированной осадки образца с размерами $d_0/h_0 = 50/100$ при параметрах деформации i = 4 мм/об; k = 0,1; μ = 0,5 представлены в табл. 5.

Из табл. 5 следует, что нормальное напряжение при осадке достигает значения $3{,}63\sigma$, а при комбинированной осадке остается меньше σ. Выигрыш в силе составляет 4,04 раза.

5. Результаты расчета энергосиловых затрат при обычной и комбинированной осадке образцов

h	$\frac{\sigma_z}{\sigma}$	$\frac{\sigma'_z}{\sigma}$	η_σ	Работа			$A'/\sigma V$	η_A
				пресса		крутящей установки		
				$A/\sigma V$	$A_n/\sigma V$	$A_M/\sigma V$		
100	–	–	–	–	–	–	–	–
90	1,097	0,756	1,45	0,117	0,081	1,07	1,15	9,8
80	1,12	0,754	1,48	0,245	0,203	2,34	2,54	10,3
70	1,14	0,754	1,51	0,396	0,301	3,85	4,15	10,4
60	1,18	0,751	1,57	0,574	0,415	5,72	6,13	10,7
50	1,23	0,759	1,62	0,791	0,548	8,22	8,77	11,1
40	1,33	0,760	1,75	1,080	0,714	11,56	12,27	11,4
30	1,51	0,766	1,97	1,480	0,918	16,55	17,47	11,8
20	1,93	0,784	2,46	2,175	1,200	25,34	26,56	12,2
10	3,63	0,898	4,04	4,0	1,650	47,50	49,15	12,3

6. Параметры процесса осадка + осадка с кручением для алюминиевого образца

i, мм/об	d/h	Δh, мм	η_A	η_σ	ΔT, °C
∞	35,1/5,2	–	–	–	–
50	36,5/4,8	0,4	1,04	1,12	6,70
10	42,8/3,5	1,7	1,53	2,05	67,6
2	49,6/2,6	2,6	4,35	4,50	472

Обозначение. Δh – дополнительный ход.

Однако общие энергетические затраты при комбинированной осадке при данных условиях примерно в 10–12 раз выше и растут с увеличением степени деформации. Такое большое увеличение энергозатрат в данном случае объясняется тем, что угол "закручивания" инструмента составляет $\frac{h_0 - h}{i} = \frac{90}{4} = 22{,}5$ оборота, а угол проскальзывания с трением $22{,}5\,(1-k) = 22{,}5 \cdot 0{,}9 = 20{,}25$ оборота или довольно значительную часть от общей работы занимает работа трения.

Основная составляющая энергетических затрат при комбинированной деформации – компонента A'_M. Поэтому для ее уменьшения, как это следует из формулы (23), необходимо уменьшить угол поворота φ_1 или увеличить i. Так, увеличив i в 10 раз ($i = 40$ мм/об), имеем в том же примере (табл. 6) для $h = 20$ значения $\frac{\sigma'_z}{\sigma} = 1{,}01$; $\eta_\sigma = 1{,}91$; $\eta_A \sim 2{,}3$, т.е. выигрыш в силе в 1,91 раз дает проигрыш в энергии в 2,3 раза. Этот режим также соответствует сдвигу с проскальзыванием, так как при уменьшении высоты от 100 до 20 мм установка для кручения совершит два оборота.

Таким образом, при рассматриваемом процессе необходимо четко контролировать процесс осадки и процесс разворота инструмента. Это можно отрегулировать в процессе отладки. При проскальзывании выделяется большое количество тепла и появляется возможность (требует дополнительного изучения) оказывать влияние на процесс деформирования не только величиной осадки, но и температурой образца.

Процесс становится эффективен с точки зрения энергозатрат при $k = 1$, т.е. при условии полного схватывания [2]. Этого можно достичь при наличии рифления на инструменте, предварительного обжатия для заполнения рифлений и небольшого сдвига (без среза), т.е. при больших значениях i.

Расчет, приведенный в работе [11], для комбинированной осадки алюминиевого образца с теми же параметрами d_0 / h_0, $i = 4$ мм/об; $\mu = 0{,}5$ показал, что заготовка разогревается. Это приводит к снижению σ. Если учесть, что распределение теплоты Q между образцом и инструментом подчиняется зависимости

$$q = \frac{Q_{\text{обр}}}{Q_{\text{инстр}}} \approx \frac{C_{\text{обр}}\,\lambda_{\text{обр}}}{C_{\text{инстр}}\,\lambda_{\text{инстр}}}$$

(C, λ – коэффициенты теплоемкости и теплопроводности), то с учетом потерь, зависящих от времени τ деформации за время $\tau = 1$ мин температура образца при осадке до $h = 20$ мм поднимается до 214 °C, а общие энергозатраты на комбинированную деформацию уменьшаются в 1,8 раза. Это превышает энергозатраты обычной осадки уже не в 12,2 раза, а в 6,4 раза. Уменьшение времени деформации при неизменном i может привести к разогреву образца до высоких температур, поэтому процесс переходит в режим сварки трением.

Другой путь уменьшения энергетических потерь – это совмещенный процесс: осадка + осадка с кручением. При этом особенность процесса состоит в том, что инструмент начинает вращаться не одновременно с началом осевой деформации, а лишь по достижении определенной нагрузки $P_к$. При включении вращения осевая сила деформации уменьшится, и движение деформирующего органа продолжится до тех пор, пока снова не будет достигнуто значение $P_к$. Дополнительный ход Δh деформирующего органа тем больше, чем меньше i (см. табл. 6).

Некоторые данные табл. 6 проверены экспериментально на образце с исходными размерами $d_0 / h_0 = 20/16$, для $\mu = 0{,}5$; $P_к = 400$ кН.

При обычной осадке при $P = P_к$ конечные размеры образца будут 35,1/5,2. Если после такой деформации осуществить вращение с $i = 2$ мм/об, то дополнительный ход будет $\Delta h = 2{,}6$ мм, а размеры образца 49/2,6. Выигрыш в силе $\eta_\sigma = 4{,}5$, а проигрыш в энергии $\eta_A = 4{,}35$.

Как уже отмечалось, осадка с кручением – один из видов интенсивной деформации [3]. Поэтому вопрос о предельной пластичности является важным. Деформация кручения, не внося формоизменения в осесимметричную заготовку, увеличивает накопленную деформацию и способствует упрочнению. Дополни-

7. Результаты экспериментальных исследований на осадку для различных материалов

Материал, исходные размеры d_0 / h_0	Осадка без кручения		Осадка с кручением				
	$e = \ln \frac{h_0}{h_{тр}}$	n_σ	$e = \ln \frac{h_0}{h}$	k	e_i по формуле (30)	e_i по формуле (31)	n'_σ по формуле (28)
Медный электродный сплав, 11,7/15	0,40	–0,60	0,41	0,16	0,43	0,49	–0,90
Дуралюмин, 12/15,7	0,40	–0,44	0,50	0,27	0,55	0,62	–0,87
Титановый сплав, 10,4/14,5	0,40	–0,70	0,29	0,50	0,37	0,49	–0,58
Алюминиевый сплав АМг (отжиг), 11,8/16,8	0,69	–0,12	0,89	0,27	1,03	1,19	–0,97
Бронза БрАМц9-2, 10/12,5	0,70	–0,22	0,57	0,57	0,61	0,69	–0,93

тельный сдвиг в схеме одноосного сжатия увеличивает жесткость схемы напряженного состояния.

Как известно, показатель схемы напряженного состояния при одноосном сжатии без трения

$$n_\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i} = -1. \qquad (27)$$

Появление бочкообразности делает схему напряженного состояния более жесткой. Ее величина зависит от отношения d / R_0, где R – радиус кривизны "бочки", и определить ее можно, например, на основании номограммы $d_0 / R - n_\sigma$ по данным [13]

$$n'_\sigma = \frac{\sqrt{2}\,(\sigma_z + \sigma_\rho + \sigma_\varphi)}{\sqrt{2\,\sigma_z^2 + 6\,\tau_{\varphi z}^2}} = -\frac{\sigma_z}{\sqrt{2}\;\sigma_z} = -0{,}71, \qquad (28)$$

где $\sigma_\rho = \sigma_\varphi = 0$; $\sigma_z = \sigma$.

Так как в начале деформации коэффициент трения не достигает максимального значения, показатель n_σ может изменяться от –1 до –0,71.

Для оценки n'_σ использовали также формулу [14], которая учитывает параметр i и которую после некоторых преобразований можно представить в следующем виде:

$$n'_\sigma = -\frac{1}{\sqrt{1 + \frac{4\pi^2 (1-\varepsilon)\, h_0^2\, K^2}{3 i^2}}}, \qquad (29)$$

где ε – относительная степень деформации, $\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0}$.

По экспериментальным данным [15], предельную пластичность (момент появления первой трещины на боковой поверхности образца $h_{тр}$) определяли при обычной осадке и осадке с кручением на различных материалах. Кинематический параметр составлял i = 12,5...19 мм/об, параметр шероховатости бойков от 6,3 до 50 мкм.

Степень накопленной деформации при осадке с кручением оценивали по формуле [14]

$$e_i = \ln \frac{h_0}{h_{тр}} \sqrt{1 + \frac{r^2\,\varphi^2}{3\,\Delta h^2}} \qquad (30)$$

и формуле

$$e_i = \frac{\sigma_z}{\sigma} \ln \frac{h_0}{h} + 7{,}15 \frac{k\, r_0}{i} \left(\sqrt{\frac{h_0}{h_{тр}}} - 1 \right). \qquad (31)$$

В табл. 7 представлены результаты испытаний и соответствующие значения n_σ и n'_σ для тех материалов, в которых зафиксирована трещина.

Из данных табл. 7 следует, что схема напряженного состояния за исключением деформации титана для осадки с кручением вопреки приведенным выше предположениям, более мягкая, чем при осадке. Это связано с более равномерной деформацией, в частности, с отсутствием "бочки". Такая же закономерность n'_σ / n_σ характерна и для других металлов (цинк, чистое железо, медь), которые не разрушились при испытании.

Наложение кручения на процесс осадки для металлов с невысокой пластичностью незначительно "смягчает" схему напряженного состояния, а для металлов с высокой пластичностью этот эффект от кручения более существенный.

В соответствии с показателями n_σ и n'_σ изменяется стандартным образом накопленная деформация e или e'_i: с уменьшением показателя схемы напряженного состояния увеличивается степень накопленной деформации. Незначительное исключение составляет сплав БрАМц9-2.

Выводы

1. Определены параметры комбинированной деформации – осадка с кручением при сочетании сдвига с проскальзыванием.

2. Преимуществом процесса является снижение осевой силы и увеличение ресурса пластичности, что позволяет использовать процесс при условии, если недостаточно силы оборудования.

3. Процесс позволяет на поверхности образец–вращающийся инструмент при желании получать дополнительно источник тепла, а следовательно, изменять пластические и структурные параметры заготовки.

4. Недостатком процесса является повышение энергозатрат на изготовление детали.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Леванов А.Н., Колмогоров В.Л. и др.** Контактное трение в процессах обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1976.

2. **Субич В.Н., Демин В.А., Шестаков Н.А., Власов А.В.** Штамповка с кручением. М.: МГИУ, 2008. 389 с.

3. **Утяшев Ф.З.** Связь между деформированным и структурным состояниями металла при интенсивной пластической деформации // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2011. № 5. С. 33–39.

4. **Установка** для комбинированного нагружения при ОМД: пат. на полезную модель № 38304 17.02.2004 / Ф.П. Михаленко, А.М. Шнейберг, О.С. Кошелев, А.С. Пудов.

5. **Арчаков А.Т.** Определение напряженно-деформированного состояния контактного слоя цилиндрического тела при осадке с кручением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2003, № 1. С. 21–28.

6. **Осадчий В.Я., Воронцов А.Л., Безношков И.Н.** Напряженное состояние заготовки и силовые параметры при обратном выдавливании с кручением // Черная металлургия. 1999. № 11. С. 39–44.

7. **Шнейберг А.М., Михаленко Ф.П.** Теоретическое и экспериментальное исследование процесса раздачи кольцевых заготовок при осадке с кручением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2007. № 2. С. 3–7.

8. **Пудов А.С., Михаленко Ф.П., Шнейберг А.М.** Некоторые особенности пластического формоизменения при осадке цилиндрических образцов с кручением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2003. № 3. С. 14–16.

9. **Шнейберг А.М., Михаленко Ф.П.** Приближенный аналитический метод оценки силы деформирования при осадке цилиндрических образцов с кручением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2007. № 9. С. 7–15.

10. **Шнейберг А.М., Михаленко Ф.П., Щербатов Д.А.** Экспериментальное определение крутящего момента при осадке с осевым вращением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2008. № 9. С. 3–10.

11. **Шнейберг А.М., Михаленко Ф.П., Щербатов Д.А.** Энергетические затраты при осадке без кручения и с кручением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2011. № 11. С. 3–10.

12. **Шнейберг А.М., Михаленко Ф.П., Щербатов Д.А.** Сравнение процессов осадки и совмещенной осадки (осадка + осадка с кручением) // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2013. № 3. С. 12–18.

13. **Богатов А.А., Мижирицкий О.И., Смирнов С.В.** Ресурс пластичности при обработке давлением. Л.: Машиностроение, 1984. 144 с.

14. **Хван Д.В., Воропаев А.А.** Оценка деформируемости длинномерной цилиндрической заготовки при ее осадке с кручением // Техника машиностроения. 1999. № 2 (20).

15. **Шнейберг А.М., Михаленко Ф.П., Щербатов Д.А.** Экспериментальные исследования предельной пластичности при осадке без кручения и с кручением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2012. № 1.

Алексей Михайлович Шнейберг, канд. техн. наук;
Олег Сергеевич Кошелев, д-р техн. наук,
kos7shef3@yandex.ru;
Фёдор Павлович Михаленко, д-р техн. наук

Читайте в следующем номере:

- **Чудин В.Н.** Вязкопластическое деформирование анизотропной трубы коническим инструментом
- **Вяткин А.Г., Матвеев С.В.** Сравнительный анализ винтовых и кривошипных прессов по критерию точности высотных размеров осаживаемых поковок
- **Демьяненко Е.Г.** Формообразование тонкостенных осесимметричных деталей выпуклой и вогнутой формы на основе процесса отбортовки

УДК 621.762

П.А. Поляков *(Институт машиноведения УрО РАН, г. Екатеринбург),*
А.В. Долматов *(Институт металлургии УрО РАН, г. Екатеринбург)*

Исследование процесса прессования порошковых композитов на основе железа

При исследовании процесса прессования и свойств порошковых композитов на основе железа получено, что добавки Zn, Cu, P, C к исходному порошку слабо влияют на процесс уплотнения. По результатам измерения твердости HB выполнена оценка прочностных свойств неспеченных заготовок. Максимальной прочностью на растяжение обладают исходный порошок и порошок с добавкой фосфора, а минимальной – порошок с добавкой графита.

Ключевые слова: порошок; прессование; плотность; твердость; уплотняемость.

It is shown that additives of Zn, Cu, P, C to initial powder poorly influence on consolidation process during research of pressing process and properties of powder composites on the basis of iron. By results of measurement of Brinell hardness test the assessment of strength properties of green compact is executed. It is shown that maximum tensile on strength have initial powder and powder with phosphorus additive, minimum tensile strength have powder with graphite additive possesses.

Keywords: powder; pressing; density; hardness; compressibility.

Современные тенденции в области порошковой металлургии связаны с получением материалов с принципиально новыми свойствами, например, с малой неоднородностью свойств, высокой пластичностью.

Так, для повышения прочности и твердости спеченного железа в железный порошок при приготовлении порошковой смеси вводят различные легирующие добавки.

В связи с этим возникает задача выбора оптимальных исходных составов смесей порошков и наполнителя, обеспечивающих формирование необходимых физико-механических, магнитных и других свойств материалов.

Известно, что этап прессования в закрытой цилиндрической пресс-форме является одной из основных технологических операций обработки давлением порошковых материалов, поскольку в результате прессования получается заготовка, по форме и размерам соответствующая готовому изделию с припусками, необходимыми для последующих операций (выдавливание, прокатка и т.д.).

Исследованы образцы порошковых композиций, полученных механической активацией ванадийсодержащих порошков железа в смеси с Zn, Cu, P, C в количестве 1,5 % мас. на измельчителе вибрационном ИВ-микро.

Шихты на основе порошка железного были получены в Институте металлургии УрО РАН и имели следующий химический состав, % мас.: 0,027 C; 0,160 Si; 0,144 Mn; 0,266 V; 0,530 O_2; Fe – основа.

Для исследований выбраны две партии порошка: фракция с размером частиц менее 315 мкм и менее 160 мкм. В качестве добавок использованы порошки цинка распыленного, меди электролитической, порошок железо–фосфор и графит карандашный.

Исходный порошок с массой навески 0,009 кг брикетировали односторонним прессованием в цилиндрической пресс-форме диаметром 9,6 мм при комнатной температуре и давлениях 700 и 1000 МПа.

Навеска выбрана из расчета, что при получении беспористой заготовки отношение ее высоты к диаметру составит ~1,7. Это обусловлено тем, что часть прессовок, полученных при давлении 700 МПа, в дальнейшем будут использованы для экспериментальных исследований процесса полунепрерывного выдавливания и, таким образом, определяется параметрами пресс-оснастки для реализации указанного процесса.

Для исследований были взяты по два образца каждой порошковой композиции. Так как плотности прессовок, полученных из композиций на основе железного порошка фракции менее 315 мкм и менее 160 мкм, отличаются незначительно (1,0...1,5 %), то далее рассмотрены усредненные значения по обеим партиям.

Прессовки обозначены следующим образом:

П1 – исходный железный порошок;
П2 – Fe + 1,5 % Zn;
П3 – Fe + 1,5 % Cu;
П4 – Fe + 1,5 % P;
П5 – Fe + 1,5 % C.

На рис. 1 приведены зависимости относительной плотности $\rho_{отн}$ (плотность прессовки, отнесенная к плотности компакта) исследованных порошков от давления прессования p. Видим, что различие в плотности порошков достаточно невелико, что объясняется малым количеством добавок цинка, меди, фосфора и графита к исходному порошку.

При этом есть особенности процесса уплотнения каждого конкретного порошка. Так, при $p = 400$ МПа плотность $\rho_{отн}$ не превышает 0,77...0,80 (см. рис. 1) и уплотнение происходит в основном за счет лучшей укладки частиц и, следовательно, определяется парамет-

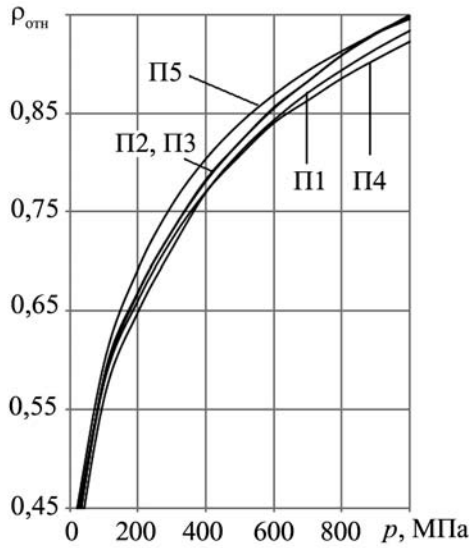


Рис. 1. Графики уплотнения порошков

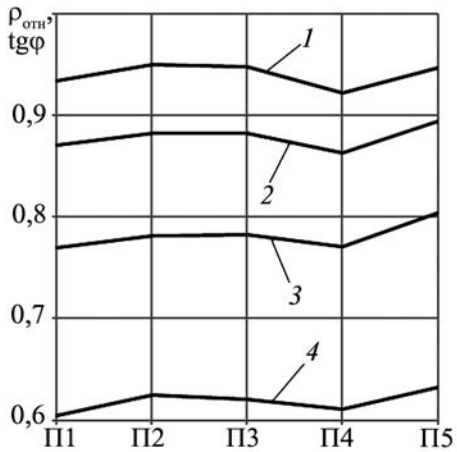


Рис. 2. Плотность прессовок $\rho_{отн}$ при давлениях 1000 (*1*), 700 (*2*), 400 МПа (*3*) и коэффициент внутреннего трения tg φ (*4*)

рами межчастичного трения [1]. В этом случае силы, действующие на частицу, достаточны для осуществления межчастичного сдвига, но не достигают значения, необходимого для пластического деформирования частицы (исключая смятие в зонах контакта).

Наименьшая уплотняемость при давлении 400 МПа у порошков П1 и П4, лучше других уплотняется порошок П5. Кривые уплотнения композиций с добавками цинка и меди (П2 и П3) практически совпадают (см. рис. 1).

Применение более твердых порошков железо–фосфор в процессе механоактивации способствует существенному (в несколько раз) измельчению порошка железа. Средний размер частиц уменьшается, также снижаются и показатели сферичности (от 0,571 до 0,507), что приводит к росту суммарной контактной поверхности частиц и, как следствие, к ухудшению уплотняемости, поскольку на стадии структурной деформации она существенно зависит от размеров и количества площадок межчастичного контакта и состояния поверхности частиц.

Добавки меди, цинка и графита являются более мягкими по сравнению с основой (порошком железа) и способствуют лучшему уплотнению на данной стадии прессования, в том числе за счет того, что выступают в качестве смазки для контактных поверхностей частиц. При этом лучшая уплотняемость достигается для порошка П5 (с добавкой графита).

Особенности формирования плотности заготовок на данной стадии прессования хорошо коррелируют с результатами измерения угла естественного откоса φ (угла внутреннего трения) порошков.

Результаты представлены на рис. 2, где также приведены значения плотности исследованных порошковых композиций при различных давлениях. Кривые *2–4* имеют схожий характер. Это подтверждают данные работы [2], в которой на основе анализа экспериментальных данных по прессованию металлических порошков различной дисперсности утверждается, что в качестве интегральной характеристики уплотняемости порошков на стадии структурной деформации можно принять угол внутреннего трения.

Плотность порошковых композиций при давлении 1000 МПа (см. рис. 2, кривая *1*) в зависимости от состава порошков меняется несколько иначе, чем при меньших давлениях (кривые *2–3*). Если при давлениях 400 и 700 МПа максимальная плотность достигалась для порошка П5, то при давлении 1000 МПа плотность указанного порошка практически такая же, как и у порошков П2 и П3.

Известно, что с увеличением давления прессования основное влияние на уплотняемость оказывает пластическая деформация частиц, сначала в приконтактных областях, а затем охватывая объем всей частицы. При этом характер уплотнения порошков в зависимости от добавок изменяется, лучше уплотняются более пластичные материалы. Таким образом, степень уплотнения при изменении давления от 400...700 до 1000 МПа характеризует пластичность порошковой композиции.

На рис. 3 представлены зависимости отношения плотности прессовок $\rho_{отн}$ при давлениях 700 и 1000 МПа к плотности, достигнутой при давлении 400 МПа. Максимальное изменение плотности при увеличении давления от 400 до 1000 МПа наблюдается для порошков П1–П3, несколько меньшее – для порошка П4 (с фосфором), а минимальное – для железографитной композиции (порошок П5). Таким образом, порошок П5 является наименее пластичным.

Также были исследованы прочностные свойства полученных заготовок. Известна типичная схема получения изделий из порошкового сырья: порошок – прессовка – спеченное порошковое изделие – термическая обработка – деталь. Очевидно, что каждая последующая операция формирует структуру и свойства с

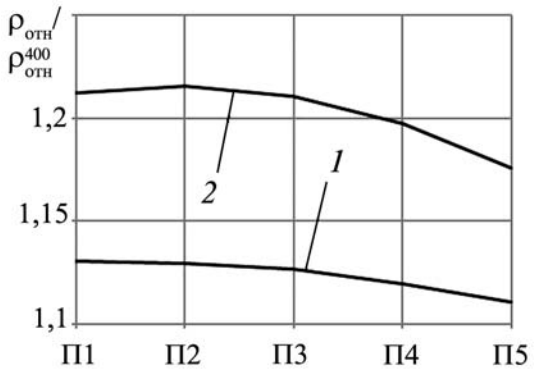


Рис. 3. Отношение плотности прессовок при давлениях 700 (*1*) и 1000 МПа (*2*) к плотности при давлении 400 МПа

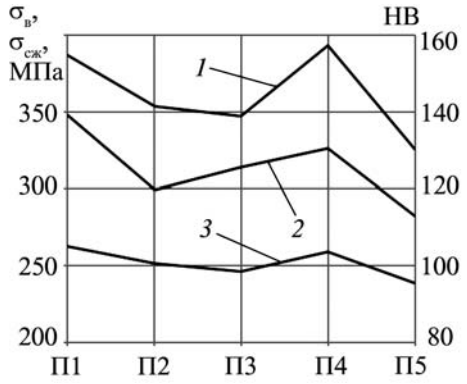


Рис. 4. Пределы прочности $\sigma_в$ (*1*) и $\sigma_{сж}$ (*2*) и твердость НВ (*3*) исследованных прессовок

учетом влияния изменений, внесенных на предшествующих этапах.

Поэтому данные о свойствах заготовок, полученных прессованием в закрытой пресс-форме, позволят оценить степень и характер влияния последующих операций термомеханической обработки (спекание, выдавливание и т.д.) на формирование структуры и свойств готовых изделий. При этом экспериментальные данные о прочностных свойствах порошковых тел логично рассматривать с точки зрения соотношения результатов, полученных для различных порошков, а не по их абсолютным значениям [3].

На прессовках, полученных при p = 700 МПа, измеряли твердость по Бринеллю НВ шариком диаметром 2,5 мм при нагрузке 613 Н (ГОСТ 9012–59).

Результаты измерения твердости позволяют получить сравнительную оценку прочностных свойств прессовок. Так, в работе [3] по результатам исследования образцов различной плотности из железного порошка, полученных изостатическим прессованием, показано, что связь твердости НВ с пределом прочности при растяжении $\sigma_в$ может быть удовлетворительно описана линейной зависимостью.

С учетом выбора навески (отношение высоты к диаметру ~1,7 в беспористом состоянии) образцы при p = 700 МПа характеризуются отношением высоты к диаметру ~2, следовательно, плотность по высоте (а значит, и твердость) распределена неравномерно.

Для сравнительного анализа выбрано среднее между значениями НВ для верхней и нижней части прессовок. Для численной оценки предела прочности при растяжении компакта из данного порошка $\sigma_{вр}$ в первом приближении можно использовать формулы, приведенные в [3]:

$$\sigma_в = \sigma_{вр}(\rho_{отн})^{3,4}; \qquad (1)$$
$$\sigma_в = 0,23\,НВ,$$

где $\sigma_в$ – предел прочности при растяжении прессовки с плотностью $\rho_{отн}$.

Для порошка П4, $\sigma_в$ = 391 МПа, а для П5 $\sigma_в$ = 323 МПа, т.е. различие составляет около 20 %. Значение $\sigma_в$ для порошка П1 близко к значению для порошка П4, тогда как величины $\sigma_в$ для порошков П2 и П3 являются промежуточными между максимальным и минимальным значениями для исследованных порошковых композиций и составляют ≈350 МПа.

На образцах, спрессованных при давлении 1000 МПа, определен предел прочности на сжатие.

На рис. 4 приведены результаты измерения твердости НВ (среднее значение по высоте), предела прочности на сжатие $\sigma_{сж}$ и рассчитанного по формуле (1) предела прочности на растяжение для всех исследованных прессовок.

Расчет предела прочности на сжатие для компактного материала не выполняли ввиду того, что в данном случае нужна была сравнительная качественная оценка.

При этом выбор подходящей расчетной формулы, аналогичной (1) и связывающей предел прочности порошковой заготовки на сжатие с текущей пористостью, из большого количества известных теоретических и эмпирических зависимостей представляется затруднительным без проведения дополнительных исследований по их идентификации (см. обзор [4]).

Из рис. 4 видим, что характер изменения пределов прочности на растяжение и сжатие идентичен. Максимальную прочность имеют порошки П1 (исходный) и П4 (с добавкой фосфора), а наименее прочным является порошок П5 (с добавкой графита).

Заключение. Исследован процесс прессования заготовок из ванадийсодержащих порошков железа с добавками Zn, Cu, P, C в количестве 1,5 % мас. Показано, что указанные добавки к исходному порошку слабо влияют на процесс уплотнения.

Наименьшей пластичностью обладает ванадийсодержащий порошок железа с добавкой графита.

Максимальную прочность на растяжение имеют исходный порошок и порошок с добавкой фосфора, а минимальную – порошок с добавкой графита.

Работа частично выполнена в рамках междисциплинарного проекта УрО РАН №12-М-13-2028.

Экспериментальные исследования предела прочности на сжатие выполнены на оборудовании ЦКП Урал-М в Институте металлургии УрО РАН.

Образцы для экспериментальных исследований изготовлены на оборудовании ЦКП "Пластометрия" УрО РАН при ИМАШ УрО РАН на универсальной гидравлической машине Tinius Olsen Super L60.

Авторы выражают благодарность за помощь в проведении экспериментов В.Л. Колмыкову, ведущему инженеру лаборатории системного моделирования ИМАШ УрО РАН.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Поляков А.П.** О модели пористого материала, учитывающей полидисперсность порошка // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 6. С. 29–33.

2. **Поляков А.П.** О влиянии размера частиц на уплотняемость порошка // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 4. С. 24–28.

3. **Состав**, структура и свойства железных и легированных порошков / В.Б. Акименко, В.Я. Буланов, И.А. Гуляев, Г.Г. Залазинский, О.Ю. Калашникова, Т.Л. Щенникова, В.Н. Анциферов. Екатеринбург: УИФ "Наука", 1996. 351 с.

4. **Радченко А.К.** Механические свойства неспеченных прессовок. 1. Анализ зависимостей, описывающих прочность неспеченных прессовок // Порошковая металлургия. 2004. № 9/10. С. 12–27.

Павел Андреевич Поляков,
smokie84@mail.ru;
Алексей Владимирович Долматов

УДК 621.983:669-419.5

Л.М. Гуревич, В.М. Волчков, Ю.П. Трыков, О.С. Киселев, А.И. Богданов
(Волгоградский государственный технический университет)

Исследование вытяжки трубчатых элементов из слоистых пластин конечно-элементным моделированием*

Исследовано влияние геометрических и скоростных параметров листовой штамповки трубчатых титано-алюминиевых переходников из сваренных взрывом заготовок с помощью конечно-элементного моделирования.

Ключевые слова: титан; алюминий; трубчатый переходник; слоистый композит; штамповка; глубокая вытяжка; моделирование.

The influence of stamping parameters of tubular titanium-aluminum transition pieces from explosion-welded blanks by finite element simulation.

Keywords: titanium; aluminum; tubular transition piece; layered composite; stamping; deep drawing; simulation.

Одна из наиболее освоенных областей применения *сварки взрывом* (СВ) – получение слоистых переходников, используемых для сварки плавлением деталей из разнородных металлов.

Применение схем наружного плакирования СВ труб из-за нестационарности детонации взрывчатого вещества и отражения ударных волн не всегда обеспечивает надежное соединение и может приводить к образованию микротрещин и непроваров [1].

Вырезка трубчатых переходников из толстых слоистых плит приводит к значительному увеличению себестоимости производства из-за низкого коэффициента использования металла и повышенной трудоемкости.

Одним из возможных методов экономичного изготовления трубчатых переходников является глубокая вытяжка из слоистого листового материала [2], однако в технической литературе нет научно обоснованных рекомендаций по выбору геометрических параметров технологической оснастки и скоростных режимов процесса штамповки изделий из слоистых материалов с резко различающимися по свойствам слоями.

Цель работы – исследование влияния параметров листовой штамповки трубчатых титано-алюминиевых переходников из сваренных взрывом заготовок с использованием конечно-элементного моделирования.

Для получения цилиндрических титано-алюминиевых переходников (рис. 1) применяли следующий

* Работа выполнена при финансовой поддержке грантов Министерства образования и науки РФ (соглашение № 14. B37.21.1847) и РФФИ 12-08-33017.

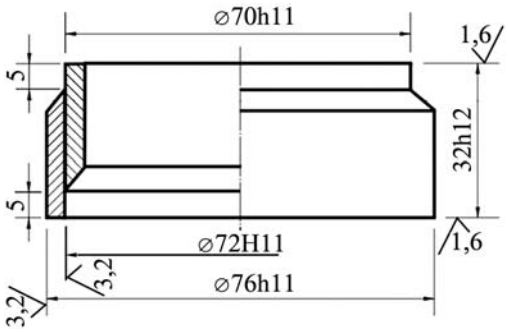


Рис. 1. Титано-алюминиевый цилиндрический ступенчатый переходник

технологический процесс: сварка взрывом трехслойной заготовки алюминиевый сплав АМг6 + технически чистый алюминий АД1 + титан ВТ1-0; неполная горячая прокатка до требуемой толщины; отжиг для повышения пластичности слоев; глубокая вытяжка стаканов и механическая обработка.

Формоизменение титано-алюминиевой заготовки при глубокой вытяжке ограничивается критической деформацией и разрушением в зонах действия максимальных растягивающих напряжений.

При моделировании и последующей отработке операции вытяжки стаканов особое внимание уделяли факторам, влияющим на предельную вытяжку, используя известные рекомендации для штамповки листовых титановых сплавов.

Небольшая разница между пределами прочности $\sigma_в$ и текучести $\sigma_{0,2}$ монометалла (для сплава ВТ1-0 $\sigma_{0,2}$ / $\sigma_в$ = 0,84 при комнатной температуре и 0,75 при 450 °С) ограничивает диапазон деформирования без разрушения, так как состояние текучести достигается только при напряжениях, близких к $\sigma_в$. Разрывы при вытяжке обычно происходят в цилиндрической части стакана вблизи донного закругления.

Для характеристики способности листовых материалов к глубокой вытяжке служит предельная степень вытяжки

$$K = \frac{1}{m} = \frac{D}{d_{ср}},$$

где $d_{ср}$ – средний диаметр вытягиваемой детали; D – максимальный диаметр заготовки; m – коэффициент вытяжки.

Для сплава ВТ1-0 при температурах вытяжки до 500 °С величина K составляет не более 1,66. Диаметр заготовки трубчатого титано-алюминиевого переходника, определенный по методу равенства поверхностей для вытяжки без утонения, D = 138 мм, а коэффициент вытяжки K = 1,83.

Для предотвращения потери устойчивости и образования гофр выбрана схема вытяжки с прижимом, при которой можно выделить несколько характерных зон с резко различающимся *напряженно-деформированным состоянием* (НДС), наиболее опасен с точки зрения отрыва участок у донного закругления, где возникают напряжения двухосного растяжения и одноосного сжатия.

Регулировать НДС в этих участках частично можно изменением радиусов закругления на матрице и пуансоне, шероховатости этих поверхностей, наличием смазки и скоростными параметрами вытяжки.

Для листовых заготовок из титана и его сплавов сила вытяжки снижается при увеличении радиуса закругления входной кромки матрицы, но при радиусе, большем трех толщин, из-за потери устойчивости на стакане появляются неровности. Варьирование радиуса закругления пуансона приводит к изменению утонения стенок в зоне перехода от донной к цилиндрической части стакана.

Исследование влияния радиусов закругления пуансона и матрицы, скорости деформирования и коэффициента трения между оснасткой и заготовкой проводили моделированием процесса вытяжки трехслойного композита АМг6–АД1–ВТ1-0 с внешним и внутренним расположением слоя АМг6 на программном комплексе SIMULIA/Abaqus, содержащем модули Abaqus/Standard, использующий неявную формулировку метода конечных элементов для анализа статики и динамики конструкций во временной и частотной области, и Abaqus/Explicit с явной схемой интегрирования методом конечных элементов для сильно нелинейных переходных быстротекущих динамических процессов.

Схема моделирования вытяжки композита АМг6–АД1–ВТ1-0 приведены на рис. 2.

Выбор температуры вытяжки 430...450 °С объясняется наибольшей пластичностью алюминиевых поликристаллов в этом диапазоне, благодаря возможности скольжения по плоскостям октаэдра и куба, отсутствием роста зерен в сплавах АД1 и АМг6 и образования на границе слоев алюминидов титана.

Расчет проводили с использованием модели Мизеса. Материалы слоев трехмерного деформируемого твердого тела задавали изотропными. Прочность связей между слоями соответствовала прочности наименее прочного элемента пары.

Сравнивали расчетные и экспериментальные распределения деформаций в изогнутом образце из трехслойного композита аналогичного состава [3].

Устойчивая вытяжка трубчатого переходника с внешним титановым слоем при квазистатическом моделировании (скорость перемещения пуансона $v_п$ = 4 мм/с; коэффициент трения заготовки о поверхность оснастки f = 0,05 и радиус закругления кромки пуансона $R_п$ = 10 мм) наблюдалась при радиусе закругления матрицы $R_м$ = 8 мм и сопровождалась небольшим утонением в зоне донного закругления (рис. 3, *а*), меньшие величины приводили к прекращению деформации на радиусе закругления матрицы с интенсивной вытяжкой вплоть до разрыва в области донного закругления при $R_м$ = 6 мм (рис. 3, *б*). При

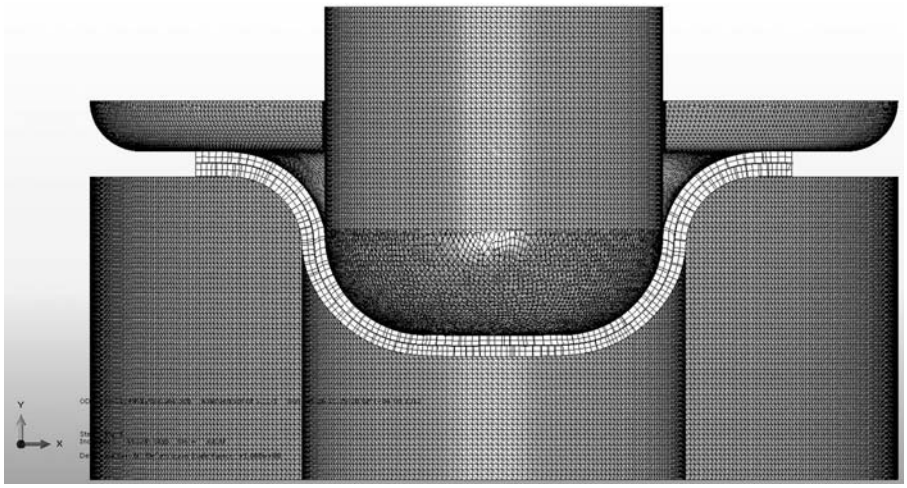


Рис. 2. Схема моделирования вытяжки трехслойного композита АМг6–АД1–ВТ1-0 с использованием программного комплекса SIMULIA/Abaqus

Рис. 3. Толщина стенок стакана с внешними слоями из сплавов ВТ1 (*а*, *б*) и АМг6 (*в*) при квазистатическом моделировании ($v_п$ = 4 мм/с; f = 0,05; $R_п$ = 10 мм):
а, *в* – $R_м$ = 8 мм; *б* – $R_м$ = 6 мм

квазистатической вытяжке трубчатого переходника с внешним слоем из АМг6 устойчивый процесс достигался при радиусе закругления матрицы $R_м$ = 10 мм (рис. 3, *в*).

Моделирование показало возможность использования для квазистатической вытяжки трубчатых переходников с внешним титановым слоем пуансонов с радиусами закругления до 3 мм, незначительное уменьшение толщины слоя АМг6 при этом не нарушало устойчивый характер вытяжки (рис. 4, *а*).

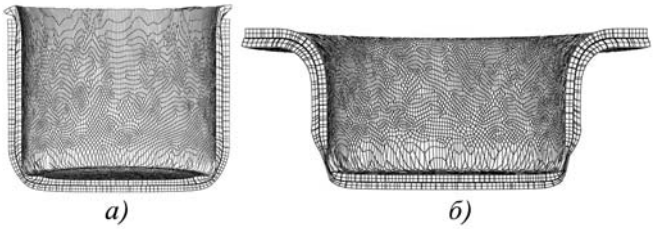


Рис. 4. Толщина стенок стакана с внешними слоями из сплавов ВТ1 (*а*) и АМг6 (*б*) при квазистатическом моделировании ($v_п$ = 4 мм/с; f = 0,05; $R_п$ = 3 мм; $R_м$ = 10 мм)

Для переходников с внешним слоем АМг6 уменьшение радиуса закругления пуансона значительно более опасно и при $R_п$ = 3 мм квазистатическая вытяжка невозможна из-за недопустимых пластических деформаций в области донного закругления (рис. 4, *б*).

Увеличение радиуса позволяло уменьшить разнотолщинность формируемого стакана в цилиндрической зоне и в донном закруглении, и, следовательно, повысить надежность протекания вытяжки, однако радиус закругления пуансона 20 мм значительно увеличивал объем удаляемого при механической обработке переходника металла донной части.

Повышение скорости вытяжки приводит к уменьшению толщин слоев в области донного закругления и увеличивает вероятность разрушения заготовки (рис. 5). При скорости вытяжки 32 мм/с расчетная толщина стенки в зоне донного закругления у стакана с внешним слоем из сплава ВТ1-0 достигала 2,2 мм.

Оптимизированные радиусы закруглений деталей были использованы при проектировании оснастки для глубокой вытяжки заготовок переходников из титано-алюминиевого композита. Исследование послойных деформаций в осевом темплете полученного стакана показало близость расчетных и экспериментальных распределений толщин стенок (рис. 6 и 7).

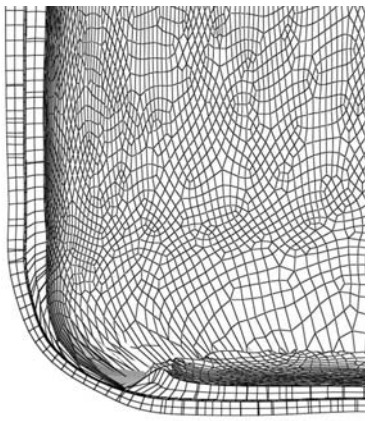


Рис. 5. Толщина стенки заготовки трубчатого переходника с внешним слоем из сплава ВТ1 в области донного закругления (f = 0,05; $R_п$ = 10 мм; $R_м$ = 10 мм) при скорости вытяжки $v_п$ = 32 мм/с

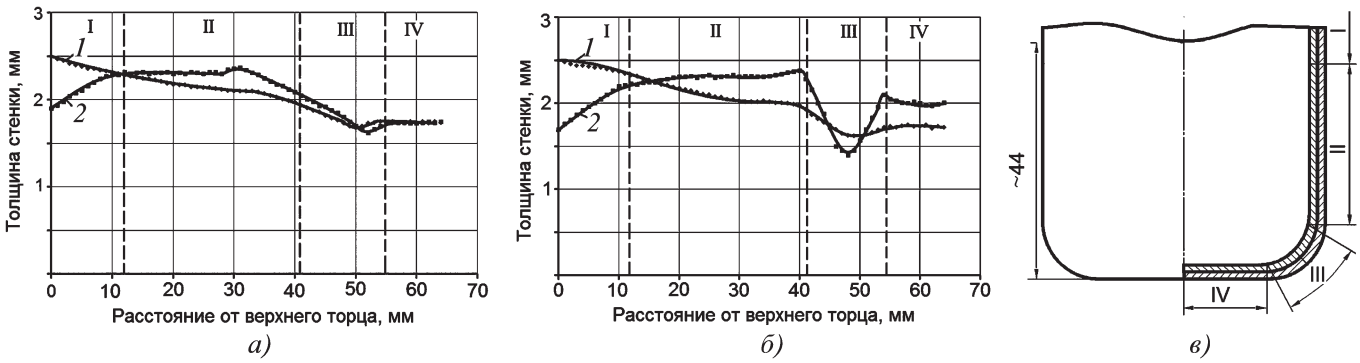


Рис. 6. Расчетное изменение толщин слоев титана (*1*) и алюминиевых слоев АД1+АМг6 (*2*) при квазистатическом моделировании вытяжки ($v_п$ = 4 мм/с; f = 0,05; $R_м$ = 10 мм):
а – $R_п$ = 20 мм; *б* – $R_п$ = 5 мм; *в* – схема расположения зон

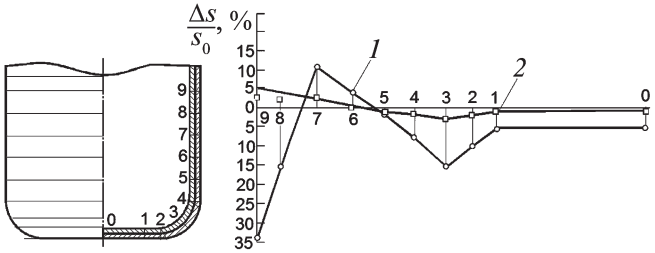


Рис. 7. Изменение толщины стенок в полученном глубокой вытяжкой стакане из титано-алюминиевого композита:
1 – алюминиевые слои; *2* – слой титана

Утонение (до 15 и 3 % для АД1+АМг6 и ВТ1-0 соответственно) наблюдалось в зоне донного перехода. Максимальное утонение алюминиевых слоев (до 35 %) происходило вблизи верхней кромки за счет их сползания по титану. Изменение толщины стенки происходило в основном в результате утонения алюминиевых слоев; толщина титана практически не уменьшалась. По мере приближения к верхней кромке толщина титана значительно увеличивалась.

Полученные из отштампованных стаканов цилиндрические заготовки подвергали окончательной термической обработке: отжигу при 400 °С в течение 45 мин, после которой прочность соединения соответствовала наименее прочному из металлов – алюминию (10...11 МПа).

Контроль ультразвуковым методом не выявил расслоений или разрушений в изготовленных переходниках длиной 32 мм с внутренним и наружным диаметрами 68 и 76 мм соответственно.

Переходные элементы успешно прошли испытания на прочность гидравлическим давлением 0,2 МПа и герметичность (натекание гелий-воздушной смеси под давлением 0,1 МПа не превышало $2 \cdot 10^{-4}$ Па/с).

Заключение. Показана возможность моделирования с использованием программного комплекса SIMULIA/Abaqus стадий деформирования при глубокой вытяжке слоистых титано-алюминиевых композитов, позволяющая определять допустимые диапазоны варьирования радиусов закругления пуансона и входной кромки матрицы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Трыков Ю.П., Шморгун В.Г., Гуревич Л.М.** Деформация слоистых композитов. Волгоград: ВолгГТУ, 2001. 242 с.

2. **Трыков Ю.П., Гуревич Л.М., Проничев Д.В.** Композиционные переходники. Волгоград: РПК "Политехник", 2007. 329 с.

3. **Моделирование** процессов деформирования слоистых титано-алюминиевых композитов в процессе изгиба / Л.М. Гуревич, Ю.П. Трыков, В.М. Волчков, О.С. Киселев, В.Ф. Даненко, С.П. Писарев // Известия ВолгГТУ. Сер. "Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении". 2012. Вып. 6. № 9. С. 11–15.

Леонид Моисеевич Гуревич, канд. техн. наук,
mv@vstu.ru;
Валерий Матвеевич Волчков, канд. техн. наук;
Юрий Павлович Трыков, д-р техн. наук;
Олег Сергеевич Киселев;
Артем Игоревич Богданов

УДК 621.778

Г.Н. Гурьянов *(ООО "Феникс+", г. Белорецк)*

Критерии для оценки эффективности применения противонатяжения при волочении круглого сплошного профиля

По предложенным аналитическим зависимостям выполнена оценка прироста осевого напряжения и степень снижения радиальной нагрузки на волоку от приложения противонатяжения с учетом деформационного упрочнения протягиваемого материала. Результаты расчета показали эффективность процесса волочения с противонатяжением для разгрузки волок от радиальной силы.

Ключевые слова: волочение; проволока; противонатяжение; критерии эффективности; методика расчета; осевое напряжение; сила волочения; радиальная сила на волоку.

The assessment on offered analytical dependences of gain of force of drawing and decrease in radial loading is executed on drag from the antitension appendix taking into account deformation hardening of stretched material. Results of calculation showed efficiency of antitension for unloading drag from radial force.

Keywords: drawing; wire; antitension; criteria of efficiency; calculation procedure; axial tension; drawing force; radial force on drag.

Приложение противонатяжения вызывает снижение радиальной силы на волоку и, как правило, рост напряжения и силы волочения. Противонатяжение влияет на качество протягиваемого изделия и стабильность его деформирования без разрушения [1].

В работе А.Л. Тарнавского (см. кн.: Эффективность волочения с противонатяжением. М.: Металлургиздат, 1959. 152 с.) приведены экспериментальные данные, подтверждающие отсутствие прироста и даже снижение в некоторых случаях силы волочения от действия противонатяжения.

В настоящее время недостаточно систематических данных о влиянии параметров деформирования на значения критериев эффективности применения противонатяжения, отражающих затраты энергии на волочение и степень разгрузки волоки от радиальной силы. Расширение прогрессивного метода волочения с противонатяжением должно быть обосновано соответствующими критериями.

Цель работы – оценить прирост напряжения волочения и разгрузку волоки от радиальной силы от противонатяжения при различных параметрах деформации круглого сплошного профиля.

Прирост силы и напряжения волочения, вызванный противонатяжением, определим соответственно относительно силы Q и напряжения противонатяжения σ_q:

$$K_q = \frac{P_{zq} - P_{z0}}{Q} = \frac{\sigma_{zq} S_1 - \sigma_{z0} S_1}{\sigma_q S_0} = \frac{\sigma_{zq} - \sigma_{z0}}{\mu \sigma_q}; \qquad (1)$$

$$K_q^* = \frac{\sigma_{zq} - \sigma_{z0}}{\sigma_q} = \frac{\mu (P_{zq} - P_{z0})}{Q}, \qquad (2)$$

где P_{z0}, σ_{z0}, P_{zq}, σ_{zq} – соответственно сила и напряжение волочения до и после приложения противонатяжения; S_0, S_1 – площадь поперечного сечения круглой заготовки соответственно до и после обжатия; $\mu = S_0 / S_1 = d_0^2 / d_1^2$ – коэффициент вытяжки; d_0, d_1 – диаметр заготовки до и после деформации.

Рост относительных значений прироста (1) и (2) вызывает увеличение затрат внешней энергии на осуществление процесса волочения, что характеризует отрицательную сторону применения противонатяжения.

Относительное снижение прироста силы и напряжения волочения от действия противонатяжения или относительную долю силы Q и напряжения противонатяжения σ_q, освоенную процессом пластической деформации для снижения давления и силы трения в рабочем конусе волоки, будем оценивать показателями:

$$\eta_q = 1 - K_q = \frac{\sigma_{q0} - (\sigma_{zq} - \sigma_{z0}) / \mu}{\sigma_{q0}} = \frac{Q - (P_{zq} - P_{z0})}{Q}; \qquad (3)$$

$$\eta_q^* = 1 - K_q^* = \frac{\sigma_{q0} - (\sigma_{zq} - \sigma_{z0})}{\sigma_{q0}} = \frac{Q - \mu (P_{zq} - P_{z0})}{Q}. \qquad (4)$$

При равенстве показателей (3) и (4) единице имеем случай, когда противонатяжение не вызвало изменения силы и напряжения волочения. Эффективность применения противонатяжения повышается с увели-

чением значений η_q и η_q^*, так как снижаются энергозатраты на волочение.

Прирост осевого напряжения от приложения напряжения противонатяжения σ_q часто рассчитывают по формуле [1]

$$\Delta\sigma_{q1} = \sigma_{zq} - \sigma_{z0} = \frac{\sigma_q}{\mu^{f/\mathrm{tg}\,\alpha}}, \qquad (5)$$

где f – коэффициент трения; α – угол наклона образующей рабочего конуса к оси волочения.

Для определения прироста осевого напряжения в рабочем конусе используют формулу [1–4]

$$\sigma_{z1} = (\sigma_{s0}/k)(\mu^k - 1)(1 + f\,\mathrm{ctg}\,\alpha), \qquad (6)$$

где σ_{s0} – предел текучести металла на входе рабочего конуса волоки; k – коэффициент упрочнения. Уравнение получено при степенной зависимости предела текучести от коэффициента вытяжки:

$$\sigma_{si} = \sigma_{s0}\mu^k. \qquad (7)$$

Формула (6) учитывает влияние формы кривой упрочнения при холодном волочении проволоки при изменении исходного предела текучести от σ_{s0} до σ_{sk} на выходе волоки и позволяет определить радиальное напряжение вдоль длины рабочего конуса волоки. При использовании формулы (6) прирост осевого напряжения от приложения напряжения противонатяжения составляет [5]

$$\Delta\sigma_{q2} = \sigma_q(1 - f(\mu^k - 1)/(k\,\mathrm{tg}\,\alpha)). \qquad (8)$$

Выражение (8) включает в себя коэффициент упрочнения k для принятой степенной зависимости предела текучести от коэффициента вытяжки.

В известной формуле (5) этого коэффициента нет, так как она получена из допущения, что в очаге деформации обрабатываемый материал проявляет свойства идеального жесткопластического тела с усредненным пределом текучести σ_s.

Пусть обрабатываемый материал не упрочняется в очаге деформации ($k = 0$). Тогда уравнение (8) можно упростить:

$$\Delta\sigma_{q2} = \sigma_{q0}(1 - f\,\ln\mu/\mathrm{tg}\,\alpha) \approx \sigma_{q0}(1 - f\,\varepsilon/\alpha), \qquad (8a)$$

где $\varepsilon = \ln\mu$ – логарифмическое обжатие или логарифмическая вытяжка.

В работе И.Л. Перлина, М.З. Ерманок (см. кн.: Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 447 с.) получено приближенное равенство

$$(1/\mu)^{f/\mathrm{tg}\,\alpha} \approx 1 - f\,\ln\mu/\mathrm{tg}\,\alpha$$

при допущении, что $\mu \le 1{,}3$ и $f/\mathrm{tg}\,\alpha < 1$. Если это приближенное равенство подставить в формулу (5), то получим выражение (8*а*). Таким образом, формула (8) не противоречит известному уравнению (5), что было показано в работе [5].

После подстановки выражений (5) и (8) в формулы (3) и (4) получили соответствующие уравнения

$$\eta_{q1} = 1 - \frac{1}{\mu} + \frac{f(\mu^k - 1)}{\mu k\,\mathrm{tg}\,\alpha} = \delta + \frac{f(\mu^k - 1)}{\mu k\,\mathrm{tg}\,\alpha}; \qquad (9)$$

$$\eta_{q2} = 1 - \frac{1}{\mu^{1 + f/\mathrm{tg}\,\alpha}} = \delta + \frac{1}{\mu}\left(1 - \frac{1}{\mu^{f/\mathrm{tg}\,\alpha}}\right); \qquad (10)$$

$$\eta_{q1}^* = \frac{f(\mu^k - 1)}{k\,\mathrm{tg}\,\alpha}; \qquad (11)$$

$$\eta_{q2}^* = 1 - \frac{1}{\mu^{f/\mathrm{tg}\,\alpha}}, \qquad (12)$$

где $\delta = (S_0 - S_1)/S_0 = 1 - 1/\mu$ – относительное обжатие, которое в отечественной литературе обозначают так же, как q и Q. Критерии η_{q1} и η_{q2} выражают снижение прироста силы волочения $(P_{zq} - P_{z0})$ относительно силы противонатяжения Q, вызвавшей этот прирост. Критерии η_{q1}^* и η_{q2}^* – снижение прироста осевого напряжения относительно напряжения противонатяже-

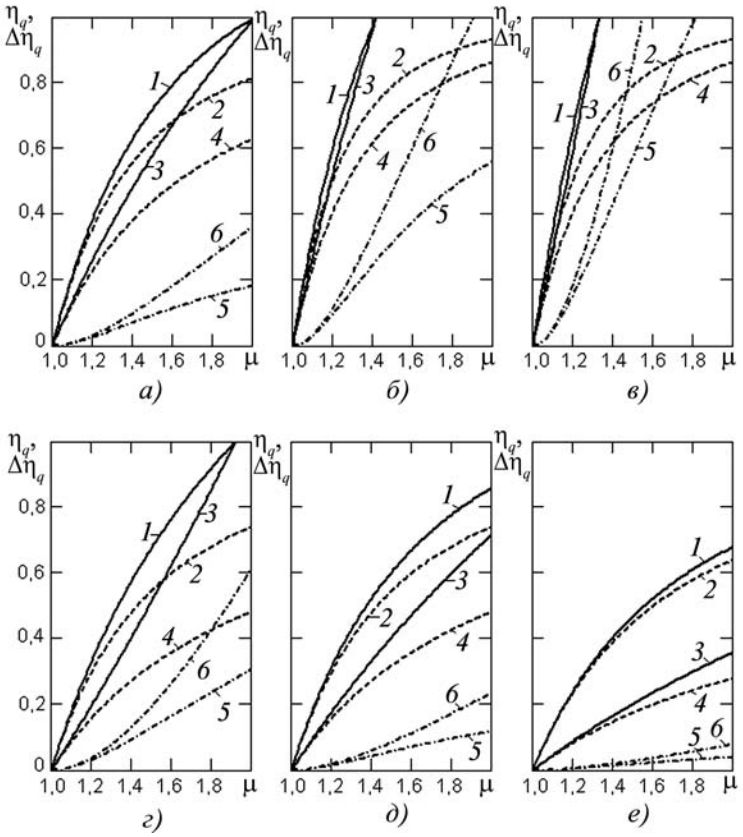


Рис. 1. Показатели эффективности применения противонатяжения η_q и разность их значений $\Delta\eta_q$ в зависимости от коэффициента вытяжки μ:
а – в – $\alpha = 3°$; *г – е* – $\alpha = 9°$; *а, б* – $k = 0$; *в, г* – $k = 1{,}37$; *д, е* – $k = 0{,}25$; *а, е* – $f = 0{,}075$; *б – д* – $f = 0{,}15$; *1* – η_{q1}; *2* – η_{q2}; *3* – η_{q1}^*; *4* – η_{q2}^*; *5* – $\eta_{q1} - \eta_{q2}$; *6* – $\eta_{q1}^* - \eta_{q2}^*$

ния σ_{zq}. Если отсутствует контактное трение ($f = 0$) и $\mu \neq 1$, то η^*_{q1} и η^*_{q2} равны нулю, а $\eta_{q1} = \eta_{q2} = 1 - 1/\mu = \delta$.

На рис. 1 приведены зависимости показателей (9)–(12) от коэффициента вытяжки при значениях угла α = 3 и 9° и коэффициенте трения 0,075 и 0,15.

Коэффициент упрочнения k принят равным 0; 0,25 и 1,37. Значение коэффициента 0,25 характерно для проволочной заготовки из углеродистой стали после термической обработки – патентирования. Коэффициент упрочнения 1,37 принят для коррозионностойкой стали 12Х18Н10Т после охлаждения в воде с температуры нагрева 1050 °С, которая имеет зависимость предела текучести от коэффициента вытяжки, $\sigma^{ст}_{si} = 511\mu^{1,37}$ МПа [1].

С ростом коэффициентов вытяжки и трения и уменьшением угла α показатели η_{q1}, η_{q2}, η^*_{q1} и η^*_{q2} увеличиваются. Повышение степени деформации вызывает усиление расхождения значений критериев η_{q1} и η_{q2} (см. рис. 1, кривая *5*) и η^*_{q1} и η^*_{q2} (кривая *6*). Поскольку в проходе маршрута волочения стальной проволоки коэффициент вытяжки обычно не превышает 1,5, то отмеченное расхождение не является существенным.

При малом значении угла α = 3° и коэффициенте трения 0,15 (см. рис. 1, *б*, *в*) критерии η_{q1} и η^*_{q1} (кривые *1* и *3*) в зависимости от коэффициента вытяжки могут быть больше единицы, а при α = 9° – больше единицы только при коэффициенте упрочнения 1,37 (см. рис. 1, *г*).

Отмеченную возможность выполнения неравенств $\eta_{q1} \geq 1$ и $\eta^*_{q1} \geq 1$ подтверждают результаты эксперимента А.Л. Тарнавского и других исследователей, сделавших вывод, что прирост осевого напряжения от приложения противонатяжения может быть нулевой или даже отрицательный. Рост коэффициента упрочнения k повышает критерии η_{q1} и η^*_{q1}.

Отметим, что уравнения для расчета прироста осевого напряжения, как, например (5), включающие в себя усредненный предел текучести в очаге деформации, не могут отразить влияние коэффициента упрочнения на эффективность применения противонатяжения.

Рассмотрим частный случай волочения, когда отсутствует контактное трение ($f = 0$). При действии напряжения противонатяжения и отсутствии граничного трения уравнение (6) для определения осевого напряжения имеет вид

$$\sigma_{zq} = (\sigma_{s0} / k)(\mu^k - 1) + \sigma_q. \quad (13)$$

Из уравнения пластичности выразили радиальное напряжение с учетом равенства (13)

$$\sigma_{rq} = \sigma_{s0}\,\mu^k - \sigma_{zk}. \quad (14)$$

Если канал имеет форму усеченного конуса, то площадь S боковой его поверхности и радиальная сила P_r при отсутствии и действии противонатяжения в зависимости от коэффициента вытяжки и исходного радиуса заготовки r_0 определяются соответствующими равенствами:

$$S = \frac{\pi(r_0 - r_0/\sqrt{\mu})(r_0 + r_0/\sqrt{\mu})}{\sin\alpha} = \frac{\pi r_0^2(\mu - 1)}{\mu \sin\alpha}; \quad (15)$$

$$P_{r0} = \frac{\pi r_0^2 \sigma_{s0}(\mu - 1)}{\mu\,\mathrm{tg}\,\alpha}; \quad (16)$$

$$P_{rq} = \frac{\pi r_0^2 \sigma_{s0}(1 - \bar{\sigma}_q)(\mu - 1)}{\mu\,\mathrm{tg}\,\alpha}, \quad (17)$$

где $r_0/\sqrt{\mu}$ – радиус заготовки после обжатия; $\bar{\sigma}_q = \sigma_q / \sigma_{s0}$ – относительное напряжение противонатяжения. При выводе формул (16) и (17) использовали уравнения (14) и (15).

Для оценки эффективности снижения радиальной силы P_r от приложения противонатяжения использовали коэффициент

$$\gamma_q = \frac{P_{r0} - P_{rq}}{Q}, \quad (18)$$

где P_r, P_{rq} – радиальная сила до и после приложения силы противонатяжения Q, вызывающей в круглой сплошной заготовке перед входом очага деформации осевое напряжение σ_q ($Q = \pi r_0^2 \sigma_q$). С учетом равенств (16) и (17) имеем

$$\gamma_q = \frac{(\mu - 1)}{\mu\,\mathrm{tg}\,\alpha} = \frac{\delta}{\mathrm{tg}\,\alpha} \approx \frac{\delta}{\alpha}. \quad (19)$$

Построили зависимости от коэффициента вытяжки показателей эффективности применения противонатяжения η_{q1}, η_{q2}, γ_q, а также разности значений γ_q и η_{q1} при отсутствии контактного трения и значениях угла α = 3; 6 и 12° (рис. 2).

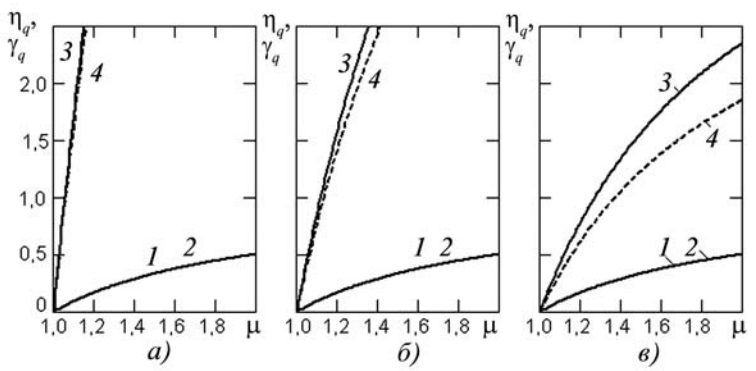


Рис. 2. Показатели эффективности применения противонатяжения η_q и γ_q при отсутствии граничного трения в зависимости от коэффициента вытяжки μ:

а – α = 3°; *б* – α = 6°; *в* – α = 12°; *1* – η_{q1}; *2* – η_{q2}; *3* – γ_q; *4* – $\gamma_q - \eta_{q1}$

При отсутствии контактного трения показатели η_{q1} и η_{q2} равны (кривые *1* и *2* слились, см. рис. 2) и меньше единицы. Критерий разгрузки волоки от радиальной силы γ_q (кривая *3*) существенно возрастает с уменьшением угла волочения α и значительно больше показателей η_{q1} и η_{q2} особенно при малом значении угла $\alpha = 3°$ (см. рис. 2, *а*). Это показывает также кривая *4* для разности значений критериев γ_q и η_{q1}.

Выполнили оценку γ_q по среднему значению радиального напряжения в очаге деформации при отсутствии и наличии противонатяжения. На входе очага деформации радиальное напряжение равно σ_{s0} и $\sigma_{s0} - \sigma_q$ соответственно при отсутствии и наличии осевого напряжения противонатяжения.

Модуль радиального напряжения при действии противонатяжения и с учетом прироста осевого напряжения на деформации сдвига металла в начале и конце очага деформации рассчитывали по формуле

$$\sigma_r = \sigma_{s0}\mu^k - \sigma_{z1} - \Delta\sigma_{q2} - \Delta\sigma_\alpha , \qquad (20)$$

где $\sigma_{s0}\mu^k$ – предел текучести при коэффициенте вытяжки μ с учетом принятой кривой упрочнения (7); σ_{z1} – прирост осевого напряжения в рабочем конусе волоки (6); $\Delta\sigma_{q2}$ – прирост от действия противонатяжения (8); $\Delta\sigma_\alpha$ – прирост на осуществление деформации сдвига металла, который рассчитывали по известной в теории волочения формуле

$$\Delta\sigma_\alpha = 4\sigma_s \operatorname{tg}\alpha/(3\sqrt{3}),$$

где $\sigma_s = (\sigma_{s0} + \sigma_{sk})/2$ – средний предел текучести в очаге деформации.

Модуль радиального напряжения (20) является абсолютным запасом прочности *Za*. При нулевом запасе прочности *Za* может наступить обрыв переднего конца проволоки или за волокой его внеконтактная деформация, приводящая к неравномерному по длине утонению поперечного сечения [1].

Среднее значение модуля радиального напряжения в очаге деформации при действии противонатяжения рассчитывали по формуле

$$\bar{\sigma}_{rq} = (\sigma_{s0} - \sigma_q + \sigma_{s0}\mu^k - \sigma_{z1} - \Delta\sigma_{q2} - \Delta\sigma_\alpha)/2 .$$

С учетом формул (15) и (16) степень разгрузки волоки от радиальной силы оценивали по формуле

$$\gamma_q = \frac{(\bar{\sigma}_{r0} - \bar{\sigma}_{rq})(\mu - 1)}{\sigma_q \mu \operatorname{tg}\alpha}. \qquad (21)$$

После математических преобразований формулы (21) получили выражение для расчета показателя эффективности применения противонатяжения для разгрузки волоки от радиальной силы

$$\gamma_q = \frac{(\mu - 1)}{\mu \operatorname{tg}\alpha}\left(1 - \frac{f(\mu^k - 1)}{2k \operatorname{tg}\alpha}\right). \qquad (22)$$

Для выяснения характера зависимости коэффициента разгрузки волоки γ_q от основных параметров деформации необходимо установить их влияние на прирост осевого напряжения от действия противонатяжения (8) и запас прочности (20).

Для построения кривых рис. 3 были приняты следующие исходные данные: коэффициент трения 0,10 и 0,20; угол $\alpha = 4$; 8 и 12°; исходный предел текучести и коэффициент упрочнения соответственно 511 МПа и 1,37, как у проволоки из стали 12Х18Н10Т [1]. При расчете также использовали коэффициент упрочнения 0,25 при том же исходном пределе текучести 511 МПа. Задали два значения напряжения противонатяжения, составляющие 0,25 и 0,50 от предела текучести 511 МПа.

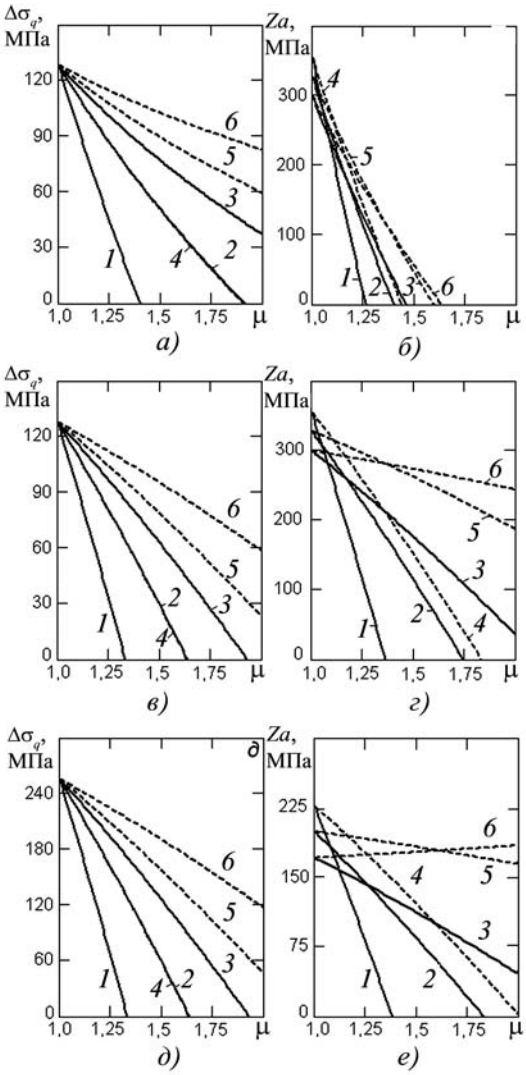


Рис. 3. Прирост осевого напряжения $\Delta\sigma_q$ от действия противонатяжения (*а*, *в*, *д*) и запаса прочности (*б*, *г*, *е*) в зависимости от коэффициента вытяжки μ:
а, *б* – $k = 0{,}25$, $\sigma_q = 0{,}25\,\sigma_{s0}$; *в*, *г* – $k = 1{,}37$; $\sigma_q = 0{,}25\,\sigma_{s0}$; *д*, *е* – $k = 1{,}37$; $\sigma_q = 0{,}50\,\sigma_{s0}$; *1–3* – $f = 0{,}20$; *4–6* – $f = 0{,}10$; *1*, *4* – $\alpha = 4°$; *2*, *5* – $\alpha = 8°$; *3*, *6* – $\alpha = 12°$

Нулевой прирост осевого напряжения от действия противонатяжения при коэффициенте упрочнения 0,25 и напряжении противонатяжения $0{,}25\,\sigma_{s0}$ (см. рис. 3, *а*) возможен при коэффициенте трения 0,20, когда $\alpha = 4°$ (кривая *1*) и $\alpha = 8°$ (кривая *2*), а также при $f = 0{,}10$ и $\alpha = 4°$ (кривая *4*). Однако при значениях коэффициента вытяжки, когда прирост равен нулю, запас прочности *Za* (см. рис. 3, *б*) отрицательный. Таким образом, нулевой прирост не может реализоваться по причине обрыва переднего конца проволоки.

При коэффициенте упрочнения 1,37 (см. рис. 3, *в–е*) при некотором запасе прочности реализуется нулевой и даже отрицательный прирост осевого напряжения от приложения противонатяжения при коэффициенте трения 0,20 (кривые *1*, *2*, *3*) и 0,10 (кривая *4*).

При увеличении коэффициента упрочнения значительно повысился запас прочности, что дает сравнение зависимостей рис. 3, *б*, *г*. При этом нулевой прирост осевого напряжения достигается при меньшем значении коэффициента вытяжки (см. рис. 3, *в*), чем при коэффициенте упрочнения 0,25 (см. рис. 3, *а*).

Увеличение напряжения противонатяжения вызвало повышение прироста осевого напряжения (см. рис. 3, *д*). Но при этом не изменились значения коэффициента вытяжки, при которых наблюдается нулевой прирост осевого напряжения. Это следует из формулы (8). С ростом напряжения противонатяжения заметно снизился запас прочности, особенно при меньших значениях коэффициента вытяжки (см. рис. 3, *е*). При коэффициенте трения 0,10 и $\alpha = 12°$ значительно повышается запас прочности при увеличении степени деформации в проходе волочения (кривая *б*).

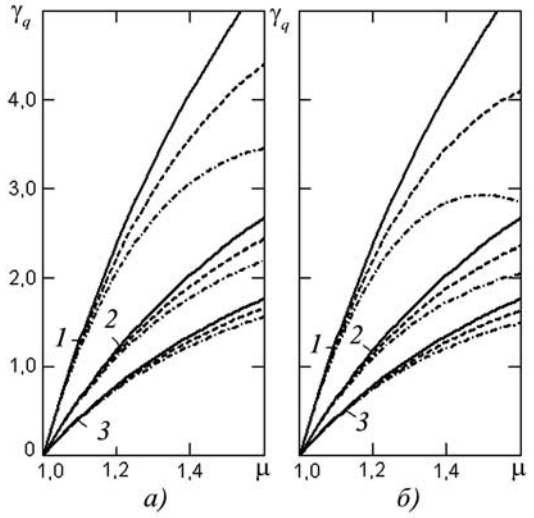


Рис. 4. Показатель разгрузки волоки γ_q от радиальной силы в зависимости от коэффициента вытяжки μ при коэффициенте упрочнения k = 0,25 (*а*) и 1,37 (*б*):
1 – $\alpha = 4°$; *2* – $\alpha = 8°$; *3* – $\alpha = 12°$; сплошные линии – $f = 0$; штриховые – $f = 0{,}05$; штрихпунктирные – $f = 0{,}10$

На рис. 4 приведены зависимости показателя γ_q разгрузки волоки от коэффициента вытяжки при коэффициенте упрочнения 0,25 и 1,37 и значениях угла $\alpha = 4$; 8 и 12°. Приняты значения коэффициента трения 0; 0,05 и 0,10. С повышением степени деформации все кривые рис. 4 расходятся, т.е. усиливается влияние на показатель γ_q угла α и коэффициента трения.

Противонатяжение более интенсивно разгружает волоку от действия радиальной силы со стороны деформируемого материала при меньших значениях угла α и коэффициента трения. Повышение обжатия в проходе волочения также усиливает положительное влияние противонатяжения на разгрузку волоки.

Рост коэффициента упрочнения от 0,25 до 1,37 (см. рис. 4, *б*) в меньшей степени отразилось на показателе γ_q. Только при коэффициенте трения 0,10 и $\alpha = 4°$ начинается снижение показателя разгрузки волоки γ_q при высокой степени деформации ($\mu > 1{,}5$) (штрихпунктирная линия при коэффициенте упрочнения 1,37, см. рис. 4, *б*).

Для объяснения этого построены зависимости разницы ($\Delta\bar{\sigma}_r = \bar{\sigma}_{r0} - \bar{\sigma}_{rq}$) значений среднего для очага деформации радиального напряжения при отсутствии и действии противонатяжения (рис. 5).

Зависимости рис. 5 получены при коэффициенте упрочнения 0,25 и 1,37, $\alpha = 4$ и 12°. Уровень напряжения противонатяжения задавали относительно исходного предела текучести σ_{s0} = 511 МПа для стали 12Х18Н10Т [1]: $\sigma_q = 0{,}25\,\sigma_{s0}$ и $\sigma_q = 0{,}5\sigma_{s0}$.

Сравнение зависимостей на рис. 5, *а* и *б* соответственно при коэффициенте упрочнения 0,25 и 1,37 дает основание для вывода, что повышение интенсивности упрочнения и коэффициента трения привело к снижению разницы средних значений радиального напряжения в очаге деформации. Отмеченное влияние коэффициента трения подтверждают данные рис. 5, *в*, *г*.

При отсутствии контактного трения разница $\Delta\bar{\sigma}_r$ не зависит от коэффициента вытяжки и ее величина равна напряжению противонатяжения σ_q (см. рис. 5, кривая *1*). Увеличение напряжения противонатяжения (см. рис. 5, *г*) привело к повышению разницы среднего радиального напряжения. Но отсутствие разницы ($\Delta\bar{\sigma}_r = 0$) при напряжениях противонатяжения $\sigma_q = 0{,}25\sigma_{s0}$ и $\sigma_q = 0{,}5\,\sigma_{s0}$ (см рис. 5, *в*, *г*) наступает при одних и тех же значениях коэффициента вытяжки.

Отметим неоднозначное и различное влияние параметров деформации на показатели η_q и γ_q. Например, с ухудшением условия контактного трения (ростом коэффициента трения) снижается прирост осевого напряжения от приложения противонатяжения, что отражает повышение показателя η_q. Но при этом уменьшилась эффективность применения противонатяжения для разгрузки волоки, что показывает ее кри-

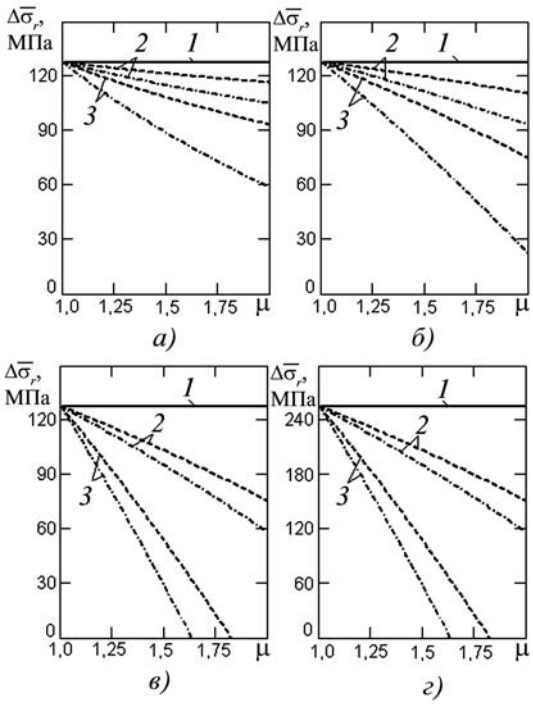


Рис. 5. Разница среднего радиального напряжения $\Delta\bar{\sigma}_r$ при отсутствии и действии противонатяжения в зависимости от коэффициента вытяжки μ:
а–в – $\sigma_q = 0{,}25\,\sigma_{s\,0}$; *г* – $\sigma_q = 0{,}5\,\sigma_{s\,0}$; *а* – k = 0,25; *б–г* – k = 1,37; *1* – f = 0; *2* – α = 12°; *3* – α = 4°; штриховые линии – f = 0,05; штрихпунктирные – f = 0,10 для *а*, *б*; штриховые – f = 0,15; штрихпунктирные – f = 0,20 для *в*, *г*

терий γ_q. Поэтому возникает необходимость оценки эффективности применения противонатяжения по интегральным (комплексным) критериям с введением весовых коэффициентов, отражающих значимость влияния противонатяжения на разгрузку волоки от радиальной силы, энергозатраты на процесс волочения, запас прочности деформируемого металла и качество готовой проволоки или проволочного изделия, что отмечено в работах [1, 6].

Заключение. Выполнены расчеты критериев η_q и η_q^* для оценки затрат энергии на волочение с противонатяжением на основе известной и предложенной формул для определения прироста осевого напряжения от приложения противонатяжения. Эти критерии повышаются при увеличении коэффициентов вытяжки, трения и упрочнения, а также уменьшении угла волочения α.

Показана возможность реализации на практике нулевого прироста осевого напряжения при приложении противонатяжения при холодном волочении проволоки из стали 12Х18Н10Т, что подтвердили результаты экспериментальных исследований А.Л. Тарнавского и других исследователей.

Для оценки эффективности снижения радиальной силы на волоку от приложения противонатяжения предложены аналитические зависимости (19), (21) и (22). Критерий разгрузки волоки γ_q от радиальной силы увеличивается с ростом степени деформации в проходе волочения и уменьшением коэффициента трения и угла α.

Расчеты показали, что в зависимости от параметров деформации критерий γ_q может быть больше единицы. Это указывает на возможность существенного снижения радиальной силы на твердосплавный вкладыш волоки со стороны деформируемого металла за счет приложения противонатяжения, что уменьшает вероятность разрушения вкладыша от растягивающего окружного (тангенциального) напряжения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Гурьянов Г.Н.** Расчет, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2008. 358 с.

2. **Гурьянов Г.Н.** Радиальная нагрузка на рабочий конус и поясок волоки и полное напряжение волочения // Современные методы конструирования и технологии металлургического машиностроения: Международный сб. науч. тр. / под ред. Н.Н. Огаркова. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2008. С. 98–106.

3. **Гурьянов Г.Н.** Радиальная сила на волоку в зависимости от способа учета упрочнения металла и основных параметров деформации проволоки // Упрочняющие технологии и покрытия. 2009. № 11. С. 7–11.

4. **Гурьянов Г.Н.** Радиальная сила на волоку и запас прочности при волочении проволоки // Известия вузов Черная металлургия. 2010. № 2. С. 19–22.

5. **Гурьянов Г.Н.** К оценке эффективности применения противонатяжения при волочении круглого сплошного профиля // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 12. С. 30–38.

6. **Гурьянов Г.Н., Коломиец Б.А.** К оценке эффективности использования противонатяжения при волочении // Производство конкурентоспособных метизов: сб. науч. тр. под ред. А.Д. Носова. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2006. С. 43–55.

Геннадий Николаевич Гурьянов, канд. техн. наук,
ggnbelorhome@rambler.ru

УДК 621.762

С.И. Богодухов, Е.С. Козик, С.А. Лобода *(Оренбургский государственный университет)*

Повышение эксплуатационных свойств штоков плунжерных насосов с использованием токов высокой частоты

Рассмотрены процессы термической обработки токами высокой частоты (ТВЧ) штоков. По результатам эксперимента подобран оптимальный вариант поверхностной закалки ТВЧ, который был применен на готовых штоках.

Ключевые слова: шток; термическая обработка; токи высокой частоты; глубина закаленного слоя; твердость закаленного слоя.

The processes of thermal treatment by high-frequency currents of stocks are considered. According to the results of the experiment was chosen the optimal variant of surface induction hardening, which was applied on the finished stocks.

Keywords: stock; heat treatment; high-frequency current; hardened layer depth; hardened layer hardness.

Для закачки воды и реагентов (в нагнетенные скважины) в нефтяные пласты применяют плунжерные насосы высокого давления. Эксплуатационные свойства агрегата электронасосного типа НД зависят от изнашиваемых деталей – штоков, работающих в условиях сероводородного и частично абразивного изнашивания, во многом определяются твердостью и шероховатостью поверхностного слоя, при сохранении вязкой сердцевины.

В цикле исследовательских работ определяли характер износа на штоках из стали 30ХМА, изготовленных и термообработанных по режиму ООО "Газпром добыча Оренбург" (ООО "ГДО"), и термообработанных по режимам, разработанным кафедрой материаловедения и технологии материалов Оренбургского государственного университета.

В качестве исходных образцов использовали образцы штоков длиной 300 мм (рис. 1), прошедшие термическую обработку по режиму, установленному в ООО "ГДО". Режим термической обработки и механические свойства штоков из стали 30ХМА приведены в табл. 1.

Структура стали после термической обработки по режиму ООО "ГДО" представляет собой сорбитообразный перлит (рис. 2).

Из рис. 2 видно, что структура на краю образца не отличается от структуры сердцевины. Срок службы штоков после такой термической обработки не превышал одного года.

Затем провели внешний осмотр отработанных штоков и замерили линейный износ (рис. 3). Визуальный осмотр показал, что кроме абразивного изнашивания в процессе работы происходят усталостное выкрашивание и коррозия поверхностного слоя.

Рис. 1. Внешний вид образцов штоков

1. Режим термообработки и механические свойства стали марки 30ХМА

Режим термической обработки				$\sigma_{0,2}$	$\sigma_в$	δ	ψ	KCU	HB
Операция	Температура, °С	Время выдержки, мин	Охлаждающая среда	Н/мм^2		%		Дж/см^2	
				Не менее					
Закалка	880	20	Масло	735	930	12	50	88	229
Отпуск	540	120	Вода или масло						

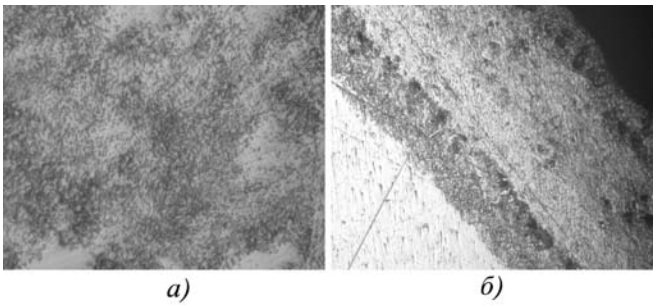


Рис. 2. Микроструктура штока после объемной закалки по режиму ООО "ГДО" (×630):
а – сердцевина; *б* – край поверхности

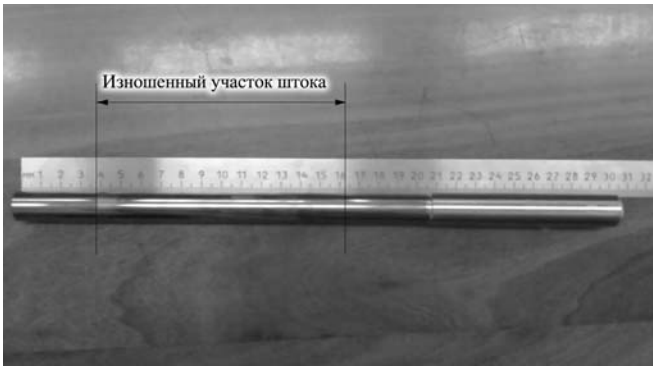


Рис. 3. Внешний вид изношенного штока

На рис. 3 выделен изношенный участок штока длиной 120 мм, что соответствует длине хода штока при работе дозировочного насоса. Износ по диаметру составил 0,56...0,60 мм. Диаметр исходного штока 16 мм, а изношенного – 15,44...15,40 мм.

На рис. 4 показаны фрагменты поперечного разреза штока с различной интенсивностью износа.

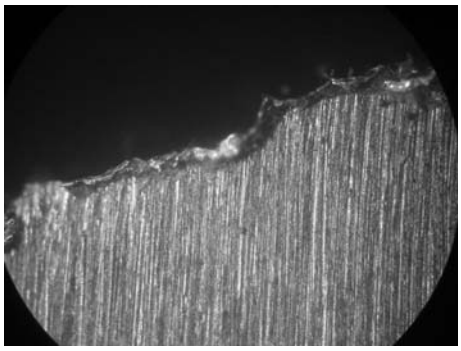


Рис. 4. Фрагмент изношенной части штока, ×80

Наибольший износ наблюдали в местах сопряжения штока с уплотнениями. На следующем этапе были проведены экспериментальные работы по разработке и подбору оптимальных режимов поверхностной закалки штоков, изготовленных в ООО "ГДО". Эксперименты осуществляли в ОАО "Станкозавод" (г. Оренбург) на высокочастотной установке ТВЧ ВЧГ2-100/0,066 с механизмом вращения и перемещения деталей при закалке ТВЧ.

В качестве индуктора использовали одновитковый индуктор диаметром 20 мм. Эксперимент проводили предварительно на коротких образцах штоков. Режим нагрева штоков на установке следующий:

Напряжение накала . . . . . 12,5 кВ
Анодное напряжение . . . . . 8,5 В
Сеточный ток . . . . . 1,9 А
Ток на аноде . . . . . 5 А

В качестве варьируемых параметров изменяли частоту вращения *n* и подачу *S* детали. После закалки на поверхности измеряли твердость по методу Роквелла. Результаты представлены в табл. 2.

2. Твердость штоков в зависимости от режимов поверхностной закалки ТВЧ

Номер режима	Режим обработки		Диаметр образца, мм	Твердость на поверхности HRC			
				Номер измерения			средняя
	S, мм/мин	*n*, мин$^{-1}$		1	2	3	
1	170	100	16	63,0	65,0	63,0	63,0
2	250		18	66,5	65,5	67,0	66,5
3	320		16	67,0	67,0	68,0	67,0
4	320		18	67,0	67,0	69,0	67,0
5	170	130	16	62,5	63,5	65,0	63,5
6	250		18	65,0	68,0	68,0	68,0
7*	250	80	16	61,0	50,0	30,0	–
8	320		18	66,0	66,0	75,0	66,0

*Нарушен режим термической обработки (произошел скол поверхностного слоя при 2-м и 3-м измерении твердости в результате перегрева детали, что привело к неравномерной закалке.

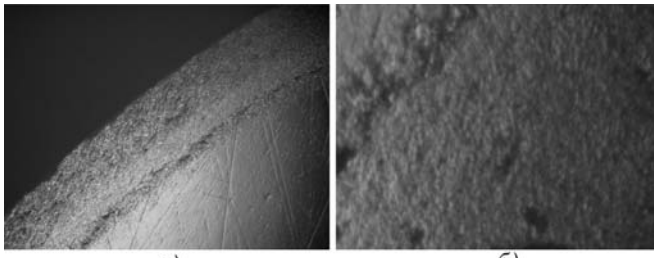
Для определения микроструктуры после поверхностной закалки из коротких штоков были вырезаны образцы высотой 15 мм. Поверхности отшлифованы и отполированы, сделаны шлифы образцов.

Предварительное шлифование проводили на шлифовальной бумаге сначала с крупным зерном, затем с мелким зерном, затем шлифование осуществляли на бумажном круге с нанесенной на него алмазной пастой. Полирование шлифов проводили на войлоке, пропитанном оксидом хрома.

По режиму № 1 поверхностной закалки (S =170 мм/мин; n = 100 мин$^{-1}$) температура нагрева 1050 °С, время перемещения детали 26 с. В результате поверхностной закалки максимальная глубина прокаливания составляет 0,2...0,5 мм и данный поверхностный слой имеет более высокую твердость, при этом площадь сечения снижается всего на 12 %, что не существенно влияет на изменение ударной вязкости.

Глубина закаленного слоя 280 мкм, микротвердость от 938 до 1642 Н/мм^2, в зависимости от расстояния до края поверхности. Микротвердость в сердцевине образца составила 224...251 Н/мм^2. При этом структура переходной зоны представляла собой троостито-сорбитную смесь. Твердость переходного слоя 40...45 HRC.

В поверхностном слое толщиной примерно 41 мкм микротвердость высокая (1642 Н/мм^2), что говорит о наличии твердой оксидной пленки. В подповерхностном слое, на глубине примерно 86 мкм, микротвердость незначительно снижается. В этом слое произошел процесс обезуглероживания детали. На глубине от 156 до 281 мкм наблюдается равномерная микротвердость, а на глубине 312 мкм микротвердость резко снижается до 564 кг/мм^2, на данной глубине преобладает переходный слой, толщина которого составляет примерно 1620 мкм. При остальных режимах поверхностной закалки ТВЧ наблюдается та же закономерность изменения микротвердости при определении глубины закаленного слоя и переходной зоны (табл. 3).



а) *б)*

Рис. 5. Микроструктура упрочненного слоя образца, закаленного по режиму (S = 250 мм/мин, n = 100 мин$^{-1}$), (×630): *а* – поверхностный слой; *б* – сердцевина

После анализа микроструктур образцов, закаленных по различным режимам, измеряли микротвердость образцов по глубине, а также определяли размеры переходных зон и глубину закаленных слоев.

По результатам анализа микроструктуры закаленных образцов (рис. 5) штоков наиболее благоприятной структурой обладают образцы, прошедшие поверхностную закалку ТВЧ по режиму № 4, n = = 130 мин$^{-1}$; S = 320 мм/мин; T = 950...980 °С.

Образец, закаленный по режиму № 4, имеет глубину закаленного слоя до 0,5 мм, при этом твердость по всей глубине равномерна и составляет 67 HRC, что является важным условием при воздействии сероводорода. Также данный образец имеет небольшую переходную зону 1,2...1,5 мм с твердостью 45...50 HRC. По сравнению с другими образцами этот образец имеет более равномерное распределение твердости, как на поверхности, так и в области переходной зоны, и более равномерную глубину закаленного слоя и переходной зоны. Коробление в пределах до 0,05 мм.

Заключение. Рассмотрев особенности поверхностной закалки ТВЧ, можно сделать вывод, что именно этот способ упрочнения штоков, работающих в условиях сероводородного и частично абразивного изнашивания, обеспечивает необходимый комплекс свойств, при вы-

3. Характеристики упрочненного слоя в зависимости от режимов обработки

Номер образца	Режим обработки		Температура нагрева T, °С	Время перемещения детали, с	Глубина закаленного слоя, мкм	Твердость упрочненного слоя, HRC
	S, мм/мин	n, мин$^{-1}$				
1	170	100	1050	26	0,20...0,50	66
2	250		1000	24	0,20...0,32	67
3	320		950	26	0,65	68
4	320	130	950...980	19	0,50	67
5	170		1000...1050	28	0,30	63
6	250		980...1000	24	0,20	55...60
7	250	80	1050...1080	18		60
8	320		1000...1050	19		66

Примечание. Структура упрочненного слоя – мелкоигольчатый мартенсит.

сокой эффективности и экономичности данного процесса.

Анализ характера износа показал, что наиболее изношенной частью штока является его средняя часть, которая находится в сопряжении с сальниковыми уплотнениями.

После осуществления эксперимента проводили анализ микроструктур образцов, влияния режимов нагрева и охлаждения на глубину закаленного слоя и твердость образцов по глубине.

Сечение штока показало наличие трех зон: поверхностной упрочненной, переходной, с частичным упрочнением и сердцевины, которая остается неизменной.

По результатам эксперимента был подобран наиболее оптимальный режим поверхностной закалки ТВЧ, который был применен на готовых штоках.

Микротвердость в указанных зонах для выбранного варианта режима поверхностной закалки распределяется следующим образом: в поверхностной зоне – 1076 Н/мм^2, при глубине слоя до 0,5 мм; в переходной зоне – 605 Н/мм^2, при толщине зоны до 1,5 мм; а в сердцевине – 312 Н/мм^2.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Технологические** процессы в машиностроении: учеб. для вузов / С.И. Богодухов, Е.В. Бондаренко, А.Г. Схиртладзе, Р.М. Сулейманов. М. : Машиностроение, 2009. 769 с.

2. **Обеспечение** безопасной эксплуатации трубопроводов, транспортирующих сероводородсодержащие среды / С.И. Иванов, А.В. Швец, В.М. Кушнаренко, Д.Н. Щепинов. М.: ООО "Недра-Бизнесцентр", 2006. 215 с.

Станислав Иванович Богодухов, д-р техн. наук;
Елена Станиславовна Козик, канд. техн. наук;
Сергей Александрович Лобода,
matm@mail.osu.ru

УДК 669

М.К. Чегуров, Т.В. Нуждина *(Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева)*

Влияние режимов рекристаллизационного отжига на микроструктуру и механические свойства стали 09Г2С

Изучено влияние степени предварительной деформации и температуры рекристаллизационного отжига на параметры микроструктуры и механические свойства стали 09Г2С, применяемой в деталях автомобильной промышленности. Механические характеристики стали – физический предел текучести и предел микропластичности определяли по кривым релаксации напряжений. Выявлен режим обработки, приводящий к получению наименьшего размера зерна и повышению механических свойств стали (пределов микропластичности, текучести и твердости).

Ключевые слова: сталь 09Г2С; степень предварительной деформации; рекристаллизационный отжиг; механические свойства; размер зерна.

The influence of the degree of preliminary deformation and recrystallization annealing temperature on the parameters of the microstructure and mechanical properties of steel 09G2S used in automotive parts is studied. Mechanical characteristics of steel – yield strength and limit of microplasticity are determined from the curves of stresses relaxation. The study identified a processing mode, leads to the production of the smallest grain size and improve the mechanical properties of steel (limit of microplasticity, yield strength and hardness).

Keywords: steel 09Mn2Si; degree of preliminary deformation; recrystallization annealing; mechanical properties; grain size.

Многие детали автомобильной промышленности могут испытывать нагрузки, приводящие к разрушению либо к их деформации. В процессе проектирования узлов и деталей в машиностроении при расчете работоспособности используют механическую характеристику – условный предел текучести. Однако не учитывают предел микропластичности, характеризующий уровень предельных напряжений без возникновения микропластической деформации в кристаллической решетке материала.

Поэтому вызывает интерес повысить предел текучести и предел микропластичности для увеличения надежности деталей из стали 09Г2С, широко применяемой в автомобилестроении, путем оптимально выбранного режима термической обработки. Как показано в работах [1–3], одним из способов повышения прочности является проведение рекристаллизационного отжига после предварительной деформации.

Для протекания процесса рекристаллизации необходимо два условия – это некоторая величина плотности дислокации и температура. Наиболее важное изменение внутреннего строения кристаллов при холодной пластической деформации металла – увеличение

1. Химический состав стали 09Г2С, % мас.

C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	As	N	Cu
0,09...0,12	0,5...0,8	1.3...1,7	≤ 0,04	≤ 0,035	≤ 0,3	≤ 0,3	≤ 0,08	≤ 0,008	≤ 0,3

плотности дислокаций. Известно, что у отожженного поликристаллического металла плотность дислокаций составляет $10^6...10^7$ см$^{-2}$, а у холоднодеформированного – $10^{11}...10^{12}$ см$^{-2}$.

Наклепанный металл обладает избыточной энергией, что обусловлено повышенным количеством дефектов в решетке. Поэтому наклепанное состояние является термодинамически нестабильным при всех температурах. Эти дефекты устраняются при нагреве путем различных элементарных процессов, совершающихся с разными скоростью, температурами и имеющих разную энергию активации.

Таким образом, в процессе рекристаллизационного отжига происходит замена вытянутых зерен равноосными, приводящая микроструктуру материала в термодинамически стабильное состояние. Оптимально выбранный режим рекристаллизационного отжига позволит получить в микроструктуре мелкое зерно и повысить механические свойства стали.

Методика проведения исследований. Химический состав стали 09Г2С приведен в табл. 1.

Из прутка стали 09Г2С нарезали цилиндрические образцы высотой $H = 40$ мм и диаметром $D = 22$ мм. Все образцы перед деформацией подвергали отжигу по режиму: температура нагрева 900 °С, время выдержки в печи 60 мин, последующее охлаждение в печи. Отжиг применяли для создания однородной феррито-перлитной структуры.

Для создания различной плотности дислокаций осуществляли осадку образцов по ГОСТ 8817–82 на относительную деформацию: 10; 15 и 20 %.

После осадки проводили рекристаллизационный отжиг при температурах 500; 550 и 600 °С в течение 60 мин, с последующим охлаждением на воздухе.

Металлографические исследования осуществляли на травленых шлифах с помощью металлографического микроскопа LEICA LCAP 200 при увеличениях 500 и 1000. Средний размер зерна определяли методом секущих по ГОСТ 21073.3–75.

Твердость измеряли на твердомере ТК-2М по ГОСТ 9012–59 методом Бринелля.

Для более точного определения механических характеристик – физического предела текучести $\sigma_т$ и предела микропластичности σ_0 измеряли релаксацию напряжений на цилиндрических образцах высотой $h = 6$ мм и диаметром $d = 3$ мм на автоматизированной установке АУР-1. Из полученных релаксационных кривых вычисляли значения σ_0 и $\sigma_т$.

Результаты работы. В табл. 2 приведены режимы термической обработки стали 09Г2С после пластической деформации с различными степенями обжатия.

На рис. 1–4 представлены микроструктуры стали 09Г2С после режимов обработки, указанных в табл. 2.

В табл. 3 приведены результаты измерения твердости, размера зерна, релаксационных свойств стали 09Г2С после различных режимов обработки.

2. Режимы термической обработки стали 09Г2С

Номер режима	Относительная деформация ε, %	Термическая обработка		
		Температура, °С	Выдержка, мин	Охлаждение
		Отжиг		
0	0	900	60	В печи
		Рекристаллизационный отжиг		
1–1	10	500	60	На воздухе
1–2		550		
1–3		600		
2–1	15	500		
2–2		550		
2–3		600		
3–1	20	500		
3–2		550		
3–3		600		

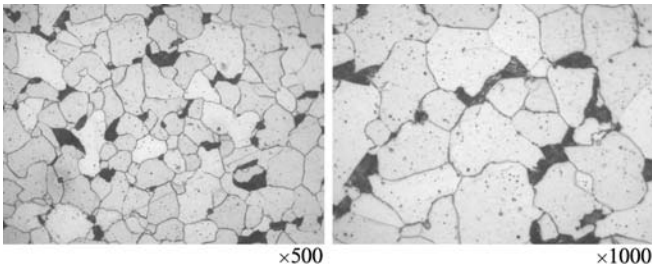


Рис. 1. Микроструктура стали 09Г2С после отжига 900 °С (60 мин) с последующим охлаждением в печи, без предварительного деформирования; размер зерна 13 мкм

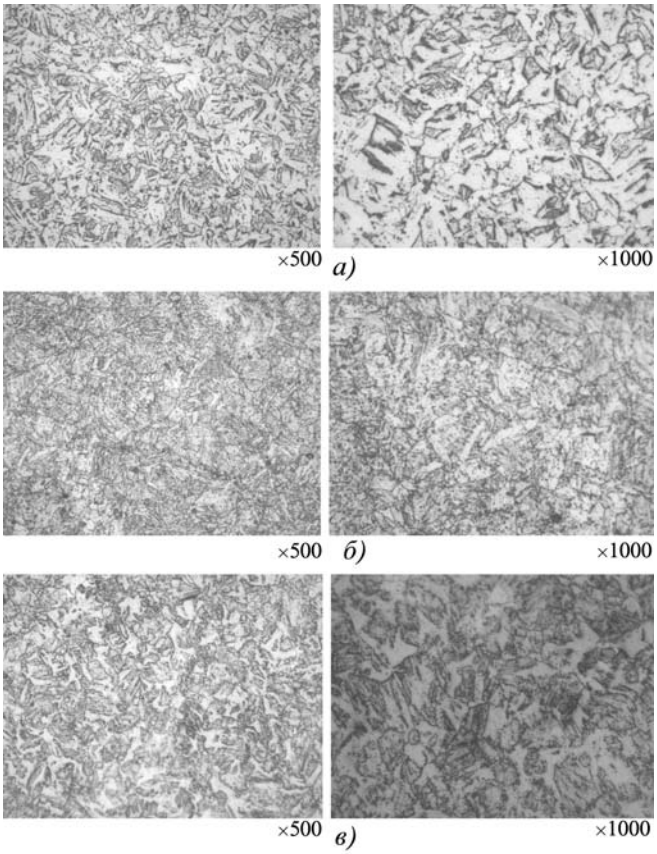


Рис. 2. Микроструктура стали 09Г2С после рекристаллизационного отжига при 500 (*а*), 550 (*б*) и 600 °С (*в*), 60 мин, охлаждение на воздухе, ε = 10 %:
а – размер зерна 6 мкм; *б* – 5 мкм; *в* – 4 мкм

По результатам измерений построена зависимость влияния размера зерна на прочность стали (рис. 5). Данная зависимость подтверждает полученные ранее результаты [1]: измельчение зерна ведет к повышению уровня прочностных свойств, в данном случае – предела текучести.

Обсуждение результатов. При предварительной деформации ε = 10 % с увеличением температуры рекристаллизационного отжига от 500 до 600 °С в стали 09Г2С происходит уменьшение среднего размера зерна от 6 до 4 мкм. Измельчение зерна должно привести к повышению уровня вязкости [1, 2].

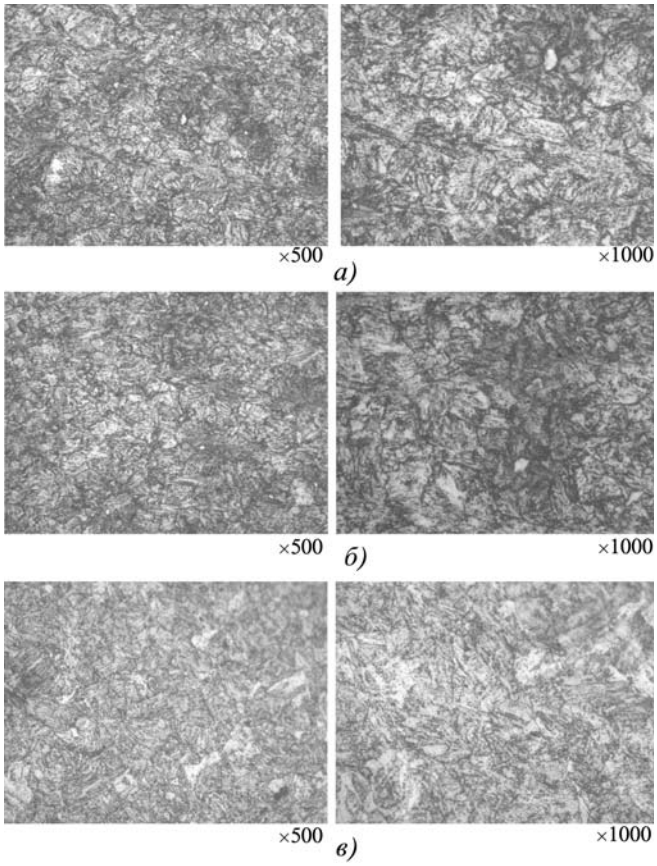


Рис. 3. Микроструктура стали 09Г2С после рекристаллизационного отжига при 500 (*а*), 550 (*б*) и 600 °С (*в*), 60 мин, охлаждение на воздухе, ε = 15 %:
а – размер зерна 2 мкм; *б* – 2,5 мкм; *в* – 3 мкм

При этом механические и релаксационные характеристики увеличиваются: твердость изменяется от 198 до 207 НВ, предел микропластичности σ_0 от 150 до 210 МПа, физический предел текучести от $\sigma_т$ 380 до 425 МПа. Это связано с протеканием процессов первичной рекристаллизации.

При деформации ε = 15 % с увеличением температуры рекристаллизационного отжига от 500 до 600 °С в стали 09Г2С происходит увеличение зерна от 2 до 3 мкм. При этом механические и релаксационные характеристики уменьшаются: твердость изменяется от 220 до 198 НВ, σ_0 от 410 до 210 МПа, а $\sigma_т$ 650 до 460 МПа. Это связано с протеканием процессов собирательной рекристаллизации.

При деформации ε = 20 % с увеличением температуры рекристаллизационного отжига от 500 до 600 °С в стали 09Г2С происходит увеличение зерна от 3 до 5,5 мкм. При этом механические и релаксационные характеристики уменьшаются: твердость изменяется

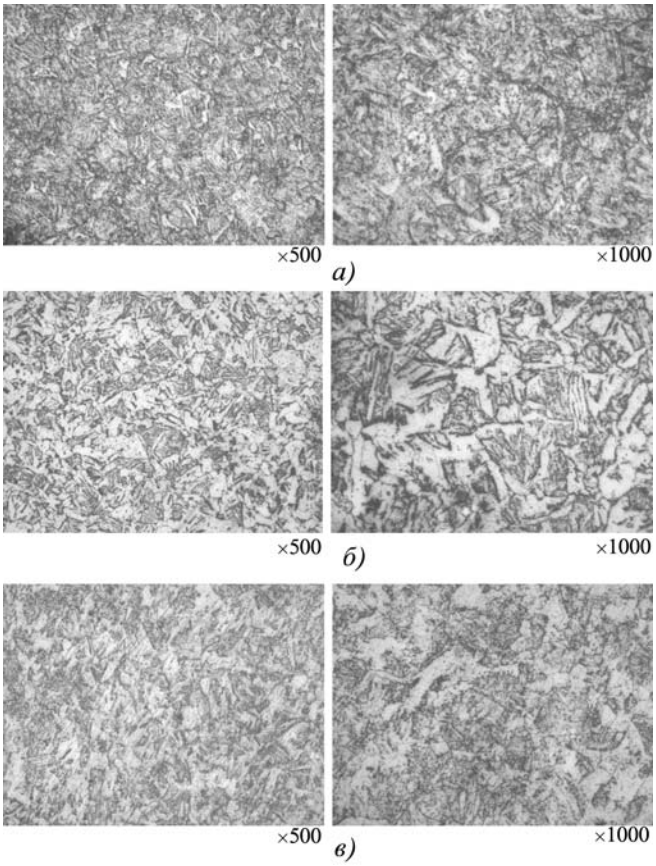


Рис. 4. Микроструктура стали 09Г2С после рекристаллизационного отжига при 500 (*а*), 550 (*б*) и 600 °С (*в*), 60 мин, охлаждение на воздухе, ε = 20 %:
а – размер зерна 3 мкм; *б* – 5 мкм; *в* – 5,5 мкм

от 200 до 180 НВ, σ_0 от 220 до 160 МПа, а $\sigma_т$ от 550 до 400 МПа. Это также связано с протеканием процессов собирательной рекристаллизации.

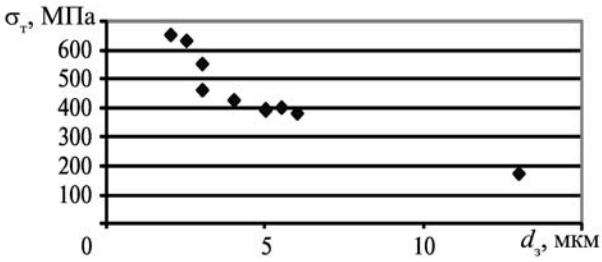


Рис. 5. Зависимость физического предела текучести $\sigma_т$ от размера зерна $d_з$

Выводы

1. Рекристаллизационный отжиг в интервале температур от 500 до 600 °С при предварительных деформациях 10; 15 и 20 % для стали 09Г2С уменьшает средний размер зерна в интервале от 6 до 2 мкм (примерно в 2–6 раз); при этом повышает механические и релаксационные свойства: твердость от 198 до 230 НВ (в 1,4–1,7 раза); предел микропластичности от 150 до 410 МПа (в 3–8 раз); физический предел текучести от 380 до 650 МПа (в 2–3,7 раза) по сравнению с отожженным состоянием.

2. Измельчение зерна приводит не только к увеличению прочности, но также должно способствовать повышению уровня вязкости, что является необходимым условием для деталей, работающих при нагрузках.

3. Оптимальный режим протекания первичной рекристаллизации для стали 09Г2С: предварительная деформация 15 % и рекристаллизационный отжиг при температуре 500 °С, 60 мин, охлаждение на воздухе. При данном режиме получены следующие характеристики: размер зерна 2 мкм; твердость 220 НВ; предел микропластичности 410 МПа; физический предел текучести 650 МПа.

3. Твердость, размер зерна и релаксационные свойства стали 09Г2С после различных режимов обработки

Номер режима по табл. 2	Твердость, НВ	Размер зерна $d_з$, мкм	Размеры образца, мм		σ_0	$\sigma_т$
			d_0	h	МПа	
0	135	13	2,90	6,09	50	175
1–1	198	6	2,90	5,80	150	380
1–2	209	5	2,93	5,82	185	390
1–3	207	4	2,90	5,73	210	425
2–1	220	2	2,90	6,20	410	650
2–2	230	2,5	2,90	6,15	400	630
2–3	198	3	2,92	5,60	210	460
3–1	200	3	2,88	5,95	220	550
3–2	184	5	2,88	6,02	180	395
3–3	180	5,5	2,90	6,03	160	400

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Горелик С.С., Добаткин С.В., Капуткина Л.М.** Рекристаллизация металлов и сплавов. М.: МИСИС, 2005. 423 с.

2. **Физика** твердого тела: Лабораторный практикум. В 2 т. / под ред. проф. А.Ф. Хохлова. Т. II. Физические свойства твердых тел. Н. Новгород: Изд-во ННГУ, 2000. 484 с.

3. **Скуднов В.А., Чегуров М.К.** Релаксация напряжений, пластическая деформация, разрушение и поведение предельных характеристик металлов с позиций термодинамики неравновесного состояния // Технология металлов. 2008. № 3. С. 6–8.

Михаил Константинович Чегуров, канд. техн. наук;
Татьяна Валентиновна Нуждина, канд. техн. наук, vegas.80@mail.ru

УДК 621.771.22/69.2

П.А. Василевский *(ООО "Камкор", г. Каменск-Уральский),*
Л.М. Железняк, П.И. Иванов, К.И. Сивоконь
("Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина", г. Екатеринбург)

Повышение качества медных заготовок для изделий электромашиностроения

Улучшение свойств изделий после волочения с использованием электроконтактной сварки заготовок достигнуто в результате повышения пластичности металла в зоне термического влияния сварного шва путем снижения размеров зерна меди; производительность увеличена за счет использования заготовок повышенной длины и снижения обрывности. При изготовлении контактных проводов из непрерывнолитых заготовок исключено влияние отрицательной наследственности литой структуры на служебные характеристики продукции благодаря термодеформационной обработке, гарантирующей перевод литой структуры в деформированную; повышена технологичность и достигнут необходимый уровень физико-механических свойств изделий.

Ключевые слова: *медь электротехническая; продукция ответственного назначения; размер зерна; зона термического влияния сварного шва; физико-механические свойства; термодеформационная обработка; непрерывнолитых заготовок.*

Improving the properties of the pruducts after drawing using electric resistance welding of blanks achieved by increasing the plasticity of the metal in the heat affected zone by reducing the grain size of copper; performance improved through the use of blanks increased length and reduce breakage. In the manufacture of contact wire of continuous castngs possible negative impact of heredity cast structure on service characteristics of products due to thermodeformation processing, which guarantees transfer of cast structure in the deformation structure; improved manufacturability and reach appropriate level of physical and mechanical properties of materials.

Keywords: copper electical; products for critical applications; grain size; heat-affected zone of weld; physical and mechanical properties; thermodeformation processing; continuous castings.

Надлежащий уровень качества заготовок – необходимое условие достижения физико-механических свойств ответственной продукции из электротехнической меди: деталей для электромашиностроения, проводников тока, контактных проводов для воздушной сети городского и магистрального электротранспорта, а также продукции иного важного применения.

Повышение качественного уровня заготовок для указанных выше полуфабрикатов осуществили по двум следующим направлениям.

1. Увеличение длины заготовок при выпуске медной электротехнической продукции с участием волочильных машин, снабженных аппаратами электроконтактной сварки;

повышение свойств изделий в результате улучшения пластических характеристик металла в зоне термического влияния (ЗТВ) сварного шва путем модифицирования структуры меди;

рост производительности за счет использования заготовок повышенной длины и снижения обрывности при волочении.

2. При изготовлении холоднотянутых изделий из непрерывнолитых заготовок (НЛЗ) исключено влияние отрицательной наследственности литой структуры на служебные свойства контактного провода благодаря термодеформационной обработке, гарантирующей перевод литой структуры в деформированную во всем объеме заготовки, повышение ее технологичности при волочении и получение требуемых физико-механических свойств готовых изделий.

Исследование по первому направлению провели на основе анализа, изложенного в работе С.М. Гуревича (Справочник по сварке цветных металлов. Киев: Наук. думка, 1981. 608 с.), режима стыковой сварки сопротивлением, включающего в себя закрепление концов заготовок в зажимных контактах сварочной машины, стыковку торцов заготовок сначала под небольшим, а затем под возрастающим к концу нагрева усилием осевой высадки и образование утолщения в месте стыка.

Сварку проводят при температуре, равной 0,7...0,75 температуры плавления меди, т.е. в интервале 758...812 °С. При использовании этого режима для получения медной длинномерной заготовки проявляются следующие недостатки.

Известно, что структура околошовной области после стыкосварки сопротивлением отличается от структуры основного металла резко возросшим (в 8–10 раз) зерном и соответствующим снижением пластичности; в результате повышается обрывность при волочении, снижается производительность, растут отходы металла.

Наличие на заготовке участков с существенной разнозернистостью и, следовательно, с различным уровнем механических свойств приводит к следующим недостаткам:

– снижение прочности подвесного токопроводника на участках с крупным зерном, усиливающееся при налипании снега и оледенении;

– местный износ контактного провода на участках с более крупным зерном ухудшает условия передачи энергии, особенно при высоких скоростях движения, свойственных современному магистральному транспорту;

– частота повторения этих участков пропорциональна коэффициенту вытяжки при многоразовом волочении от заготовки до изделия, что в условиях скользящего контакта может привести к явлению резонанса, резко снижающему прочность провода.

Исследование макроструктуры после стыковой сварки подтвердило эффект 6–8-кратного превышения размера зерна в ЗТВ сварного шва по сравнению с основным металлом; практика показала, что повышенная обрывность возникает в местах расположения ЗТВ.

Так, при опытном волочении сваренной из короткомерных отрезков прутковой заготовки диаметром 16 мм на 4-кратном стане со скольжением с диаметром барабанов 800 мм в 14 случаях (из 16 стыков) обрывы происходили именно по ЗТВ. На основании этого и других производственных опытов пришли к решению об опробовании следующего нетрадиционного технологического режима [1].

После электроконтактной сварки короткомерных заготовок и снятия образовавшегося грата была проведена осевая локальная горячая осадка в пределах ЗТВ сварного стыка при температуре 810...870 °С до образования местного утолщения диаметром 1,5...2,0 диаметра заготовки с последующим снятием этого утолщения.

Степень деформации при осадке 0,54...0,92, представленная в связи с бульбообразной формой утолщения в виде

$$\varepsilon = \frac{2}{3}\ln\frac{F_i}{F_0},$$

где F_i, F_0 – площадь поперечного сечения утолщения и исходной заготовки соответственно обеспечила улучшение структуры ЗТВ путем измельчения зерен меди, выросших при сварке.

Измельчение зерен выводит физические, в том числе электротехнические свойства в ЗТВ на уровень свойств основного металла. Это подтверждают данные работы Н.С. Кабановой (Сварка на контактных машинах. М.: Высшая школа, 1979. 215 с.) о том, что концентрированный нагрев контактной зоны и ее осадка обеспечивают повышение пластических и электрических свойств сварных соединений.

Разработанный режим осуществляют следующим образом. После электроконтактной стыкосварки короткомерных горячекатаных или горячепрессованных заготовок и снятия грата длинномерную заготовку без охлаждения ЗТВ (для равномерности теплового поля и снижения энергозатрат при нагреве под осадку) закрепляют в зажимных контактах той же самой сварочной машины и проводят нагрев в режиме отжига, предусмотренном конструкцией сварочной машины, до температуры 810...870 °С на длине около двух диаметров заготовки – соответственно осевой протяженности ЗТВ.

При достижении необходимой температуры, контролируемой штыковой термопарой, осуществляют локальную осевую осадку ЗТВ зажимными контактами сварочной машины.

Установлено, что разность температур в центре ЗТВ и на ее периферии составляет 140...160 °С. При известном нижнем температурном пределе горячей обработки меди 650 °С минимальная температура в центре ЗТВ составляет 650 + 160 = 810 °С.

Таким образом установили нижний температурный предел нагрева металла в центре ЗТВ с учетом следующего условия: при температуре ниже 810 °С не достигается нижний предел степени деформации $\varepsilon = 0{,}54$ по причине невысоких силовых характеристик стандартной сварочной машины, с помощью которой осуществляют нагрев и пластическую деформацию; следовательно, недостаточно измельчается зерно и слабо повышается пластичность металла в ЗТВ.

Осадка при температуре свыше 870 °С способствует росту зерна и интенсифицирует процесс окалинообразования; кроме того, возрастают затраты электроэнергии на нагрев металла.

Проверка разработанного нетрадиционного технологического режима на опытно-промышленных партиях медных заготовок различных диаметров показала, что осевая осадка ЗТВ сварного стыка, проведенная за пределами установленных температурного и деформационного режимов горячей обработки, не дает стабильно положительных результатов.

Волочение промышленных партий полуфабрикатов из длинномерных заготовок, полученных с соблюдением регламентированных режимов, подтвердило полное отсутствие обрывности по ЗТВ сварных стыков.

Второе направление – повышение качества НЛЗ оправдано в связи с широким распространением в мировой практике установок для получения медных НЛЗ, в том числе малых диаметров, предназначенных для изготовления проволоки, прутков и профилей.

Классический вариант выполнения установок для изготовления представлен агрегатами фирмы "ОУТОКУМПУ" (Финляндия) непрерывнолитых заготовок, с помощью которых производят медные НЛЗ широкого диапазона диаметров с направлением их вытягивания из расплава вертикально вверх.

Основной недостаток этих НЛЗ – нестабильность механических свойств, в частности относительного удлинения готовых изделий из-за крупнозернистой литой структуры даже при достижении плотности меди 8,9...8,94 г/см^3.

Холодная пластическая деформация при волочении НЛЗ даже со значительной суммарной ε_Σ до 0,85 приводит к образованию текстурованной структуры, однако не все зерна измельчаются и оказываются развернутыми в направлении оси заготовки.

Структура рекристаллизованных образцов показывает, что следствием неравномерного распределения деформации по поперечному сечению является наличие зоны крупных кристаллов в центральной части продольного сечения – так называемого "шнура", ответственного за снижение относительного удлинения δ.

В отечественной практике обработки цветных металлов довольно широко применяют установки горизонтального непрерывного литья (УГНЛ) для получения НЛЗ средних и крупных сечений, однако медные электротехнические профили, протянутые из этих НЛЗ, не всегда отвечают требованиям нормативных документов.

Так, холоднотянутый контактный провод имеет $\sigma_в$ < 353 МПа и δ < 4 %, а согласно ГОСТ 2584–86 медные провода должны иметь $\sigma_в$ > 367,5 МПа и δ > 4 %. Этот недостаток обусловлен особенностями структуры НЛЗ.

Установлено, что макроструктура заготовок, полученных на УГНЛ, как правило, столбчатая, кристаллы наклонены к оси заготовки на угол 70...80°, тонкий приповерхностный слой состоит из разориентированных мелких кристаллов, в центральной части – "шнур".

Размеры осевой крупнозернистой зоны возрастают у НЛЗ диаметром свыше 16...17 мм; при волочении крупное зерно дробится недостаточно, что не позволяет достичь требуемых механических свойств провода, даже применяя заготовки повышенного сечения.

Таким образом, сущность способа получения НЛЗ при отсутствии операций ОМД для проработки литой структуры путем горячей или холодной пластической деформации не позволяет повысить качество поступающих на волочильный передел заготовок.

Была предпринята попытка [2] подготовить НЛЗ к операциям ОМД в целях достижения благоприятной для волочения структуры, позволяющей получить контактные провода, отвечающие требованиям ГОСТ 2584–86.

Для обеспечения достаточного уровня прочностных и пластических свойств проводов в [2] исследованы: дополнительная термическая и деформационная обработка изделий; увеличение диаметра НЛЗ; модифицирование структуры меди путем микролегирования.

По результатам этих опытов были получены отрицательные результаты:

– после нормализации готовых проводов (T = = 100...300 °С, τ = 1 ч) и их обработки на роликоправильной машине $\sigma_в$ и δ не повысились;

– для отливки НЛЗ повышенного сечения требуется реконструкция УГНЛ, что оправдано, так как с ростом диаметра НЛЗ увеличивается размер осевой крупнозернистой зоны; кроме того, повысится трудоемкость обработки заготовки повышенного диаметра в волочильном переделе;

– при модифицировании меди путем ее раздельного микролегирования оловом (0,04 %), железом (0,021 %) и цирконием (0,05 %) механические свойства изделий существенно не изменились; использование магния и кадмия привело к непреодолимым техническим и экологическим трудностям;

– применение деформационно-термической обработки медных заготовок, включающей в себя предварительное волочение с ε > 25...35 % и отжиг при температуре 550...650 °С, τ = 2...4 ч, сопровождается следующими недостатками.

Во избежание попадания в диапазон критической степени деформации (3...15 %) в работе М.З. Ерманока, Л.С. Ватрушина (Волочение цветных металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1988. 288 с.) рекомендовано проводить предварительное волочение с ε = = 25...35 %, однако, как показывает практика, механические свойства прутков и профилей, протянутых из медных НЛЗ (различной площади сечения и полученных различными методами) и обработанных по указанному режиму, не удовлетворяют требованиям стандартов по причинам, изложенным выше; в равной мере это относится к высокоответственным изделиям – контактным проводам по ГОСТ 2584–86.

В результате частичного наследования в продольной осевой зоне изделия структуры НЛЗ выявляется, помимо указанных выше недостатков, еще один серьезный недостаток, а именно: пониженная пластичность НЛЗ и промежуточных заготовок (вследствие разнозернистости) значительно ухудшает технологические и экономические показатели процесса волочения – повышается обрывность, уменьшается производительность оборудования, снижается коэффициент выхода годного из-за возрастания отходов металла.

Кроме того, применение температуры нагрева 550...650 °С или 570...700 °С нередко приводит к неполному прохождению рекристаллизации деформированной при предварительном волочении структуры меди и, как следствие, к частичному сохранению крупных зерен в осевой зоне изделия.

Реализован способ подготовки медной НЛЗ к многопроходному волочению [3] путем ТДО, содержащей однократное волочение с коэффициентом вытяжки

λ = 1,10...1,22 и отжиг при температуре 700...780 °С в течение 3...4 ч, при этом волочение проводится в направлении, совпадающем с направлением выхода заготовки из УГНЛ.

До опробования этого способа использование максимально возможной для конкретной УГНЛ заготовки диаметром 18 мм при получении провода марки МФ-85 (медный фасонный с площадью сечения 85 мм^2), т.е. с λ_Σ = 3,81 и ε_Σ = 0,74, приводило к получению следующих, не отвечающих требованиям стандарта, свойств: $\sigma_в$ < 360 МПа; δ < 4 %.

Опытное исследование показало значительное повышение качества промежуточных заготовок и возможность получения необходимого уровня механических свойств и электросопротивления готовых холоднотянутых проводов, изготовленных согласно предложенному варианту ТДО.

Считается аксиоматичным, что термомеханическая обработка (ТМО) дает эффект только для сплавов, содержащих упрочняющую легирующую добавку или способных к полиморфному превращению.

В частности, в работе М.Л. Бернштейна (Термомеханическая обработка сплавов. Т. 1. М.: Металлургия, 1968. 596 с.) указано, что ТМО целесообразна в случае термической обработки сплавов, т.е. когда в них возможны:

1) превращения в твердом растворе, связанные с изменением растворимости одного компонента в другом;

2) полиморфные превращения.

Что касается механотермической обработки (МТО), то в работе М.Л. Бернштейна отмечено: "Обработка, сочетающая незначительную деформацию с последующим нагревом, в результате которой достигается повышение механических свойств, называется механотермической обработкой".

В современной практике более общим понятием, включающим как ТМО, так и МТО, принято считать термодеформационную обработку (ТДО), причем в случае ТДО (в отличие от ТМО и МТО) наличие и длительность интервала времени между деформационной и термической обработкой (или в обратном порядке) принципиальным не является.

Авторы статьи не могут со всей определенностью полагать, каков механизм ТДО меди без легирующих добавок, однако эффект такой обработки доказан экспериментально в производственных условиях и неоспорим.

Вероятно, вследствие ступенчатого характера кривой зависимости размера рекристаллизованного зерна меди от степени деформации нижний предел интервала ε = 0,09 попадает на нисходящую ветвь указанной зависимости.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Пат. 2106215 РФ.** Способ изготовления медной длинномерной заготовки / А.Е. Красиков, А.В. Коновалов, Л.М. Железняк, Б.Е. Хайкин, П.И. Иванов, В.И. Свинин. Опубл. 10.03.1998, Бюл. № 7.

2. **Василевский П. А., Климов В.С., Котельников В.П. и др.** Исследование и разработка технологии производства медного контактного провода из непрерывнолитой заготовки // Цветные металлы. 1977. № 7. С. 64–67.

3. **Пат. 2146976 РФ.** Способ подготовки медной непрерывнолитой заготовки к волочению / Л.М. Железняк, Н.Ф. Козловских, В.П. Котельников, Б.Е. Хайкин. Опубл. 27.03.2000, Бюл. № 9.

Павел Алексеевич Василевский;
Лев Моисеевич Железняк , канд. техн. наук,
o.i.brazhznikova@urfu.ru;
Павел Иванович Иванов;
Кристина Игоревна Сивоконь

ИЗДАТЕЛЬСТВО МАШИНОСТРОЕНИЕ

КУРС МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЯ В ВОПРОСАХ И ОТВЕТАХ

УЧЕБНОЕ ПОСОБИЕ **С.И. Богодухов, А.В. Синюхин, Е.С. Козик**

2014 г. Объем 352 с. Формат 60x88 1/16 Переплет ISBN 978-5-94275-750-2 Цена 350 р.

Пособие состоит из шести разделов. В каждом содержатся сведения из соответствующей области материаловедения. В первом приведены вопросы-тесты. Тесты содержат по четыре альтернативных ответа. В конце каждого раздела приведены ответы.

Второй раздел пособия содержит справочные сведения по углеродистым и легированным конструкционным сталям, инструментальным сталям, цветным металлам и сплавам (марочные обозначения, химический состав, некоторые свойства, режимы термической обработки), неметаллическим материалам. Может использоваться при решении задач первой части и как самостоятельное пособие для подбора материалов при выполнении курсовых и дипломных работ.

В третьем и четвертом разделах приведены фрагменты, имитирующие эхо-распечатки обучающей и контролирующей программ «Диаграммы состояния» и «Упражнения по диаграмме железо–углерод». Пятый раздел содержит материалы по программе «Экзаменатор».

В шестом приведены примеры выбора материала и расчета деталей по критерию конструкционной прочности.

Пособие предназначено для закрепления теоретических знаний, полученных студентами на занятиях по материаловедению, путем решения задач, а также может быть использовано при выборе материалов для конкретных деталей.

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

ИЗДАТЕЛЬСТВО МАШИНОСТРОЕНИЕ

Цена 660 р.

ИДЕОЛОГИЯ КОНСТРУИРОВАНИЯ

А.Ф. Крайнев **384 с.** **ISBN 5-217-03172-7**

Содержит систему принципов, тенденций и идей совершенствования конструкций (структуры, геометрии) объектов искусственного мира. От известных аналогов отличается новой концепцией теории механизмов и машин. Суть новой концепции заключается в выборе или синтезе структурной схемы, в которой были бы закодированы (по аналогии с хромосомой) самые совершенные конструктивные решения. Такой выбор или синтез предусматривает более точную и правильную взаимосвязь схемных представлений, конструктивных решений (с учетом зазоров, погрешностей изготовления, деформаций, трения), материалов и технологии изготовления. Используя данную систему, можно не только выбирать лучшие схемы и конструкции из числа известных, но и создавать новые более совершенные устройства. Содержание основных разделов построено на примерах из компьютерного банка (схем и конструктивных решений), составленного автором. Приведена методология построения банка и даны отдельные его фрагменты.

Для инженеров-конструкторов, научных работников, преподавателей и студентов втузов.

УДИВИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

А.Ф. Крайнев **120 с.** **ISBN 5-217-03276-6**

В краткой и популярной форме, в основном в виде красочных рисунков приведены начальные сведения о физических явлениях и закономерностях процессов, встречающихся в современных машинах.

Рассказано, как бороться с трением, инерцией и вибрациями и каким удивительным образом они служат человеку. На большом числе примеров продемонстрировано преобразование простого рычага в сложнейшие механизмы и не менее удивительное превращение клина в винт, вентилятор, в шнек мясорубки, в несущий винт вертолета и даже в турбовентиляторный двигатель.

Представлены "прозрачными" лифт, эскалатор, грузоподъемный кран и экскаватор, пресс, двигатель внутреннего сгорания, коробка передач, гидронасос и гидромотор, гидроэлектростанция, обрабатывающий станок и многое другое.

В приведенных пояснениях удалось обойтись без математических формул.

Книга рассчитана на широкий круг читателей, в том числе учащихся.

Для понимания представленных решений не нужно быть специалистом в данной области, достаточно иметь самые элементарные знания физики.

Цена 484 р.

Приобрести книгу по цене издателя можно, прислав заявку по почте: 107076, г. Москва, Стромынский пер., 4; по факсу: (499) 269-48-97; по e-mail: realiz@mashin.ru. Информация по тел.: (499) 269-66-00, 269-52-98 и на сайте WWW.MASHIN.RU

Поздравляем!

Олега Сергеевича Кошелева,

д-ра техн. наук, профессора

с 75-летием!

Олег Сергеевич Кошелев родился 24 июня 1939 г. в г. Горьком (ныне г. Нижний Новгород) в семье военного.

В 1961 г. Олег Сергеевич окончил Горьковский политехнический институт по специальности "Машины и технология обработки металлов давлением" и был распределен на оборонное предприятие г. Куйбышева, где работал инженером-конструктором в течение двух лет.

В 1963 г. Олег Сергеевич поступает в аспирантуру по кафедре "Машины и технология обработки металлов давлением". В 1966 г. защищает кандидатскую диссертацию.

С 1965 г. Олег Сергеевич работает в Нижегородском техническом государственном университете (НГТУ), где прошел путь от ассистента до профессора. В 1971–1974 гг. он занимал должность зам. декана машиностроительного факультета; 1980–1982 гг. – зам. декана механического факультета; 1982–1989 гг. – декан механического факультета; 1989–1992 гг. – проректор по учебной работе; с 1992–2005 гг. – первый проректор. С 1998 г. по настоящее время Олег Сергеевич – заведующий кафедрой "Машиностроительные технологические комплексы. Обработка металлов давлением и сварочное производство".

В 1992 г. он защитил докторскую диссертацию по теме "Теоретические и конструкторские методы управления силами в механических прессах".

После защиты диссертации О.С. Кошелев развивает теорию управления техническими и технологическими системами кузнечно-прессовых машин, занимается вопросами организации проектирования в машиностроении.

За период работы заведующим кафедрой им организован филиал кафедры в ОАО "Завод Красная Этна" (г. Нижний Новгород), в 1996 г. открыта новая специальность "Проектирование технических и технологических комплексов".

Сегодня по новой специальности получают образование студенты Института промышленных технологий машиностроения в НГТУ и в его филиале в г. Выкса. Кафедра ведет переподготовку инженеров на промышленных предприятиях Нижегородской и Кировской областей.

Профессор О.С. Кошелев является членом экспертного совета по машиностроению Минобразования РФ, академиком Академии инженерных наук и Академии проблем качества, членом редакционного совета нашего журнала.

Олег Сергеевич – председатель совета по присуждению ученой степени доктора технических наук.

Олег Сергеевич Кошелев награжден орденом "Почета", 5 медалями, почетным знаком "За отличные успехи в работе" в области высшего образования СССР, является почетным работником высшего образования РФ, лауреатом премии г. Нижнего Новгорода в области образования.

Лично и в соавторстве О.С. Кошелевым подготовлено около 210 печатных работ, в том числе авторских свидетельств и патентов – 15, монографий и учебных пособий, в том числе, с грифами УМО – 14.

Коллектив редакции и редакционный совет желают Олегу Сергеевичу крепкого здоровья, благополучия и дальнейшей плодотворной деятельности на благо науки и образования!

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 14.04.2014 г. Подписано в печать 29.05.2014 г. Формат 60×88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Издательство Машиностроение".
Отпечатано в ООО "Белый ветер". 115407, Москва, Нагатинская наб., д. 54, пом. 4.