ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)

№ 11 ноябрь 2010

Председатель редакционного совета и Главный редактор
СЕМЁНОВ Е.И.

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

Зам. Главного редактора:
КЛЕЙЗЕР П.Е.
СЕРИКОВА Е.А.

Редакционный совет:
БЕЛЯКОВ А.И.
БЛАНТЕР М.С.
БОГАТОВ А.А.
БОКОВ А.А.
ГАРИБОВ Г.С.
ГРОМОВ В.Е.
ГУН И.Г.
ЕВСЮКОВ С.А.
ЖЕСТКОВА И.Н.
ЗАРУБИН А.М.
КАПУСТИН А.И.
КАСАТКИН Н.И.
КОШЕЛЕВ О.С.
КРУК А.Т.
МОРОЗ Б.С.
МУРАТОВ В.С.
НАЗАРЯН Э.А.
ОВЧИННИКОВ В.В.
ПАСЕЧНИК Н.В.
ПОВАРОВА К.Б.
ПОЛЕТАЕВ В.А.
СЕМЁНОВ Б.И.
СУБИЧ В.Н.
ТРЕГУБОВ В.И.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А.
ШЕРКУНОВ В.Г.
ЯКОВЛЕВ С.С.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М.

Ответственные за подготовку и выпуск номера:
ДЮБКОВА Н.В.
СЕРИКОВА Е.А.
СУРОВ И.Е.

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

Грабовый В.М., Цуркин В.Н., Синчук А.В. Повышение качества литейных сталей методом электрогидроимпульсной обработки расплава 3
Чеберяк О.И., Сивков В.Л., Богданов О.В., Гейко М.А. Формирование структурных составляющих в псевдолигатурах 8
Матвеенко И.В., Марьин И.Я., Сокорев А.А. Применение материалов техногенного происхождения в литейном производстве 10
Ерофеев В.А., Масленников А.В. Физико-математическая модель формирования шва при электронно-лучевой сварко-пайке тонколистовых соединений из стали с тугоплавкими металлами 13

Кузнечно-штамповочное производство

Сосенушкин Е.Н., Яновская Е.А., Третьякова Е.И., Сосенушкин А.Е. Штамповка конических и сферических деталей из трубных заготовок 18
Моисеев А.П., Сурков И.А., Тимохин И.В., Герасимов Д.А. Разработка и оптимизация технологии ковки днища гидроцилиндра на основе моделирования 22
Медведев И.П., Крук А.Т. Выбор оборудования для изготовления крупногабаритных поковок 25

Прокатно-волочильное производство

Душкин В.М., Кузнецов В.И., Собачкин В.В. Разработка математической модели для определения деформационных и геометрических параметров инструмента бухтового волочения тонкостенных труб на самоустанавливающейся оправке 31

Материаловедение и новые материалы

Сурков В.А. Исследование воздействия высокочастотной плазмы пониженного давления на механические свойства порошковых материалов 39
Мамлеев Р.Ф. Износостойкие изделия из керметов на основе карбида титана . . 41
Гадалов В.Н., Матвеев А.С., Романенко Д.Н., Лоторев А.А. Аспекты изготовления нанокомпозиционной ленты алюминий–медь 47

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", 2010

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Forging and stamping, foundry and others productions)

№ 11 November 2010

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

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

Editorial Assistants:
KLEYZER P.E.
SERIKOVA E.A.

Editorial Committee:
BELYAKOV A.I.
BLANTER M.S.
BOGATOV A.A.
BOKOV A.A.
GARIBOV G.S.
GROMOV V.E.
GUN I.G.
EVSYUKOV S.A.
ZHESTKOVA I.N.
ZARUBIN A.M.
KAPUSTIN A.I.
KASATKIN N.I.
KOSHELEV O.S.
CRUCK A.T.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
OVCHINNIKOV V.V.
PASECHNIK N.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
SUBICH V.N.
TREGUBOV V.I.
SHATULSKY A.A.
SHERKUNOV V.G.
YAKOVLEV S.S.
YAMPOLSKY V.M.

This issue prepared with assistance of specialists:
DYUBKOVA N.V.
SERIKOVA E.A.
SUROV I.E.

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

Casting and Welding Productions

Grabovy V.M., Tsurkin V.N., Sinchuk A.V. Improving of cast steels quality by electrohydroimpulsive treatment of melt 3
Cheberyak O.I., Sivkov V.L., Bogdanov O.V., Geyko M.A. Formation of structural components in pseudoligatures 8
Matveenko I.V., Mar'in I.Ya., Sokorev A.A. Application of anthropogenic materials for foundry 10
Erofeev V.A., Maslennikov A.V. Physical and mathematical model of the weld formation at electron beam braze welding from sheet-mill joints from steel with refractory metals 13

Forging and Stamping Productions

Sosenushkin E.N., Yanovskaya E.A., Tret'yakova E.I., Sosenushkin A.E. Pipe blanks cone and sphere pieces stamping 18
Moiseev A.P., Surkov I.A., Timokhin I.V., Gerasimov D.A. Development and optimization the open die forging of hydrocylinder bottom by simulation 22
Medvedev I.P., Kruk A.T. Equipment selection for production of large-sized forgings 25

Rolling and Drawing Productions

Dushkin V.M., Kuznetsov V.I., Sobachkin V.V. Creation of mathematical model for definition of deformation and geometrical parameters of tool roller drow of thin-walled pipes on balanceble mandrel 31

Physical Metallurgy and New Materials

Surkov V.A. Study of low-pressure high-frequency plasma influence on mechanical properties of powder materials 39
Mamleev R.F. Wear-resistant products from cermets on basis of titanium carbide 41
Gadalov V.N., Matveev A.S., Romanenko D.N., Lotorev A.A. Manufacturing aspects of nanocomposite strip aluminum–copper 47

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", 2010

УДК 669.18:537.528

В.М. Грабовый, В.Н. Цуркин, А.В. Синчук
(Институт импульсных процессов и технологий НАН Украины, г. Николаев)

Повышение качества литейных сталей методом электрогидроимпульсной обработки расплава

Приведены сравнительные данные по качеству судостроительных сталей 25Л и 08ГДНФЛ, полученных без и с электрогидроимпульсной обработкой расплава. Показано, что в обработанных сталях существенно уменьшается содержание водорода и неметаллических включений, выравнивается распределение химических элементов, измельчается структура и улучшаются механические свойства. Проанализированы механизмы воздействия обработки на расплав.

Comparative information about quality of shipbuilding 25L and 08GDNFL steels poured off without and with electrohydroimpulsive treatment of melt are presented. It is shown that contamination of hydrogen and nonmetallic inclusions diminishes substantially, distributing of chemical elements becomes level, structure and mechanical properties are improved in treated steels. The mechanisms of influence on fusion are analysed.

Ключевые слова: расплав; электрогидроимпульсная обработка; разряд; волновод; импульс давления; слиток; структура; механические свойства.

Keywords: melt; electrohydroimpulsive treatment; charge; waveguide; pressure pulse; ingot; structure; mechanical properties.

Введение. Значительные резервы улучшения качества отливок и слитков открываются на стадии обработки расплава вне печного агрегата. Прогресс в этой области связан с развитием современных представлений о строении и свойствах металлических жидкостей и применением высокоэффективных методов внешнего физического воздействия на расплав. Некоторые из методов физической обработки расплава уже достаточно давно успешно применяются в промышленности, а некоторые – еще находятся на этапе развития и исследований. Мировую известность приобрели такие современные методы, как вакуумирование, электромагнитное перемешивание, вибрационная и ультразвуковая обработка.

Не менее широкими функциональными возможностями по повышению качества литейных сплавов обладает разработанный в Институте импульсных процессов и технологий НАН Украины *метод электрогидроимпульсной обработки* (ЭГИО) *расплава*, одна из разновидностей которого схематически представлена на рис. 1.

Сущность метода состоит в обработке расплава периодически повторяющимися импульсами давления. Вначале электрическая энергия запасается в емкостном накопителе генератора импульсных токов *6* и выделяется в межэлектродном промежутке *7* в разрядной камере, заполненной водой (4), в виде высоковольтного разрядного канала в течение микросекундного диапазона времени.

В результате преобразования электрической энергии в тепловую вещество канала разряда превращается в плотную низкотемпературную плазму (10^4 K), а давление плазмы, которое достигает 10^9 Па, действует на верхний торец волновода *2*. Генерируемый при этом импульс давления по волноводу поступает в расплав *1*.

Далее разрядный канал преобразуется в пульсирующую парогазовую полость, которая деформирует упругую мембрану *3*, т.е. нижнюю стенку разрядной камеры, а давление в виде механических колебаний волновода также поступает в расплав, но за более длительный, миллисекундный отрезок времени. Такие сложные импульсы давления поступают в расплав с

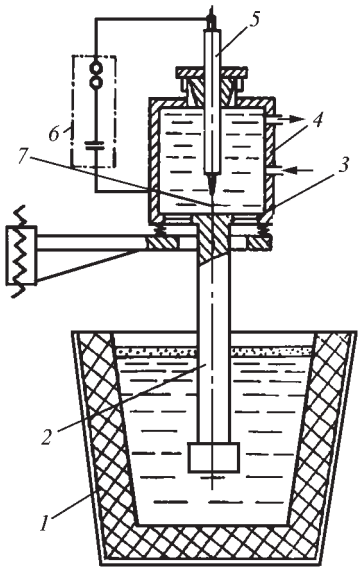


Рис. 1. Схема ЭГИО расплава:
1 – ковш с расплавом; *2* – волновод; *3* – мембрана; *4* – разрядная камера; *5* – электрод; *6* – генератор импульсных токов; *7* – межэлектродный промежуток

определенной частотой, которая может изменяться от 1 до 20 Гц. Длительность обработки, как правило, не превышает 3...5 мин.

ЭГИО позволяет дегазировать расплав, удалять из него неметаллические включения и нежелательные примеси, гомогенизировать расплав по температуре и химическому составу при более низких энергозатратах (табл. 1) и стоимости технологического оборудования по сравнению с другими методами. Как следствие, после затвердевания улучшается структура металла, уменьшается его пористость, повышается плотность, благоприятно изменяются свойства. Эффективность метода подтверждается исследованиями по обработке алюминиевых расплавов и чугунов [1–4], выполненных как в лабораторных, так и в промышленных условиях.

Настоящая статья представляет результаты опытно-промышленной апробации метода в условиях крупнотоннажного сталелитейного производства.

1. Сравнительные данные для некоторых методов физической обработки расплава

Метод	Удельный расход электроэнергии, кВт·ч/т
ЭГИО	< 2
Ультразвуковая обработка	< 60
Индукционное перемешивание	< 70
Кондукционное перемешивание	30...350
Механическое перемешивание	360...720

Проведение эксперимента. Обрабатывали литейные стали двух марок:

– 25Л (0,22...0,3 % C; 0,35...0,9 % Mn; 0,20...0,52 % Si; < 0,30 % Cr; < 0,30 % Ni; < 0,30 % Cu; < 0,045 % S; < 0,04 % P);

– 08ГДНФЛ (> 0,1 % C; 0,60...1,0 % Mn; 0,15... 0,40 % Si; 1,15...1,55 % Ni; < 0,30 % Cr; < 0,035 % S; < 0,035 % P).

Сталь выплавляли в электропечи емкостью 3 т по стандартной технологии и разливали на два ковша емкостью 1,5 т. Сталь предварительно раскислялась в печи Al (1,0 кг/т) и окончательно в ковше смесью Al (0,3 кг/т) + SiCa (1,5 кг/т) + мишметалл (0,7 кг/т). Затем расплав в одном из ковшей, который будем называть "контрольным", отстаивался в то время, как расплав в другом ковше, который будем называть "опытным", подвергался ЭГИО в течение 2,5 мин.

В качестве источника электрической энергии использовали генератор импульсных токов с емкостным накопителем и номинальным напряжением 50 кВ. Применяли энергетический режим, рассчитанный на обработку емкостей от 1 до 3 т. Температуру начала обработки варьировали для того, чтобы определить, при какой температуре жидкая сталь наиболее восприимчива к электрогидроимпульсному воздействию. При этом температуру расплава в ковше измеряли штатной термопарой. На заключительной стадии из обоих ковшей отливались слитки и образцы для металловедческих исследований.

Содержание водорода в металле определяли с помощью образцов, закаленных из жидкого состояния в кварцевых трубках диаметром 3 мм. Образцы помещали в ловушки Дана–Старка, заполненные раствором глицерина в спирте. Выдержка образцов в ловушке составляла 48...120 ч. Затем измеряли объем вытесненной жидкости, образец извлекали из раствора и взвешивали. Содержание диффузионно-подвижного водорода в образцах рассчитывали по формуле

$$K_{H_2} = 100V/m,$$

где V – объем вытесненной жидкости, см^3; m – масса образца, г.

Также проводили металлографический анализ образцов и определяли механические свойства стали.

Экспериментальные результаты

Дегазация. Данные по содержанию водорода в стали до и после обработки в ковше приведены в табл. 2. Анализ этих данных показал, что вследствие ЭГИО расплава содержание водорода в стали уменьшается на 30...70 %. Степень удаления водорода зависит от температуры расплава в ковше и увеличивается с ростом температуры. Следует заметить, что чем горячее расплав, тем меньше его вязкость, что способствует более интенсивному газоудалению во время обработки.

2. Содержание водорода в стали

Сталь	Температура расплава в ковше, °С	Номер образца	K_{H_2}, $см^3/100$ г	Степень дегазации, %
25Л	1530	1, контрольный 2, опытный	1,35 0,93	30
	1550	3, контрольный 4, опытный	1,53 0,59	61
	1560	5, контрольный 6, опытный	1,57 0,50	68
08ГДНФЛ	1530	1, контрольный 2, опытный	2,34 1,55	30
	1550	3, контрольный 4, опытный	3,19 1,26	60
	1560	5, контрольный 6, опытный	3,20 0,86	72

Рафинирование. Большинство неметаллических включений, содержащихся в сталях, – оксиды и оксисульфиды. В обработанном металле включения располагаются равномерно по площади шлифа; скоплений и строчечных включений нет. После обработки содержание неметаллических включений в стали и их размеры уменьшаются (табл. 3). Количество крупных включений в стали уменьшается в 3–4 раза, а большая часть включений, оставшихся в опытных образцах, имеет диаметр не более 2,5 мкм.

Гомогенизация. Данные о распределении химических элементов по сечению цилиндрических слитков, полученные методом микрорентгеноспектрального анализа с помощью электронно-зондового микроанализатора "Superprobe-733", представлены в табл. 4.

После ЭГИО наблюдается более равномерное распределение таких элементов, как S, Mn, Si. В контрольных слитках содержание этих химических элементов максимально в осевой зоне и уменьшается по направлению к периферии. Отмечается несколько меньшее содержание марганца и серы в опытных слитках, что также может быть косвенным доказательством удаления сульфидных включений из расплава во время обработки.

3. Содержание неметаллических включений в стали

Сталь	Номер образца	Количество включений, $шт/мм^2$			
		диаметром, мкм			общее
		< 2,5	2,5...5,0	> 5,0	
25Л	3, контрольный 4, опытный	3,8 6,8	6,4 3,4	1,3 0,4	11,5 10,6
08ГДНФЛ	3, контрольный 4, опытный	4,5 7,2	6,7 3,6	1,4 0,3	12,6 11,1

4. Содержание химических элементов в стали, % мас.

Сталь	Зона на шлифе	Si	Mn	S
25Л	Периферийная	0,28*/0,46	0,65/0,98	0,025/0,027
	Промежуточная	0,30/0,51	0,64/1,02	0,025/0,028
	Осевая	0,30/0,53	0,64/1,04	0,026/0,029
08ГДНФЛ	Периферийная	0,40/0,44	0,72/1,04	0,020/0,026
	Промежуточная	0,41/0,46	0,72/1,05	0,020/0,027
	Осевая	0,41/0,47	0,72/1,08	0,020/0,027

*В числителе приведены данные для опытного слитка, а в знаменателе – для контрольного слитка.

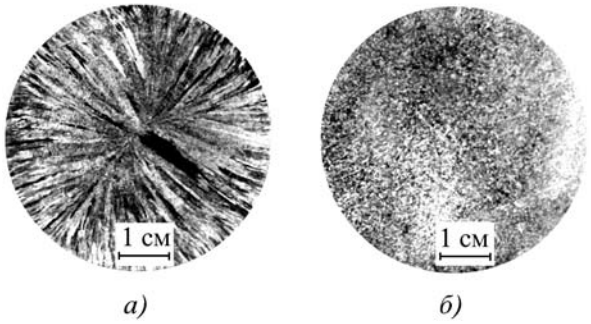


Рис. 2. Макроструктура стали 25Л:
а – контрольный образец; *б* – опытный образец

Структура. После ЭГИО наблюдается измельчение макроструктуры (рис. 2) и микроструктуры стали. В контрольных слитках имеется широкая зона столбчатых кристаллов, а опытные слитки характеризуются однородной мелкокристаллической макроструктурой. После обработки измельчается дендритная микроструктура стали. Контрольные слитки содержат крупные вытянутые в направлении теплоотвода дендриты, а опытные состоят из мелких разориентированных дендритов.

Механические свойства. Сравнительные данные по механическим свойствам контрольных и опытных образцов приведены в табл. 5. После ЭГИО повышаются предел прочности при испытаниях на растяжение, предел пластичности и ударная вязкость стали.

Обсуждение результатов. Полученные изменения в сталях следует рассматривать в разрезе тех физических процессов, которые протекают в расплаве во время обработки. Каждый из сложных импульсов давления, которые поступают в расплав во время ЭГИО, можно рассмотреть по двум основным стадиям.

На первой стадии давление плазменного канала создает волновой процесс в стержне-волноводе, нижний торец которого генерирует в расплаве нестационарное поле давлений. Ранее было определено [5], что частотный спектр такого импульса находится в широкой полосе (от единиц Гц до 100 кГц).

На второй, послеразрядной стадии плазменный канал преобразуется в пульсирующую парогазовую полость, давление которой действует на упругую мембрану, к которой прикреплен волновод, и через его торец также передается в расплав. Это более длительный, миллисекундный процесс, а частотный спектр импульса давления лежит в более узкой, чем на первой стадии, частотной полосе – от единиц до десятков Гц.

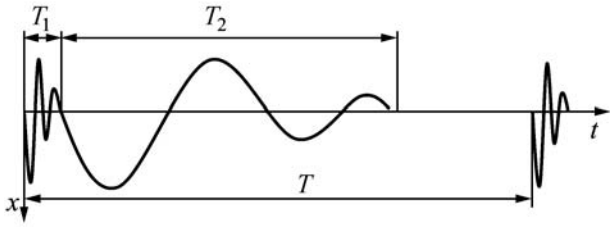


Рис. 3. Перемещение торца волновода в пределах одного импульса (схематично):
T – период следования импульсов (~10^{-1} с); T_1 – длительность разрядной стадии (10^{-6}...10^{-5} с); T_2 – длительность послеразрядной стадии (~10^{-3} с)

Схематично на рис. 3 показан характер движения торца волновода в пределах единичного импульса. Рассмотрим некоторые из основных процессов, которые протекают в расплаве на первой и второй стадии и являются причиной повышения качества твердого металла.

Стадия 1. Плазменный канал достаточно точно можно представить в виде цилиндра радиусом $a(t)$ с равномерно распределенным внутри его объема давлением $P_к(t)$. Это давление непосредственно действует на верхний, находящийся в камере, торец волновода, который одновременно является одним из электродов, а точнее, на ту его площадку, которая контактирует с плазмой. Поэтому, чтобы определить давление в продольной волне сжатия $P_в(t)$, которая возникает при разряде в волноводе постоянного радиуса $r_в$, давление плазмы необходимо умножить на зависящий от времени масштабный фактор

$$P_в(t) = \frac{a^2(t)}{r_в^2} P_к(t). \qquad (1)$$

Если не учитывать затухание в волноводе, которое в твердых телах мало, можно с достаточной степенью точности утверждать, что соотношение (1) будет определять временную зависимость давления и на нижнем, помещенном в расплав торце волновода.

Если выполнить расчеты, приведенные в работе [5], можно получить давление в импульсе $P_в(t)$ и его

5. Свойства исследуемых сталей в литом состоянии

Сталь	Номер образца	$\sigma_в$	$\sigma_{0,2}$	δ	ψ	*KC*U, Дж/м^2
		МПа		%		
25Л	3, контрольный	580	330	23	40	0,65
	4, опытный	610	350	23	40	0,83
08ГДНФЛ	3, контрольный	540	420	28	44	1,3
	4, опытный	570	445	29	65	2,4

амплитуду $P_в^{max}$ как функцию параметров электрической цепи. В частности:

$$P_в^{max} = k\frac{U_0}{r_в^2}L^{-0,25}C^{0,75}, \quad (2)$$

где U_0 – напряжение; C – емкость генератора; L – индуктивность цепи; k – коэффициент, учитывающий характер разряда, $k = 20...50$.

В современных устройствах для ЭГИО расплавов напряжение U_0 составляет 1...50 кВ; емкость конденсаторной батареи C изменяется от 1 до 5 мкФ, а индуктивность электрической цепи L обычно не превышает нескольких единиц мкГн. Подставляя эти значения в формулу (2), получаем, что амплитуда импульса давления $P_в^{max}$, которое передается в расплав, равна $10^5...10^6$ Па. Этот уровень давления достаточен для того, чтобы преодолеть кавитационную прочность металлической жидкости и реализовать в обрабатываемом расплаве явление акустической кавитации.

На первой разрядной стадии в расплаве возникают кавитационные пузырьки, которые наполняются растворенным в стали водородом и другими газами. Пузырьки растут, укрупняются и всплывают на поверхность расплава, увлекая за собой часть неметаллических включений. В этом заключается наиболее вероятный механизм дегазации и рафинирования расплава.

Оставшиеся в расплаве пузырьки колеблются под действием акустического поля и схлопываются с большой скоростью. В результате схлопывания пузырька в прилежащей микрообласти расплава генерируется мощная ударная волна, под действием которой изменяются переохлаждение и позиционная энтропия расплава, поскольку межатомные связи в металлической жидкости не столь прочны, как в твердом теле. Таким образом, в расплаве создаются термодинамические условия, необходимые для изменения процессов зародышеобразования, о чем подробнее можно ознакомиться в работах [6, 7].

Стадия 2. Источником давления на второй послеразрядной стадии является образующаяся в разрядной камере парогазовая полость, в которую перерождается разрядный канал. Характер ее пульсаций зависит не только от электрических параметров цепи, но и от геометрических параметров разрядной камеры. Поэтому описать вторую, послеразрядную стадию с помощью формул довольно сложно.

В работе [8] экспериментальным путем было определено, что амплитуда перемещения волновода на этой стадии составляет несколько миллиметров, а скорость перемещения лежит в пределах от 10^{-2} до 10 м/с. Такое движение волновода вызывает интенсивные гидродинамические течения, которые гомогенизируют большую массу расплава в ковше по температуре и химическому составу. Перемешивание расплава способствует более равномерному распределению химических элементов в объеме и устранению зональной ликвации в отливках и слитках. Кроме того, восходящими вдоль стенок ковша потоками на поверхность расплава могут выноситься газовые и неметаллические включения, что также является частью очистительного механизма.

Заключение. После ЭГИО расплава в литейных сталях 25Л и 08ГДНФЛ на 30...70 % уменьшаются содержание водорода, количество и размеры неметаллических включений, становится более равномерным распределение химических элементов в слитках, измельчается структура, повышаются прочность, условный предел текучести и ударная вязкость.

К процессам, протекание которых в обрабатываемом расплаве наиболее вероятно и которые изменяют состояние расплава перед кристаллизацией, можно отнести такие существенно нестационарные процессы, как акустическая кавитация и гидродинамические течения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Грабовый В.М., Носоченко О.В., Арнаутов А.С., Цуркин В.Н., Волков Г.В., Рындин Н.Г.** Электрогидроимпульсная обработка доменного передельного чугуна для производства изложниц // Металлургия машиностроения. 2002. № 2 (9). С. 15–17.

2. **Цуркин В.Н., Грабовый В.М., Синчук А.В.** Внепечная электрогидроимпульсная обработка расплава чугуна различных способов выплавки // Металлы и литье Украины. 2008. № 1–2. С. 6–9.

3. **Шейгам В.Ю., Семенченко А.И., Грабовый В.М., Федченко Н.А., Белик В.И., Шеневидько Л.К.** Эффективность электрогидроимпульсной обработки вторичных алюминиевых сплавов // Процессы литья. 2002. № 1. С. 38–41.

4. **Волков Г.В., Синчук А.В., Федченко Н.А.** Структура и свойства литейного сплава АЛ7, подвергнутого электрогидроимпульсной обработке // Процессы литья. 2005. № 2. С. 51–55.

5. **Цуркин В.Н., Синчук А.В., Иванов А.В.** Расчетная методика для определения влияния параметров разряда на характеристики акустического поля в расплаве при электрогидроимпульсной обработке // Электронная обработка материалов. 2004. № 1. С. 82–87.

6. **Цуркин В.Н., Синчук А.В.** Термодинамический анализ внешнего электрогидроимпульсного воздействия на состояние расплава перед разливкой и процессы кристаллизации // Процессы литья. 2004. № 1. С. 6–9.

7. **Цуркин В.Н., Синчук А.В.** Влияние электрогидроимпульсной обработки на термодинамическое состояние расплава и процесс кристаллизации // Процессы литья. 2007. № 1–2. С. 70–74.

8. **Цуркин В.Н., Мельник А.В.** Влияние геометрических характеристик электроразрядного генератора упругих колебаний на перемещение рабочего элемента на послеразрядной стадии // Электронная обработка материалов. 2006. № 1. С. 63–70.

Валерий Михайлович Грабовый, д-р техн. наук;
Владимир Николаевич Цуркин,
канд. физ.-мат. наук, iipt@iipt.com.ua;
Алла Вадимовна Синчук, канд. техн. наук

УДК 621.74

О.И. Чеберяк, В.Л. Сивков, О.В. Богданов, М.А. Гейко
(Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева)

Формирование структурных составляющих в псевдолигатурах

Приведены механизмы формирования структурных составляющих в объеме прессованных брикетов – псевдолигатурах. Рассмотрены псевдолигатуры Al–Ti, предназначенные для легирования алюминиевых сплавов титаном, и псевдолигатуры Mg–FeSi – для модифицирования чугуна.

The mechanisms of formation of structural components in the volume of extruded briquettes – pseudoligatures are presented. Pseudoligatures Al–Ti intended for the alloying of aluminum alloys with titanium and pseudoligatures Mg–FeSi intended for inoculation pig iron are considered.

Ключевые слова: псевдолигатура; прессованный брикет; структурные составляющие; легирование; модифицирование; физическая модель; тугоплавкий компонент; легкоплавкий компонент.

Keywords: pseudoligature; extruded briquette; structural components; alloying; modification; physical model; refractory component; fusible component.

Псевдолигатура представляет собой прессованный брикет с обоснованной концентрацией компонентов, применяемый для легирования и модифицирования литейных сплавов. В настоящее время разработаны составы и изучен механизм образования структурных составляющих в псевдолигатуре Al–Ti, предназначенной для легирования алюминиевых сплавов титаном, и псевдолигатуре Mg–FeSi – для модифицирования чугуна.

Для правильного выбора концентрации компонентов псевдолигатур и их гранулометрического состава, обеспечивающих оптимальную длительность растворения, минимальный угар легирующих и модифицирующих элементов, необходимо иметь четкое представление о механизме и особенностях формирования структур в псевдолигатурах, а также о механизме растворения псевдолигатур при их введении в расплав.

В отличие от классических плавленых лигатур псевдолигатура – это порошковое тело, при анализе которого, прежде всего, необходимо обратить внимание на ряд особенностей, отличающих его от компактного материала. Порошки в отличие от компактного материала имеют большое количество дефектов, образующихся в результате их получения – субмикропористости, остаточные напряжения и др. Наличие дефектов кристаллического строения приводит к повышению внутренней энергии, что значительно влияет на ход диффузионных процессов и формирование структуры в полученных из порошков брикетах.

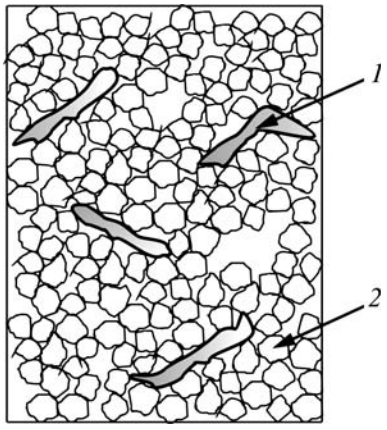


Рис. 1. Модель порошковой смеси после перемешивания:
1 – тугоплавкий компонент (Ti или FeSi); *2* – легкоплавкий компонент (Al или Mg)

Как известно, частицы порошка имеют довольно сложную конфигурацию, описать которую математически очень сложно. В связи с этим для изучения диффузионных процессов в объеме псевдолигатур разработана физическая модель порошкового тела и процессов, протекающих в нем, которые после ряда допущений соответствуют реальным объектам и позволяют их описывать.

Перед прессованием составляющие псевдолигатуры перемешиваются, чтобы обеспечить однородность смеси, т.е. распределение компонентов таким образом, чтобы они были распределены равномерно по всему объему и была сформирована необходимая легкоплавкая либо тугоплавкая матрица (в зависимости от используемой псевдолигатуры). Модель порошковой смеси после перемешивания приведена на рис. 1.

Технологическая операция прессования, формования порошковой смеси осуществляется для получения изделия определенной формы и свойств. При этом происходит значительное уменьшение объема, предположительно вследствие деформационных процессов и уплотнения более пластичного легкоплавкого компонента.

Уменьшение межчастичных пор и увеличение площади контакта между частицами тугоплавкого компонента и между частицами легкоплавкого и тугоплавкого компонента позволяют приблизить плотность

порошкового материала к плотности компактного тела.

Физическая модель прессованной лигатуры Al–Ti следующая. По объему прессованного брикета равномерно распределены порошинки тугоплавкого компонента округлой формы, связанные матрицей легкоплавкого составляющего. При этом плотность легкоплавкого материала настолько велика, что практически не содержит межчастичных пор и рассматривается как компактный элемент.

Вокруг каждой тугоплавкой частицы можно выделить некоторый объем легкоплавкого компонента, что позволяет представить псевдолигатуру в виде совокупности элементарных объемов, каждый из которых содержит тугоплавкую частицу, окруженную слоем легкоплавкого материала. Модель порошкового тела после прессования представлена на рис. 2.

Псевдолигатуру предполагается использовать при температуре, соответствующей или значительно выше температуры плавления основного компонента, содержащегося в ней. Это позволяет говорить о наличии в объеме прессованного брикета жидкой фазы и рассматривать процесс диффузионного массопереноса в присутствии этой фазы.

Механизм растворения псевдолигатуры в расплаве металла имеет существенное отличие от механизма растворения компактной плавленой лигатуры одинакового химического состава. Плавленая лигатура в расплаве металла в печи, ковше или элементах литниковой системы по мере ее прогрева оплавляется послойно, как обычный многофазный сплав. В псевдолигатуре по мере прогрева происходит плавление зерен из металла с более низкой температурой плавления, а зерна из более тугоплавкого металла остаются твердыми.

Процесс образования жидкой фазы в объеме псевдолигатуры представляется следующим образом. При помещении брикета в металлическую ванну или при заполнении реакционной камеры формы, в которой находится псевдолигатура, происходит быстрый прогрев брикета до температуры плавления легкоплавкого компонента.

Легкоплавкий компонент под воздействием температуры и эффекта контактного плавления переходит в жидкое состояние. С появлением жидкой фазы вследствие смачивания расплавом более тугоплавких частиц существенно возрастает площадь контактного взаимодействия компонентов.

С момента появления в объеме псевдолигатуры жидкой фазы процесс сплавообразования вступает в наиболее важную стадию диффузионного массопереноса, который в порошковой металлургии получил название жидкофазного спекания. Наличие в объеме материала одного из компонентов в жидком состоянии вызывает необходимость рассмотрения механизма взаимодействия между твердым и жидким металлами особенно в системах с ограниченной растворимостью.

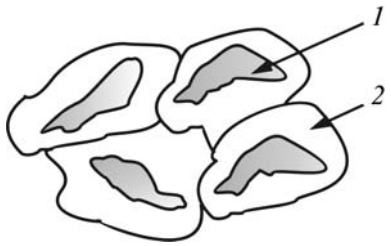


Рис. 2. Модель прессованного брикета:
1 – тугоплавкий компонент; *2* – легкоплавкий компонент

В случае неограниченной растворимости компонентов можно считать, что кинетика процесса формирования диффузионной зоны определяется коэффициентом гетеродиффузии, чего нельзя сказать о системах с ограниченной взаимной растворимостью.

В общем случае процесс диффузии между компонентами с ограниченной взаимной растворимостью можно описать следующим образом. В начальный момент времени, когда градиент концентрации настолько велик, что все отрывающиеся от границы атомы могут диффузионно отводиться, граничная кинетика не оказывает какого-либо влияния на процесс гомогенизации.

С течением времени концентрация на границе увеличивается и при достижении предельной растворимости компонентов на границе между двумя составляющими образуется промежуточная фаза – насыщенный твердый раствор или интерметаллид, т.е. равновесная структура, существующая при определенной температуре и концентрации компонентов. Существование этой фазы определяется структурной диаграммой состояния.

Следовательно, в определенный момент времени в объеме псевдолигатуры на границе между тугоплавкой частицей и жидкой фазой образуются устойчивые группировки атомов, находящиеся в равновесии с жидкой фазой.

По мере образования ограниченных растворов в диффузионной зоне появляются препятствия на пути диффузионного массопереноса. Причинами замедления диффузии являются следующие. Первая причина – необходимость проникновения диффундирующих атомов через интерметаллические соединения, образующиеся на границе между элементами. Вторая, более существенная причина замедления диффузии обусловливается тем, что значительная часть проникнувших через эти группировки атомов связывается с атомами другой составляющей, увеличивая концентрацию интерметаллидов в диффузионной зоне.

Характерными признаками системы с ограниченной взаимной растворимостью компонентов являются скачки концентрации на границах, которые связаны с образованием ограниченных растворов или интерметаллидов и расширением зоны существования ограниченных растворов.

Механизм образования ограниченных растворов реализуется до тех пор, пока в центре тугоплавкой частицы не будет достигнута концентрация, соответствующая предельной растворимости компонентов. Для получения в псевдолигатуре структуры, соответствующей ограниченному раствору, производится расчет толщины легкоплавкой оболочки вокруг тугоплавкой частицы и время диффузионного насыщения. В противном случае, жидкая фаза иссякнет раньше, чем будет достигнута концентрация предельной растворимости в центре тугоплавкой частицы.

Для каждого состава псевдолигатуры рассчитываются концентрации компонентов и время диффузионного насыщения.

При использовании псевдолигатуры для легирования алюминиевых сплавов титаном расчет концентрации составляющих проводится для достижения в объеме псевдолигатуры интерметаллида $TiAl_3$, который переходит в металлическую ванну при распаде брикета.

В случае применения псевдолигатуры для модифицирования чугуна для получения шаровидной формы графита концентрация компонентов рассчитывается так, чтобы за время прогрева брикета до температуры кипения магния магний полностью продиффундировал в ферросилиций, образовав тем самым твердый раствор магния и ферросилиция. В результате температура кипения растворенного магния возрастает, что и способствует более спокойному растворению модифицирующего брикета (без пироэффекта) по сравнению с чистым магнием.

Олег Иванович Чеберяк, канд. техн. наук;
Владимир Лаврентьевич Сивков, д-р техн. наук,
mlp@nntu.nnov.ru;
Олег Владимирович Богданов, аспирант;
Михаил Алексеевич Гейко, ст. преподаватель

УДК 621.74

И.В. Матвеенко, И.Я. Марьин, А.А. Сокорев
(Московский государственный индустриальный университет)

Применение материалов техногенного происхождения в литейном производстве

Рассмотрены результаты современных научно-исследовательских работ, в которых изложен опыт успешного внедрения и применения органических и неорганических материалов техногенного происхождения при разработке новых противопригарных покрытий, формовочных и стержневых смесей на основе жидкостекольного связующего, а также нового огнеупорного наполнителя противопригарных покрытий в литейном производстве.

The results of modern scientific studies dedicated to successfull use of organic and non-organic materials with anthropogenic origin while manufacturing of new antipenetration coatings, moulding and core sands connected by liquid glass, new fillers for antipenetration coatings for foundry are considered.

Ключевые слова: экология; стержневая и формовочная смесь; материал техногенного происхождения; противопригарное покрытие; алюмохромовый порошок; оксиды.

Keywords: ecology; core and moulding sands; materials with anthropogenic origin; antipenetration coatings; chromia-alumina powder; oxides.

Проблема экологии, рационального применения природных ресурсов, очистки и утилизации отходов современных промышленных предприятий является одной из основополагающих в процессе их развития и модернизации.

В частности, развитие современного литейного производства требует повышенного внимания специалистов-литейщиков к вопросам экологической безопасности и рационального использования ресурсов, применяемых при производстве отливок [1]. Неудовлетворительная политика и недостаточные мероприятия литейных производств в области экологической безопасности и рационального использования ресурсов в конечном итоге приводят к неконкурентоспособности продукции, услуг и всего предприятия в целом.

Например, изготовление литейных форм и стержней с тепловой сушкой и в нагреваемой оснастке с применением органических связующих ведет в процессе приготовления смесей, сушки стержней и заливки форм металлом к значительным выделениям токсичных паров и газов, которые оказывают негативное влияние на персонал заготовительного участка [2].

При изготовлении стержней и форм выделяются метанол, формальдегид, фурфурол, фурфуриловый спирт и др. При заливке, охлаждении и выбивке форм в атмосферу литейного цеха попадают оксид углерода, метанол, формальдегид, предельные углеводороды, аммиак, оксиды азота и др. Для снижения газовыделений в процессе изготовления форм и стержней существуют следующие технологические методы:

• разработка новых стержневых композиций на основе жидкого стекла, фосфатов и других неорганических связующих, которые обладали бы преимуществами песчано-смоляных смесей и не выделяли токсичных компонентов;

• совершенствование технологии изготовления форм и стержней с органическими связующими;

• разработка методов и средств удаления и обезвреживания вредных веществ;

• уменьшение содержания органического связующего путем повышения прочности смеси вследствие введения различных добавок.

В основе технологии изготовления формы всегда лежат физико-химические и технологические свойства связующих композиций и смесей. Именно их изучение приводит к разработке принципиально новых технологических процессов [3].

Часто в литейном производстве в качестве наполнителей, связующих материалов или различных добавок применяют дефицитные, дорогостоящие и в некоторых случаях даже вредные материалы, в то время как практически во всех производственных процессах образуются различные пыли – высокодисперсные порошки, которые необходимо улавливать и утилизировать для извлечения содержащихся в них металлов и оксидов на их основе, а также поддержания необходимого уровня охраны окружающей среды [4, 5].

Тенденция к переработке и утилизации отходов различных производств решает многие проблемы экологического характера, расширяет выбор сырьевой базы для производителей, позволяет экономить благодаря отказу от дорогостоящих оксидов металлов. Именно оксиды и порошки определенных металлов являются перспективными материалами при разработке новых неорганических добавок и их соединений, широко применяемых практически во всех областях промышленности.

Известно, что чистота поверхности и точность геометрических параметров литых изделий или заготовок, полученных при литье в песчаные формы, во многих случаях не удовлетворяют требованиям современного машиностроения [6]. Поэтому для достижения высокого качества поверхности, микро- и макроструктуры отливок при литье в песчаные формы необходимо уделять большое внимание материалу, из которого изготовлена сама форма. Требуемые свойства формовочных и стержневых смесей обеспечиваются при оптимальном выборе соответствующих формовочных материалов-наполнителей, связующих материалов или композиций, а также различных добавок.

В связи с этим в последнее время ведется большое количество научно-исследовательских работ в целях увеличения качества литых изделий или заготовок, а также обоснования применения материалов техногенного происхождения – отходов, содержащих химические соединения или комплексы, введение которых в песчаную смесь на этапе производства формы позволяет достичь минимальных нагрузок на окружающую среду и получить результаты по качеству отливок, сравнимые со стандартными требованиями, а иногда и превышающими их.

В работе [7] рассмотрены новые противопригарные покрытия, обеспечивающие получение качественных стальных и чугунных отливок:

– покрытия на основе регенерированного продукта абразивного производства, основными компонентами которого являются 63...68 % Al_2O_3 и 18...20 % SiO_2;

– покрытия на основе шлака алюмотермического производства хромовых соединений, содержащего 74...88 % Al_2O_3 и 4,7...10 % CaO;

– покрытия на основе шлака от производства лигатур для титана и его сплавов, содержащего в качестве основных компонентов 78...86 % Al_2O_3 и 6,5...11 % CaO.

В рамках исследования [7] доказана возможность применения данного вида отходов в качестве огнеупорных наполнителей в составах противопригарных покрытий. Опытные испытания разработанных составов противопригарных покрытий также подтвердили целесообразность их использования в качестве огнеупорного наполнителя красок для стального и чугунного литья при производстве отливок до 200 кг.

В работе [8] рассмотрены техногенные добавки органического и неорганического происхождения при производстве формовочных и стержневых смесей на основе жидкостекольного связующего. Основными составляющими органических добавок являются углерод, водород, кислород, водород и азот. В качестве перспективных неорганических добавок техногенного происхождения отмечены оксиды и порошки металлов.

Также в работе [8] исследовано влияние отходов металлургического производства, основными компонентами которых являются Fe_2O_3, FeO, MnO, MgO, CaO, SiO_2, Al_2O_3, отходов производства карбида кремния, содержащего 50...60 % SiC и 15...17 % C, отходов контактной очистки масел, а также сажесмоляной пульпы и кальцийборфосфата на свойства жидкостекольных смесей. Показано, что добавки оксидов и порошков металлов, которые при температурах выше 795 °C вступают в химическое взаимодействие с силикатным расплавом с образованием тройных соединений, имеют положительное действие на выбиваемость жидкостекольных смесей.

На кафедре "Литейное производство" Московского государственного индустриального университета при разработке нового огнеупорного наполнителя противопригарных покрытий [9] для достижения повыше-

ния качества и снижения себестоимости отливок исследован алюмохромовый порошок – новый материал-наполнитель техногенного происхождения, который является побочным продуктом нефтехимического производства. Массовая доля оксидов в этом продукте, % мас.: 73 Al_2O_3; 16 Cr_2O_3; 5,8 SiO_2; 1,4 Fe_2O_3.

Фазовый анализ выявил, что исследуемый алюмохром на 80 % состоит из высокотемпературной рентгеноаморфной фазы, представляющей смесь неустойчивых фаз δ-Al_2O_3, γ-Al_2O_3 и соединений типа шпинелей $CrSiO_4$, Cr_2SiO_6, $AlSiO_4$, Al_2SiO_6, $FeAl_2O_4$ и т.д.

В результате сравнительной оценки свойств алюмохромового порошка и аналогичных наполнителей – цирконового и дистенсиллиманитового – отмечено, что новый наполнитель относится к разряду высокоогнеупорных, недефицитных и недорогих наполнителей противопригарных покрытий. Алюмохромовый порошок внедрен в литейном цехе одного из машиностроительных заводов в качестве наполнителя противопригарного покрытия для литейных форм и стержней [10].

Таким образом, применение органических и неорганических материалов техногенного происхождения является важной составляющей дальнейшего развития заготовительных производств. Учитывая, что замена дорогостоящих материалов отходами различных производств ведет при производстве формовочных и стержневых смесей не только к улучшению их служебных свойств, но и в некоторых случаях к увеличению экологичности процесса, необходимо дальнейшее рассмотрение, исследование и внедрение новых материалов техногенного происхождения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Колтыгин А.В.** Экология производства, металлургия и машиностроение. 2006. № 1.

2. **Экология** литейного производства / под ред. А.Н. Болдина, С.С. Жуковского, А.Н. Поддубного, А.И. Яковлева, В.Л. Крохотина. Брянск, 2001. 315 с.

3. **Жуковский С.С., Лясс А.М.** Формы и стержни из холоднотвердеющих смесей. М.: Машиностроение, 1978. 224 с.

4. **Dieter Senk, Axel-Patrick Hollands, Igor Marin.** Analyse des Agglomerationsvermögen von Feinstaubpartikeln innerhalb simulierter Abgasströme // Stahl und Eiesen 128 (2008). Nr. 1. P. 49–55.

5. **Зенк Д., Холландс А.П., Марьин И.Я.** Анализ агломерационной способности мелкодисперсных частиц пыли в смоделированных потоках отходящих газов // Черные металлы. 2008. № 6. С. 51.

6. **Голотенков О.Н.** Формовочные материалы. Пенза: Изд-во Пенз. гос. ун-та, 2004. 164 с.

7. **Антошкина Е.Г.** Противопригарные покрытия на основе отходов абразивного и металлургического производств для изготовления стальных и чугунных отливок: дис. ... канд. техн. наук. Челябинск, 2008.

8. **Кидалов Н.А.** Использование отходов химических и металлургических производств при разработке ресурсосберегающих технологий для изготовления стальных отливок: дис. ... д-ра техн. наук. Волгоград, 2006.

9. **Головня А.А.** Применение материала техногенного происхождения для повышения качества отливок и ресурсосбережения в литейном производстве: дис. ... канд. техн. наук. Москва, 2002.

10. **Колпаков С.В., Матвеенко С.В.** Новый способ динамического уплотнения сыпучих масс при набивке монолитной футеровки ковшей // Новые огнеупоры. 2006. № 4. С. 20.

Иван Владимирович Матвеенко, д-р техн. наук,
kafed14@rambler.ru;
Игорь Яковлевич Марьин, аспирант;
Александр Александрович Сокорев, аспирант

Î Î Î "Èçäàò åëüñò âî Ì àø èí î ñò ðî åí èå" ï ðî äî ëæàåò ï î äï èñêó í à æóðí àë

«Заготовительные производства в машиностроении»

- Çà í àëè÷í û é è áåçí àëè÷í û é ðàñ÷åò
- Ñ ëþ áî ãî í î ìåðà è í à ëþ áî é ñðî êè.
- Áåç ï î ÷òî âû õ í àöåí î ê

Ï ðèñûëàéòå çàêàç è î áðàù àéòåñü çà äî ï î ëí èòåëüí î é èí ô î ðì àöèåé â î òäåë ï ðî äàæ, ì àðêåòèí ãà è ðåêëàì û:

107076, ã Ì î ñêâà, Ñòðî ì û í ñêèé ï åð., ä. 4,
òåë.: (499) 269-6600, 269-5298, ô àêñ: (499) 269-4897,
e-mail: realiz@mashin.ru, www.mashin.ru

УДК 621.791.052

В.А. Ерофеев, А.В. Масленников *(Тульский государственный университет)*

Физико-математическая модель формирования шва при электронно-лучевой сварко-пайке тонколистовых соединений из стали с тугоплавкими металлами

Рассмотрена теоретическая модель формирования шва при лучевой сварко-пайке тугоплавкого металла со сталью, основой которой является система уравнений теплопроводности и равновесия давлений на поверхностях сварочной ванны с учетом нестационарного баланса плавящегося и кристаллизующегося металла. Разработаны алгоритм и метод численного решения уравнений модели, реализованный компьютерной программой. Решение системы уравнений модели показало, что численное моделирование позволяет воспроизводить формирования шва в нахлесточном и стыковых соединениях с отбортовкой и скосом кромок, что позволяет использовать модель в системах инженерного анализа.

Theoretical model for the weld formation process in the beam weld-soldering process of high-melting metal with steel is considered. The model is based on the equations of heat conduction and pressure equilibrium at the weld pool free surfaces accounting for the transient balance between the melting and crystallizing metal. For the numerical solution of the model equations, special algorithm and correspondent computer program are developed. The model allows the analysis of butt and lap joints with flanging and bevels.

Ключевые слова: сварко-пайка; разнородные металлы; формирование сварного шва; электронно-лучевая сварка; физико-математическая модель; компьютерное моделирование.

Keywords: welding and soldering; dissimilar metals; weld formation; electron beam welding; physical and mathematical model; computer modeling.

Сварка тугоплавких металлов (молибдена, ниобия и др.) со сталью затруднена различием температур плавления. Образование прочного соединения возможно только в режиме сварко-пайки, при котором плавится только сталь, а тугоплавкий сплав остается твердым в течение всего процесса. Наиболее эффективно применение *электронно-лучевой сварки* (ЭЛС) расфокусированным лучом.

Ввиду трудности экспериментального определения оптимального режима на экспериментальной основе в данной работе выполнен теоретический анализ проблемы с помощью физико-математического моделирования формирования сварного соединения.

При создании модели использованы подходы и методы, изложенные в работе [1].

Физические явления, пространство и система координат. При электронно-лучевой сварке тугоплавкого металла со сталью заполнение сборочного зазора происходит за счет металла отбортовки или нахлестки кромки стального листа (рис. 1). При выполнении сварки существенно изменяется профиль поперечного сечения стыка (см. рис. 1, *в*, *г*).

Главными процессами, определяющими формирование шва при ЭЛС, являются поглощение и распространение тепловой энергии электронного луча, плавление стали, заполнение стыка расплавом с изменением формы поперечного сечения сварочной ванны, фиксация формы сечения на фронте кристаллизации и формирование профиля поперечного сечения шва.

Для описания этих процессов уравнениями математической физики использована декартова система координат x, y, z с центром x_0, y_0, z_0 в точке пересечения оси луча с верхней плоскостью стального листа в момент начала сварки.

Задачей моделирования является воспроизведение трансформации исходного профиля сечения стыка в профиль шва (см. рис. 1) в результате плавления стали под действием теплового потока, который создается электронным лучом, движущимся по отбортовке или нахлестке со скоростью сварки. Эта трансформация описывается уравнениями верхней $z_t(x, y)$ и нижней $z_b(x, y)$ поверхностей кромок, сварочной ванны и шва.

Моделирование проводится в прямоугольной области $x = 0 \ldots x_m$, $y = 0 \ldots y_m$, $z = 0 \ldots z_m$, внутри которой выделены зоны, различающиеся теплофизическими свойствами: тугоплавкого металла M, стали F, медно-ниобиевого экрана N, расплава сварочной ванны L, кристаллизующегося металла S, металла шва W, парогазового канала C свободного пространства A.

Включение пустого пространства в область моделирования позволяет перемещать поверхности ванны и шва сверху и снизу в ходе поиска их равновесного положения. Выделенные зоны различаются теплофизическими свойствами: теплопроводностью, теплоемкостью и теплотой фазовых и агрегатных превращений. Кроме того, зона парогазового канала C и зона

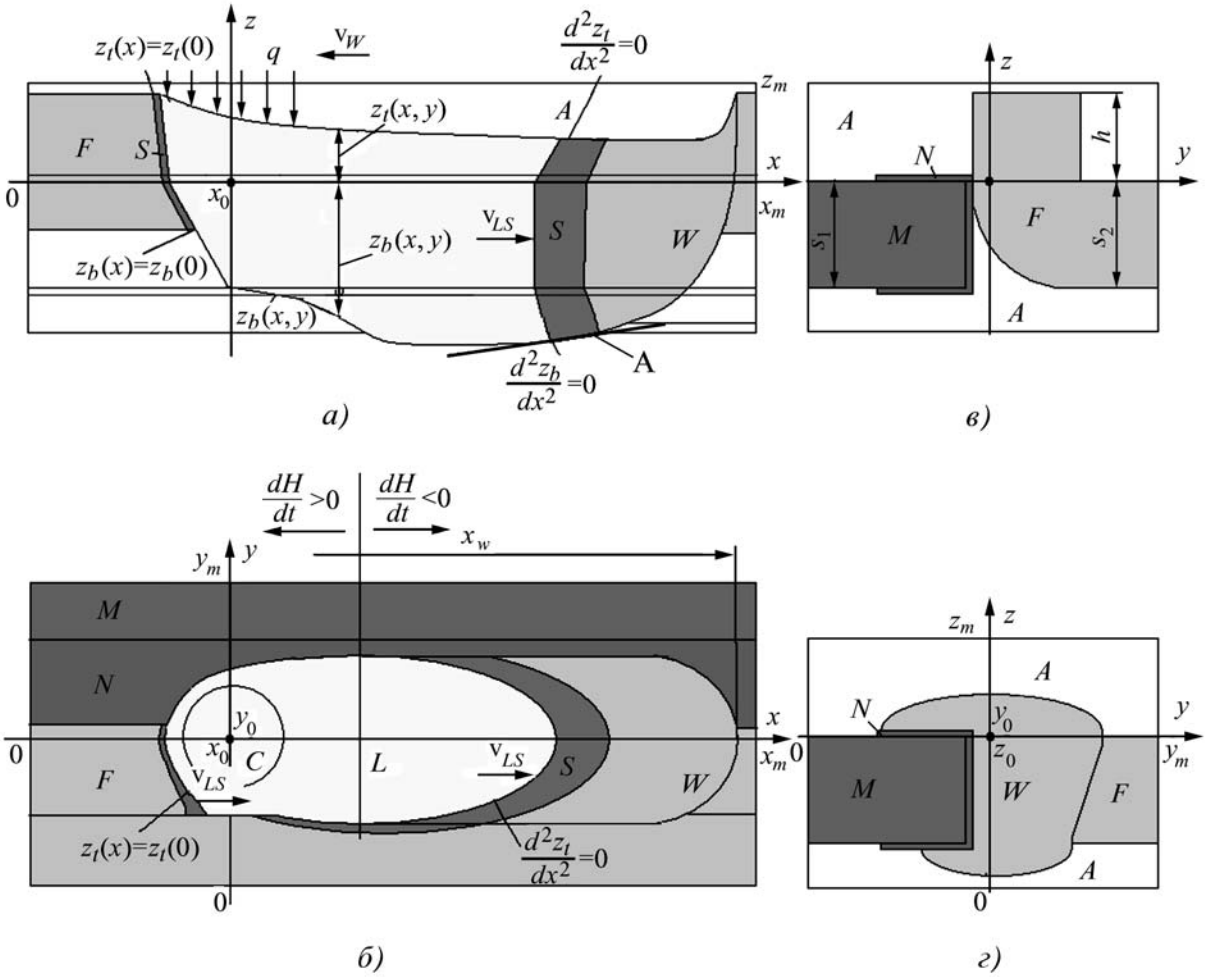


Рис. 1. Строение области имитации электронно-лучевой сварки при сварке тугоплавкого металла со сталью:
а – осевое сечение; *б* – вид сверху; *в* – сечение исходного стыка; *г* – сечение шва. Выделены зоны тугоплавкого металла *M*, стали *F*, медно-ниобиевого экрана *N*, парогазового канала *C*, расплава сварочной ванны *L*, кристаллизующегося металла *S*, металла шва *W*, свободного пространства *A*. $z_t(x, y)$, $z_b(x, y)$ – поверхности ванны и шва сверху и снизу; q, v_w – интенсивность теплового потока луча и скорость его перемещения; А – аппроксимирующая прямая для нижней поверхности на фронте кристаллизации расплава

расплава *L* могут изменять свою форму и пространственное положение под действием сил реактивной отдачи пара металла, поверхностного натяжения и внутреннего давления расплава, а в зоне плавления-кристаллизации *S* происходит поглощение и выделение теплоты плавления.

Размеры x_m, y_m, z_m области моделирования определяются заданными значениями толщины листов s_1, s_2, высотой отбортовки h, длиной шва x_w.

Тепловой процесс. На тепловые процессы при сварке плавлением значительное влияние оказывает теплота плавления-кристаллизации. Поэтому для определения распространения теплоты использовано уравнение теплопроводности для расчета скорости изменения энтальпии металла:

$$\frac{\partial H}{\partial t}=\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial z}\right), \qquad (1)$$

где H – объемная энтальпия, Дж/см^3; λ – коэффициент теплопроводности, зависящий от температуры и пространственного положения, Вт/(см·К).

Связь энтальпии с температурой $T(x, y, z)$ описывается нелинейной функцией $T(H)$, позволяющей определять температуру по значению энтальпии (рис. 2).

Распределение теплопроводности в пространстве описано как функция принадлежности точки пространства к одной из зон:

$$\lambda=\begin{cases}\lambda_{\mathrm{NiCu}} & \text{для} \quad x, y, z\in N\\ \lambda_{\mathrm{C}} & \text{для} \quad x, y, z\in C\\ \lambda_{\mathrm{Fe}} & \text{для} \quad x, z, y\in(F, S, W).\\ \lambda_{\mathrm{Mo}} & \text{для} \quad x, z, y\in M\\ 0 & \text{для} \quad x, z, y\in A\end{cases} \qquad (2)$$

Уравнение теплопроводности решали при следующих начальных и граничных условиях.

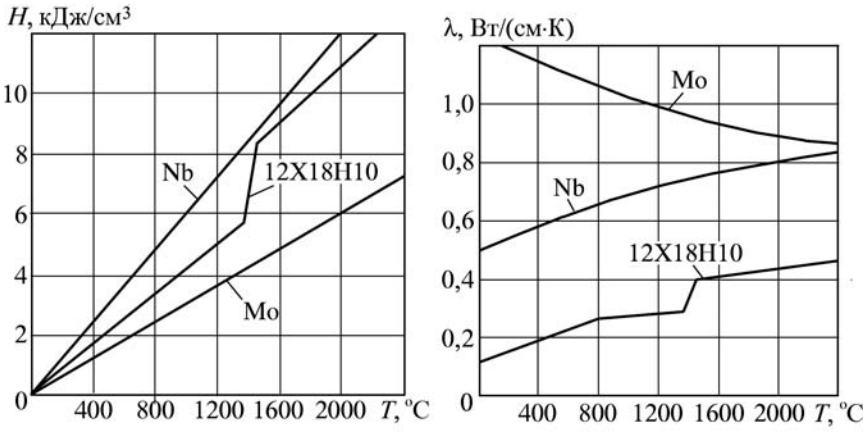


Рис. 2. Зависимости энтальпии H и теплопроводности λ от температуры T для меди и стали

Начальные условия:

$$t = 0;\ T = T_0. \tag{3}$$

Граничные условия на границах области моделирования (см. рис. 1) учитывают непрерывность пространства и фиктивность границ:

$$\begin{aligned} x = 0 \cup x = x_m \ \ & \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = 0; \\ y = 0 \cup y = y_m \ \ & \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = 0; \\ z = 0 \cup z = z_m \ \ & \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}. \end{aligned} \tag{4}$$

Большое значение имеют тепловые потоки через внутренние поверхности $z_t(x, y)$ и $z_b(x, y)$. Через верхнюю поверхность вводится поток тепла, создаваемый поглощением энергии электронного луча

$$\begin{aligned} z = z_t(x,\ y)\lambda\frac{\partial T}{\partial z} &= q(x,\ y) - kT^4; \\ z = z_b(x,\ y)\lambda\frac{\partial T}{\partial z} &= -kT^4, \end{aligned} \tag{5}$$

где k – коэффициент, определяющий интенсивность теплового излучения поверхностью металла.

Электронный луч. Распределение плотности теплового потока, созданного воздействием электронного луча, определяется ускоряющим напряжением U_L, током I_L и радиусом r_L луча.

Принято, что плотность теплового потока, создаваемого при падении луча на поверхность металла, распределена по нормальному закону

$$q(x, y) = \frac{3\varepsilon U_L I_L}{\pi r_L^2}\exp\left(-3\frac{(x + x_0)^2 + (y + y_0)^2}{r_L^2}\right), \tag{6}$$

где ε – коэффициент поглощения потока электронов поверхностью металла, принятый для коррозионно-стойкой стали при падении луча на плоскую поверхность $\varepsilon_0 = 0{,}86$, $x_0 = v_w t$, $y_0 = y_m/2$ – координаты центра источника, движущегося в направлении оси x с постоянной скоростью v_w.

Формирование поверхностей сварочной ванны. Поверхности свариваемых листов сверху и снизу описываются функциями $z_t(x, y)$ и $z_b(x, y)$ (см. рис. 1, *а*). Эти функции включают в себя исходные поверхности кромок, поверхности ванны и сварного шва. Границы поверхностей кромок и сварочной ванны, ванны и сварного шва проходят по изотерме температуры плавления стали (ликвидуса). Соответствующие участки этих границ различаются знаком градиентов температуры в направлении выполнения сварки, которые нарастают на фронте плавления и убывают на фронте кристаллизации (рис. 3, см. обложку).

Особенностями процесса являются непрерывное плавление металла кромок и изменение формы поверхности сварочной ванны. Фронт плавления расположен на поверхности кромок, а расположение фронта кристаллизации неопределенно, так как на нем фиксируется уровень сварочной ванны, который определяет профиль поперечного сечения шва.

Расположение поверхностей сварочной ванны определяется равновесиями давлений: капиллярного p_σ (сил поверхностного натяжения), внутреннего p_i, гравитационного p_G, давления реактивной отдачи пара стали p_a.

Капиллярное давление определяется кривизной поверхности $z(x, y)$:

$$p_\sigma = \sigma\left(\frac{\partial^2 z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 z}{\partial y^2}\right), \tag{7}$$

где σ – поверхностное натяжение на поверхности жидкой стали.

Гравитационное давление при выполнении сварки в нижнем положении:

$$p_G = \rho g(z_{\max} - z(x,\ y)), \tag{8}$$

где ρ – плотность расплавленного металла; g – ускорение свободного падения; $z_{\max}$ – максимальная высота поверхности ванны.

Пространственное расположение поверхностей сварочной ванны сверху $z_t(x, y)$ и снизу $z_b(x, y)$ можно определить, решая два уравнения вида

$$\sigma\left(\frac{\partial^2 z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 z}{\partial y^2}\right) + \rho g(z_{\max} - z(x, y)) + p_i = 0. \tag{9}$$

Граничные условия определяются для верхней и нижней поверхностей по расположению изотермы ликвидуса (см. рис. 1). На фронте плавления границы поверхностей привязаны к исходному профилю кромок. На фронте кристаллизации фиксируется уровень

расплава сварочной ванны и формируется поверхность шва. Соответственно, координата поверхности расплава на фронте кристаллизации равна координате поверхности шва.

Для решения уравнений (9) нужно определить внутреннее давление p_i в расплаве. Так как повышение этого давления увеличивает объем, заключенный между поверхностями $z_t(x, y)$ и $z_b(x, y)$, то это давление определяется из условия сохранения количества металла в зоне моделирования.

Баланс количеств плавящегося и кристаллизующегося металла. Внутреннее давление p_i в расплаве вычисляется из условия равенства объема жидкого металла, заключенного между поверхностями сварочной ванны $z_t(x, y)$ и $z_b(x, y)$, объему, который определяется разностью скоростей плавления и кристаллизации металла при сварке.

Скорости плавления и кристаллизации определяются локальными скоростями v_{LS} перемещения изотермы температуры ликвидуса, которые определяются скоростью изменения энтальпии металла в окрестности фронтов плавления и кристаллизации

$$v_{LS} = \frac{dH}{dt}\frac{1}{\operatorname{grad}_x H}, \qquad (10)$$

где скорости изменения и градиент энтальпии вычисляются при решении уравнения теплопроводности (1).

Скорость изменения текущего объема сварочной ванны V_L рассчитывается интегрированием по изотермической поверхности $L \cap S$ температуры ликвидуса стали

$$\frac{\partial V_L}{\partial t} = \iint\limits_{L\cap S} v_{LS}\, dzdy. \qquad (11)$$

Объем сварочной ванны определяется непрерывным интегрированием в ходе всего процесса моделирования

$$V_L = \int\limits_0^t \frac{\partial V_L}{\partial t}\, dt. \qquad (12)$$

Объем V_{pi} жидкого металла, расположенный между поверхностями $z_t(x, y)$ и $z_b(x, y)$ сварочной ванны, рассчитывается

$$V_{pi} = \iint\limits_{xy} (z_t(x,\ y) - \min(z_b(x,\ y),\ z_L(x,\ y)))dxdy, \quad (13)$$

где $z_L(x, y)$ – поверхность, разделяющая расплав сварочной ванны от твердого металла.

Объем, рассчитанный по скоростям плавления и кристаллизации (12), равен объему между поверхностями сварочной ванны, который определяется при решении уравнений (9), (13). В уравнение равновесия давлений (9) входит внутреннее давление p_i в расплаве, повышение которого увеличивает выпуклость поверхностей и, соответственно, объем ванны. Это позволяет вычислить внутреннее давление p_i варьированием его значения

$$|V_L - V_{pi}|\Big|_{p_i = \text{var}} \to 0. \qquad (14)$$

Формирование поверхности шва. Из-за нестационарного характера процесса количество металла в сварочной ванне будет изменяться, соответственно будет изменяться расположение поверхностей $z_t(x, y)$ и $z_b(x, y)$ в окрестности фронта кристаллизации. Так как сварка моделируется в неподвижной системе координат, то сварочная ванна перемещается в направлении движения электронного луча. Соответственно перемещается фронт кристаллизации, определяемый из граничного условия (9), при этом уровни поверхностей сварочной ванны, фиксируются. Это автоматически воспроизводит формирование поверхностей сварного шва (см. рис. 1).

Численное решение системы уравнений модели. Главной проблемой компьютерной имитации процесса является непрерывное изменение расположения поверхностей сварочной ванны и шва, форма которых сильно отличается от начальной формы разделки кромок.

Из-за неизвестности положения поверхностей, отделяющих металл от пара и газа, невозможно заранее определить, расположена рассматриваемая точка пространства в расплаве металла или в паре канала или газе. Для этого используется массив указателя принадлежности каждой из точек пространства одной из сред: твердому металлу, твердожидкому состоянию, расплаву, газу.

На начальном этапе имитации принадлежность каждой точки пространства к конкретной среде определяется в зависимости от конструкции стыка. В процессе решения задачи в соответствии с изменением энтальпии и перемещением поверхностей парогазового канала, сварочной ванны и шва массив указателей непрерывно корректируется: часть точек дискретного пространства при этом изменяют значение указателя свойств. Строение пространства и указатель свойств корректируются по решению уравнения равновесия давлений на поверхностях раздела в соответствии с вычисленными значениями координат этих поверхностей.

Численное решение уравнения теплопроводности выполняется явным методом конечных разностей на равномерной трехмерной сетке. Шаг сетки по пространственным координатам был выбран для удовлетворительного описания геометрии стыка. Значение шага по времени выбиралось из условия для устойчивости явной конечно-разностной схемы.

Численное решение уравнения равновесия давлений на поверхности сварочной ванны выполнено неявным конечно-разностным методом Зайделя на двумерной сетке, сопряженной с трехмерной сеткой решения уравнения теплопроводности. Решение уравнения равновесия поверхностей осуществляется внутри итерационного цикла определения внутреннего давления в расплаве, которое определяется балансом между объемом ванны по решению уравнения теплопроводности и объема ванны по решению уравнения равновесия поверхности. По завершению этого итерационного цикла определяется расположение поверхностей сварочной ванны на текущий момент времени и по этому расположению корректируется строение пространства моделирования.

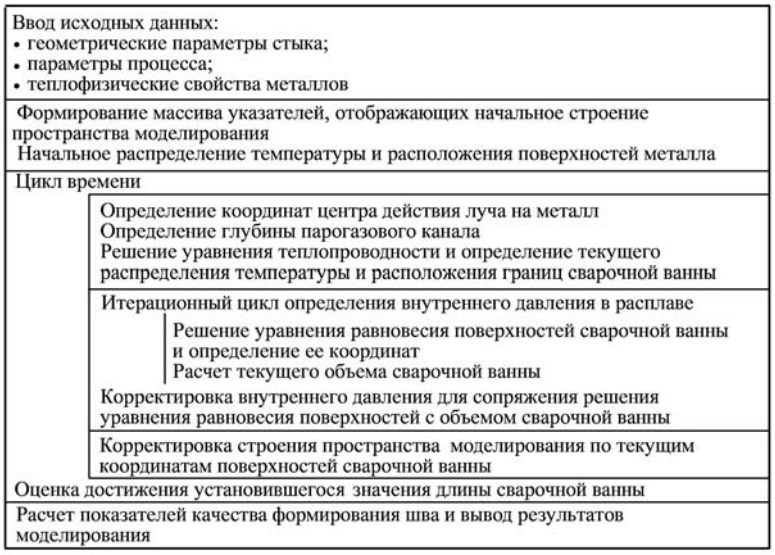


Рис. 4. Структура алгоритма численного решения системы уравнений физико-математической модели процесса электронно-лучевой сварки листов из тугоплавкого металла и стали

На рис. 4 представлен общий алгоритм моделирования формирования ванны и шва, реализованный компьютерной программой в среде Delphi5.0.

Результаты моделирования. Выполнено моделирование формирования сварочной ванны и шва при ЭЛС расфокусированным лучом нахлесточного соединения листов толщиной 0,5 мм из ниобия и стали, стыкового соединения этих листов с отбортовкой на стальном листе и листов толщиной 2 мм с разделкой кромки листа из ниобия и с отбортовкой стального листа. Параметры процесса и результаты моделирования приведены на рис. 3, 5 (см. обложку).

Результаты моделирования представлены распределением температуры на верхней (вид В, со стороны падения луча) и нижней (вид Г) поверхностях листов, в продольных сечениях (А, Б) в направлении сварки по стыку и по оси луча, в поперечных сечениях (Д, З, И, К), а также расчетного сечения шва (Л).

Обсуждение результатов моделирования. Моделирование показало, что численное решение системы уравнений (1)–(14) воспроизводит формирование сварочной ванны при электронно-лучевой сварке. Различные конструкции стыка соединения учитываются только исходным содержанием массива указателей, и этого достаточно для воспроизведения формы ванны и шва при сварко-пайке листов внахлестку (см. рис. 3) встык с отбортовкой (см. рис. 5) и с разделкой кромки (рис. 6, см. обложку).

При моделировании сварки нахлесточного соединения учитываются размеры нахлестки, зазор между листами, при сварке стыковых – высота отбортовки и размеры разделки кромки листа. Также учитываются положение луча относительно свариваемого стыка; основные параметры, определяющие результат формирования шва: мощность, диаметр электронного луча и скорость сварки; основные теплофизические свойства свариваемых металлов.

Расчетное сечение шва позволяет определить геометрические показатели качества формирования шва: ширину сверху и снизу, высоту выпуклости шва, размеры несущего сечения (ширину стыка в нахлестке, глубину проплавления стыка). С помощью моделирования можно определить термический цикл сварки во всех точках поперечного сечения соединения, что важно для оценки условий диффузионных и химических процессов при взаимодействии некоторых тугоплавких металлов с жидкой сталью, приводящих к возникновению интерметаллидов, существенно снижающих прочность шва.

Эти особенности позволяют на основе детерминированного компьютерного моделирования выполнить разнообразный инженерный анализ сварочного процесса сварко-пайки тугоплавких тонколистовых металлов со сталью или более легкоплавким сплавом, в том числе определить оптимальные размеры сварных соединений и параметры процесса, обеспечивающие формирование шва с требуемыми геометрическими характеристиками, а также оценить термические условия, определяющие возникновение интерметаллидов, влияющих на прочность шва.

Выводы

1. Разработана теоретическая модель формирования шва при лучевой сварко-пайке тугоплавкого металла со сталью или легкоплавким сплавом, основой которой является система уравнений теплопроводности и равновесия давлений на поверхностях сварочной ванны и особенностью которой является использование уравнения нестационарного баланса плавящегося и кристаллизующегося металла для определения внутреннего давления в расплаве сварочной ванны.

2. Разработан алгоритм и метод численного решения уравнений модели, реализованный компьютерной программой.

3. Моделирование формирования шва в нахлесточном и стыковых соединениях с отбортовкой и скосом кромок показало, что модель и программа позволяют решать разнообразные задачи инженерного анализа при создании технологий лучевой сварко-пайки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Ерофеев В.А.** Прогнозирование качества электронно-лучевой и лазерной сварки на основе компьютерного моделирования / под общ. ред. В.А. Судника, В.А. Фролова. Тула: ТулГУ, 2002. 140 с.

Владимир Александрович Ерофеев, канд. техн. наук, va_erofeev@mail.ru;
Александр Васильевич Масленников, канд. техн. наук

УДК 621.934:3.621.774

Е.Н. Сосенушкин, Е.А. Яновская, Е.И. Третьякова, А.Е. Сосенушкин
(Московский государственный технологический университет "Станкин")

Штамповка конических и сферических деталей из трубных заготовок

Рассмотрены технологические процессы раздачи и обжима при мелкосерийной штамповке сопел водометных установок в форме конусов и шаров из коррозионно-стойких сталей. Приведены сравнительные расчеты значений предельных коэффициентов раздачи с учетом анизотропии механических свойств.

Technological processes of expanding and swaging at short-run stamping of hydrojet plants nozzles in the form of cones and spheres from stainless steels are considered. Comparative calculations limiting factors of expanding taking into account anisotropy of mechanical properties are resulted.

Ключевые слова: обжим; раздача; варианты технологии; анизотропия.

Keywords: swaging; expanding; technology variations; anisotropy.

Номенклатура деталей, изготовляемых с помощью ресурсосберегающих технологий пластического деформирования, многообразна. В частности, в условиях мелкосерийного производства деталей арматуростроения (фланцы, пробки шаровых кранов, конические переходы, сопла фонтанов и водометных установок) эффективным видом заготовок является бесшовная труба, полученная различными способами прокаткой, прессованием, центробежным литьем. Наиболее целесообразными формоизменяющими операциями для этого вида заготовок являются раздача, обжим или их комбинации.

Практический опыт изготовления сопел в виде конусов и шаров из стали 12Х18Н10Т (ГОСТ 5632–72) комбинированием указанных операций приобретен кафедрой "Системы пластического деформирования" МГТУ "Станкин". Сталь, относящаяся к аустенитному классу, коррозионно-стойкая, жаростойкая, жаропрочная может подвергаться пластической обработке в холодном состоянии, так как обладает соответствующими механическими характеристиками ($\sigma_{0,2}$ = = 196...205 МПа; показатель деформационного упрочнения n = 0,39) и показателями пластичности (δ = = 0,38...0,40; ψ = 0,44...0,48) [1]. Вместе с тем любые заготовки, в том числе и трубный прокат, имеют неоднородность механических свойств в различных направлениях, характеризующуюся анизотропией, параметры которой приведены в табл. 1 [2].

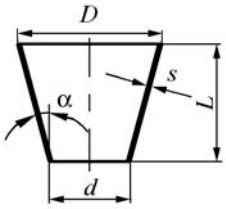
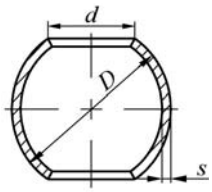
При рассмотрении ряда вопросов, связанных с влиянием анизотропии (например, на штампуемость листовых материалов и трубного проката; на устойчивость процессов формообразования), пользуются средним коэффициентом анизотропии, определяемым как среднее арифметическое из значений коэффициентов анизотропии в различных направлениях. Анизотропия может по-разному влиять на технологические и эксплуатационные параметры: в одних случаях она способствует формоизменению, в других – проявляет отрицательный эффект. Многие исследователи [2–5] рекомендуют учитывать анизотропию в процессах обработки давлением для уточнения технологических параметров.

1. Параметры анизотропии легированной стали 12Х18Н10Т

Показатель анизотропии			Коэффициент анизотропии		
μ_{21}	μ_1	μ_{12}	r_0	r_{45}	r_{90}
0,44	0,54	0,43	0,77	1,15	0,76

Обозначения: $\mu_{ij} = -\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_j}$ – коэффициент поперечной деформации; μ_1 – коэффициент к осям 1 и 2 для образца, вырезанного под углом 45° к осям анизотропии.

2. Геометрические характеристики

Номер детали	Параметрическая модель	D	d	L	s	α, °	K_Σ
		мм					
1		48	27,0	39	1,0	30	1,78
2		55,5	27,0	142	2,0	10	2,06
3		36,5	20,0	–	2,0	–	1,80

О б о з н а ч е н и е: K_Σ – суммарный коэффициент раздачи и обжима.

Изготовляемые детали имеют форму полого усеченного конуса и шара с геометрическими параметрами, указанными в табл. 2. Детали в форме шара штампуют обжимом в сферических матрицах. Альтернативными технологиями изготовления деталей в форме усеченного конуса могут быть следующие:

• **вариант 1.1.** При выборе заготовки диаметром, равным минимальному диаметру детали $D_{заг} = D_{min}$, применяют раздачу по всей высоте заготовки.

• **вариант 1.2.** При выборе заготовки диаметром, равным максимальному диаметру детали $D_{заг} = D_{max}$, применяют операцию обжима по всей высоте заготовки.

• **вариант 1.3.** При назначении заготовки промежуточного диаметра $D_{min} < D_{заг} < D_{max}$ операции раздачи и обжима приходится комбинировать.

Одноперехо́дные технологические процессы 1.1 и 1.2 необходимо проанализировать на предмет возможной потери устойчивости трубных заготовок – это образование круговых волн на недеформированном участке заготовки или появление трещин на краевой части заготовки.

Во избежание дефектов на этапе выбора параметров заготовки расчетные коэффициенты раздачи и обжима необходимо сравнивать с предельными значениями и при необходимости корректировать диаметр заготовки. Обоснование схем потери устойчивости полых заготовок при раздаче и обжиме приведено в работе Л.А. Шофмана (Теория и расчеты процессов холодной штамповки. М.: Машиностроение, 1964. 375 с.).

Чем больше интенсивность упрочнения (уменьшение значений отношения $\frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_в}$), тем больше предельные значения коэффициента обжима. Предельная степень деформации при раздаче ограничивается величиной тангенциального удлинения, при которой начинается местное утонение металла краевой части стенки.

По данным Л.А. Шофмана на рис. 1 представлены предельные коэффициенты раздачи и обжима для стальных трубных заготовок при угле конусности инструмента $\alpha = 20°$, полученные экспериментально.

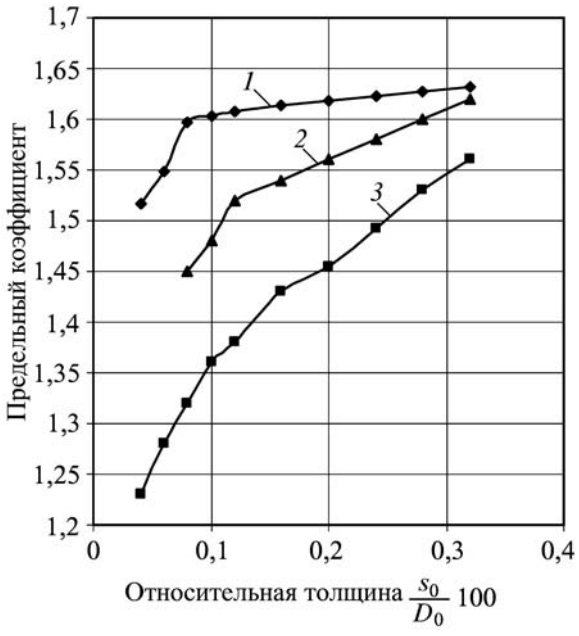


Рис. 1. Экспериментальные и теоретические значения предельных коэффициентов раздачи и обжима стальных труб:
1 – операция раздачи (Е.А. Попов, теория); *2* – операция раздачи (Л.А. Шофман, эксперимент); *3* – операция обжима (Л.А. Шофман, эксперимент)

В этих же осях построен график по данным расчета достижимой степени раздачи по зависимости, предложенной в работе Е.А. Попова, А.А. Шевченко (Предельная степень деформации при раздаче труб // Кузнечно-штамповочное производство. 1970. № 3. С. 12–19.)

$$K_{\text{пр}} = (1+\delta_{\text{р}})\exp\sqrt{2\bar{s}_0 \sin\alpha}, \qquad (1)$$

где $\delta_{\text{р}}$ – равномерное относительное удлинение; $\bar{s}_0 = \dfrac{s_0}{D_0}$ – относительная толщина заготовки; s_0, D_0 – соответственно толщина стенки и наружный диаметр трубной заготовки. Из приведенного графика видно, что формула (1) дает несколько завышенные значения предельных коэффициентов по сравнению с экспериментальными данными.

В рассматриваемом случае суммарный коэффициент раздачи-обжима для конических деталей превышает предельные значения, т.е. в один переход их изготовить невозможно. Поэтому на части длины заготовку следует обжимать, а оставшуюся часть подвергать операции раздачи, что позволяет исключить потерю устойчивости и распределить деформации более равномерно по длине заготовки.

Перед штамповкой конической детали № 1 (см. табл. 2) на внешней стенке заготовки ∅40×2 мм на 1/3 ее высоты со стороны обжимаемой части протачивали фаску для уменьшения значения коэффициента обжима.

Для получения конических сопел в обоих случаях сначала проводился обжим до диаметра 27 мм, затем полуфабрикат подвергался операции раздачи, в первом случае до диаметра 48 мм, во втором – до диаметра 55,5 мм.

Деталь в форме шара штамповали в один переход сферическими матрицами из трубной заготовки ∅36×2 мм.

При анализе предельного формоизменения желательно учитывать анизотропию механических свойств металла заготовки. При условии, что материал трубной заготовки несжимаем, жесткопластичен, трансверсально-изотропен, изотропно упрочняющийся и подчиняющийся соотношениям теории пластического течения, автором работы [4] предложено оценивать предельный коэффициент раздачи выражением:

$$K_{\text{пр}} = \exp\left[n\left(\frac{R+1}{R+2}\right)\left(1+\frac{\cos\alpha}{R+1}\frac{s_0}{R_0}e^{-n}\right)\right], \qquad (2)$$

где n – показатель деформационного упрочнения при степенной аппроксимации диаграммы истинных напряжений $\sigma_i = A\varepsilon_i^n$; A – постоянная материала; ε_i – интенсивность деформаций; $R = \dfrac{r_0 + r_{45} + r_{90}}{3}$ – коэффициент трансверсальной анизотропии (см. табл. 1); R_0 – радиус трубной заготовки.

На рис. 2 приведены графики изменения предельного коэффициента раздачи, вычисленного в соответствии с зависимостью (2). Из рис. 2, *а* видно, что при увеличении относительной толщины штампуемой заготовки возрастают предельные значения коэффициента раздачи, также они увеличиваются при повышении коэффициента анизотропии. Рис. 2, *б* показывает,

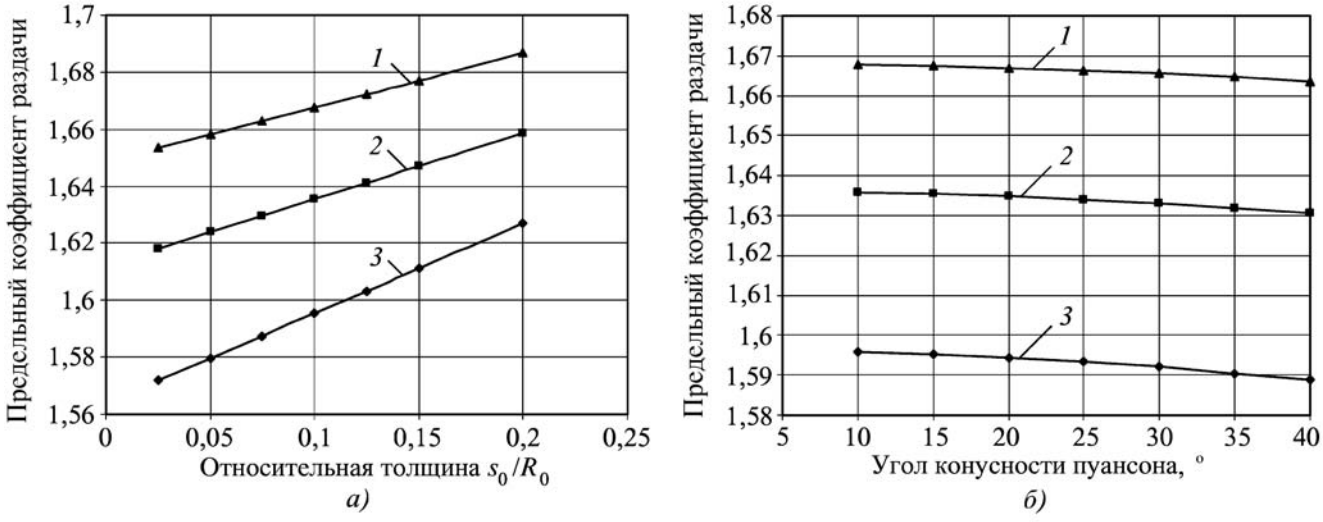
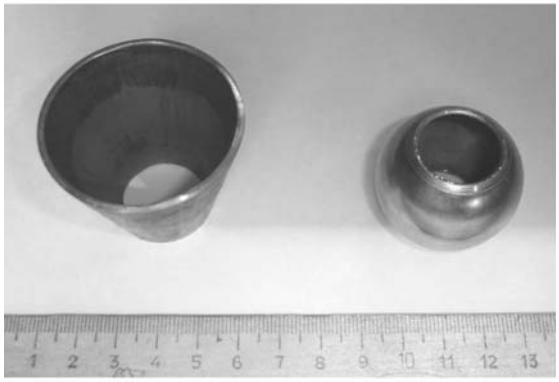


Рис. 2. Изменение предельного коэффициента раздачи трубных заготовок из стали 12Х18Н10Т от относительной толщины стенки (*а*) и от угла конусности пуансона (*б*) с учетом коэффициента трансверсальной анизотропии *R*:
1 – R = 0,77; *2* – R = 1,15; *3* – R = 1,5

а)



б)

Рис. 3. Заготовки и детали сопел:
а – конические детали с удлиненной осью; *б* – коническое сопло с укороченной осью и деталь в форме шара

что влияние угла конусности пуансона на предельные значения коэффициента раздачи невелико и изменяется в пределах 0,01.

Рис. 3 иллюстрирует штампованную коническую деталь с удлиненной осью, а также коническую деталь № 2 и деталь № 3 в форме шара (см. табл. 2).

Разработанные технологические процессы раздачи и обжима, спроектированный и изготовленный штамповый инструмент переданы для освоения и с успехом используются заказчиком при производстве подобных деталей мелкими сериями.

Вывод. Экспериментами установлено, что комбинирование операций раздачи и обжима в определенной последовательности с разнесением очагов деформации дает возможность бездефектной штамповки сопел из коррозионно-стойкой стали.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Марочник** сталей и сплавов / под ред. А.С. Зубченко. М.: Машиностроение, 2003. 784 с.
2. **Арышенский Ю.М., Гречников Ф.В.** Теория и расчеты пластического формоизменения анизортопных материалов. М.: Машиностроение, 1990. 304 с.
3. **Яковлев С.П., Яковлев С.С., Андрейченко В.А.** Обработка давлением анизотропных материалов. Кишинев: Квант. 1997. 331 с.
4. **Аверкиев А.Ю.** Оценка штампуемости листового и трубного проката // Кузнечно-штамповочное производство. 1990. № 2. С. 19–24.
5. **Гречников Ф.В.** Деформирование анизотропных материалов. М.: Машиностроение, 1998. 446 с.

Евгений Николаевич Сосенушкин, д-р техн. наук,
sen@stankin.ru;
Елена Александровна Яновская,
ст. преподаватель;
Елена Игоревна Третьякова, аспирант;
Александр Евгеньевич Сосенушкин, студент

×èòàéòå â ñëåäóþùåì íîìåðå

Кузнечно-штамповочное производство

- **Ì åäâåäåâ È.Ï .** Î áåñï å÷åí èå òî ÷í î ñòè êðóï í ûõ ï î êî âî ê, ï î ëó÷àåì ûõ í à êî âî ÷í ûõ ï ðåññàõ
- **Í àçàðÿí Ý.À., Êàõðèçè Ì .À.** Ôî ðì î èçì åí åí èå êî ëüöåâî ãî äèñêà

Прокатно-волочильное производство

- **Ãóðüÿí î â ÃÍ ., Æåëåçêî â Î .Ñ., Áàòàëî â ÃÂ.** Î äí î ðî äí î ñòü ì åõàí è÷åñêèõ ñâî éñòâ è òî ÷-í î ñòü äèàì åòðà ï ðî âî ëî êè êàê âàæí ûå ñî ñòàâëÿþùèå êà÷åñòâà ãåî ô èçè÷åñêèõ êàáåëåé è âèí òî âûõ ï ðóæèí

УДК 621.73.08

А.П. Моисеев, И.А. Сурков, И.В. Тимохин *(ООО "Надежность Плюс", Москва)*,
Д.А. Герасимов *(ООО "КвантоФорм", Москва)*

Разработка и оптимизация технологии ковки днища гидроцилиндра на основе моделирования

Проведено сравнение технологий ковки заготовок для днища цилиндра гидравлического пресса силой 35 МН в программе QForm-3D. Показано, что для предотвращения развития усталостных трещин в галтельном переходе в днище цилиндра следует применять технологию ковки, включающую в себя осадку слитка до необходимого диаметра, протяжку с последующей обрубкой и окончательную осадку плоскими плитами.

Finite element program QForm has been used for development and optimization of the open die forging of the hydrocylinder bottom. The purpose of optimization was increasing of the fatigue limit of the material in the critical zone that is in shoulder fillet of the hydrocylinder bottom. The new open die forging technology includes upsetting of the billet, cogging, cutting and further upsetting.

Ключевые слова: цилиндр гидравлического пресса; усталостное разрушение; дефекты слитка; моделирование; QForm.

Keywords: cylinder of hydraulic press; fatigue failure; defects of ingot; modeling; QForm.

Периодически повторяющиеся поломки цилиндров гидравлических прессов, работающих с большим числом нагружений за смену, часто рассматриваются персоналом завода как закономерное явление, особенно, если цилиндр проработал достаточно длительное время. В то же время, разрушение цилиндра сопряжено со значительными экономическими потерями, связанными, во-первых, с затратами на изготовление нового цилиндра, а во-вторых, с длительным простоем пресса или даже целой прессовой линии в случае отсутствия запасного цилиндра.

Разрушение цилиндров, как правило, имеет усталостный характер и образуется в следующих местах:

1) в месте галтельного перехода днища в стенку цилиндра;

2) в месте галтельного перехода бурта (фланца) в стенку цилиндра;

3) на внутренней поверхности стенки цилиндра.

В последнем случае поломки цилиндров чаще вызываются дефектами, внесенными при механической обработке, например, из-за подреза стенки при демонтаже бронзовой втулки. Анализ большого количества разрушений показал, что и в первом, и во втором случаях разрушения однотипны и вызваны усталостью металла обычно из-за высокой концентрации напряжений в галтели. Основной причиной концентрации напряжений являлись ошибки, допущенные на стадии проектирования базовых деталей, заключающиеся либо в неправильном выборе геометрических соотношений самого цилиндра, либо в создании таких условий совместной работы цилиндра и поперечины, в которую он монтируется, при которых не обеспечивалось равномерное опирание цилиндра по фланцу.

На рис. 1 представлена схема разрушения цилиндра пресса силой 50 МН. Цилиндр изготовлен из кованой стали 35. Механические свойства и характеристики сопротивления усталости и хрупкому разрушению этой стали подробно исследованы специалистами ПО "Уралмаш", г. Екатеринбург (Пылайкин П.А. Анализ разрушений базовых деталей мощных гидравлических прессов // Кузнечно-штамповочное производство. 1966. № 3. С. 21–27.)

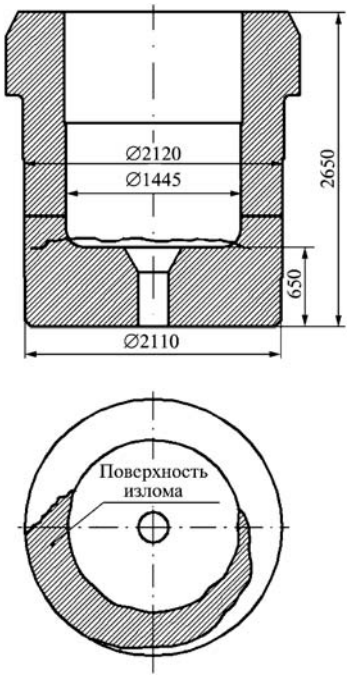


Рис. 1. Схема разрушения цилиндра пресса 50 МН

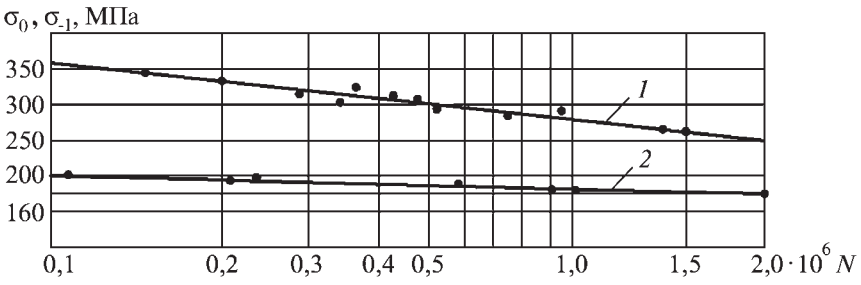


Рис. 2. Результаты усталостных испытаний образцов из стали 35 при симметричном и пульсирующем циклах:
1 – σ_0 = 251 МПа; *2* – σ_{-1} = 182 МПа

Как видно из результатов испытаний образцов, приведенных на рис. 2, предел выносливости при пульсирующем цикле нагружения для стали 35 на базе $2 \cdot 10^6$ циклов составляет 250 МПа.

На рис. 3 (см. обложку) представлено напряженное состояние цилиндра пресса 50 МН, полученное расчетом по методу конечных элементов в осесимметричной постановке. Величина растягивающих напряжений в области галтели днища составляет σ_1 = = 130 МПа, что почти вдвое ниже предела выносливости кованой стали 35. Стоит также отметить, что максимальные растягивающие напряжения возникают в области галтели фланца, однако разрушение произошло по галтели днища. Аналогичные трещины были обнаружены в днище цилиндра пресса силой 35 МН, изготовленного из той же стали. Расчет напряженного состояния этого цилиндра показал, что максимальные растягивающие напряжения в галтели днища достигали значения σ_1 = 170 МПа, что также существенно ниже предела выносливости стали.

Характеристики сопротивления усталости этой стали исследовали на крупногабаритных образцах, поэтому объяснить произошедшие разрушения снижением предела выносливости из-за влияния масштабного фактора нельзя.

Разрушения по такой же схеме происходили ранее в цилиндрах, изготовленных из стали 25 ГС, на прессах силой 30 и 70 МН для производства железнодорожных колес.

Цилиндры прессов 30, 35, 50 и 70 МН, о разрушении которых указано выше, имели сварно-кованные корпусы. Заготовка днища после осадки и токарной обработки приваривается к откованной обечайке и затем проводится их совместная механическая обработка. Конструкторами ПО "Уралмаш" было сделано предположение, что одна из причин снижения сопротивления усталости стали в зоне галтельного перехода днища связана с технологией его изготовления [1]. В центральной зоне слитка образуются внецентренные ликвации, которые при ковке слитка смещаются к периферийной части заготовки. Попадание областей ликваций на поверхность галтели в зоне действия максимальных растягивающих напряжений существенно снижает прочность материала при циклических нагрузках и является причиной возникновения трещин усталости.

Для проверки данного предположения в программе QForm-3D [2, 3] в осесимметричной постановке смоделирован процесс осадки плоскими плитами заготовки днища цилиндра пресса 35 МН. На рис. 4 показан чертеж днища цилиндра. Исходные данные для моделирования приведены в таблице.

На рис. 5 приведено искривление лагранжевых линий после осадки слитка. Для наглядности на слиток наложен чертеж днища цилиндра после токарной обработки. При ковке слитка лагранжевы линии в области галтели разворачиваются. Таким образом, после токарной обработки внутренней части поковки шнуры ликваций выходят на поверхность галтели в направлении, близком к нормальному и, соответственно, перпендикулярном направлению действия максимальных растягивающих напряжений.

На рис. 6 (см. обложку) показано распределение накопленных деформаций в заготовке. Распределение накопленных деформаций имеет неравномерный характер и по высоте слитка, и в радиальном направлении. После токарной обработки наиболее проработанной будет центральная зона днища, величина накопленных деформаций составляет ε = 1,8. В зоне галтельного перехода наблюдается снижение интенсивности деформирования металла, а ε = 1,5.

Таким образом, при данной технологии изготовления днища цилиндра существует возможность получения металла с незаваренными внутренними дефектами в зоне галтельного перехода, ориентированными перпендикулярно действию максимальных растягивающих напряжений, что неизбежно приведет к снижению характеристик сопротивления усталости в этой зоне.

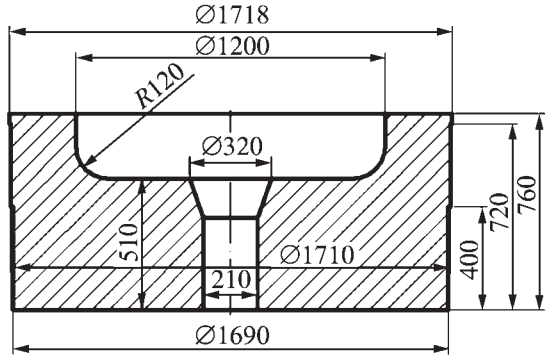
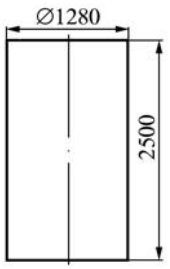


Рис. 4. Чертеж днища цилиндра пресса 35 МН

Исходные данные для моделирования процесса ковки

Параметр	Значение
Номинальная скорость, мм/с	35
Смазка инструмента	Нет
Материал заготовки	Сталь 35
Температура заготовки в начале процесса, °С	1250 (среднее значение)
Температура верхнего и нижнего инструментов, °С	250
Время транспортировки заготовки от индуктора к прессу, с	240
Исходные габаритные размеры заготовки, мм	
Габаритные размеры заготовки после осадки, мм	

Результаты моделирования подтверждаются данными усталостных испытаний [1] на образцах, вырезанных из разных участков днища разрушенного цилиндра пресса 70 МН. На рис. 7 представлены схемы вырезки образцов и результаты испытаний. В центральной зоне днища цилиндра предел выносливости стали при пульсирующем цикле нагружения составил 230 МПа, при этом в галтельной части – 165 МПа.

Устранение причины снижения предела выносливости в галтельной зоне днища цилиндра может быть достигнуто за счет изменения технологии его изготовления. Новая технология должна обеспечивать более интенсивную и равномерную деформацию слитка для заварки всех возможных внутренних дефектов.

На рис. 8 приведен технологический процесс ковки днища цилиндра гидравлического пресса. Ковка происходит за три выноса: осадка слитка до диаметра 1920 мм, протяжка до диаметра 1280 мм (рис. 9, см. обложку) с последующей обрубкой и окончательная осадка плоскими плитами. Моде-

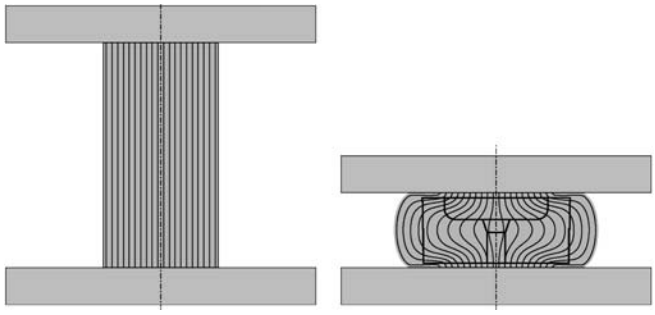


Рис. 5. Искривление лагранжевых линий при осадке слитка

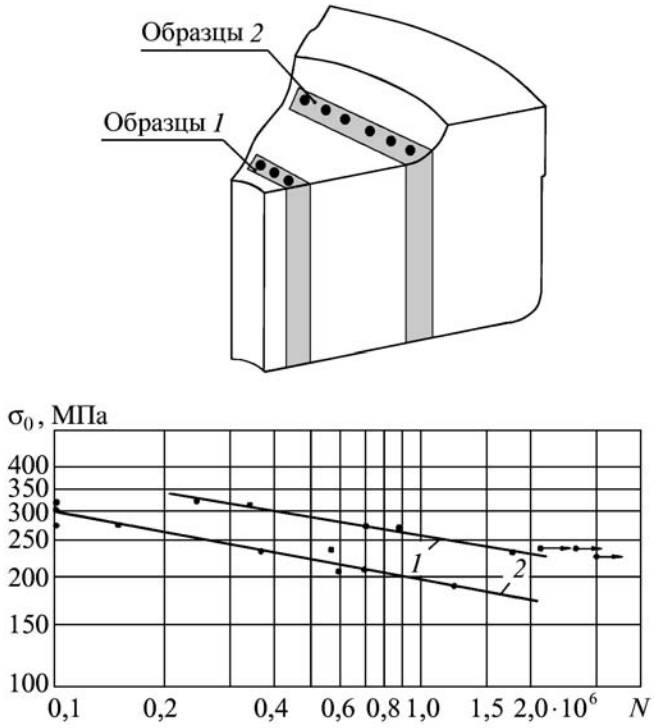


Рис. 7. Схема вырезки образцов *1* и *2* из днища цилиндра пресса 70 МН (сталь 25ГС) и результаты усталостных испытаний

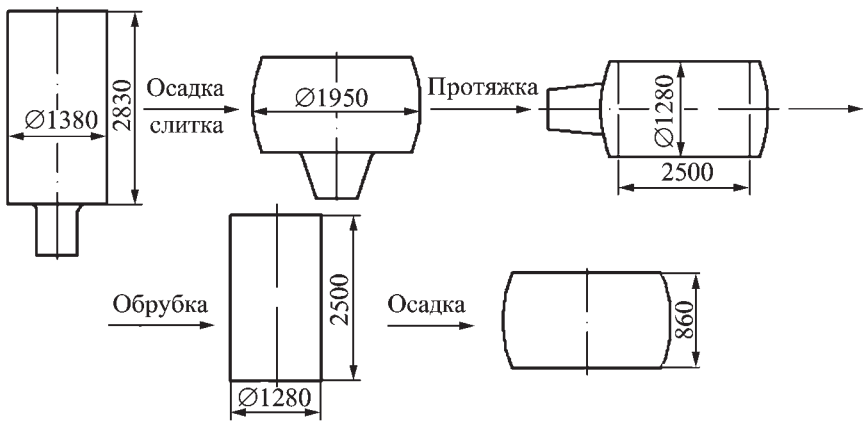


Рис. 8. Технологический процесс ковки днища цилиндра гидравлического пресса

лирование процесса ковки проведено в трехмерной постановке в программе QForm-3D. Распределение накопленных деформаций в заготовке, полученной по предложенной технологии (рис. 10, см. обложку), имеет более равномерный характер, а величина накопленных деформаций в области галтельного перехода составляет $\varepsilon = 4{,}7$, что втрое выше по сравнению с простой осадкой слитка.

Заключение. В программе QForm-3D проведено моделирование процесса ковки заготовки днища гидравлического пресса силой 35 МН по двум технологиям. Установлено, что при простой осадке слитка в галтельной зоне днища металл недостаточно проработан, и могут оставаться незаваренными внутренние дефекты, ориентированные перпендикулярно действию максимальных напряжений, что приводит к снижению характеристик сопротивления усталости. Измененная технология дает более равномерную проработку структуры материала. Значения накопленных деформаций в опасной зоне – в области галтели днища цилиндра – примерно в 3 раза больше, чем при однократной осадке слитка.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Мельников В.И., Монахов-Ильин Г.П., Пылайкин П.А., Сурков А.И.** Характеристики сопротивления усталости и хрупкому разрушению сталей для изготовления базовых деталей мощных прессов // Труды ВНИИМЕТМАШ, 1988. С. 76–84.

2. **Биба Н.В.** Разработка и применение программы моделирования трехмерной объемной штамповки QForm2D/3D // САПР и графика. 2001. № 9.

3. **Biba N., Stebunov S., Lishny A., Vlasov A.** New approach to 3D finite-element simulation of material flow and its application to bulk metal forming / 7-th International Conference on Technology of Plasticity, 27 Oktober – 1 November, 2002, Yokohama. P. 829–834.

Артём Павлович Моисеев, главный инженер;
Иван Александрович Сурков, зам. генерального директора, канд. техн. наук,
info@nadezhnost.com;
Игорь Владимирович Тимохин, инженер-прочнист;
Дмитрий Александрович Герасимов, инженер

УДК 621.73

И.П. Медведев *(ОАО "КАМАЗ", г. Набережные Челны),*
А.Т. Крук *(Воронежский государственный технический университет)*

Выбор оборудования для изготовления крупногабаритных поковок

Рассмотрена методика выбора оборудования для изготовления крупногабаритных поковок, применяемых в качестве заготовок в машиностроении. Показаны возможности и перспективы применения крупных кривошипных горячештамповочных прессов отечественного производства.

The equipment selection procedure for production of large-sized forgings used as blanks in mechanical engineering is considered. Capabilities and outlook for applying large-sized crank hot-forging presses of domestic manufacture are shown.

Ключевые слова: штамповка; работа пластической деформации; жесткость пресса; удельные показатели прессов.

Keywords: stamping; work of plastic deformation; press stiffness; specific indicators of presses.

В машиностроении применяется большое количество крупногабаритных поковок для деталей авиационных двигателей, большегрузных автомобилей, летательных аппаратов, другой транспортной техники.

Большинство кузнечно-прессового оборудования для изготовления заготовок установлено на заводах десятки лет назад и требует обновления. Модернизация и ремонт имеющихся станков связаны не только с большими затратами (нередко соизмеримыми со стоимостью новых изделий), но и не всегда осуществимы, так как большинство прессов было приобретено за рубежом и их выпуск давно прекращен.

Значительно проще и экономически выгоднее использовать потенциал отечественных предприятий, в частности ОАО "Тяжмехпресс" (г. Воронеж), специализирующееся на выпуске тяжелых механических прессов.

К сожалению, в последние годы продукция завода востребована в основном за рубежом. В табл. 1 приведены данные по поставке ОАО "Тяжмехпресс" *кривошипных горячештамповочных прессов* (КГШП) заказчикам (показана часть номенклатуры).

Даже для ведущих предприятий России значительная часть КГШП была закуплена за рубежом. По данным [1] ОАО "КАМАЗ" только отдельные виды прессового оборудования были поставлены предприятиями Воронежа и Краматорска (Украина).

1. Поставки КГШП производства ОАО "Тяжмехпресс"

Страна-заказчик	Число поставленных КГШП номинальной силой, МН									
	6,3	10	16	20	25	40	63	80	125	Всего
СССР, Россия	111	448	537	26	602	165	30	13	8	1940
Франция	–	1	1	–	3	2	2	1	–	10
Япония	–	25	36	–	7	5	4	–	–	77
США	–	–	1	–	1	1	3	–	2	8
Китай	–	2	11	–	18	12	2	2	1	48
Южная Корея	–	2	7	–	4	2	1	1	1	18
Италия	–	11	15	–	15	14	10	9	–	74
Испания	–	–	–	–	1	3	–	2	–	6
Мексика	–	–	2	–	–	–	–	–	1	3
Индия	–	12	11	–	7	1	–	1	1	33

Примечание. В настоящее время в ОАО "Тяжмехпресс" в производстве находятся КГШП 125 МН – 1 шт., КГШП 140 МН – 2 шт., КГШП 160 МН – 1 шт.

Из 64 КГШП основную часть составили прессы фирмы Šmeral (Чехия), которые работают с начала деятельности КАМАЗа (1976 г.) и все без исключения требуют замены.

В табл. 2 приведены данные о КГШП, применяемые на КАМАЗе [1] и полученные по импорту. Отметим, что оба пресса силой 120 МН фирмы Eumuco (Германия) на сегодняшний день находятся в критическом техническом состоянии.

По данным [1] всего на КАМАЗе ранее установлено 64 КГШП, из них более 90 % зарубежных фирм. Значительная часть оборудования требует замены. Аналогичная картина на предприятиях авиакосмической отрасли. В период строительства и модернизации промышленных предприятий страна вынужденно закупала зарубежное штамповочное оборудование, так как отечественные предприятия выпускали в основном прессы без систем автоматизации и средств технологического оснащения (штампов, вставок и др.).

ОАО "Тяжмехпресс" производит КГШП практически всего размерного ряда (см. табл. 1) со средствами автоматизации и оснащения на уровне ведущих фирм мира. Оснащение моторостроительных и других предприятий собственным оборудованием кроме экономического выигрыша позволяет ускорить и упростить транспортировку, наладку, модернизацию, ремонт. Однако при выборе оборудования необходимо квалифицированно обосновать выгодность его применения. Особенно это касается крупных КГШП, которые приобретаются в единичных количествах и поставляются по техническим заданиям заказчика.

Авторы статьи предлагают новый подход к обоснованию заказа на КГШП, который учитывает технические и экономические требования к готовым деталям, получаемым из поковок.

Для крупногабаритных лопаток авиационных двигателей по данным М.Ф. Идзона (Производство газотурбинных двигателей. М.: Машиностроение, 1966. 472 с.) припуск на перо составляет до 2 мм на средние лопатки (длина до 250 мм) и до 4 мм на большие (длина свыше 300 мм). Примерно такие же припуски имеют лопатки для турбин электростанций (длина деталей до 1450 мм). В этот же диапазон по [1] укладываются наиболее крупные заготовки автомобилей.

Величина припуска определяет допустимую недоштамповку на КГШП. Для ряда технологических операций, например, электрохимической размерной обработки, требуется обеспечить неравномерность припуска (как правило в пределах 1:1,5) и его минимальную величину. По данным [2] минимальный припуск на крупногабаритных поковках составляет не менее 1 мм, но при этом наблюдается

2. КГШП зарубежных фирм, применяемые на КАМАЗе

Фирма-поставщик	Число КГШП силой, МН					
	10	16	25	40	63	120
Šmeral (Чехия)	8	10	16	15	5	–
Eumuco (Германия)	–	–	–	–	–	2
Hasenclever (Германия)	–	2 (20 МН)	–	–	–	–
Новокраматорский машиностроительный завод (Украина)	–	1 (20 МН)	1 (31,5 МН)	–	–	–

значительный износ штамповой оснастки и снижение ее стойкости из-за сокращения допусков на износ оснастки.

Следующий параметр, который должен учитываться при выборе оборудования и оснастки, – возможность получения точности и качества поверхностного слоя элементов деталей, не требующих последующей механической обработки. Это могут быть боковые поверхности щек коленчатых валов двигателей и другие участки поковок. Здесь недоштамповка и погрешности заготовительной операции не могут превышать допусков на геометрические размеры такого элемента готовой детали.

Применительно к лопаткам, коленчатым валам двигателей жестко регламентируется стабильность угла закрутки (выкрутки) детали, который может достигать для крупных лопаток авиационных двигателей более 60°, а в энергетических машинах до 82°. У коленчатых валов углы достигают 60°. Погрешность угла закрутки для лопаток турбин по данным В.А. Подзея (Изготовление основных деталей авиадвигателей. М.: Машиностроение, 1972. 448 с.) составляет ±15 угловых минут, а для коленчатых валов по [1] – до ±30 угловых минут. Приведенные технологические требования необходимо учитывать при изготовлении поковок и через недоштамповку обосновывать номинальную силу (а следовательно, и модель) КГШП.

В лопаточных машинах наибольшая хорда лопаток может достигать 400 мм и это определяет допустимую величину недоштамповки.

На рис. 1 приведена схема расчета припуска по перу лопатки с учетом погрешностей от закрутки.

Из рис. 1 следует, что минимальный припуск Z составляет

$$Z = \Delta h + \Delta z, \qquad (1)$$

где Δh – погрешность положения при допустимой ошибке угла $\Delta\alpha$ (l_x – длина хорды); Δz – гарантированный припуск на механическую или электромеханическую размерную обработку (по данным В.А. Подзея составляет 0,3...0,4 мм).

Тогда

$$Z = \left(2 l_x \operatorname{tg} \frac{\Delta\alpha}{2} + \Delta z \right). \qquad (2)$$

Для больших лопаток с предельной хордой припуск на выходной кромке составит до 2,8 мм, что вызывает необходимость в ряде случаев локализовать такой припуск, но во всех вариантах штамповки целесообразно ограничивать недоштамповку величиной до 2...3 мм.

Сила штамповки зависит от размеров недоштамповки, поэтому для выбора пресса необходимо рассчитывать его основной параметр с учетом этого фактора.

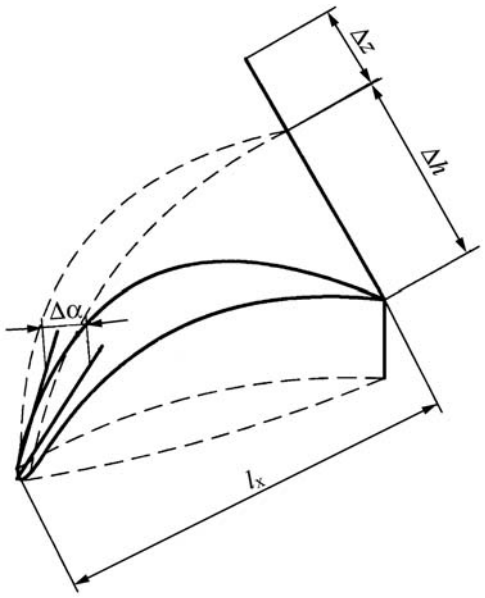


Рис. 1. Схема расчета минимального припуска на обработку заготовок после закрутки профиля пера

Если принять рациональную величину недоштамповки 2 мм (что не противоречит опыту, изложенному в [1], [2]), то можно в пределах стандартного ряда прессов выбрать оборудование с меньшей силой и соответственно получить выигрыш в его стоимости, затратах на амортизацию без заметных потерь на расход материала поковок.

Участки заготовок без последующей обработки, как правило, занимают незначительную часть детали, поэтому повышенный припуск на таких элементах поковок не окажет заметного влияния на коэффициент использования материала и массу изделия.

В работе И.И. Гирша, В.Ф. Волковицкого (Испытания механических горячештамповочных прессов. М.: ЦНИИТМАШ, 1957. 127 с.) приведен график, раскрывающий влияние недоштамповки на реализуемую силу и характеристики оборудования (рис. 2).

Как видно из рис. 2, основной показатель КГШП (номинальная сила пресса) резко возрастает в момент окончательного формирования профиля поковки и даже незначительное снижение величины недоштамповки требует большого увеличения силы пресса, что вызывает резкое повышение стоимости оборудования, его эксплуатации (затраты на энергию, площади, обслуживание, налоги), хотя при грамотной оценке силы пресса такие затраты можно существенно снизить.

Данные рис. 2 отражают результаты экспериментов и показывают частный пример выбора прессов.

По данным Е.Н. Ланского, А.Н. Банкетова (Элементы расчета деталей и узлов кривошипных прессов. М.: Машиностроение, 1966. 360 с.) выбор расчетных параметров некоторых видов прессов производится по следующим зависимостям:

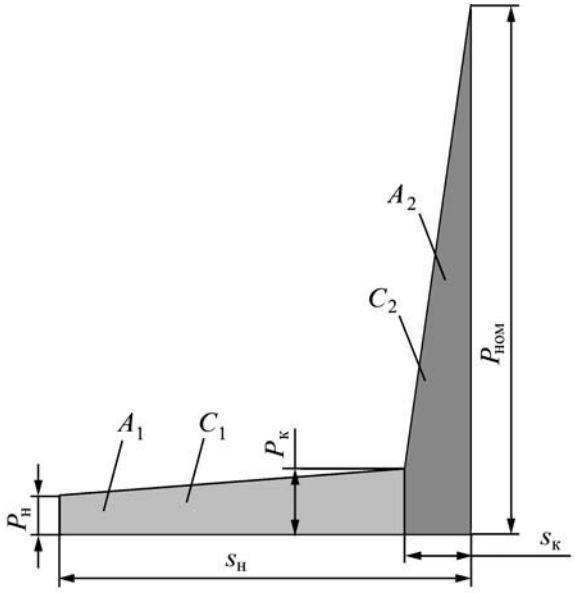


Рис. 2. Аппроксимированный график горячей штамповки заготовки:
$P_н$ – начальная сила нагружения пресса; $P_к$ – конечная сила; $P_{ном}$ – номинальная сила пресса; A_1, A_2 – работа пластической деформации на первом и втором этапе получения поковки; C_1, C_2 – жесткость пресса на этапах деформации; $s_н$, $s_к$ – номинальный и конечный ход ползуна

$$P_{ном} = (5..8,3)P_к;$$

$$s_к = 0,001s;$$

$$s = 7,7s_н;$$

$$A = A_1 + A_2 = (0,1..0,15)P_н s_н,$$

где s – общий ход ползуна.

В табл. 3 приведены результаты экспериментальной оценки номинальной силы прессов (по данным И.И. Гирша, В.Ф. Волковицкого).

Как следует из табл. 3, приведенные расчетные зависимости могут заметно отличаться от реальных результатов замеров по всем характеристикам прессов.

3. Параметры технологических графиков нагружения КГШП различной номинальной силы

$P_{ном}$	$P_н$	$P_к$	$s_н$	$s_к$
МН			мм	
10	0,430	1,326	40	2
20	0,637	2,14	50	2
25	1,03	3,14	60	2,5
30	1,75	4,9	65	2,5
40	2,62	7,07	75	3,0
60	4,033	11,04	95	3,75
80	5,73	15,9	120	4,5
100	6,96	19,62	135	5,0

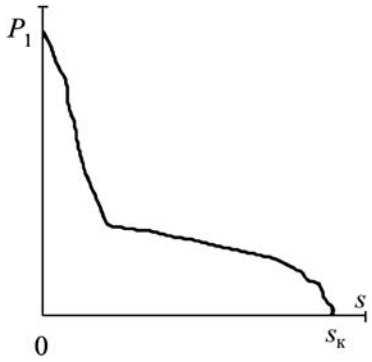


Рис. 3. Изменение силы в процессе штамповки:
P_1 – сила нагружения при штамповке

Однако они позволяют достаточно быстро установить место пресса в размерном ряду и предварительно выбрать типоразмер оборудования.

Применение для расчетов теоретических моделей создает определенные трудности, так как реальный график изменения силы при штамповке представляет кусочно-гладкую функцию типа показанной на рис. 3.

Для расчетов силы нагружения пресса авторы статьи использовали дискретные модели, которые на каждой операции по данным [3] могут определять такие показатели

$$P_1^{i+1} = \overline{P}_1 + C_н(\overline{v}_п - \overline{v}_c)\Delta\tau, \quad (3)$$

где $\overline{P}_1$ – сила сопротивления гидравлического нагружателя; $C_н$ – жесткость нагружателя; $\overline{v}_п, \overline{v}_c$ – скорость перемещения ползуна и стола пресса; $\Delta\tau$ – время действия силы на расчетном этапе.

Для технологического нагружения при изготовлении крупногабаритных поковок

$$\begin{cases} P_1^i + C_o(\overline{v}_п - \overline{v}_c)\Delta\tau, \ \alpha \le 0 \ (\alpha = \varphi_2 - \alpha_0); \\ P_1^{i+1} = q_1 + q_2 s_{i+1} + q_3 s_{i+1}^2 + q_4 s_{i+1}^3, \\ \alpha > 0 \ (\alpha = \varphi_2 - \alpha_0), \end{cases} \quad (4)$$

где C_o – общая жесткость пресса

$$C_o = \frac{1}{1/C_2 + 1/C_3 + 1/C_4 + 1/C_5 + 1/C_6}, \quad (5)$$

где C_2–C_6 – жесткости основных элементов; q_1, q_2, q_3 – численные эмпирические коэффициенты функции силы нагружения;

$$P(s) = q_1 + q_2 s + q_3 s + q_4 s, \quad (6)$$

α – угол поворота; α_0 – начальный расчетный угол; φ_2 – угловое перемещение эксцентрика главного вала.

В (4) $s_{i+1} = s_0 - l_1^i$, где $l_1^i = l_1^{i-1} + (\overline{v}_п - \overline{v}_c)\Delta\tau$.

При выборе прессов учитывают его возможности по получению точных поковок, что зависит от жесткости оборудования. При проектировании прессов удается снизить массу (а следовательно, и стоимость) при сохранении или повышении жесткости изделий.

На рис. 4 приведен обобщенный график жесткости отечественных и зарубежных прессов, а также показана динамика возрастания этого показателя в ОАО "Тяжмехпресс" за последний период времени.

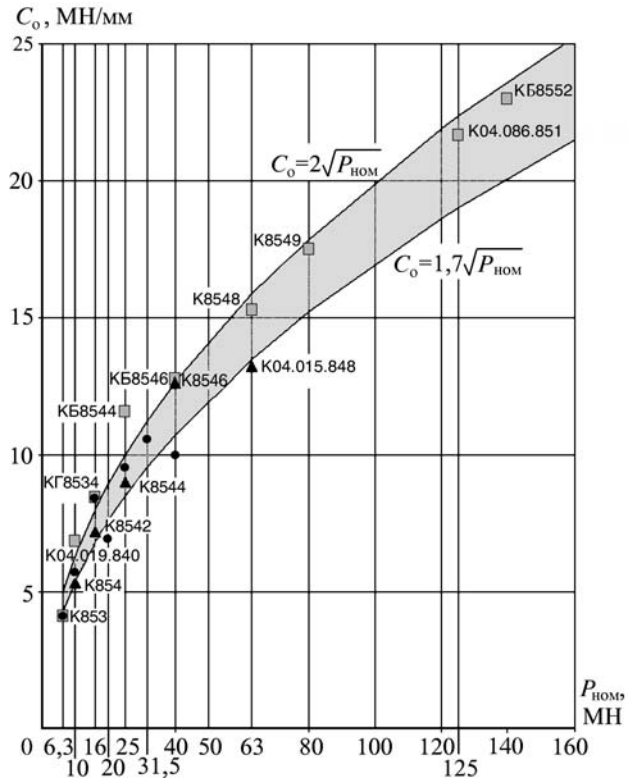


Рис. 4. Жесткость кривошипных горячештамповочных прессов: □, ▲ – прессы ОАО "Тяжмехпресс" 1980–1990-х гг. и 1970-х гг. соответственно; • – прессы иностранного производства, эксплуатируемые на предприятиях России

Жесткость прессов, приведенных на рис. 4, рассчитывали по эмпирическому соотношению

$$C_o = k\sqrt{P_{ном}}, \qquad (7)$$

где коэффициент k = 1,7 (был принят на основании имеющегося практического опыта эксплуатации КГШП).

Проведенные в России исследования и проектно-конструкторские работы позволили усовершенствовать заделку эксцентрикового вала в станине, перераспределить деформацию станины, соединений и принять в (7) коэффициент k = 2,0, что позволило отечественным прессам стать конкурентоспособными на мировом рынке [4].

Принятый размерный ряд КГШП следующий: 10; 16; 25; 40; 63; 80; 100; 125 и 160 МН.

Информация о прессах силой до 63 МН имеется в каталогах, а в отношении прессов свыше 63 МН информации совершенно недостаточно.

Основные требования при выборе прессов (касается всех типов):

• обеспечение качества и точности поковок с учетом последующей обработки заготовок механическими или физико-техническими методами;

• создание удобных и экономически выгодных условий эксплуатации у потребителя;

• техническое сопровождение и оперативное сервисное обслуживание, обеспечение комплектности оборудования, поставляемого изготовителем, на всем протяжении технологического процесса;

• конкурентоспособность относительно зарубежных фирм (качество, стоимость, сроки поставки, сопровождение и др.).

Со стороны заказчика прессов обычно указываются технические требования, определяющие параметры разрабатываемого или адаптируемого оборудования:

• силовые характеристики: силы пресса, верхнего и нижнего выталкивателя;

• энергетические показатели: мощность главного привода, потребление энергии при наибольшей частоте одиночных включений;

• геометрические размеры: размеры стола, боковых окон, расстояние между подштамповой плитой и ползуном в его нижнем положении и при верхнем положении регулировки, диапазоны регулировок.

Эксплуатационные требования к прессам включают в себя условия, которые заметно влияют на привлекательность продукции у потенциального заказчика:

• энергоемкость, в том числе на единицу продукции;

• размерные характеристики;

• весовые показатели;

• степень автоматизации;

• возможность быстрой переналадки и включение в автоматизированное производство;

• длительность эксплуатации до капитального ремонта или модернизации.

Для предварительной оценки характеристик приобретаемых больших КГШП можно использовать графики на рис. 5.

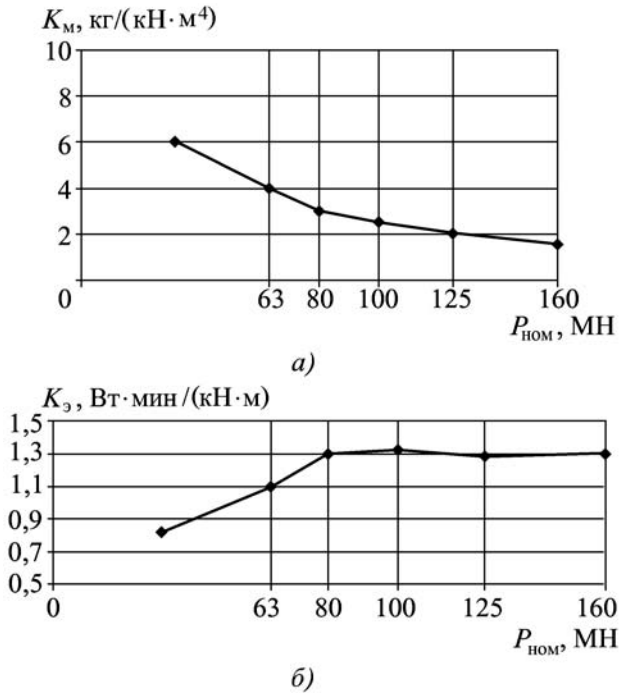


Рис. 5. Оценка показателей тяжелых прессов по номинальной силе:
а – удельная масса; *б* – удельный расход энергии

4. Характеристики прессов силой 110...160 МН

Параметр	Значения параметров КГШП фирм							
	Erie (США)	Eumuco	Hasen-clever	Sumitomo (Япония)		ОАО "Тяжмехпресс" (Россия)		
		Германия						
Номинальная сила, МН	120	120	160	110	160	100	125	160
Ход ползуна, м	0,508	0,5	0,52	0,533	0,7	0,5	0,52	0,6
Закрытая высота, м	2,32	1,8	1,914	1,823	2,35	1,8	1,8	1,9
Размеры стола, м:								
слева направо	2,171	2,24	2,26	2,305	2,4	2,15	2,7	2,3
спереди назад	2,578	2,8	2,6	2,692	3,55	2,8	3,1	3,5
Наибольшая частота одиночных ходов ползуна, $мин^{-1}$	5,8	5,6	6	5,6	4,7	6	6	5
Частота непрерывных ходов ползуна, $мин^{-1}$	31	30	34	30	25	36	32	28
Мощность главного двигателя, кВт	746	530	700	596	800	400	500	600
Масса пресса, т	1247	1250	1625	1089	2400	1200	1386	1800
Удельная масса	1,57	1,85	1,74	1,64	1,07	2,21	1,42	1,23
Удельный расход энергии	2,11	1,577	1,402	1,815	1,519	1,33	1,28	1,288

На рис. 5 показаны характеристики прессов по удельной массе (коэффициент $K_м$) и расходу энергии (показатель $K_э$):

$$K_м = \frac{m}{P_{ном} BsLH}, \quad (8)$$

где m – масса пресса; B, L – размеры стола; H – закрытая высота пресса;

$$K_э = \frac{N}{P_н sn_{од}}, \quad (9)$$

где N – номинальная мощность электродвигателя главного привода (оценивается при наибольшей частоте одиночных включений $n_{од}$).

Из рис. 5, *а* видно, что удельная масса снижается с ростом силы. Это объясняется положительным влиянием перераспределения деформации в пользу станины. С увеличением номинальной силы свыше 80 МН удельный расход энергии стабилизируется и составляет $K_э$ = 1,3 (см. рис. 5, *б*).

Характеристики освоенных и выпускаемых тяжелых КГШП отечественного и зарубежного производства приведены в табл. 4.

Выводы

1. При производстве крупногабаритных поковок целесообразно применять отечественные КГШП, которые по техническому уровню не уступают зарубежным образцам, а по стоимости и другим характеристикам имеют существенные преимущества, в частности, при изготовлении заготовок для больших лопаток двигателей транспортных средств и энергетики.

2. Предложена оценка КГШП с учетом показателей полного цикла изготовления деталей, позволивший ограничить излишний запас мощности прессов без ухудшения показателей качества поковок, но с получением улучшенных эксплуатационных характеристик оборудования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

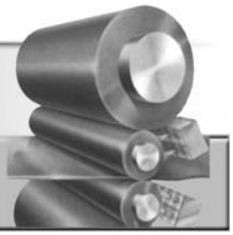
1. **Семендий В.И., Акаро И.Л., Волосов Н.Н.** Прогрессивные технология, оборудование и автоматизация кузнечно-штамповочного производства КАМАЗа. М.: Машиностроение, 1989. 304 с.

2. **Подзей В.А.** Малоотходная технология получения заготовок деталей машин в машиностроении. М.: Машиностроение, 1986. 48 с.

3. **Крук А.Т.** Проектирование и производство тяжелых кривошипных горячештамповочных прессов. Воронеж: ВГУ, 2003. 182 с.

4. **Современные** кузнечно-прессовые машины: мат. симпозиума фирмы SMS Hasenclever в В/О "Станкоимпорт". М.: Станкоимпорт, 1983. 97 с.

Игорь Петрович Медведев, председатель комитета по развитию производственной системы КАМАЗ;
Александр Тимофеевич Крук, д-р техн. наук,
kruk938@mail.ru



УДК 621.774.21.01

В.М. Душкин, В.И. Кузнецов *(Уральский государственный технический университет – УПИ, Екатеринбург),*
В.В. Собачкин *(Алтайский государственный технический университет, Барнаул)*

Разработка математической модели для определения деформационных и геометрических параметров инструмента бухтового волочения тонкостенных труб на самоустанавливающейся оправке*

Проведен анализ процесса изготовления тонкостенных труб методом бухтового волочения на самоустанавливающейся оправке. Анализ выявил необходимость проведения дальнейших исследований и совершенствования процесса. Разработана инженерная методика проектирования маршрутов волочения труб, учитывающая равновесие оправки в очаге деформации и критерии устойчивости процесса. Созданы программы для автоматизации расчета технологических параметров, которые значительно сокращают время на подготовку и внедрение новых маршрутов волочения.

The analysis of process of manufacturing of thin-walled pipes by roller drow on counterbalance ship is carried out. The analysis has revealed necessity of realization of the further researches and perfection of process. The engineering technique of designing of routes drow of pipes is developed. It takes into account balance of ship in the center of deformation and criterion of stability of process. The programs for automation of account of technological parameters are created. They substantially will reduce time to preparation and introduction of new routes drow.

Ключевые слова: модель определения деформации; параметры инструмента; бухтовое волочение; тонкостенная труба; самоустанавливающаяся оправка.

Keywords: model for definition deformation; parameters of the tool; roller drow; thin-walled pipe; balanceble mandrel.

Процесс бухтового волочения является одним из высокопроизводительных процессов, так как при его использовании возможно применение длинномерных заготовок и обработка трубы на больших скоростях, превышающих скорости на линейных станах в 10 и более раз. Машинное время в цикле волочения составляет большую долю.

На российских предприятиях бухтовое волочение стальных труб на самоустанавливающейся оправке занимает незначительное место, тонкостенные и капиллярные стальные трубы таким способом в нашей стране не изготовляются.

Для определения возможности изготовления тонкостенных труб методом бухтового волочения на самоустанавливающейся оправке проведен анализ процесса и существующих его исследований. Это позволило установить степень использования известных результатов и необходимость проведения дальнейших исследований и совершенствования процесса.

Большое количество стальных тонкостенных труб малого диаметра в настоящее время производят холодной прокаткой в сочетании с безоправочным волочением, применяемым на заключительном этапе производства. Одна из технологических схем изготовления труб размером 2,0×0,2 мм из сплава 29НК приведена в табл. 1.

Заготовкой для последующей обработки служит горячекатаная труба размером 83×6,5 мм. После механической обработки внутреннего диаметра трубы на

* Статья представляет труды 5-й Российской конференции "Математическое моделирование и компьютерный инженерный анализ", которая прошла в ноябре 2008 г. в Уральском государственном техническом университете.

1. Маршруты, технология и оборудование при изготовлении труб 2,0×0,2 мм из сплава 29НК

Номер перехода	Размеры труб, мм	Вид обработки	Оборудование, вид деформации	Средняя производительность оборудования за год, м/ч	Величина вытяжки за переход
–	83×5,5	Заготовка			
1	45×3,6	Правка, т/о, шлифование	ХПТ-90	178	2,86
2	27×2,1		ХПТ-55/32	180	2,83
3	18×0,6	т/о	ХПТРВ	35	5,01
4	14×0,63	б/отж	ХВТ, б/о	350	1,24
5	11×0,65	Правка, т/о, шлифование	ХВТ, б/о	350	1,25
6	9×0,22	б/отж	ХПТР-8/15	37	3,48
7	8×0,23		б/в, б/о	609	1,08
8	6,5×0,24	Правка, т/о		609	1,19
9	5,85×0,17	б/отж	д/о	30	1,56
10	5,0×0,17		б/в, б/о	609	1,18
11	4×0,18				1,19
12	3,2×0,18	т/о			1,26
13	2,5×0,19	б/отж			1,24
14	2×0,2				1,28

Обозначения: т/о – термическая обработка; б/отж – обработка труб осуществляется без отжига; б/о – безоправочное волочение; б/в – бухтовое волочение; д/о – длинноправочное волочение.

размер 83×5,5 мм осуществляют подготовку трубы к прокатке по существующей технологии.

Прокатку согласно технологической схеме производят на станах ХПТ, ХПТР и ХПТРВ. Обработку труб по переходам 4, 5 (см. табл. 1) осуществляют на линейных станах холодного волочения. Перед обработкой трубы подвергаются химическому травлению и омылению внутренней и наружной поверхностей. Средняя производительность за год стана ХВТ составляет 350 м/ч, а величина вытяжки за два прохода – только 1,55, что значительно меньше, чем при волочении на самоустанавливающейся оправке.

После холодного волочения трубы подвергаются правке, порезке и шлифованию. Эти операции являются подготовительными и требуют значительных затрат времени.

Для получения необходимой толщины стенки трубы на переходе 6 (см. табл. 1) осуществляется прокатка на стане ХПТР. После перехода 8 производят правку и порезку труб на мерные длины для последующего длинноправочного волочения. Данная операция предназначена для получения необходимой толщины стенки трубы. Дальнейшую обработку труб осуществляют бухтовым безоправочным волочением на барабанных проволочных станах.

Рассмотренная технологическая схема производства труб тонкостенного сортамента обладает следующими существенными недостатками: низкая производительность оборудования, невысокая точность готового изделия после безоправочного волочения, малая длина готовых труб и высокий коэффициент расхода металла.

Предлагаемая технологическая схема производства стальных тонкостенных труб, основанная на бухтовом волочении с применением самоустанавливающейся оправки, приведена в табл. 2.

В представленной технологической схеме на первых трех переходах трубы обрабатывают по существующей технологии. Обработка на переходах № 1–14 (см. табл. 2) проводится на стане бухтового волочения, средняя производительность составляет 609 м/ч.

Такая технологическая схема производства труб по сравнению с действующей технологической схемой имеет следующие преимущества: отсутствие операций правки, резки и шлифования, а также некоторых операций подготовки труб к волочению, снижение коэффициента расхода металла, бóльшая длина готовой трубы.

Таким образом, более эффективной является технологическая схема производства труб, основанная на применении бухтового способа обработки труб на самоустанавливающейся оправке.

На рис. 1 приведена схема очага деформации, в которой выделено пять зон: *1* – зона безоправочного волочения; *2* – зона контакта трубы с конической частью оправки; *3* – зона контакта трубы с конической

2. Маршруты, технология и оборудование при изготовлении труб 2,0×0,2 мм из сплава 29НК бухтовым способом на самоустанавливающейся оправке

Номер перехода	Размеры труб, мм	Вид обработки	Оборудование, вид деформации	Средняя производительность оборудования за год, м/ч	Величина вытяжки за переход
–	83×5,5	Заготовка			
1	57×4,5	Правка, т/о, шлифование	ХПТ-90	178	2,54
2	38×3		ХПТ-55	180	2,25
3	22×1,3	т/о	ХПТ-32	180	3,9
4	18,5×1,1	с/о, б/в	с/о, б/в	609	1,4
5	15,5×0,9	т/о			1,46
6	13×0,75	с/о, б/в			1,43
7	10,7×0,62	т/о			1,47
8	8,9×0,51	с/о, б/в			1,46
9	7,4×0,42	т/о			1,46
10	6,2×0,35	с/о, б/в			1,43
11	5,1×0,29				1,47
12	4,2×0,25				1,41
13	3,5×0,21				1,43
14	3,0×0,18				1,36
15	2,0×0,2	б/в	б/о, б/в		1,4

О б о з н а ч е н и е: с/о – обработка на самоустанавливающейся оправке.

частью оправки; *4* – калибрующая зона оправки и волоки; *5* – зона контакта внутренней поверхности трубы с калибрующей частью оправки. Примем допущение, что толщина стенки трубы в зоне *1* изменяется линейно, а внутренняя поверхность трубы имеет вид прямой и наклонена к оси волочения под углом γ.

Из геометрических соотношений схемы очага деформации составим уравнение для определения угла наклона:

$$\mathrm{tg}\gamma = \frac{2(\Delta S + \Delta S_{\text{ос}} + S_{\text{к}}) + D_{\text{н}} - D_{\text{к}} - 2S_{\text{н}}}{\frac{(D_{\text{н}} - D_{\text{к}})}{\mathrm{tg}\alpha}}, \qquad (1)$$

после преобразований получим:

$$\gamma = \mathrm{arctg}\left[\left(1 + \frac{2K_{\text{н}}\varepsilon_{S_{\text{ос}}}}{\varepsilon_D}\right)\mathrm{tg}\alpha\right], \qquad (2)$$

где α – угол волоки; $\varepsilon_D = \frac{\Delta D}{D_{\text{н}}}$ – относительное обжатие трубы по диаметру ($\Delta D = D_{\text{н}} - D_{\text{к}}$); $K_{\text{н}} = \frac{S_{\text{н}}}{D_{\text{н}}}$ – толстостенность трубной заготовки; $D_{\text{н}}$, $S_{\text{н}}$ – соответственно наружный диаметр и толщина стенки заготовки трубы; $\varepsilon_{S_{\text{ос}}} = \frac{\Delta S_{\text{ос}}}{S_{\text{н}}}$ – относительное изменение толщины стенки в зоне безоправочного волочения; $\Delta S_{\text{ос}}$ – абсолютное изменение толщины стенки трубы.

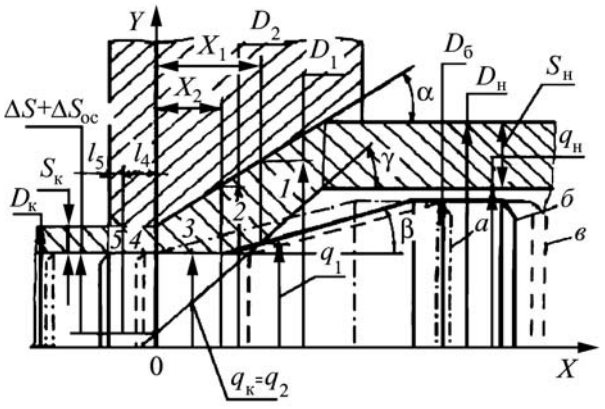


Рис. 1. Схема очага деформации при волочении труб на самоустанавливающейся оправке:
а – крайнее переднее положение оправки; *б* – промежуточное положение оправки; *в* – крайнее заднее положение оправки

Величину $\varepsilon_{S_{oc}}$ согласно работе [1] определяют по формуле

$$\varepsilon_{S_{oc}} = \frac{1{,}5\cos(2\pi K_н) - 0{,}5}{\dfrac{2QE}{E(1-(2Q-1)E+QE^2)} - 1}, \qquad (3)$$

где $Q = 1 + f_в \mathrm{ctg}\alpha$; $E = \left(1 - \dfrac{S_{ср.к}}{S_{ср.н}}\right)(1 - K_н)$; $S_{ср.н}$, $S_{ср.к}$ – соответственно средняя толщина стенки и готовой трубы; $f_в$ – коэффициент трения между волокой и трубой.

Для крайних положений оправки (см. рис. 1, *а* и *б*) определим интервал ее возможных перемещений. При размещении оправки в крайнем переднем положении (см. рис. 1, *б*) контакт внутренней поверхности трубы с ее коническим участком отсутствует, и обжатие стенки трубы происходит на цилиндрическом участке оправки, его можно представить выражением:

$$\Delta S_ц = \frac{\Delta S + \Delta S_{oc}}{\mathrm{tg}\gamma}\mathrm{tg}\alpha, \qquad (4)$$

где ΔS – изменение толщины стенки трубы в процессе волочения ($\Delta S = S_н - S_к$); γ – угол наклона внутренней поверхности трубы в зоне безоправочного волочения.

Крайнее переднее положение оправки обусловлено тем, что все обжатие стенки трубы реализуется на ее коническом участке и определяется $\Delta S_ц = 0$. Следовательно, в зависимости от положения оправки в очаге деформации обжатие стенки трубы на цилиндрическом участке оправки изменяется в пределах

$$0 \le \Delta S_ц \ge \frac{\Delta S + \Delta S_{oc}}{\mathrm{tg}\gamma}\mathrm{tg}\alpha. \qquad (5)$$

Разделив части неравенств на $\Delta S + \Delta S_{oc}$ и обозначив $C = \dfrac{\Delta S_ц}{\Delta S + \Delta S_{oc}}$, получим следующее неравенство:

$$0 \le C \ge \frac{\mathrm{tg}\alpha}{\mathrm{tg}\gamma}, \qquad (6)$$

где C – параметр, определяющий положение оправки в очаге деформации.

Из геометрических соотношений определим протяженность зон контакта внутренней поверхности трубы с коническим и цилиндрическим участками оправки в зависимости от величины C. Обозначим параметры, определяющие протяженность зон контакта с коническим и цилиндрическим участками оправки соответственно X_1 и X_2.

Для определения величин X_1 и X_2 составим уравнения прямых, проходящих под углами γ и β к оси волочения:

$$\begin{cases} Y_1 = \dfrac{2X_1\mathrm{tg}\alpha\left(\dfrac{q_н}{2} - F\right)}{D_н - D_к}; \\ Y_2 = X_1\mathrm{tg}\beta - \dfrac{\Delta S_ц \mathrm{tg}\beta}{\mathrm{tg}\alpha} + \dfrac{q_н}{2}, \end{cases} \qquad (7)$$

где $F = \dfrac{q_к}{2} - \Delta S - \Delta S_{oc}$. После решения зависимости (7) относительно X_1 и соответствующих преобразований протяженность зоны контакта внутренней поверхности трубы с коническим участком равна:

$$X_1 = \frac{\Delta S + \Delta S_{oc} - \Delta S_ц \dfrac{\mathrm{tg}\beta}{\mathrm{tg}\alpha}}{\mathrm{tg}\gamma - \mathrm{tg}\beta}. \qquad (8)$$

Протяженность зоны, на которой происходит обжатие стенки трубы на цилиндрическом участке оправки, определяется выражением

$$X_2 = \frac{\Delta S + \Delta S_{oc}}{\mathrm{tg}\alpha}. \qquad (9)$$

Вследствие изменения положения оправки в процессе волочения протяженность этих зон также изменяется. Для удобства анализа выражений (8) и (9) разделим их на $D_н$, тогда протяженность этих зон в относительных единицах

$$X_1^1 = \frac{K_н\left(1 - C\dfrac{\mathrm{tg}\beta}{\mathrm{tg}\alpha}\right)(\varepsilon_S + \varepsilon_{S_{oc}})}{\mathrm{tg}\gamma - \mathrm{tg}\beta} \qquad (10)$$

и

$$X_2^1 = \frac{K_н C(\varepsilon_S - \varepsilon_{S_{oc}})}{\mathrm{tg}\alpha}, \qquad (11)$$

где $\varepsilon_S = \dfrac{\Delta S}{S_н}$ – относительная деформация по стенке трубы.

Подставив в выражение (11) значение параметра C, после преобразований получим выражение для определения интервала возможных перемещений оправки

$$0 \le X_2 \ge \frac{\Delta S + \Delta S_{oc}}{\mathrm{tg}\gamma}. \qquad (12)$$

Полученное неравенство является основным критерием устойчивости процесса. Только в этом интервале возможно осуществлять волочение без нарушения геометрии трубы и исключения деформации заготовки на конической части оправки.

В результате перемещения оправки в очаге деформации происходит изменение поперечных сечений трубы в зонах 1–3. Выразим их через внутренний и наружный диаметр трубы в начале и в конце этих зон в относительных единицах:

$$q_н = q_2 = 1 - \varepsilon_D - 2K_н(1 - \varepsilon_s);$$

$$D_2 = q_н + 2X_2^1 \mathrm{tg}\alpha;$$

$$q_1 = q_2 + 2(X_1^1 - X_2^1)\mathrm{tg}\beta; \qquad (13)$$

$$D_1 = q_1 + 2X_1^1 \mathrm{tg}\alpha.$$

Полученные выражения (13) применяют для определения площадей поперечного сечения трубы в каждой зоне очага деформации в зависимости от положения оправки.

Теоретические исследования перемещения оправки позволили установить, что устойчивость процесса зависит не только от геометрии инструмента, но и от деформационных параметров: относительного изменения толщины стенки в зоне безоправовочного волочения $\varepsilon_{S_{oc}}$ и деформации по стенке трубы ε_S. При этом должно соблюдаться условие $\varepsilon_S \geq |\varepsilon_{S_{oc}}|$.

Рассмотрим пределы изменения, ранее принятых и установленных в настоящей статье, геометрических и деформационных критериев устойчивости процесса. На основании этих критериев проведем численный анализ полученных зависимостей и по его результатам определим границы устойчивости процесса и их изменение в зависимости от варьируемых параметров.

Геометрическими критериями устойчивости процесса являются: интервал возможных перемещений самоустанавливающейся оправки в очаге деформации. При $C = 0$ оправка находится в крайнем переднем положении, дальнейшее выдвижение оправки за крайнее переднее положение приводит к уменьшению толщины стенки протягиваемой трубы или ее обрыву (см. рис. 1, *а*), т.е. при величине $C \leq 0$ нарушается условие (3) и процесс является неустойчивым:

$$C \leq 0. \qquad (14)$$

Крайнее заднее положение оправки определяется по соотношению (6) при величине $C = \dfrac{\mathrm{tg}\alpha}{\mathrm{tg}\gamma}$.

К деформационным критериям устойчивого процесса волочения труб на самоустанавливающейся оправке следует отнести следующее. При обработке труб толстостенного сортамента $K_н \geq 0{,}18$ в зоне безоправочного волочения наблюдается утонение стенки трубы [4], это приводит к отсутствию контакта внутренней поверхности трубы с коническим участком оправки. Величина, характеризующая этот контакт и определяемая по выражению (11), принимает отрицательное значение в том случае, если деформация по стенке трубы ε_S меньше, чем утонение стенки трубы $\varepsilon_{S_{oc}}$ (рис. 2, *в*).

Следовательно, для осуществления устойчивого процесса волочения необходимо соблюдать условие [1]:

$$\varepsilon_S \geq |\varepsilon_{S_{oc}}|. \qquad (15)$$

Как показал анализ выражения (11), величина X_2^1 имеет отрицательное значение в том случае, если величина $\varepsilon_{S_{oc}}$ будет отрицательной и больше ε_S. В этом случае контакт внутренней поверхности трубы с коническим участком оправки происходит на пересечении конического и цилиндрического участков трубы (см. рис. 2, *в*). Поэтому оправка совершает осевое перемещение вперед и нарушается условие ее силового равновесия в очаге деформации. Таким образом, при расчетах по формулам (10), (11) необходимо соблюдать условие (15).

Следующим критерием устойчивости процесса является условие, установленное в работах [2, 3], оно получено сопоставлением экспериментальных данных с результатами расчета и представлено в виде

$$\left(\frac{D_б}{q_к}\right)_{\min} \leq \left(\frac{D_б}{q_к}\right)_{факт} \leq \left(\frac{D_к}{q_к}\right)_{\max}, \qquad (16)$$

где $D_б$ – диаметр бочки оправки; $q_к$ – диаметр калибрующей части оправки.

Величина $\left(\dfrac{D_б}{q_к}\right)_{\max}$ устанавливается теоретически из условия возможно допустимой деформации трубной заготовки за один проход и определяется по формуле [3]:

$$\left(\frac{D_б}{q_к}\right)_{\max} = \frac{1 - 2K_н - \dfrac{\Delta}{D_н}}{(1-\varepsilon_D) - 2K_н(1-\varepsilon_S)}, \qquad (17)$$

где Δ – зазор между внутренним диаметром трубы и бочкой оправки, в расчетах принимаем $\Delta = 0{,}03D_н$.

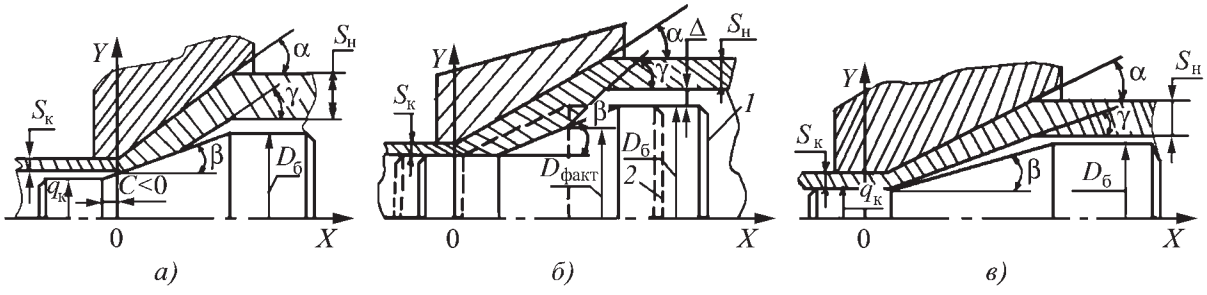


Рис. 2. Схема положения оправки в очаге деформации:
а – обрыв трубы при неравновесном положении оправки; *б* – посадка внутренней поверхности трубы на бочку оправки; *в* – деформация трубы по стенке меньше, чем утонение трубы в безоправочной зоне

Принимаем, что $\left(\frac{D_б}{q_к}\right)_{факт} = \left(\frac{D_б}{q_к}\right)_{max}$, а величина $\left(\frac{D_б}{q_к}\right)_{min}$ определяется из расчетов с учетом равновесия оправки в очаге деформации [1]:

$$\left(\frac{D_б}{q_к}\right)_{min} = 1 + \frac{2(X_1^1 - X_2^1)\mathrm{tg}\beta}{1-\varepsilon_D - 2K_н(1-\varepsilon_S)}. \quad (18)$$

Поэтому условие стабильного волочения труб на самоустанавливающейся оправке имеет вид:

$$\left(\frac{D_н}{q_к}\right)_{min} \le \left(\frac{D_н}{q_к}\right)_{факт}. \quad (19)$$

Невыполнение данного условия приводит к посадке внутренней поверхности трубы на бочку оправки. Иллюстрация этого условия представлена на рис. 2, *б*.

Для осуществления устойчивого процесса труб на самоустанавливающейся оправке должно выполняться условие:

$$\sigma_{S_в} \le \sigma_{S_к}, \quad (20)$$

где $\sigma_{S_в}$ – напряжение волочения; $\sigma_{S_к}$ – предел текучести материала после выхода его из деформационной зоны. Несоблюдение этого условия приводит к обрыву труб при волочении на самоустанавливающейся оправке.

Рассмотренные критерии устойчивого волочения на самоустанавливающейся оправке необходимы для определения численных значений граничных условий для различного сортамента обрабатываемых труб. Рассмотрим граничные условия устойчивости процесса. Примем, что при выполнении условий, которые определяются выражениями (14) и (15), образуется нижняя граница – *1*, а при выполнении условий (19) и (20) верхняя граница – *2*.

По разработанной программе произвели численный расчет граничных условий устойчивого волочения труб на самоустанавливающейся оправке. Исходными данными для этих расчетов были следующие параметры процесса.

Форма поперечного сечения трубы, характеризуемая параметрами $K_н$ и $K_к$, угол волоки α, величина калибрующего участка волоки $l_{к.в} = S_н$ и оправки $l_{к.о} = \frac{(\Delta S + \Delta S_{ос})(1+\mathrm{tg}\gamma) + \mathrm{tg}\gamma S_н}{\mathrm{tg}\gamma}$. Величина общей вытяжки за переход μ_o определяется в зависимости от толстостенности заготовки $K_н$ и готовой трубы $K_к$, для расчетов принимаем $\mu_o = 1{,}4$.

Физико-механические свойства материала определяются по методу наименьших квадратов, где устанавливаются коэффициенты аппроксимации *A* и *m*. Деформацию по стенке μ_S в начальной стадии расчета принимаем равной 0,01 или $\varepsilon_S = 1$ %. Угол оправки определяем по формуле

$$\beta = \alpha - 0{,}0174 \text{ рад}, \quad (21)$$

но при этом должно соблюдаться условие $\alpha \ge \beta \ge \rho$, где ρ – угол трения.

Деформацию по диаметру трубы определяем по формуле

$$\varepsilon_D = 1 - \frac{1-K_н}{\mu_o(1-\varepsilon_S)} - K_н(1-\varepsilon_S). \quad (22)$$

Расчет граничных условий процесса ведем применительно к обработке труб из сплава 29НК, это связано с тем, что материал является трудно деформируемым и в дальнейшем применяется для проведения экспериментальных исследований в лабораторных и производственных условиях.

Согласно практическим рекомендациям [4] угол волоки принимаем равным α =0,26 рад. Коэффициент трения между волокой и трубой принимаем равным $f_в$ = 0,08 [1], а между внутренней поверхностью трубы и оправкой – f_o = 0,072 [1].

Физико-механические свойства сплава 29НК [5] описываются параметрами: $\sigma_{S_н} = 340$ МПа – начальный предел текучести материала; $a = 1{,}13$; $b = 0{,}962$ – коэффициенты кривой упрочнения. Коэффициент вытяжки за переход $\mu_o = 1{,}4$ для данной толстостенности трубы $K_к$.

Варьируемыми параметрами являются коэффициент вытяжки по стенке трубы μ_S, угол оправки β и толстостенность трубы $K_н$. Результаты расчетов показали, что при заданных значениях параметров α, β, μ_o, f_o, $f_в$ и $K_к$ можно (внутри области устойчивости процесса, которые находятся в границах *1* и *2*) определить такое значение вытяжки по стенке трубы μ_S, при котором будут выполняться критерии устойчивости процесса (14)–(16), (19), (20) и будет обеспечено стабильное волочение.

С увеличением толстостенности готовой трубы $K_к$ или заготовки $K_н$ верхняя граница *2* имеет тенденцию к уменьшению. Физический смысл заключается в следующем: с увеличением $K_к$ и $K_н$ уменьшается абсолютный внутренний диаметр трубы, соответственно снижается и величина $\left(\frac{D_б}{q_к}\right)_{факт}$, определяемая по формуле (18).

Физический смысл появления нижней границы *1* объясняется следующим: при волочении труб с толстостенностью, равной $K_н$ = 0,2 и больше, в зоне безоправочного волочения согласно формуле (3) происходит утонение стенки трубы и условие (15) не выполняется. Прямая, соединяющая эти две границы, свидетельствует о том, что при данной разнице углов волоки и оправки $\alpha - \beta$ волочение труб с толстостенностью, превышающей значение 0,2, оправочное волочение неосуществимо. Это связано с тем, что внутренняя поверхность в зоне безоправочного волочения не контактирует с цилиндрическим участком оправки.

Из вышеизложенного можно сделать вывод, что с увеличением толстостенности трубы устойчивость

процесса снижается, это не противоречит физическому смыслу процесса и соответствует результатам экспериментальных исследований [2]. Такая тенденция наблюдается и при увеличении разности углов волоки и оправки, что подтверждается результатами экспериментальных исследований [2].

Таким образом, для осуществления устойчивого процесса волочения труб на самоустанавливающейся оправке при обработке труб с толстостенностью $K_н \le$ $\le 0{,}2$ угол оправки β должен быть меньше угла волоки α на величину от 0,035...0,052 рад, а при $K_н \ge 0{,}2$ угол оправки β должен быть меньше угла волоки α на 0,0696...0,1047 рад.

Вследствие большого разнообразия существующих процессов волочения необходима разработка обобщенной модели, позволяющая определить основные зоны очагов деформации и их изменение при различных процессах. Наиболее обобщенной является модель процесса волочения труб на самоустанавливающейся оправке.

Примем за основу математическую модель данного процесса. Она состоит из следующих математических подобластей: безооправочное волочение, волочение на коническом и цилиндрическом участках.

Основываясь на теоретических исследованиях в области методов конечных элементов, предлагаются следующие схемы: разбиение очага деформации на участки. Первый участок – безоправочное волочение; второй участок – волочение на конической или криволинейной поверхности; третий участок – волочение на цилиндрической поверхности.

В настоящей работе поставлена задача определения рациональных маршрутов обработки труб на самоустанавливающейся оправке, которая позволит учитывать статическое равновесие оправки в очаге деформации, геометрические и деформационные критерии устойчивости процесса, физико-механические свойства материала, коэффициенты трения, размеры готовой трубы и угол волоки.

В результате решения задачи устанавливаются следующие параметры процесса: угол оправки, величина обжатия за переход и ее распределение по диаметру и стенке трубы, размеры волочильного инструмента и трубной заготовки, напряжения и силы волочения.

Полученные аналитические зависимости для определения продольных и нормальных напряжений и осевых сил, действующих на самоустанавливающуюся оправку в процессе волочения труб, можно применять при проведении численного анализа теоретических исследований процесса, которые представлены в табл. 3 и 4.

Для численной реализации теоретических решений разработан алгоритм и программа на ЭВМ в интерактивном режиме.

Разработанная инженерная методика проектирования маршрутов волочения труб учитывает силовое равновесие оправки в очаге деформации, геометрические и деформационные критерии устойчивости процесса.

Созданные программы позволяют автоматизировать расчет технологических параметров процесса, что в значительной степени сократит время на подготовку и внедрение новых маршрутов волочения труб и поможет проанализировать существующие маршруты волочения для обеспечения их устойчивости.

Экспериментальные исследования, проведенные в производственных условиях, и разработанная инженерная методика проектирования маршрутов волочения труб на самоустанавливающейся оправке подтверждают, что при разработке технологических процессов волочения профилей необходимо учитывать границы их устойчивости.

Таким образом, в результате теоретического исследования процесса бухтового волочения труб на самоустанавливающейся оправке разработан комплекс программ, использование которого имеет практическое применение на трубообрабатывающих заводах, позволяет автоматизировать разработ-

3. Формулы для определения напряжений в очаге деформации

Номер участка очага деформации	Напряжения
1	$\sigma_1 = \dfrac{1{,}15AB_1}{A_1 - B_1 - A_1 m}\left[\left(\dfrac{F_н}{F_1}\right)^{\frac{A_1-B_1}{A_1}} - \left(\dfrac{F_н}{F_1}\right)^m + \sigma_0\left(\dfrac{F_н}{F_1}\right)^{\frac{A_1-B_1}{A_1}}\right]$, где $B_1 = \mathrm{tg}\alpha + \dfrac{f_в}{\mathrm{tg}\alpha} - \lambda_1 \mathrm{tg}\gamma$; $A_1 = (1 - f_в \mathrm{tg}\alpha) D_1/(D_1 - q_1)$; $\sigma_{n_1} = \dfrac{1{,}15A}{A_1}\left(\dfrac{F_н}{F_{x_1}}\right)^m - \dfrac{\sigma_{x_1}}{A_1}$
2	$\sigma_2 = \dfrac{1{,}15AB_2}{A_2 - B_2 - A_2 m}\left[\left(\dfrac{F_н}{F_1}\right)^m \left(\dfrac{F_1}{F_2}\right)^z - \left(\dfrac{F_н}{F_2}\right)^m\right] + \sigma_1\left(\dfrac{F_1}{F_2}\right)^z$, где $z = \dfrac{A_2 - B_2}{A_2}$; $A_2 = 1 - (f_в \mathrm{tg}\alpha - f_o \mathrm{tg}\beta)\dfrac{1}{2}$; $B_2 = 1 + \dfrac{(f_в + f_o\lambda_2)}{(\mathrm{tg}\alpha - \mathrm{tg}\beta\lambda_2)}$; $\sigma_{n_2} = \dfrac{1{,}15A}{A_2(A_2 - B_2 - A_2 m)}\left[A_2(1-m)\left(\dfrac{F_н}{F_2}\right) - B_2\left(\dfrac{F_н}{F_1}\right)^m \left(\dfrac{F_1}{F_2}\right)^z\right] - \dfrac{\sigma_1}{A_2}\left(\dfrac{F_н}{F_2}\right)^z$

Номер участка очага деформации	Напряжения
3	$\sigma_3 = \frac{1{,}15AB_3}{A_3 - B_3 - A_3 m}\left[\left(\frac{F_н}{F_2}\right)^m\left(\frac{F_н}{F_к}\right)^{z_1} - \left(\frac{F_н}{F_к}\right)^m\right] + \sigma_2\left(\frac{F_2}{F_к}\right)^{z_1};$ $\sigma_{n_3} = \frac{1{,}15A}{A_3(A_3 - B_3 - A_3 m)}\left[A_3(1-m)\left(\frac{F_н}{F_к}\right)^m - B_3\left(\frac{F_2}{F_к}\right)^{z_1}\left(\frac{F_н}{F_2}\right)^m\right] - \frac{\sigma_2}{A_2}\left(\frac{F_2}{F_к}\right)^{z_1},$ где $z_1 = \frac{A_3 - B_3}{A_3}; A_3 = 1 - f_в\frac{\mathrm{tg}\alpha}{2}; B_3 = \frac{\mathrm{tg}\alpha + f_в + f_о\lambda_3}{\mathrm{tg}\alpha}$
4	$\sigma_4 = 1{,}15A\left(\frac{F_н}{F_к}\right)^m(1 - e^{-B_4 l_4}) + \sigma_3 e^{-B_4 l_4};$ $\sigma_{n_4} = 1{,}15A\left(\frac{F_н}{F_к}\right)^m e^{-B_4 l_4} - \sigma_3 e^{-B_4 l_4};$ $B_4 = \frac{4(f_о D_к + f_о q_к)}{(D_к^2 - q_к^2)}; l_4 = S_н$
5	$\sigma_{n_5} = 1{,}15A\left(\frac{F_н}{F_к}\right)^m e^{-B_5 l_5} - \sigma_4 e^{-B_5 l_5};$ $B_5 = \frac{4q_к f_о}{(D_к^2 - q_к^2)}; l_5 = \Delta S + \lvert\Delta S_{ос}\rvert$

4. Формулы для определения сил в очаге деформации

Номер участка очага деформации	Силы
2	$P_2 = \frac{1{,}15AE_2F_1}{H_2}\left[\left(\frac{F_н}{F_1}\right)^m\left(\frac{F_2}{F_1}\right)^{z_3} - \left(\frac{F_н}{F_2}\right)^m\left(\frac{F_2}{F_1}\right)\right] - \frac{\sigma_1 E_2 F_1}{B_2}\left[1 - \left(\frac{F_2}{F_1}\right)^{z_3}\right],$ где $H_2 = A_2 - B_2 - A_2 m; E_2 = \frac{(f_о - \mathrm{tg}\beta)\lambda_2}{\mathrm{tg}\alpha - \mathrm{tg}\beta\lambda_2}$
3	$P_3 = \frac{1{,}15AE_3F_2}{H_3}\left[\left(\frac{F_н}{F_2}\right)^m\left(\frac{F_к}{F_2}\right)^{z_4} - \left(\frac{F_н}{F_к}\right)^m\left(\frac{F_к}{F_2}\right)\right] - \frac{\sigma_2 E_3 F_2}{B_3}\left[1 - \left(\frac{F_к}{F_2}\right)^{z_4}\right],$ где $z_4 = \frac{B_3}{A_3}; E_3 = \frac{f_о\lambda_3}{\mathrm{tg}\alpha}; H_3 = A_3 - B_3 - A_3 m$
4	$P_4 = 1{,}15A\left(\frac{F_н}{F_к}\right)^m\frac{A_4}{B_4}(1 - e^{-B_4 l_4}) + \frac{A_4}{B_4}\sigma_3(1 - e^{-B_4 l_4})$
5	$P_5 = 1{,}15A\left(\frac{F_н}{F_к}\right)^m\frac{A_5}{B_5}(1 - e^{-B_5 l_5}) + \frac{A_5}{B_5}\sigma_4(1 - e^{-B_5 l_5});$ $A_4 = A_5 = f_о\pi g_к$, l_4 и l_5 – протяженность зон *4* и *5*. $P_в = \sigma_5 F_к$, где σ_5 – продольное напряжение в конце зоны *5*; $F_к$ – площадь поперечного сечения готовой трубы

ку новых и оптимизировать существующие технологические процессы и устанавливать их стабильность при обработке всей бухты.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Антимонов А.М., Соколовский В.И., Душкин В.М.** К оценке статического равновесия самоустанавливающейся оправки при волочении труб // Известия вузов. Черная металлургия. 1987. № 8. С. 47–51.

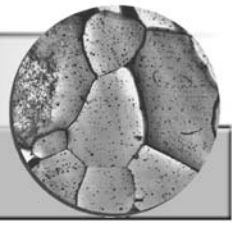
2. **Паршин В.С., Бояркин В.И., Антимонов А.М.** Расчет инструмента для волочения толстостенных труб на самоустанавливающейся оправке // Цветные металлы. 1977. № 4.

3. **Orzechowski Henryk.** Przyczynek de projektowania schemotow ciaqniea rur mosieznych // Rudy I metale niezel. 1976. 21. № 2. P. 52–54.

4. **Альшевский Л.Е.** Тяговые усилия при холодном волочении труб. М., 1951. 230 с.

5. **Борисова А.К., Грицианова С.С., Олевский С.И. и др.** Прецизионные сплавы с особыми свойствами теплового расширения и упругости. М., 1972. 152 с.

Виталий Михайлович Душкин, канд. техн. наук, wmdush@e1.ru;
Владимир Иванович Кузнецов, канд. техн. наук;
Виктор Васильевич Собачкин, канд. техн. наук



УДК 621.762

В.А. Сурков *(Казанский государственный технический университет им. А.Н. Туполева)*

Исследование воздействия высокочастотной плазмы пониженного давления на механические свойства порошковых материалов

Рассмотрено влияние воздействия высокочастотной плазмы пониженного давления на порошок железа для повышения его механических свойств. Предложена технология спекания порошка железа и приведены технологические параметры процесса ВЧ-плазмы пониженного давления.

Influence of low-pressure high-frequency (HF) plasma upon iron powder aimed at improving its mechanical properties is considered. The technique of iron powder sintering and technological parameters of HF low-pressure plasma process are presented.

Ключевые слова: плазма; порошковые материалы; процесс воздействия; технология изготовления образцов.

Keywords: plasma; powder materials; process of action; specimens production technology.

Высокие температурные режимы и механические нагрузки при эксплуатации авиационной и ракетной техники заставляют ученых всего мира создавать материалы с определенными механическими и физико-химическими свойствами, изделия из которых сохраняют заданные эксплуатационные характеристики. В создании таких материалов значительную роль может внести порошковая металлургия.

Одним из наиболее перспективных методов повышения механических и физико-химических свойств порошковых материалов является метод обработки порошковых материалов воздействием *высокочастотной* (ВЧ) плазмы пониженного давления, позволяющая изменять в процессе воздействия температуру обработки и характеристики ионного потока, поступающего из плазмы на поверхность обрабатываемого материала, что дает возможность проведения широкого спектра исследований для получения наилучших результатов [1].

Особенности и неоспоримые преимущества порошковой металлургии, заключающиеся в резком сокращении расхода сырья и электроэнергии при производстве изделий, а также использование в качестве исходного сырья отходов металлургической и машиностроительной промышленности определяют обработку воздействием ВЧ-плазмы пониженного давления как наиболее прогрессивный метод производства изделий с большими перспективами дальнейшего развития.

Данная работа посвящена исследованию воздействия ВЧ-плазмы пониженного давления на порошок железа ПЖР3 (ГОСТ 9849–86) для повышения его механических свойств.

В ВЧ-плазме пониженного давления в диапазоне 1,33...133 Па любое тело, независимо от того является ли оно проводником, полупроводником или диэлектриком, является дополнительным электродом. В результате чего у его поверхности так же, как и в приэлектродной области ВЧ-емкостного разряда образуется *слой положительного заряда* (СПЗ) толщиной $\sim 10^{-3}$ м. Проходя сквозь слой СПЗ и ускоряясь в его электрическом поле, положительные ионы плазмы получают дополнительную энергию до 100 эВ [1, 2].

При столкновении с поверхностью металла ионы передают приобретенную кинетическую энергию и потенциальную энергию рекомбинации поверхностным атомам и частично внедряются в поверхностный слой. Если плазмообразующий газ содержит атомы азота, кислорода или углерода, то в результате диффузионного насыщения поверхностного слоя металла этими элементами увеличиваются механические и физико-химические свойства обрабатываемого металла.

Процесс воздействия ВЧ-плазмы пониженного давления исследовали введением в плазменную струю порошковых материалов в соответствии с технологическими параметрами, приведенными в таблице.

Железный порошок является основным компонентом в конструкционных материалах, которые от-

Технологические параметры процесса ВЧ-плазмы пониженного давления

p, Па	G, г/с	I_a, А	U_a, кВ	Плазмообразующий газ	t, мин
40	0,08	1,3	7,8	Аргон + воздух (50:50)	8

Обозначения: p – давление в камере; G – расход газа; I_a – сила тока; U_a – напряжение; t – время обработки.

личаются высокими прочностными характеристиками.

Из обработанного ВЧ-плазмой пониженного давления порошка железа ПЖР3 были изготовлены образцы для исследования на механические свойства. Образцы изготовляли по следующей технологии:

1. Просеивание через сетку 0,2 мм.
2. Добавление в шихту в качестве пластификатора стеарата цинка в количестве 1 % массы материала.
3. Прессование образцов (нагрузка P = 400 кН).
4. Спекание образцов в шахтной печи в среде диссоциированного аммиака по режиму:
   - загрузка при температуре 200 °С, выдержка 20 мин;
   - подъем температуры печи до 600 °С, выдержка 30 мин;
   - подъем температуры печи до 1150 °С, выдержка 120 мин;
   - охлаждение в печи до 800 °С;
   - охлаждение на воздухе в среде диссоциированного аммиака до 150 °С.

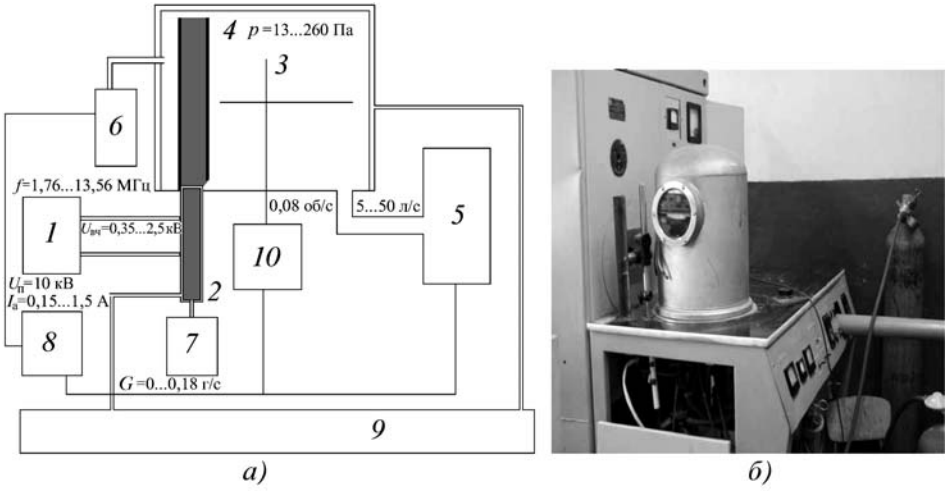


Рис. 1. Принципиальная схема (*а*) и общий вид (*б*) экспериментальной высокочастотной плазменной установки:
1 – ВЧ-генератор; *2* – плазматрон; *3* – карусельное устройство; *4* – вакуумная камера; *5* – система откачки; *6* – диагностическое оборудование; *7* – система подачи газа; *8* – система электропитания; *9* – система водоснабжения; *10* – система вращения

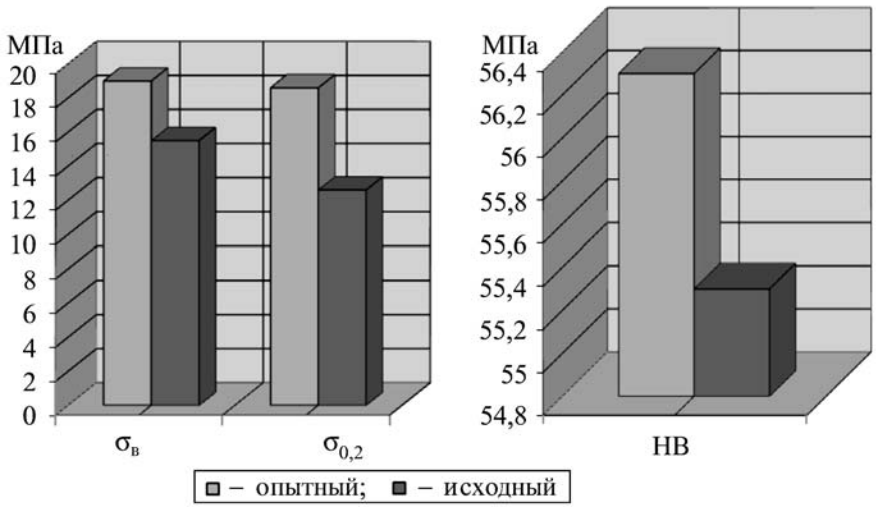


Рис. 2. Влияние обработки ВЧ-плазмой на механические свойства порошка железа ПЖР3

Экспериментальную часть работы по созданию ВЧ-индукционного разряда проводили в ВЧ-плазматроне, состоящего из цилиндрической разрядной камеры из кварца с внутренним диаметром 10...110 мм и трехкольцевого медного водоохлаждаемого индуктора. Рабочее давление составляло 1,33...133 Па, частота генератора 1,76 МГц, потребляемая мощность 2...18 кВт. Схема установки и ее общий вид приведены на рис. 1.

Данные испытаний образцов из обработанного ВЧ-плазмой порошка железа на механические свойства представлены на рис. 2.

Обработка железного порошка ВЧ-плазмой на стадии подготовки компонентов приводит к увеличению прочностных характеристик материалов заготовок. Уровень прочностных характеристик определяет срок службы изделий, поэтому необходимо проводить дальнейшую работу по увеличению эксплуатационных характеристик порошковых материалов.

Исследовали микроструктуры исходного и обработанного ВЧ-плазмой порошка железа ПЖР3 (рис. 3). После воздействия ВЧ-плазмой наблюдали уменьшение размеров зерен и их количественное увеличение. Это

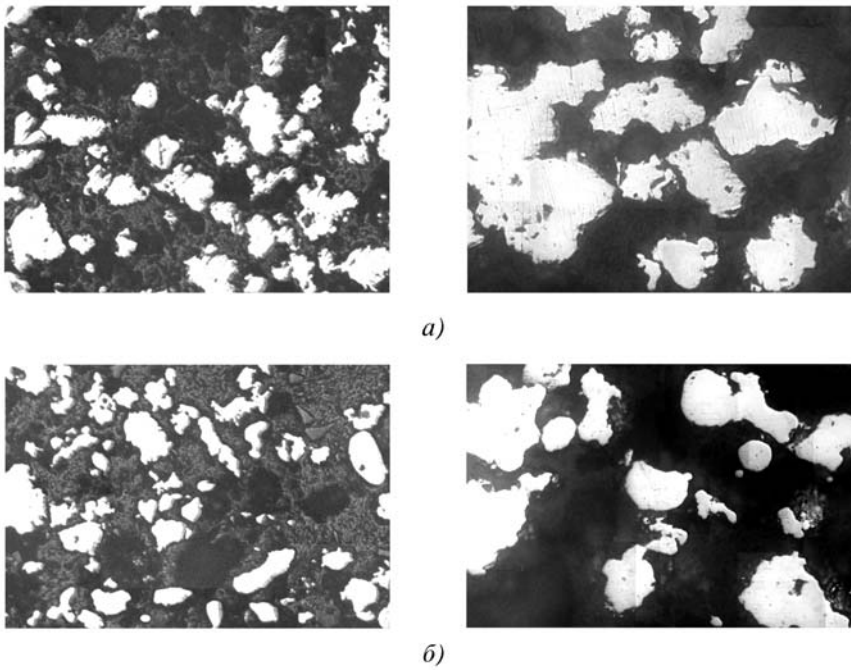


Рис. 3. Частицы порошка железа ПЖР3 до (*а*) и после обработки ВЧ-плазмой (*б*) при увеличении ×150 (слева) и ×350 (справа)

положительно сказывается на прессовании и спекании материалов.

Таким образом, установлено, что воздействие ВЧ-плазмы пониженного давления положительно влияет на механические свойства порошка железа ПЖР3 (ГОСТ 9849–86).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Абдуллин И.Ш., Желтухин В.С., Кудинов В.В.** // Физика и химия обработки материалов. 2003. № 4. С. 45–51.

2. **Абдуллин И.Ш., Желтухин В.С.** // Вестник Казанского технол. ун-та. 2003. № 1. С. 172–179.

3. **Абдуллин И.Ш., Желтухин В.С., Кашапов Н.Ф.** Высокочастотная плазменно-струйная обработка материалов при пониженных давлениях. Казань: Изд-во КГУ, 2000. С. 348.

Вячеслав Анатольевич Сурков, канд. техн. наук,
surkov-v@inbox.ru

УДК 669.018.25+658.264

Р.Ф. Мамлеев *(ООО "Марома Консалтинг", г. Уфа)*

Износостойкие изделия из керметов на основе карбида титана

Установлено влияние технологических параметров на структуру и свойства керамико-металлических композиционных материалов (керметов), получаемых инфильтрацией каркасов из карбида титана (TiC) расплавами никелевых сплавов и сталей. Определены составы и режимы получения керметов TiC–Me с высокой прочностью и износостойкостью. Разработаны технологии изготовления различных изделий, в частности, затворов трубопроводной арматуры, армированных керметами, для рабочих температур до 1000 °С.

Influence of technological parameyers on the structure and characteristics of ceramicsmetal composition materials (cermets), which comes out from titanium carbide (TiC) frame impregnation with nickel and steel alloys, is determined. Mixtures and conditions of producing cermets TiC–Me with high durability and wear-resistance are defined. Technology of manufacturing different items are developed, in particular, bibs for stop valves reinforced witg cermets for working temperatures up to 1000 °C.

Ключевые слова: карбид титана; никелевые сплавы; стали; керметы; армирование; износостойкие изделия.

Keywords: titanium carbide; nickel alloys; steels; cermets; reinforcement; wear-resistant products.

Введение. Одним из наиболее перспективных материалов, позволяющих повысить износостойкость и ресурс изделий, являются керметы на основе TiC.

Такие керметы получают двумя методами [1–3]:

1. Прессование и спекание смеси порошков карбида и металла.

2. Инфильтрация расплавами металлов карбидного каркаса.

Первый метод является наиболее распространенным. Однако значительная (20...30 %) усадка при спекании прессовок смеси порошков карбида и металла сопровождается трещинообразованием в изделиях

сложной конструкции. Благодаря минимальной усадке при спекании и инфильтрации карбидного каркаса (пористого полуфабриката) второй метод позволяет изготовлять крупногабаритные изделия сложной конструкции из керметов TiC–Me, что подтверждено ранее выполненными исследованиями [4–7].

Цель настоящей работы – исследование влияния пористости каркаса на механические свойства инфильтрованных керметов на основе TiC и совершенствование технологии изготовления из них износостойких изделий для работы в условиях абразивного износа и температур до 1000 °С.

1. Методика исследований

1.1. Получение образцов. В качестве исходного материала использовали порошок TiC с размерами зерен 7...10 мкм, имеющего следующий химический состав: ≥ 79,5 % Ti; ≥ 19,1 % $C_{связ}$; ≤ 0,5 % $C_{своб}$; ≤ 0,05 % Fe.

Порошок формовали с пластификатором в металлических пресс-формах при давлениях прессования 50, 150 и 400 МПа (формовки спекались и инфильтровались вне пресс-формы) и без пластификатора в керамической форме методом вибрационного уплотнения (виброуплотнение) с приложением давления на порошок (формовки спекались и инфильтровались в форме).

Спекание формовок (получение каркасов) проводили в вакуумной электропечи при остаточном давлении менее 10^{-2} Па и температурах 1400...1800 °С в течение 30 мин. Пористость каркасов регулировали изменением параметров прессования, вибрационного уплотнения и температуры спекания.

В качестве связки использовали никелевые сплавы марок ЖС6У, ВПр11 и коррозионно-стойкую сталь марки 12Х18Н10Т (табл. 1).

Инфильтрацию каркасов расплавами металлов (получение керметов) проводили в вакууме при давлении менее 10^{-2} Па в течение 30 мин.

С учетом температуры ликвидуса сплавов (ЖС6У – 1350 °С, ВПр11 – 1060 °С и 12Х18Н10Т – 1480 °С) температуру инфильтрации $T_{инф}$ установили в пределах ((1150...1550) ± 5) °С.

1.2. Структура. Структуру, пористость и химический состав исследовали на полированных образцах на растровом электронном микроскопе JXA–6400. Микротвердость по Виккерсу (HV) определяли на микротвердомере ПМТ-3М.

1.3. Свойства. Испытание образцов на сжатие (5×5×7,5 мм), изгиб (5×5×35 мм) и растяжение (5×5×55 мм) проводили при температурах испытания $T_{исп}$ до 1100 °С на динамометре RMS-100 "Schenck".

По общепринятым методикам определяли также твердость по Роквеллу (HRC), стойкость против механических ударов и термическое расширение.

Относительную стойкость против термических ударов определяли на образцах диаметром 30 мм и высотой 10 мм по числу циклов "нагрев до 700 °С – охлаждение в холодной воде" до возникновения визуально видимых трещин; для керамических материалов определяли максимальную температуру нагрева, охлаждение с которой в воде приводит к возникновению трещин.

Для оценки износостойкости образцы из исследуемого материала с нагрузкой 15 МПа приводили в контакт с вращающимся шлифовальным кругом – "контртелом" из карбида кремния SiC, а износ ε определяли по уменьшению массы образца при износе по формуле

$$\varepsilon = \frac{\Delta m}{SL},$$

где Δm – уменьшение массы образца, г; S – площадь истираемой поверхности образца, мм^2; L – длина пути, пройденного образцом, L = 20 м.

2. Результаты исследований

2.1. Структура и предел прочности при сжатии каркасов. Структура каркаса характеризуется непрерывной цепочкой спеченных зерен из TiC (рис. 1, *а*).

Прочность при сжатии с увеличением пористости каркасов для всех температур испытаний уменьшается по параболической зависимости, что согласуется с аналогичными данными большинства непластичных керамических материалов (рис. 1, *б*).

2.2. Структура и свойства керметов. После инфильтрации каркасов образуется кермет, состоящий из двух фаз – карбидной (в виде каркаса или изолированных зерен TiC) и металлической (рис. 2).

При температуре инфильтрации 1450 °С сплавом ЖС6У закрытые поры не заполняются расплавом металла (особенно при малой пористости каркаса) и остаточная пористость в кермете составляет 3...5 %. Повышение температуры до 1500 °С обеспечивает заполне-

1. Химический состав использованных материалов, % мас.

Марка сплава	C	Cr	Al	Ti	Mo	W	Co	Nb	Si	B	Fe	Ni
ЖС6У	0,16	8,7	5,5	2,5	1,8	10,2	9,8	1,0	–	–	< 0,5	Основа
ВПр11	0,33	9,0	0,1	–	–	–	–	–	3,5	1,8	2,4	
Сталь 12Х18Н10Т	0,12	18,0	0	0,8	0	0	0	0	0,8	0	Основа	10
Стеллит Пр-В3К	1,1	30,0	0	0	0	4,5	Основа	0	2,35	0	< 2,0	1,3

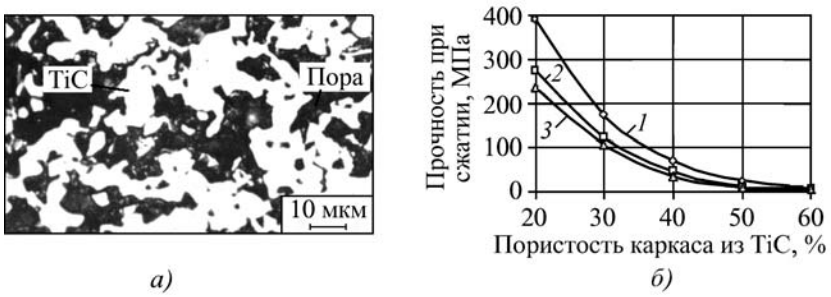


Рис. 1. Типичная структура (*а*) и прочность при сжатии (*б*) каркасов из TiC: *1* – $T_{исп}$ = 20 °С; *2* – $T_{исп}$ = 975 °С; *3* – $T_{исп}$ = 1100 °С

ние всех пор, в том числе и закрытых благодаря растворению в жидком расплаве части каркасного материала, однако дальнейшее повышение температуры до 1550 °С сопровождается нарушением каркаса, изолированием карбидных зерен металлической матрицей и превращением "каркасной" структуры в "матричную".

При пористости исходного каркаса более 50 % непрерывность каркаса в керметах также нарушается, а зерна получают возможность смещаться друг относительно друга, что косвенно подтверждается изменением внешней формы и геометрических размеров изделий при инфильтрации.

В керметах со связкой из никелевого сплава ЖС6У зерна TiC имеют "оболочку" твердого раствора, содержащего вольфрам, молибден, хром и другие элементы, что усиливает связь между карбидной и металлической составляющими и повышает прочностные свойства кермета (рис. 2, *а*).

Переход некоторой части материала каркаса в связку сопровождается повышением ее микротвердости от 9 000 до 15 000 МПа. Микротвердость сердцевины карбидных зерен составляет 32 000...35 000 МПа.

Керметы TiC–ВПр11 имеют значительную остаточную пористость, которая при повышении температуры инфильтрации от 1150 до 1250 °С уменьшается от 13...15 до 6...8 %. Это связано с большим содержанием бора и кремния в сплаве, ухудшающих смачиваемость и затрудняющих инфильтрацию расплава. Несмотря на это твердость кермета достигает 65... 66 HRC.

Отметим, что невысокая температура инфильтрации позволяет изготовлять армированные изделия совмещением операций инфильтрации каркасов и припайки полученных керметов к стальной основе.

При инфильтрации сталью 12Х18Н10Т карбидный каркас не нарушается даже при температуре инфильтрации 1550 °С, а оболочка на зернах карбида титана не обнаруживается (рис. 2, *б*).

Предел текучести кермета TiC–ЖС6У при сжатии с уменьшением пористости каркаса монотонно увеличивается и максимален при его пористости 20...30 % независимо от температур инфильтрации и испытания (рис. 3).

Повышение температуры инфильтрации от 1450 до 1500 °С сопровождается увеличением прочности, но в дальнейшем этот рост прекращается из-за нарушения целостности карбидного каркаса.

Таким образом, наибольшая прочность при сжатии кермета (при прочих равных условиях) обеспечивается при максимальном содержании карбидной компоненты, его "каркасном" строении и минимальной остаточной пористости.

Очевидно, что при "каркасном" строении кермета в начальный момент механического нагружения силы передаются через контакты между твердыми составляющими – зернами карбида титана. Металлическая связка начинает деформироваться после некоторой упругопластической деформации контактных зон карбидных зерен.

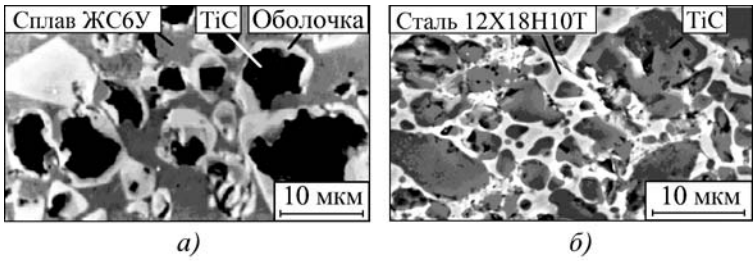


Рис. 2. Типичная структура керметов TiC–Me: *а* – TiC–ЖС6У; *б* – TiC–12Х18Н10Т

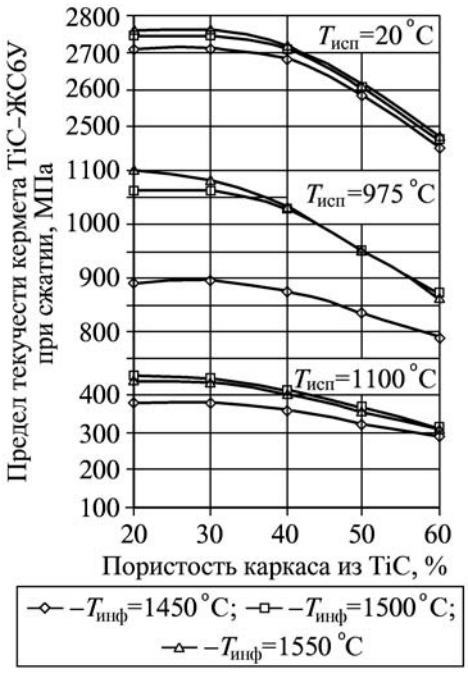


Рис. 3. Зависимость предела текучести кермета TiC–ЖС6У при сжатии от пористости каркаса из TiC при различных температурах его инфильтрации $T_{инф}$ и испытания $T_{исп}$

2. Сравнительные свойства керметов и некоторых материалов

Материал	Температура испытания, °С	Прочность, МПа, при			Ударная вязкость, Дж/см^2	Твердость при 20 °С, HRC (HV, ГПа)	Износ, г/(мм^2·м)	Термоудары 700 °С – вода, число циклов	Коэффициент термического расширения, 10^{-6} 1/°С
		сжатии	изгибе	растяжении					
TiC–ЖС6У	20	2750	950	360	110	65...67	0,004	8...10	11
	600	2300	900	–	–	–			
	975	950	800	350	–	–			
TiC–12Х18Н10Т	20	2490	610	–	80	61...64	0,045	5...7	12
	600	2000	590	–	–	–			
	975	750	450	–	–	–			
ЖС6У	20	1500	1700	980	190	33	0,150	12...18	19
	600	1100	1200	–	–	–			
	975	700	820	540	–	–			
12Х18Н10Т	20	940	1550	590	310	27	0,322	> 100	20
	600	690	950	370	300	–			
	975	–	–	–	–	–			
Стеллит Пр-В3К	20	2200	870	650	–	42	0,062	–	16
	600	1800	–	–	–	–			
	975	620	–	–	–	–			
Al_2O_3	20	1500	350	150	< 20	(32,0)	0,001	1 (<120 °С)	8,0
SiC	20	1900	380	220	< 20	(26,0)	0,001	1 (<300 °С)	4,4
Si_3N_4	20	2300	750	360	< 20	(15,0)	0,003	1 (<600 °С)	3,0

Твердость керметов составляет 55...73 HRC и увеличивается при уменьшении исходной пористости каркаса и остаточной пористости кермета.

На основе выполненных исследований выбраны технологические режимы получения изделий из керметов TiC–Me, обеспечивающие максимальные прочностные характеристики.

Получение формовок из порошка карбида титана:

давление прессования в металлических формах 150 МПа; при виброуплотнении параметры колебаний: частота 40...45 Гц; амплитуда 0,6...0,8 мм.

Спекание формовок:

температура спекания формовки (1600 ± 5) °С. Выбранные режимы обеспечивают пористость каркасов из карбида титана в пределах 30...35 %.

Выше было показано, что наибольшей прочностью обладают керметы, полученные на основе каркасов пористостью 20...30 %. Однако каркасы пористостью 30...40 % являются более технологичными, а керметы на их основе обладают достаточно высокой прочностью и износостойкостью. Поэтому выбранная пористость 30...35 % является результатом компромисса между прочностью и технологичностью.

Инфильтрация каркасов:

- никелевый сплав ЖС6У – (1500 ± 5) °С;
- никелевый сплав ВПр11 – (1250 ± 5) °С;
- сталь 12Х18Н10Т – (1550 ± 5) °С.

Получены и исследованы свойства керметов по выбранным технологическим режимам, а также приведены для сравнения свойства других металлических и керамических материалов. Результаты свидетельствуют, что керметы TiC–Me значительно превосходят керамические материалы по сопротивлению механическим и термическим ударам, а металлические материалы – по твердости и износостойкости при равноценных других механических характеристиках (табл. 2); при этом предельные рабочие температуры керметов не превышают 1000 °С (рис. 4).

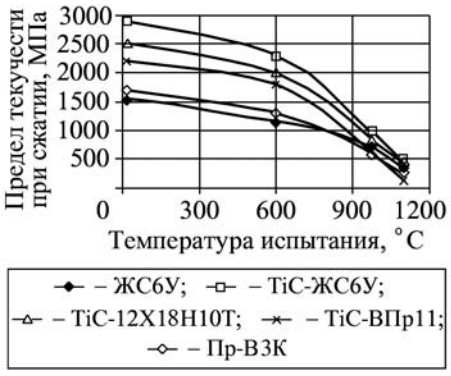


Рис. 4. Предел текучести при сжатии никелевого сплава ЖС6У и керметов на основе TiC

3. Практическое приложение

В технологических линиях нефтепереработки, где рабочие среды содержат твердые абразивные частицы и (или) имеют температуры до 700 °С, применяется в основном устаревшая и неэффективная запорная арматура – задвижки и вентили. В то же время серийно производятся качественные шаровые краны с затворами из сталей с многослойными карбидными покрытиями [8–9] или керамических материалов [10–11]. Однако переход на такие современные шаровые краны в России практически не осуществляется из-за их чрезмерной дороговизны по сравнению с используемой запорной арматурой.

Разработанную технологию усовершенствовали для изготовления шаровых затворов из керметов [12–13]. В керамической форме из Al_2O_3 (рис. 5, *а*) порошок TiC уплотняется и спекается, полученный полуфабрикат инфильтруется расплавом металла (рис. 5, *б* – поперечное сечение), в результате чего образуется точная заготовка из кермета (рис. 5, *в*).

Преимущества предложенной технологии изготовления изделий из инфильтрованных керметов TiC–Me:

• по сравнению со сталями с многослойными карбидными покрытиями заготовка из кермета образуется за две операции (спекание и инфильтрация) при значительном снижении себестоимости изделий; при этом нет опасности отслаивания покрытия в связи с его отсутствием;

• по сравнению с керамическими материалами возможно получение шаровых затворов с минимальными припусками на механическую обработку при значительном снижении себестоимости изделий; при этом керметы обладают повышенной стойкостью против механических и термических ударов.

Разработана также технология изготовления кольца (шибера) из коррозионно-стойкой стали с рабочей частью из кермета для задвижки. Функция задвижки – частичное перекрытие потока "газ-ойля" с температурой 650...700 °С с абразивным катализатором при его крекинге [14]. Рабочая часть кольца состоит из

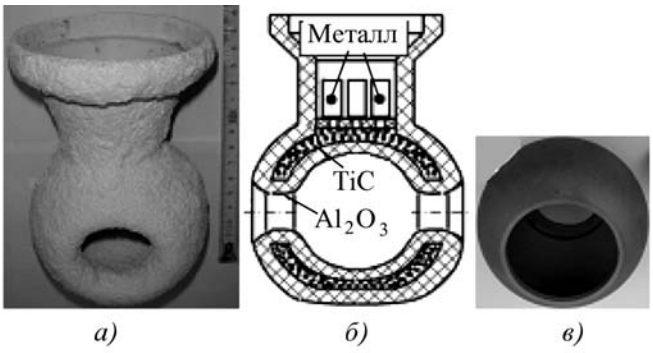


Рис. 5. Форма из Al_2O_3 (*а*), форма со спеченным полуфабрикатом из TiC и металлом (*б*) и заготовка шара из кермета TiC–Me (*в*)

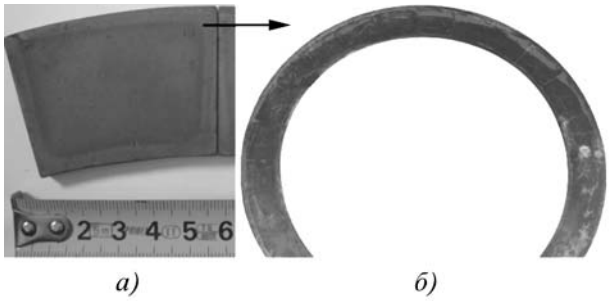


Рис. 6. Секторные полуфабрикаты из TiC (*а*) и кольцо (шибер) диаметром 500 мм из стали 12Х18Н10Т, армированное секторами из кермета TiC–ВПр11 после эксплуатации (*б*)

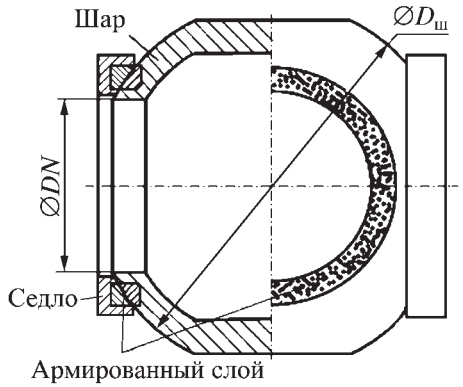


Рис. 7. Армированный шаровой затвор

керметных секторных элементов, основой которых являются пористые полуфабрикаты из TiC (рис. 6, *а*).

Сектора, вложенные в паз металлической основы, образуют кольцевую вставку, на которой размещается порция сплава ВПр11. После нагрева в вакууме при температуре (1250 ± 5) °С сплав ВПр11 расплавляется, инфильтрует секторные полуфабрикаты и одновременно припаивает их к металлической основе (рис. 6, *б*).

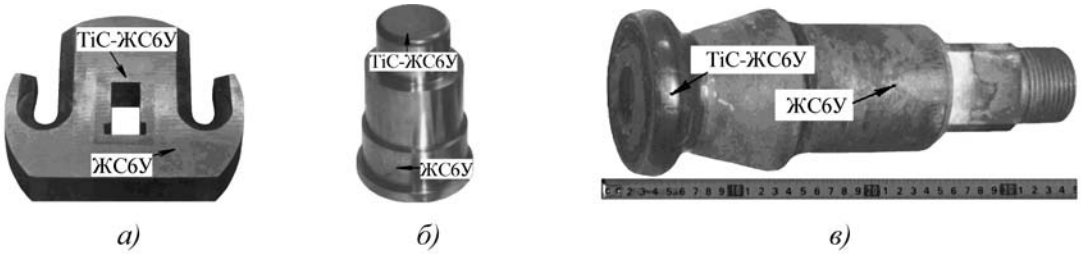
По сравнению с кольцами, наплавленными кобальтовым стеллитом Пр-В3К, новые кольца в рассматриваемой задвижке показали стойкость в 3–4 раза выше.

Возможно изготовление шаровых затворов из коррозионно-стойких сталей, у которых рабочие зоны армированы керметами на основе TiC с использованием методов пайки и литья (рис. 7).

Также изготовлены и успешно испытаны инструменты из керметов TiC–ЖС6У для изотермической штамповки заготовок из титановых сплавов и сталей при температурах до 1000 °С (рис. 8).

Преимущества предложенных технологий изготовления изделий, армированных керметами TiC–Me:

• надежность монолитного соединения армирующей вставки и металлической основы за счет специального способа создания и регулирования структуры переходного слоя "кермет–металл";



а) *б)* *в)*

Рис. 8. Инструменты из сплава ЖС6У, армированные керметом TiC–ЖС6У для штамповки заготовок при температурах до 1000 °С: *а* – обойма для штамповки лопаток компрессоров из титанового сплава; *б* – пуансон для штамповки гильз фильтров из стали 12Х18Н10Т; *в* – ролик для раскатки дисков турбин из стали и титанового сплава

• вставка может изготовляться целиком из кермета и составной из простых по форме элементов;

• в качестве материала вставки могут быть использованы также традиционные керметы, например, WC–Co, WC–TiC–Co, WC–Cr_3C_2–Co;

• эффективность технологии, дешевизна и отсутствие ограничений в габаритных размерах изделий.

Выводы

1. Установлено, что наибольшая прочность при сжатии керметов TiC–Me обеспечивается при максимальном содержании карбидной компоненты, его "каркасном" строении и минимальной остаточной пористости.

Эти керметы значительно превосходят керамические материалы по сопротивлению механическим и термическим ударам, а металлические материалы – по твердости и износостойкости при равноценных других механических характеристиках. При пористости исходного каркаса 30...35 % обеспечивается высокое качество и технологичность изделий из керметов.

2. Изготовлены и успешно испытаны износостойкие изделия, в частности, затворы трубопроводной арматуры для нефтепереработки, штамповые инструменты полностью из керметов TiC–Me и армированные с их использованием.

Керметы могут быть использованы и для других изделий, работающих в условиях интенсивного абразивного износа, воздействия химически агрессивных сред, термических и механических ударов при температурах до 1000 °С.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Chen L.** // Metall Powder Report. 1997. Vol. 52 (6). P. 381–387.

2. **Belcher P.F.** // Metal Powder Report. 1997. Vol. 52 (6). P. 407–409.

3. **Belcher P.F. et al.** // Journal of the European Ceramic Society. 1998. Vol. 18 (4). P. 395–400.

4. **А. с. 1292256** / Р.Ф. Мамлеев и др. 1983.

5. **А. с. 1416265** / Р.Ф. Мамлеев и др. 1988.

6. **Мамлеев Р.Ф. и др.** // Порошковая металлургия. 1990. № 2. С. 72–77.

7. **Мамлеев Р.Ф. и др.** // Вестник Алтайского гос. техн. ун-та. Барнаул, 2005. № 3, 4. С. 161–164.

8. **Rosenbusch A.** // Industriearmaturen. 2001. № 1. P. 2–5.

9. **Maarten J.** // Industriearmaturen. 2006. № 2. P. 64–66.

10. **Information** fon Starleine Armaturen GmbH // Industriearmaturen. 2003. № 2. P. 149–148.

11. **Albert H.** // Industriearmaturen. 2008. № 2. P. 169–172.

12. **Пат. 2319580 RU** / Р.Ф. Мамлеев и др. 2008.

13. **Мамлеев Р.Ф. и др.** // Трубопроводная арматура и оборудование. 2005. № 5. С. 46.

14. **Мамлеев Р.Ф. и др.** // Трубопроводная арматура и оборудование. 2005. № 3. С. 45.

Рустам Фаритович Мамлеев, канд. техн. наук,
mircom@mail.ru

УДК 621.777.8

В.Н. Гадалов, А.С. Матвеев*, Д.Н. Романенко, А.А. Лоторев**
(Курский государственный технический университет,
** Калужский филиал МГТУ им. Н.Э. Баумана,*
*** Курская государственная сельскохозяйственная академия им. И.И. Иванова)*

Аспекты изготовления нанокомпозиционной ленты алюминий–медь***

Описано применение биметалла алюминий–медь в промышленности. Приведены условия образования биметаллических соединений с последующей термообработкой.

The application of bimetal aluminum–copper in the industry is described. The conditions for the formation of bimetallic compounds with subsequent heat treatment are given.

Ключевые слова: алюминий; медь; биметалл; термообработка; нанокомпозит.

Keywords: aluminum; copper; bimetal; heat treatment; nanocomposite.

Разработка новых ресурсосберегающих и наукоемких технологий изготовления многослойных плакированных материалов и их использование становится актуальным. Многослойные композиционные материалы широко применяют в электротехнической промышленности для экономии дефицитных и дорогостоящих материалов и как материалы с заранее заданными физико-техническими свойствами (биметаллические переходники сталь–алюминий, медь–титан, медь–сталь; электроды титан–сталь, титан–свинец, медь–алюминий, хлорные электролизеры и т.п.).

Известно применение биметалла алюминий–медь для изготовления переходных зажимов силовых электрических цепей трамвайно-троллейбусных предприятий, созданного методом сварки взрывом, для изготовления силовых контактов проводов и кабелей, в силовых разъединителях – везде, где существует высокая токовая нагрузка, в том числе на реактивной нагрузке.

Для изготовления токоподводящих узлов была разработана нанокомпозиционная лента алюминий–медь в качестве замены чистой монометаллической меди.

При плакировании металлов разрушение поверхностных оксидных пленок является одним из обязательных условий образования соединений с высокими механическими свойствами, хотя при достаточно продолжительном нагреве возможно ее осуществление и через оксидные пленки, но, как правило, при пониженных пластических свойствах соединения [1].

Второе условие выполнения плакирования – образование между соединяемыми поверхностями физического контакта. Трудности при получении прочного соединения при плакировании металлов связаны не с их способностью к схватыванию, а с невозможностью сохранения образовавшихся узлов схватывания при возврате к нормальным условиям (снятие внешнего давления, охлаждения до комнатной температуры) [1].

Кроме значительного различия физико-химических свойств алюминия и меди соединение этих металлов затруднено образованием хрупкой интерметаллической фазы.

Ранее листы алюминий–медь получали сваркой взрывом. Для улучшения процесса сварки на медь после ее очистки наносили слой покрытия, который активировал поверхность более тугоплавкого металла, улучшал смачиваемость поверхности меди алюминием [2]. Наилучшим являлось цинковое покрытие толщиной 50...60 мкм, наносимое гальваническим методом.

Анализ плакирования алюминиевых сплавов показал, что соединение со сталью при прокате возможно по подслою из чистого алюминия. Предел прочности биметалла на срез 70...90 МПа и на отрыв 100...150 МПа. Прочность соединения в большей степени зависит от прочности сцепления слоев биметалла и, следовательно, от площади биметаллической вставки. Однако неконструктивность узлов соединения и отсутствие средств контроля качества сцепления слоев биметалла часто приводят к тому, что соединения этого типа не обладают вакуумной плотностью.

Для предотвращения появления хрупких интерметаллидов внутри биметалла необходимо строго выдержать режим термообработки.

Прочность соединения равна прочности технического алюминия (80...100 МПа), удельное электросопротивление шва несколько выше (0,037 Ом·м), чем у алюминия (0,0313 Ом·м). Сварные соединения не ме-

*** Работа выполнена в рамках реализации ФЦП ("Научные и научно-педагогические кадры инновационной России на 2009–2013 гг.").

няют свою прочность при длительном нагреве до температуры 150 °С. При более высоком нагреве прочность соединения падает из-за резкого увеличения слоя хрупких интерметаллидов.

На границе соединения со стороны меди образуется прослойка интерметаллидов ($CuAl_2$) толщиной 3...10 мкм, со стороны алюминия полоска твердого раствора меди в алюминии такого же размера. Микротвердость прослойки интерметаллидов, примыкающих к меди, достигает 4500...5500 HV. Наличие этой зоны обусловливает относительно низкую прочность соединения. Если толщина интерметаллидной прослойки меньше 1 мкм, она не влияет на прочность соединения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Технологические** решения при изготовлении слоистых металлических материалов / А.С. Матвеев, В.Н. Гадалов, С.Б. Григорьев и др. // Заготовительные производства в машиностроении. 2009. № 9. С. 42–45.

2. **Ресурсосберегающая** технология производства слоистых материалов / В.Н. Гадалов, А.С. Матвеев, С.Б. Григорьев и др. // Заготовительные производства в машиностроении. 2009. № 10. С. 35–36.

Владимир Николаевич Гадалов, д-р техн. наук,
Gadalov-VN@yandex.ru;
Александр Сергеевич Матвеев, канд. техн. наук;

Реклама Вашей продукции в нашем журнале – один из способов достижения Вашего успеха!

Æóðí àë "Çàãî òî âèòåëüí û å ï ðî èçâî äñòâà â ì àø èí î ñòðî åí èè" ÷èòàþ ò ðóêî âî äèòåëè è ñï åöèàëèñòû ï ðåä - ï ðèÿòèé ì àø èí î ñòðî èòåëüí î ãî êî ì ï ëåêñà.

Ï óáëèêàöèÿ ðåêëàì í î ãî î áúÿâëåí èÿ â í àø åì æóðí àëå äàñò Âàì âî çì î æí î ñòü:

- í àéòè ï àðòí åðî â, çàèí òåðåñî âàí í û õ â ñî âðåì åí í û õ èññëåäî âàí èÿõ, à òàêæå âí åäðåí èè Âàø èõ èäåé è ðàçðàáî òî ê â î áëàñòè ì àø èí î ñòðî åí èÿ;
- óñòàí î âèòü êî í òàêòû ñ î ðãàí èçàöèÿì è è ô èðì àì è â Ðî ññèè è ñòðàí àõ áëèæí åãî è äàëüí åãî çàðóáåæüÿ;
- í àëàäèòü î áì åí èí ô î ðì àöèåé.

Í àø æóðí àë ðàñï ðî ñòðàí ÿåòñÿ òî ëüêî ï î ï î äï èñêå – ýòî ÿâëÿåòñÿ í àäåæí î é ãàðàí òèåé òî ãî , ÷òî Âàø å ðåêëàì í î å î áúÿâëåí èå ï ðî ÷èòàþ ò èì åí í î ñï åöèàëèñòû , òå. î í î ï î ï àäåò òî ÷í î â öåëü.

Î áðàù àéò åñü â î ò äåë ï ðî äàæ, ì àðêåò èí ãà è ðåêëàì û
Î Î Î "Èçäàò åëüñò âî Ì àø èí î ñò ðî åí èå":
107076, ã. Ì î ñêâà, Ñò ðî ì û í ñêèé ï åð., ä. 4.
Òåë.: (499) 269-66-00, 269-52-98. Ôàêñ (499) 269-48-97.
E-mail: marketing@mashin.ru www.mashin.ru

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 13.09.2010 г. Подписано в печать 17.11.2010 г. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
Усл. печ. л. 5,88. Уч.-изд. л. 6,94. Заказ 869. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Издательство Машиностроение".
Отпечатано в ООО "Подольская Периодика". 142110, Московская обл., г. Подольск, ул. Кирова, д. 15.