

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

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

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

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

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

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

За содержание рекламных
материалов ответственность
несет рекламодатель

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

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

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производство

- Леушин И.О., Грачев А.Н., Леушина Л.И., Кошелев О.С., Марков А.И. Неорганические соли и их сочетания как связующие стержневых смесей 147
- Филиппов О.И., Ерофеев В.А., Шолохов М.А., Полосков С.И. Исследование особенностей формирования корня шва при двухсторонней синхронизированной дуговой сварке вертикальных стыков стальных резервуаров 153

Кузнечно-штамповочное производство

- Складчиков Е.Н. Оптимизация режима работы гидравлического пресса с двухступенчатым насосным приводом 161
- Черняев А.В., Чудин В.Н., Гладков В.А. Изотермическое выдавливание утолщений и фланцев на осесимметричных заготовках 164

Прокатно-волочильное производство

- Гурьянов Г.Н. Определение предельных и допустимых значений коэффициента вытяжки и дельта-критерия формы очага деформации при волочении проволоки 168

Материаловедение и новые материалы

- Каблов Е.Н., Дынин Н.В., Бенариеб И., Щетинина Н.Д., Самохвалов С.В., Неруш С.В. Перспективные алюминиевые сплавы для паяных конструкций авиационной техники 179

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

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

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

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

Editorial Assistant
SERIKOVA E.A.

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

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

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

An advertiser is responsible for
the promotional materials

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

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

CONTENTS

Foundry and Welding Production

- Leushin I.O., Grachev A.N., Leushina L.I., Koshelev O.S., Markov A.I.** Inorganic salts and their combinations as binders for core sands 147
- Filippov O.I., Erofeev V.A., Sholokhov M.A., Poloskov S.I.** Study of features in weld root formation under double-sided synchronized arc welding of vertical joints of steel tanks . . 153

Forging and Stamping Production

- Skladchikov E.N.** Optimization for operating mode of two-level pump drive hydraulic press . 161
- Chernyaev A.V., Chunin V.N., Gladkov V.A.** Isothermal extrusion of thicknesses and flanges on axisymmetrical workpieces 164

Rolling and Drawing Production

- Gur'yanov G.N.** Determination of limiting and legitimate values of drawing coefficient and delta-criterion for deformation zone shape during wire drawing 168

Physcal Metallurgy and New Materials

- Kablov E.N., Dynin N.V., Benarieb I., Shchetinina N.D., Samokhvalov S.V., Nerush S.V.** Advanced aluminum alloys for aircraft brazed structures 179

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

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



УДК 621.743 (744)

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-4-147-152

И.О. Леушин, А.Н. Грачев, Л.И. Леушина, О.С. Кошелев, А.И. Марков
(Нижегородский государственный технический университет имени Р.Е. Алексеева)

Неорганические соли и их сочетания как связующие стержневых смесей

Установлены основные факторы, влияющие на устранение недостатков неорганических солей, применяемых в качестве связующего для производства литейных стержней по отдельности и в комбинации. Исследованы механизмы упрочнения и разупрочнения стержневых смесей на основе комбинаций неорганических солей.

Ключевые слова: литейный стержень; неорганическая соль; связующее; сочетание неорганических солей; квасцы.

The main factors influencing on the elimination of the disadvantages of inorganic salts used as binder for the production of casting cores, individually and in combination, are established. The hardening and softening mechanisms of core sands based on combinations of inorganic salts are studied.

Keywords: casting core; inorganic salt; binder; combination of inorganic salts; alum.

Введение. В литейном производстве при изготовлении литейных стержней применяют различные связующие материалы, отличающиеся по химическому составу, механизму отверждения, применяемому для их изготовления. Наибольшую популярность получили процессы холодного отверждения стержневых смесей в оснастке. Преобладающая часть таких смесей содержит искусственные смолы, которые не безопасны для окружающей среды. Однако в связи с ужесточением требований к экологии литейного производства интерес к разработке стержневых смесей на основе неорганических солей вновь повышается.

Неорганические связующие характеризуются относительно низкой стоимостью, доступностью сырьевых материалов в промышленном объеме и высокой экологической безопасностью. Среди наиболее часто применяемых неорганических солей в составе материалов таких стержней традиционно используют хлорид натрия, сульфат магния, композиции силикатов, боратов и фосфатов.

Использование неорганических солей в качестве связующих получило распространение за рубежом [1–3]. Основу таких смесей составляло модифицированное жидкое стекло с добавками группы солей (сульфатов, боратов, силикатов), вода в такой системе играла роль единственного растворителя.

Однако литейные стержни, полученные из смесей на основе одной соли, без добавки жидкого стекла, имеют недостатки, к которым можно отнести: высокую осыпаемость, ограниченное время хранения стержней, низкую прочность.

В этой связи особое значение приобретает понимание механизмов взаимодействия комбинаций неорганических солей, влияющих на формирование комплекса технологических свойств и характеристик литейного стержня. Использование в качестве связующего одной соли или комбинации солей позволит управлять технологическим процессом для получения более качественных стержней в литейном производстве.

Информационно-аналитический обзор ряда источников [4, 5] позволил выделить основные группы неорганических солей, применяемых для формирования эксплуатационных характеристик литейного стержня.

Особенности производства литейных стержней из смесей со связующим на основе неорганических солей. На отечественных и зарубежных предприятиях использование стержневых смесей, которые способны конкурировать со смесями на основе синтетических связующих, получили довольно широкое распространение. Неорганические соли, входящие в состав таких стержневых смесей, как правило, применяют по отдельности.

В составе стержневых смесей в качестве неорганических солей в основном используют: фосфаты, сульфаты, силикаты, бораты.

Фосфатные связующие. В работах [6, 7] уделено повышенное внимание фосфатным связующим. Фосфаты широко применяют в литейном производстве как самостоятельные связующие. Металлофосфатные связующие представляют собой кислые фосфаты различных металлов (алюминия, железа, магния и хрома). Их вяжущие свойства зависят от строения атома фосфора, способного образовывать полимерные структуры типа $Me_nO_m-P_2O_5-H_2O$ и те же структуры без кристаллизационной воды.

Основными недостатками фосфатных связующих являются высокая стоимость связующего и низкая прочность на изгиб.

Сульфатные связующие. В работах [8, 9] акцент сделан на использовании сульфатов. Согласно литературным данным, в качестве связующих их начали внедрять в литейное производство с 2003 г. Анализ свойств сульфатов показал, что наиболее подходящие по термостойкости для литейного производства — сульфаты магния, к тому же эти соединения производятся химической промышленностью в больших объемах и не являются дефицитными и дорогостоящими.

Сульфат магния образует кристаллогидраты с 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 и 12 молекулами воды. При комнатной температуре из водных растворов кристаллизуется горькая, или английская, соль $MgSO_4 \cdot 7H_2O$. Легко получается из магния и серной кислоты, выделяется при испарении морской воды и воды многих соленых источников.

При температуре выше 48 °С получается $MgSO_4 \cdot 6H_2O$, который в интервале 87...92 °С

плавится с образованием метастабильных $MgSO_4 \cdot 5H_2O$ и $MgSO_4 \cdot 4H_2O$. Твердый $MgSO_4 \cdot 4H_2O$ при температуре 106 °С переходит в $MgSO_4 \cdot 3H_2O$, а последний при 122...124 °С — в $MgSO_4 \cdot 2H_2O$, который при 161...169 °С превращается в $MgSO_4 \cdot H_2O$. Из водных растворов стабильный моногидрат кристаллизуется выше 67,5 °С. Таким образом, между водой и $MgSO_4$ может существовать несколько определенных более или менее устойчивых равновесий.

Обезвоживание моногидрата наблюдается при 320...330 °С. Безводный $MgSO_4$ при 1100...1200 °С разлагается с заметной скоростью на MgO , SO_2 и O_2 .

Исследования показали, что стержни из смеси на основе сульфата магния со временем при нагреве набирали прочность. Это связано с тем, что сульфат магния обладает определенными свойствами — плавиться при нагревании и в дальнейшем по мере удаления кристаллизационной воды кристаллизоваться, связывая зерна огнеупорного наполнителя.

К основным недостаткам сульфатных связующих можно отнести низкую живучесть и низкую прочность на сжатие.

Силикатные связующие. Самым распространенным силикатным связующим в литейном производстве является жидкое стекло. Наиболее подробно об этом виде связующих описано в работах [10, 11].

Использование силикатных связующих для литейных стержней основано на процессах отверждения жидкого стекла, которое сопровождается проявлением различных адгезионных сил к огнеупорному наполнителю в зависимости от применяемого процесса отверждения и модуля самого жидкого стекла. Такое отверждение жидкого стекла может осуществляться при естественном (на воздухе) или искусственном (нагрев, продувка теплым воздухом) высушивании смеси или за счет введения специальных химических добавок — отвердителей жидкого стекла.

Связывание песчинок жидким стеклом заключается в том, что в смеси происходят выделение и гидратация кремнезема, который растворяется в остатке жидкого стекла. На зернах песка образуются твердые или полутвердые оболочки, связывающие зерна между собой.

Основные недостатки силикатных связующих — плохая выбиваемость и затрудненная регенерация стержневых смесей.

Боратные связующие. Одним из классификационных признаков боратных связующих является присутствие в их составе связанной воды. По содержанию связанной воды бораты делятся на водные и безводные.

Бораты в зависимости от температурной последовательности их выделения разделяются на три основные группы: низкотемпературные (0...50 °С), среднетемпературные (50...250 °С) и высокотемпературные (>250 °С). Указанные интервалы температур имеют определенное значение: в низкотемпературной области выделяются только водные бораты, кристаллогидраты, для которых характерны наиболее высокие содержания связанной воды и нахождение в кристаллической структуре только островных форм борнокислых анионов. Для этих минералов свойственны также довольно узкие температурные границы стабильного существования, что обусловлено сравнительной легкостью отдачи кристаллизационной воды с повышением температуры. В интервале 50...250 °С выделяются кристаллогидраты, характеризующиеся самым низким содержанием кристаллизационной воды и ее более прочной связью.

В литейном производстве бораты в основном применяют в качестве добавок к жидкостекольным смесям, самостоятельно данные связующие не используют, из-за низких прочностных показателей. Эффективность добавления боратов нужно оценивать комплексно — по прочности и выбиваемости. Например, для смеси по CO_2 -процессу добавка боратов улучшает упрочняющие характеристики.

Сочетания неорганических солей. Использование комбинаций неорганических солей получило распространение за рубежом в процессах Cordis, LK, Beach-Vox и в смесях на основе хлорида натрия. В данных процессах основу стержневых смесей составляли комбинации неорганических солей, имеющих высокие технологические характеристики: высокая прочность, хорошая выбиваемость, возможность регенерации стержневой смеси, экологическая безопасность.

При Cordis-процессе в качестве основы применяют модифицированное жидкое стекло

с добавкой комбинации фосфатных, силикатных и боратных связующих, отверждение происходит в результате термического отверждения при температурах 120...160 °С.

В LK- и Beach-Vox-процессах используют сульфат магния, добавки жидких сульфатов и боратов, которые претерпевают термическое отверждение при температуре 140...160 °С.

Смеси на основе хлорида натрия также содержат жидкое стекло, отверждение происходит благодаря нагреву до 500 °С с последующей продувкой CO_2 .

Почти при всех методах изготовления стержней на основе комбинаций неорганических солей они содержат жидкое стекло. Для повышения технологических свойств стержневой смеси, а также для устранения недостатков жидкого стекла — плохой выбиваемости и регенерируемости в стержневые смеси также добавляют добавки в виде сульфатов, фосфатов, боратов, хлоридов.

Примером одной из таких добавок в смесь на основе жидкого стекла является хлорид натрия. Стержень при этом изготавливают из материала, представляющего собой смесь водорастворимой соли (хлорид натрия) с размером зерен от 0,04 до 0,6 мм и связующего — жидкого стекла. Смесь формируют пескодувным методом под давлением 0,6...1 МПа (6...10 бар) и подвергают тепловой обработке при температуре 500 °С. Стержень имеет прочность на изгиб от 800 до 1500 Н/см². Стержень, полученный таким способом, имеет хорошую выбиваемость в результате того, что хлорид натрия растворяется в воде, и при добавлении воды на такой стержень он легко разупрочняется.

Информационно-аналитический обзор источников [12, 13] позволил оценить преимущества использования комбинации неорганических солей и сравнить основные свойства стержневых смесей.

В таблице показана сравнительная характеристика основных свойств стержневых смесей на основе комбинации и одной неорганической соли. Характеристики технологических параметров определены показателями: + — удовлетворительно, ++ — хорошо, +++ — отлично.

Сравнительная характеристика свойств стержневых смесей на основе одной неорганической соли и их комбинаций

Свойство смесей	Жидкое стекло	Сульфат магния	Сульфат магния + сульфат натрия + фосфат магния	Жидкое стекло и хлорид натрия
Прочность	++	+	+++	++
Газопроницаемость	++	+	+++	++
Регенерируемость	+	+++	+++	++

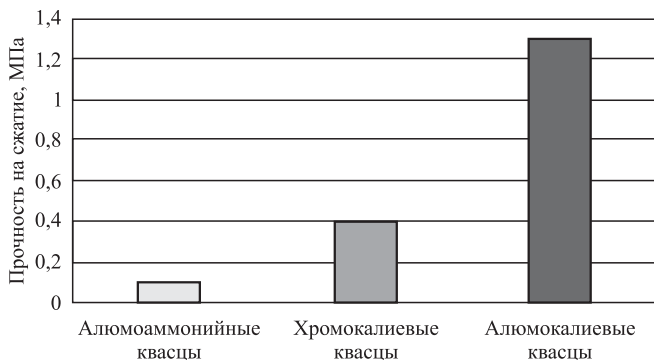
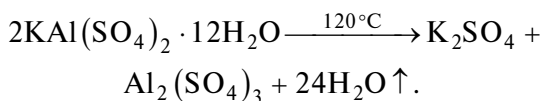
Сравнивая представленные показатели свойств смесей, следует отметить, что лучшими свойствами обладают смеси на основе комбинаций неорганических солей, чем смеси на основе одной соли. Комбинация солей позволяет улучшить свойства стержневых смесей и нивелировать недостатки одной из солей.

Для уменьшения количества жидкого стекла, а также для улучшения выбиваемости могут быть применены специальные добавки, которые в своем составе уже имеют комбинацию солей. К таким добавкам можно отнести квасцы.

Квасцы — двойные соли, кристаллогидраты сульфатов трех- и одновалентных металлов общей формулы $M_2^+SO_4^{2-}M_2^{3+}(SO_4)_3^{2-} \cdot 24H_2O$.

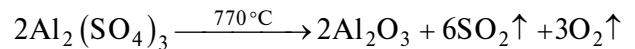
В ходе исследования использовали следующие добавки: хромокалиевые, алюмоаммонийные и алюмокалиевые квасцы. Хромокалиевые квасцы обладают высокой токсичностью из-за соединений хрома, поэтому от них отказались. Алюмоаммонийные квасцы показали низкие прочностные характеристики стержневых смесей (см. рисунок).

Лучшие прочностные характеристики имеют алюмокалиевые квасцы, которые составляли 8...10 % от общей массы. Квасцы представляют собой эффективный и перспективный связующий материал, поскольку особенно хорошо связывают свободную и кристаллизационную воду, а при температуре 92 °С плавятся в ней. При 120 °С алюмокалиевые квасцы теряют испаряющуюся воду, переходя в "жженные", а температура плавления материала возрастает до уровня более 2000 °С с одновременным резким увеличением прочности:

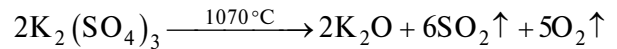


Максимальная прочность на сжатие для стержней на основе квасцов

При заливке формы, а также при контакте стержня с расплавом безводные квасцы разлагаются:



(для сульфата алюминия);



(для сульфата калия).

Кислород в данном случае не только взрывает силикатную прослойку, но и взаимодействует с кремнекислородным каркасом, таким образом разупрочняя стержень.

Для увеличения прочности и снижения затрат на изготовление стержня было решено добавить в состав смеси жидкое стекло. Использование двойных солей в стержневых смесях способствует увеличению прочности, улучшению выбиваемости стержня и размягчению связующего в процессе удаления стержня из отливки.

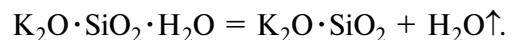
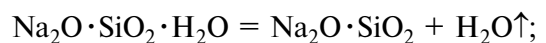
Механизмы упрочнения, разупрочнения стержня и формирования его технологических характеристик на основе комбинации неорганических солей. Механизмы упрочнения стержневых смесей на основе неорганических солей осуществляются несколькими способами:

1) упрочнение стержней тепловым воздействием;

2) упрочнение стержней химическим воздействием (CO_2 -процесс).

Упрочнение стержней тепловым воздействием.

Упрочнение стержней на основе жидкого стекла тепловым воздействием (сушкой) происходит за счет потери влаги водного раствора силиката натрия (калия). В процессе теплового воздействия происходит реакция испарения воды из силикатов натрия и калия:



В результате испарения влаги образуется более плотная и вследствие этого более прочная структура стекловидной пленки силикатов натрия (калия).

Стержневые смеси на основе комбинации сульфатов, фосфатов, боратов также отверждаются с помощью теплового воздействия. Сульфаты и фосфаты при взаимодействии с водой образуют кристаллогидраты.

Образование кристаллогидратов играет большую роль в процессах отверждения стерж-

невых смесей. При смешивании воды и связующего протекает процесс гидратации. Для того чтобы равновесие процесса гидратации было смещено в сторону прямой реакции, необходимо, чтобы раствор затвердения не был слишком концентрированным. Только в этом случае давление насыщенного водяного пара над ним будет выше давления диссоциации получаемого кристаллогидрата.

Упрочнение стержня химическим воздействием. Упрочнение стержней по CO_2 -процессу происходит в результате образования геля ортокремниевой кислоты, цементирующего зерна песчаного наполнителя смеси и являющегося результатом усиления гидролиза жидкого стекла в составе смеси при продувке его углекислым газом.

Особенностью CO_2 -процесса является тот факт, что в отличие, например, от схемы отверждения стержня тепловой сушкой вода, имеющаяся в техническом растворе жидкого стекла, не испаряется, а иммобилизуется и удерживается гелем в своей структуре.

Твердая фаза, образующаяся после удаления растворителя из раствора кристаллогидрата, содержит кристаллизационную воду. Чаще встречаются кристаллогидраты с четным количеством молекул воды. Нередко одно соединение образует несколько кристаллогидратов, отличающихся от свойств соответствующих им безводных солей.

Разупрочнение стержневых смесей на основе комбинации неорганических солей. Разупрочнение — процесс, связанный с потерей прочности стержней при контакте с жидким расплавом и дальнейшей его кристаллизацией.

Компоненты жидкостекольной смеси, содержащие жидкое стекло и кварцевый песок, не способствуют разупрочнению стержней при контакте с расплавом. Это связано с тем, что кремнекислородный каркас при данных условиях спекается в глыбу. Работа выбивки данных стержней велика и регенерация смесей затруднительна.

Смеси на основе сульфатов, фосфатов, боратов имеют хорошую выбиваемость, так как в составе имеют вещества (кристаллогидраты), способные вновь поглощать молекулы воды и разупрочнять пленку связующего.

Для улучшения выбиваемости смесей на основе жидкого стекла необходимо:

1) введение в смесь специальных разупрочняющих добавок;

2) уменьшение количества жидкого стекла.

Количество жидкого стекла в смеси непосредственно влияет на технологические характеристики литейных стержней. Уменьшение количества жидкого стекла снижает прочность смеси, но улучшает выбиваемость, таким образом, снижаются трудозатраты на изготовление отливок. При этом использование комбинации неорганических солей позволит при уменьшении количества жидкого стекла улучшить выбиваемость, при этом не потеряв в прочности за счет образования кристаллогидратов.

Для улучшения выбиваемости стержней и уменьшения количества жидкого стекла в их состав можно вводить квасцы. Применение двойных солей, кристаллогидратов сульфатов трех- и одновалентных металлов позволит улучшить выбиваемость благодаря хорошей растворимости квасцов в теплой воде. Способность квасцов восстанавливать содержание воды в кристаллизационной решетке позволит легко регенерировать отработанные смеси, улучшит выбиваемость и повысит прочность на счет образования кристаллогидратов. Таким образом, квасцы являются перспективным связующим для стержневых смесей.

Заключение. Как показал опыт, использование одной неорганической соли в составе стержневых смесей имеет ряд недостатков. Негативный эффект в первую очередь связан со свойствами солей: высокой гигроскопичностью и, как следствие, низкой живучестью и ограниченным временем хранения стержней, низкой прочностью.

Применение комбинации неорганических солей, а именно алюмокалиевых квасцов и жидкого стекла, способствует увеличению прочности, улучшению выбиваемости стержня и размягчению связующего в процессе удаления стержня из отливки. Это позволит не только стабилизировать качество литейных стержней на неорганических солях в качестве связующих и, как следствие, отливок, но и обеспечить управляемость процессами упрочнения и удаления стержня из отливок.

В настоящее время рабочей группой кафедры "Металлургические технологии и оборудование" Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексева проводится комплекс работ по созданию и вне-

дрению в условиях действующего производства инновационного способа изготовления разовых литейных стержней требуемого уровня технологических характеристик с использованием комбинации жидкого стекла и алюмокалиевых квасцов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **DE 102006031191 A1, IPC: B22C 1/18.** Anm.: Dracowo Forschungs- und Entwicklungs GmbH, 06766 Wolfen, DE. Anorganische Kernsanbinder und Schichten für den Aluminiumguss und ihre weitere Verwendung als Düngemittel. Pub.: 10.01.2008.
2. **DE 19632293 A1, IPC: B22C 9/12.** Anm.: T. Steinhäuser, 47574 Goch, DE. Verfahren zur Herstellung von Kernformlingen für die Gießereitechnik. Pub.: 19.02.1998.
3. **WO 2010007180. Anm.: Ceramtec AG, 73207 Plochingen, DE.** Kerne auf der Basis von Salz und Verfahren zu ihrer Herstellung. Pub.: 21.01.2010.
4. **Илларионов И.Е.** Применение технологии получения металлофосфатных связующих стержневых и формовочных смесей на их основе // Черные металлы. 2018. № 4 (1036). С. 13—19.
5. **Улучшение** технологических свойств смесей, отверждаемых по CO₂-процессу / В.В. Петров, Э.А. Дмитриев, И.В. Чистяков, Н.В. Казанцева // Труды Седьмого съезда литейщиков России, г. Новосибирск, 23—27 мая 2005 г. Т. 2. С. 68—72.
6. **Металлофосфатные** связующие и смеси / И.Е. Илларионов, Е.С. Гамов, Ю.П. Васин, Е.Г. Чернышев. Чебоксары: Изд-во Чуваш. ун-та, 1995. 524 с.
7. **Судакас Л.Г.** Теория и практика управления свойствами фосфатных вяжущих систем: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.17.11. Л., 1984. 35 с.
8. **Евстигнеев А.И., Петров В.В., Дмитриев Э.А. и др.** Свойства смесей с солевыми связующими // Литейное производство. 2011. № 5. С. 11—13.
9. **Исследование** свойств смесей со связующими на основе сульфата магния / А.И. Евстигнеев, В.В. Петров, Э.А. Дмитриев, А.А. Тарасова // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2010. № 2. С. 232—237.
10. **Илларионов И.Е., Петрова Н.В.** Жидкостекольные смеси, отверждаемые продувкой углекислым газом // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2011. № 2. С. 208—213.
11. **Илларионов И.Е., Васин Ю.П.** Формовочные материалы и смеси. Чебоксары: Изд-во Чуваш. ун-та, 1995. Ч. 2. 288 с.
12. **WO 2004080145 A2 IPC: B22C 1/18 Bernd Kuhs.** Magnesium and/or aluminium sulphate moulds and cores comprising a phosphate or borate additive and their production. Pub.: 23.09.2004.
13. **Пат. 2292980 РФ, МПК В 22 С 1/16.** Смесь для изготовления литейных форм и стержней / Якимов В.П. и др.; патентообладатель ОАО "Комсомольское-на-Амуре авиационное производственное объединение им. Ю.А. Гагарина". № 2004137563/02; заявл. 10.06.2006; опубл. 10.02.2007

*Игорь Олегович Леушин, д-р техн. наук,
igoleu@yandex.ru;*

*Александр Николаевич Грачев, канд. техн. наук;
Любовь Игоревна Леушина, канд. техн. наук;*

*Олег Сергеевич Кошелев, д-р техн. наук;
Алексей Игоревич Марков*

О.И. Филиппов (ООО "Транснефтьстрой", г. Москва),
В.А. Ерофеев (Тульский государственный университет),
М.А. Шолохов (Уральский федеральный университет
имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург),
С.И. Полосков (Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана)

Исследование особенностей формирования корня шва при двухсторонней синхронизированной дуговой сварке вертикальных стыков стальных резервуаров

Показано, что увеличить производительность сварки вертикальных стыков резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов можно в результате синхронного двухстороннего формирования корня шва в X-образную разделку. Для минимизации различных возмущений, в том числе по зазорам в стыках, разбросу значений их притупления, выполнен компьютерный инженерный анализ, который показал, что формирование корневого прохода при сварке сверху вниз с увеличенным притуплением разделки приводит к непроварам, а при сварке снизу вверх обеспечивается глубокое проплавление при значительном притуплении. Установлено, что при сварке листов толщиной 30 мм при притуплении 6...8 мм необходимо обеспечить сборочный зазор 1,5...3 мм по всей длине шва. В этом случае оставшаяся незаполненная площадь сечения разделки невелика, что обеспечивает возможность ее заполнения за один проход двухдугового процесса с каждой стороны. Существует область режимов двухсторонней синхронизированной сварки, при которых вероятность возникновения характерных дефектов при формировании корня шва минимальна.

Ключевые слова: резервуар; корень шва; физико-математическое моделирование; автоматическая двухсторонняя синхронная сварка в защитных газах и газовых смесях.

It is shown that increase in the welding productivity of vertical joints of storage tanks for oil and oil products can be achieved due to the double-sided synchronized formation of the X-shaped groove. To minimize various disturbances, including variation of gap size and root face dimension, computer engineering analysis is performed, which showed that the formation of root pass during welding with the movement of the electrode down (vertical down) with increased dimension of the root face leads to lack of penetration, but during groove filling with the movement of the electrodes up (vertical up) deep penetration is achieved given the considerable root face dimension. It is defined that during welding of 30 mm thickness plates with root face dimension range from 6 to 8 mm, it is necessary to ensure the root gap dimension range from 1.5 to 3 mm along the entire length of the seam. In this case, the remaining unfilled cross-sectional area of the groove is small, which makes it possible to fill it in during single pass under two-arc double-sided welding. There is area of double-sided synchronized welding modes in which the occurrence probability of typical defects during the formation of the weld root is minimal.

Keywords: tank storage for oil and oil products; weld root; physical and mathematical modeling; automatic double-sided synchronized welding in shielding gases and gas mixtures.

Введение. Резервуары для приемки, хранения, технологической обработки и отпуска нефти и нефтепродуктов в виде объемных цилиндрических сосудов являются самыми востребованными и распространенными разновидностями емкостного оборудования, причем в настоящее время наблюдается отчетливая тенденция к строительству резервуаров именно большого объема, так как издержки на их содержание соизмеримы с издержками резервуаров меньших объемов. Так как резервуары относятся к потенциально опасным промышленным объектам, то вопросам качества при их

строении, в том числе сварочным работам уделяется повышенное внимание [1].

Для увеличения производительности труда при строительстве вертикальных стальных резервуаров применяют преимущественно механизированную сварку, однако доля автоматической сварки, обеспечивающей стабильно высокое качество сварных соединений, постоянно растет [2]. Помимо этого, сварку вертикальных швов, как наиболее трудоемкую операцию, осуществляют в X-образную разделку, которую заполняют одновременно с двух сторон. Как отмечено в работе [3], двухсторонняя сварка по-

звolyет существенно повысить темп выполнения сварочных работ, уменьшить деформации и напряжения в сварных соединениях.

Потребность в дальнейшем увеличении производительности сварки толстостенных резервуаров большого объема при обеспечении стабильно высокого качества сварных соединений требует разработки новых высокопроизводительных способов сварки.

В работе [4] показано, что существенно повысить производительность сварки вертикальных стыков возможно при промышленном применении автоматической многодуговой сварки, синхронно осуществляемой с двух сторон стыка, что по сравнению с односторонней сваркой с каждой стороны позволяет существенно увеличить производительность сварочных работ. В этом случае в образовании сварного соединения участвуют попарно с обеих сторон стыка четыре дуги, первая пара из которых формирует корень шва, а вторая — заполняет разделку. В дальнейшем при заполнении разделки и образовании сварного шва синхронизировано участвуют четыре дуги, попарно с обеих сторон стыка. Таким образом, образование сварного соединения состоит из двух стадий: сварки корня шва и заполнения разделки, синхронно выполняемых с двух сторон.

Анализ литературных источников показал, что вопросы двухсторонней синхронизированной сварки вертикальных стыков изучены незначительно. В них в основном рассмотрены процессы сварки неплавящимся электродом, плазменной сварки, сварки комбинированными источниками нагрева.

В работе [5] приведены результаты исследований по двухсторонней синхронизированной сварке неплавящимся электродом, а в работе [6] — по двухсторонней плазменной сварке. В работе [7] предложено использовать при двухсторонней синхронизированной сварке алюминиевого сплава с одной стороны стыка горелку для сварки неплавящимся, а с другой — плавящимся электродом.

Исключением являются работы [8, 9], в которых рассмотрены отдельные вопросы роботизированной двухсторонней сварки плавящимся электродом вертикальных стыков на толстостенных листах. Однако и в этих работах не приведены технологические особенности процессов сварки вертикальных стыков, выбора оптимальных режимов сварки.

Из-за высокой вероятности возникновения непроваров в корневой части стыка (рис. 1), обусловленных изменениями сборочного зазора в стыке, стабильное значение которого трудно обеспечить из-за массы и размеров стыкуемых листов, необходимо исследовать особенности формирования корня шва при синхронной двухсторонней дуговой сварке вертикальных стыков стальных резервуаров. Без отработанной технологии сварки, обеспечивающей качественное формирование корня шва, последующее заполнение разделки не имеет смысла. В этой связи исследование особенностей формирования корня шва при двухсторонней сварке вертикальных стыков резервуаров актуально.

Цель работы — исследование особенностей формирования корня шва при двухсторонней синхронизированной дуговой сварке вертикальных стыков стальных резервуаров.

Для разработки технологии, обеспечивающей качественное формирование корня двухстороннего шва, необходимо определить параметры процесса сварки с учетом характерных возмущений. Эта технология должна также учитывать направление сварки, геометрию разделки кромок и режим сварки, обеспечивающие наиболее высокую производительность при стабильно высоком качестве.

Методика проведения исследований. Критериями оптимизации являются определение направления сварки, геометрия разделки кромок и режим сварки, обеспечивающие наиболее высокую производительность при обеспечении бездефектного формирования корневого прохода с учетом возможных отклонений параметров сварки от номинала. Такую сложную многопараметрическую задачу с минимальным числом проводимых натуральных экспериментов целесообразно решать с использованием методов физико-математического моделирования. Поэтому при решении задачи обеспечения приемлемого формирования шва при реализации предлагаемой инновационной технологии сварки применяли современные методы компьютерного моделирования.

Схема двухстороннего формирования корня шва с синхронным воздействием пары дуг и геометрические характеристики разделки стыка, как объекта компьютерного анализа, представлены на рис. 2.

Методика компьютерного инженерного анализа основана на физико-математическом ими-

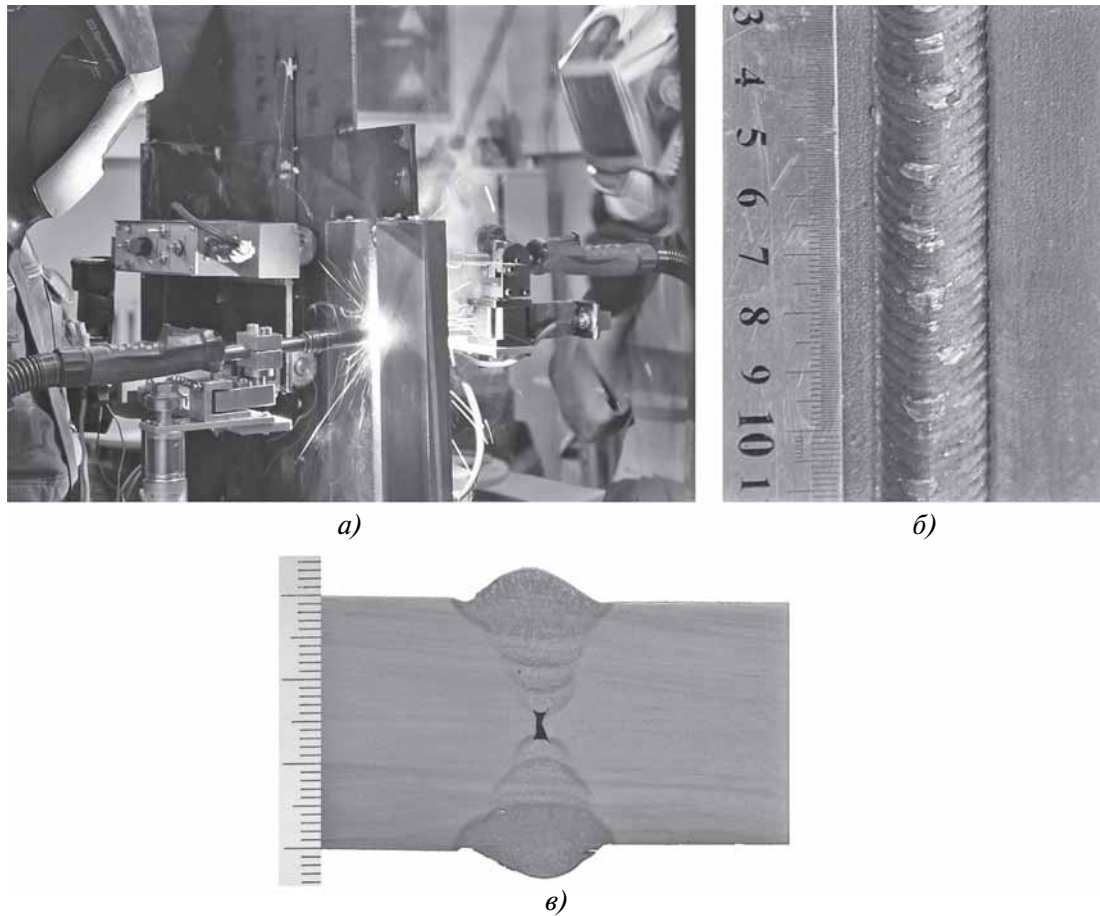


Рис. 1. Исследование условий формирования корня шва при двухсторонней синхронизированной сварке:
a — стенд для проведения исследований; *б* — шов; *в* — макрошлиф корня шва с типичным дефектом

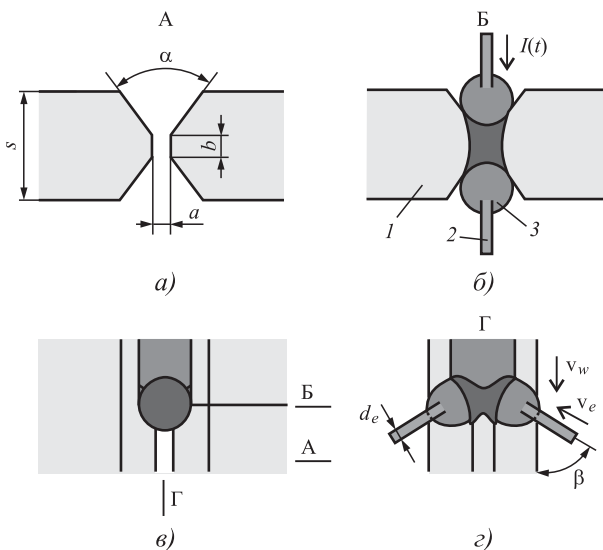


Рис. 2. Схема двухдуговой синхронной сварки корня шва вертикального стыка:

a — разделка кромок: *a*, *b*, α — геометрические характеристики разделки кромок; *s* — толщина свариваемого стыка; *б* — поперечное сечение в зоне воздействия дуг: 1 — свариваемые кромки; 2 — электрод; 3 — сварочная дуга; *в* — вид на поверхность листов; *г* — сечение в плоскости симметрии стыка: d_e , v_e , β — диаметр, скорость и угол подачи электрода; v_w — скорость сварки

тационном моделировании физических процессов при формировании сварных швов [10, 11]. При проведении исследований использовали ранее разработанную авторами данного исследования физико-математическую модель двухсторонней синхронизированной сварки, подробно описанной в работе [12], с введением в нее дополнительных параметров, определяющих качественное формирование двухстороннего корня шва, в том числе по импульсному вводу тепла в сварочную ванну [13]. Оценку их допустимых отклонений осуществляли по рекомендациям работы [14]. При решении тепловой задачи взаимодействия дуг с разных сторон стыка применяли методические подходы, изложенные в работах [15, 16].

Выполнили компьютерное моделирование формирования корня шва при сварке листов из стали 09Г2С толщиной 30 мм с двухсторонней X-образной симметричной разделкой кромок. Угол разделки 22°; зазор 1,5...4,0 мм; притупление 5 мм. Защитный газ — двуоксид углерода, электродная проволока Св-08Г2С диаметром

1,2 мм. Шов вертикальный, напряжение дуги выбрали для получения дуги длиной 3 мм. Вылет проволоки принят 20 мм. При проведении виртуальных исследований базовый ток (ток паузы) оставляли неизменным — 50 А, а ток в импульсе варьировали от 135 до 350 А. При анализе изменяли направление сварки сверху вниз и снизу вверх, геометрию разделки кромок, режим сварки.

Результаты исследований и их обсуждение.

Результаты моделирования формирования корневого прохода при двухсторонней синхронизированной сварке сверху вниз со скоростью 5 мм/с показаны на рис. 3 (см. обложку).

Установлено, что при сварке сверху вниз двухсторонний корень шва формируется с вогнутой поверхностью, что снижает при выполнении последующих проходов вероятность возникновения межваликовых несплавлений и неметаллических включений, механизм образования которых при многопроходной сварке плавлением подробно рассмотрен в работе [17].

Однако в этом случае проплавляющая способность дуги снижена подтеканием расплава сварочной ванны под факел дуги. Из-за этого высока вероятность непровара корня, особенно при завышенном притуплении разделки. Даже значительное повышение тока дуги почти не влияет на проплавляющую способность, так как увеличение электродинамического давления дуги компенсируется увеличением гравитационного давления вследствие роста массы сварочной ванны. Определено, что вследствие недостаточной проплавляющей способности сварку корня шва сверху вниз можно использовать при предельно малом притуплении разделки, не превышающем ширины сборочного зазора. При этом площадь поперечного сечения разделки, заполняемая электродным металлом, наиболее велика. Соответственно, повышены расход сварочных материалов и трудоемкость сварки.

Выполненное моделирование формирования корневого прохода при синхронизированной сварке снизу вверх на том же режиме показало другие результаты (рис. 4).

При небольшом токе дуги формирование корня шва при сварке снизу вверх мало отличается от варианта сверху вниз, так как гравитационное давление в расплаве сварочной ванны невелико ввиду ее малой массы. При токе в импульсе более 200 А проплавляющая способность существенно нарастает вследствие вытекания расплава из-под дуги. Поверхность валика в корне шва постепенно преобразуется из вогнутой в выпуклую, что негативно влияет на условия формирования последующих проходов и может привести к межваликовым несплавлениям. Использование повышенных токов в импульсе позволяет уменьшить заполняемое сечение разделки, увеличивая притупление за счет повышенной проплавляющей

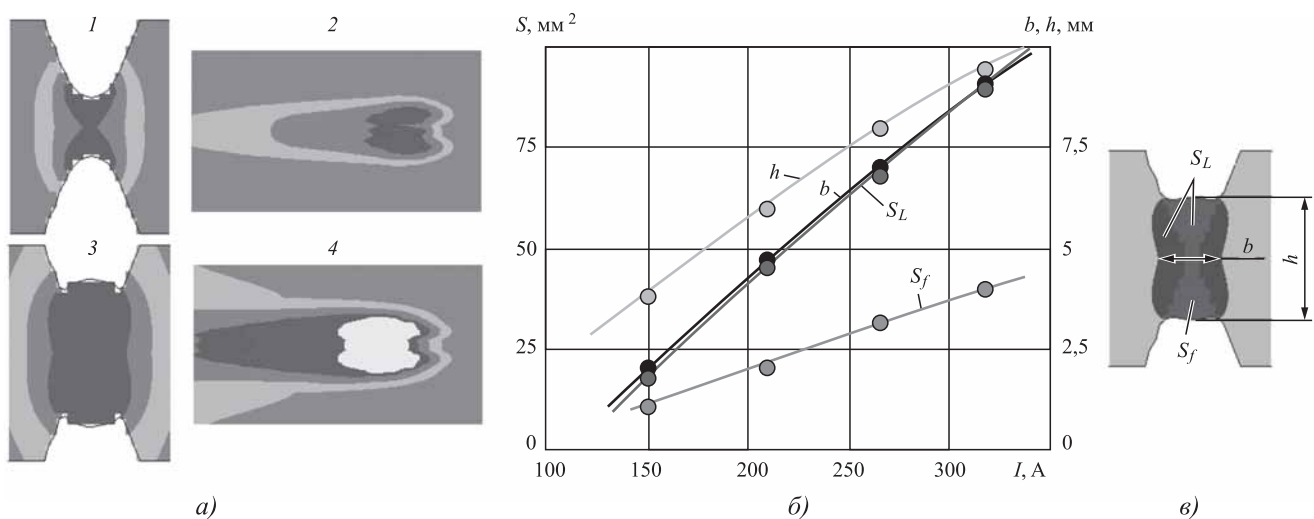


Рис. 4. Результаты моделирования формирования корня шва при двухдуговой сварке в вертикальном положении снизу вверх при различных скоростях подачи проволоки:

a — распределение температур: 1, 3 — предельное распределение; 2, 4 — на исходной поверхности кромок; 1, 2 — 8 мм/с, ток в импульсе 155 А; 3, 4 — 20 мм/с, ток в импульсе 315 А; *б* — зависимости размеров h , b и площадей проплавления S_L и заполнения S_f корня шва от тока I дуги; *в* — размеры поперечного сечения корня шва

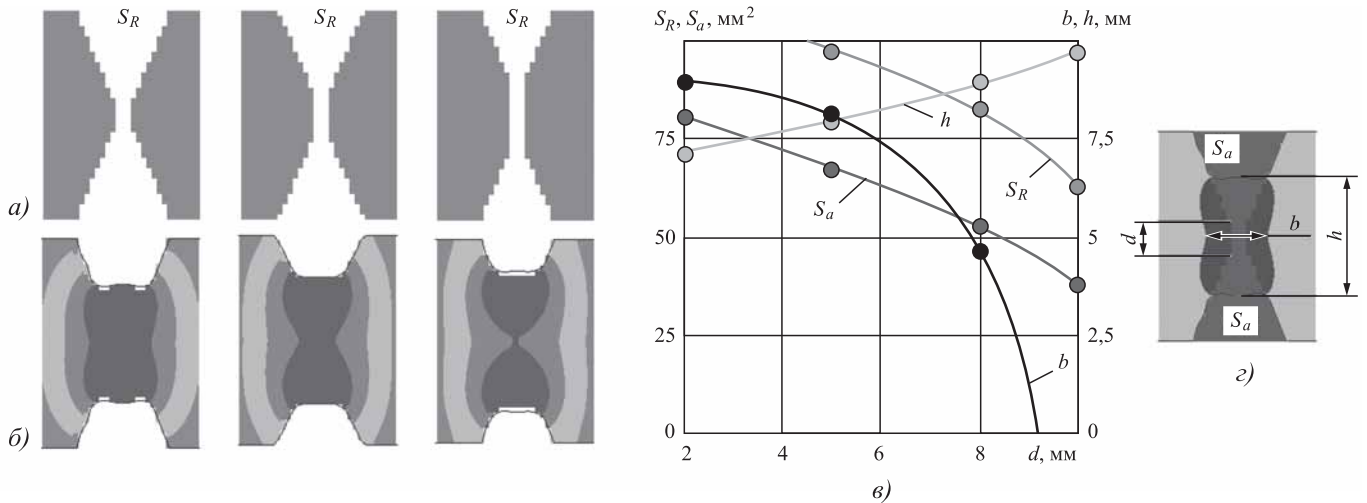


Рис. 5. Результаты моделирования формирования корня шва при двухсторонней сварке снизу вверх стыков с различным притуплением разделки:

a — поперечные сечения разделок; *б* — форма проплавления корня шва; *в* — зависимости размеров проплавления от притупления; *г* — размеры корня шва: S_R — общая площадь поперечного сечения разделки; S_a — незаполненная площадь разделки после сварки корня. Скорость сварки 5 мм/с, скорость подачи проволоки 16 мм/с, ток в импульсе 270 А

способности. Однако при этом возможно стекание металла корня шва. Поэтому ток дуги следует ограничивать в разумных пределах.

На рис. 5 показаны результаты моделирования формирования корня шва при двухсторонней синхронизированной сварке снизу вверх стыков с различным притуплением разделки ($d = 5, 8$ и 12 мм) с углом 22° и зазором 2 мм.

При увеличении притупления разделки существенно изменяется форма поперечного сечения проплавления. При токе в импульсе свыше 270 А и скорости сварки 5 мм/с надежное проплавление корня обеспечивается до притупления $d = 8 \dots 10$ мм, что уменьшает площадь поперечного сечения разделки с 118 мм^2 при $d = 2$ мм и до 80 мм^2 при $d = 8$ мм. Площадь S_a незаполненной части разделки снижается более значительно — с 80 мм^2 при $d = 2$ мм до 44 мм^2 при $d = 8$ мм. Однако при этом сильно уменьшается ширина b провара корня шва — с 9 мм при $d = 2$ мм до 4,5 мм при $d = 8$ мм. Дальнейшее увеличение притупления $d > 9$ мм вызывает непровар корня.

Большая проплавливающая способность дуги при приемлемых значениях тока и скорости сварки позволяет заметно уменьшить площадь заполнения разделки на корневом проходе и на последующих заполняющих за счет увеличения притупления разделки кромок. Однако предельно допустимое притупление кромок ограничено возможностью непровара и зависит от сборочного зазора и режима сварки.

Очевидно, что возникновение непровара наиболее вероятно при отсутствии сборочного зазора. Соответственно, режим сварки при повышенном притуплении определяется значением притупления при отсутствии зазора.

На рис. 6 приведены зависимости минимального тока дуги в импульсе от притупления при сварке вертикального Х-образного стыка стальных листов толщиной 30 мм со скоростью 3...8 мм/с.

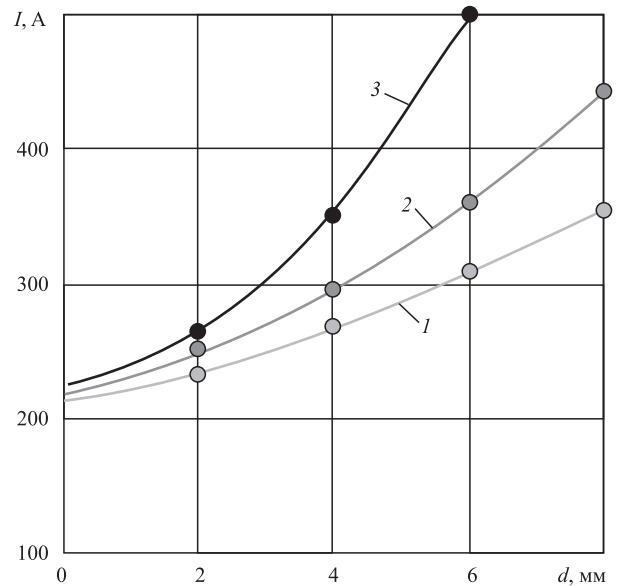


Рис. 6. Зависимости тока дуги в импульсе, обеспечивающего проплавление корня шва при отсутствии зазора между кромками, от притупления при различных скоростях сварки:

1 — 3 мм/с; 2 — 5 мм/с; 3 — 8 мм/с

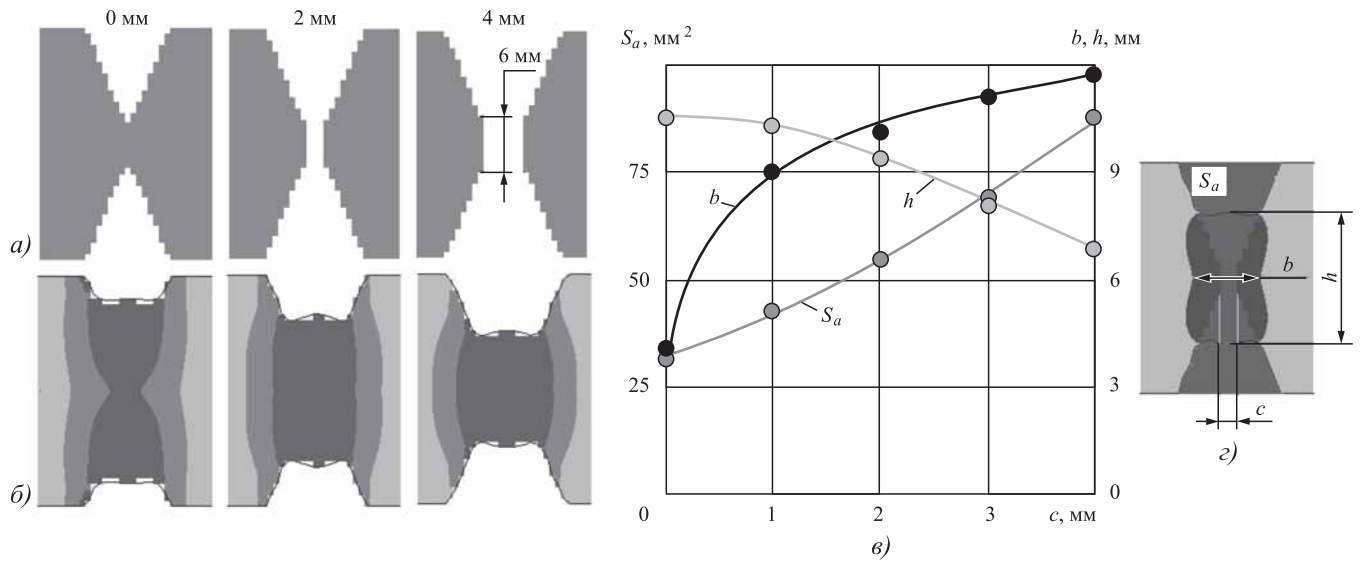


Рис. 7. Влияние сборочного зазора на формирование корня шва:

a — геометрия поперечного сечения стыка; *б* — распределение предельных температур; *в* — зависимости ширины b и высоты h провара корня шва и площади S_a незаполненной части разделки кромок от ширины c сборочного зазора; *г* — размеры зоны проплавления корня шва

Отсутствие сборочного зазора существенно затрудняет сплавление двухстороннего корня шва, особенно при большом притуплении и большой скорости сварки.

На рис. 7 показано влияние сборочного зазора на формирование корня шва при притуплении $d = 6$ мм, скорости сварки 5 мм/с и токе в импульсе 350 А.

Из рис. 7 видно, как увеличение сборочного зазора заметно изменяет площадь поперечного сечения разделки, заполняемого электродным металлом. Так как количество электродного металла определяется током дуги в импульсе, то при сварке на одном и том же режиме увеличение сборочного зазора приводит к расширению корневого прохода с уменьшением его толщины. При этом площадь оставшейся незаполненной части сечения разделки существенно возрастает.

Особенно заметно изменяются форма и размеры корневого прохода при малом зазоре (0...1,5 мм). Поэтому при сварке корневого прохода при увеличенном притуплении нужно обеспечить постоянство сборочного зазора вдоль шва и исключить возможность его уменьшения до значений менее 1...1,5 мм. Приемлемо при притуплении 6...8 мм иметь зазор 1,5...3 мм. При этом ток дуги в импульсе для гарантированного сплавления корня равен 320 А при скорости сварки 5 мм/с, напряжение 20..22 В, длина дуг

2...2,5 мм, угол наклона электродов к направлению сварки $\pm 45^\circ$.

Результаты моделирования двухстороннего синхронизированного процесса формирования корня шва на этом режиме показаны на рис. 8 (см. обложку).

Установлено, что на данном режиме сварки длина сварочной ванны составляет по температуре ликвидуса около 15 мм, по температуре солидуса около 22 мм, максимальная ширина сварочной ванны и шва около 8 мм. Ширина провара стыка 4,9...5 мм, масса сварочной ванны около 6,4 г. Площадь поперечного сечения зоны проплавления 6 мм², зоны заполнения разделки корнем шва 31 мм², толщина наплавленного слоя 9,3 мм. Доли в шве основного металла 60 %, электродного — 40 %. Оставшаяся незаполненная площадь поперечного сечения разделки стыка около 65 мм², что позволяет при двухдуговом двухстороннем процессе заполнить ее за один проход.

Помимо использования процесса двухсторонней синхронизированной сварки вертикальных стыков сдвоенными дугами с каждой стороны дополнительно повысить производительность процесса сварки можно уменьшением площади поперечного сечения разделки X-образного профиля, что легко достигается увеличением ее притупления.

Моделирование показало, что направление сварки вертикального шва значительно влияет на формирование корневого прохода. При сварке сверху вниз увеличение притупления приводит к непровару корня из-за подтекания расплава под дугу, причем повышение тока дуги не позволяет увеличить глубину проплавления из-за повышения массы сварочной ванны.

При сварке снизу вверх вытекание расплава из-под дуги обеспечивает глубокое проплавление, что позволяет увеличить притупление и сократить заполняемую площадь сечения разделки. Однако такой вариант формирования корня двухстороннего шва чувствителен к сборочному зазору, стабильное значение которого трудно обеспечить при значительной длине швов. Наиболее сильно влияют малые зазоры, близкие к смыканию притупления кромок, поэтому при сварке листов толщиной 30 мм при притуплении 6...8 мм необходимо обеспечить сборочный зазор 1,5...3 мм по всей длине шва. В этом случае оставшаяся незаполненная площадь сечения разделки невелика, что обеспечивает возможность ее быстрого заполнения двухдуговым процессом с каждой стороны стыка.

Приведенные результаты данного компьютерного исследования справедливы только для зауженной разделки с увеличенным притуплением. Из-за этого формирование корня шва на таких стыках требует повышенных значений токов дуг в импульсе (270...320 А), что существенно больше значений, используемых при сварке корня стандартных стыков механизированной сваркой, выполняемой на постоянном токе менее 200...220 А.

Следует также учитывать, что значение тока ограничено условием удержания массы сварочной ванны силами поверхностного натяжения, которые определяются соответственно длиной и шириной ванны. Поэтому при разделке с большим притуплением формирующийся корень шва имеет небольшую ширину, малую длину и относительно небольшую массу благодаря сильному отводу теплоты в кромки стыка. Именно поэтому формирующийся корень, даже на больших токах сварки, хорошо удерживается силами поверхностного натяжения в сборочном зазоре.

Для избежания стекания сварочной ванны можно также отказаться от симметрии процесса

сварки корня, используя синхронно перемещающиеся дуги, сдвинутые относительно друг друга на некоторое расстояние вдоль шва так, чтобы формировались две отдельные сварочные ванны.

Результаты исследования показали, что даже при использовании нестандартных разделок кромок с повышенным притуплением существует область форсированных режимов двухсторонней синхронизированной сварки, при которых вероятность возникновения характерных дефектов при формировании корня шва минимальна.

Выводы

1. Увеличить производительность сварки вертикальных стыков резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов можно в результате уменьшения площади поперечного сечения разделки Х-образного профиля, что легко достигается увеличением ее притупления, а также применения многодуговой двухсторонней синхронизированной сварки.

2. Компьютерный инженерный анализ формирования шва показал, что формирование двухстороннего корневого прохода при сварке сверху вниз с увеличенным притуплением разделки приводит к непроварам, а при сварке снизу вверх обеспечивается глубокое проплавление даже при значительном притуплении.

3. Определены параметры процесса двухдуговой двухсторонней сварки корня шва при различных притуплении и зазоре Х-образной разделки кромок. При сварке листов толщиной 30 мм при притуплении 6...8 мм удовлетворительное формирование корня шва обеспечивается при сборочном зазоре 1,5...3 мм. Оставшаяся незаполненная площадь сечения разделки может быть быстро заполнена при реализации последующего двухдугового процесса с каждой стороны стыка.

4. Даже при использовании нестандартных разделок кромок с повышенным притуплением существует область форсированных режимов двухсторонней синхронизированной сварки, при которых вероятность возникновения характерных дефектов при формировании корня шва минимальна.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Гончаров Н.Г., Нестеров Г.В., Юшин А.А.** Исследования дефектов сварных швов резервуаров вертикальных стальных // Безопасность труда в промышленности. 2019. № 3. С. 69–74.
2. **Ершов А.В.** Механизированная и автоматическая сварка стальных вертикальных цилиндрических резервуаров емкостью 30 000 м³ // Сварка и диагностика. 2013. № 1. С. 63–66.
3. **Zhang Y.M., Pan C., Male A.T.** Welding of austenitic stainless steel using double sided arc welding process // Materials Science & Technology. 2001. Vol. 17. No. 10. P. 1280–1284.
4. **Double-sided** arc welding with multiple electrodes of vertical joints of steel tanks / O.I. Filippov, V.A. Erofeev, S.I. Poloskov, A.Yu. Melnikov // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. 2020. 966. 012014. DOI: 10.1088/1757-899X/966/1/012014.
5. **Control** of root pass stress by two-sided arc welding for thick plate of high strength steel / H.J. Zhang, C.B. Cai, Z.S. Yu, S.B. Chen // Reviews on Advanced Materials Science. 2013. Vol. 33. No. 3. P. 298–304.
6. **Zhang Y.M., Zhang S.B., Jiang M.** Keyhole double-sided arc welding process // Welding Journal. 2002. Vol. 81. No. 11. P. 249s-255s.
7. **Study** on MIG-TIG double-sided arc welding-brazing of aluminum and stainless steel / Y. Zhang, J. Huang, Z. Cheng et al // Materials Letters. 2016. Vol. 172. P. 146–148.
8. **The realization** of no back chipping for thick plate welding / C. Yang, J. Zhong, Y. Chen et al // The International Journal of Advanced Manufacturing technology. 2014. Vol. 74. No. 1–4. P. 79–88.
9. **Evaluation** of metal-active gas double-sided double-power arc welded joints of high-strength low-alloy steel / Y.X. Chen, C.D. Yang, X.J. Wang, S.B. Chen // Strength of Materials. 2015. Vol. 47. No. 1. P. 164–169.
10. **Understanding** of the weld pool convection in twin-wire GMAW process / D. Wu, X. Hua, D. Ye, X. Ma // The International Journal of Advanced Manufacturing technology. 2017. Vol. 88. No. 1–4. P. 219–227.
11. **Полосков С.С., Ерофеев В.А., Шолохов М.А.** Физико-математическая модель формирования ванны расплава при наплавке плавящимся электродом с дополнительной присадочной проволокой // Заготовительные производства в машиностроении. 2020. Т. 18. № 6. С. 247–253.
12. **Компьютерный** инженерный анализ двухсторонней многодуговой сварки вертикальных стыков резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов / О.И. Филиппов, М.А. Шолохов, В.А. Ерофеев, С.И. Полосков // Известия ВолгГТУ. Серия: Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении. 2020. № 10 (245). С. 60–66.
13. **Филиппов О.И.** Пути совершенствования сварочных работ при строительстве резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов // Заготовительные производства в машиностроении. 2020. Т. 18. № 7. С. 301–308.
14. **Мельзитдинова А.В., Сидоров В.П.** Исследование допустимых отклонений параметров дуговой двухсторонней сварки // Сварочное производство. 2016. № 3. С. 11–15.
15. **Kwon Y., Weckman D.C.** Analytical thermal model of conduction mode double sided arc welding // Science and Technology of Welding and Joining. 2008. Vol. 13. No. 6. P. 539–549.
16. **A kind** of analytical model of arc welding temperature distribution under varying material properties / W. Liu, L. Li, J. Yue et al. // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2015. Vol. 81. No. 5–8. P. 1109–1116.
17. **Виртуальное** исследование условий возникновения неметаллических включений при многопроходной сварке плавящимся электродом трубопроводов / А.Е. Филяков, С.И. Полосков, В.А. Ерофеев, М.А. Шолохов // Заготовительные производства в машиностроении. 2020. Т. 18. № 11. С. 488–493.

Олег Иванович Филиппов,
foirus@yandex.ru;

Владимир Александрович Ерофеев, канд. техн. наук;
Михаил Александрович Шолохов, д-р техн. наук;
Сергей Иосифович Полосков, д-р техн. наук



Оптимизация режима работы гидравлического пресса с двухступенчатым насосным приводом

Рассмотрена оптимизация режима работы двухступенчатого привода гидравлического пресса для снижения затрат энергии. Выбор времени переключения с первой ступени на вторую позволил сократить затраты энергии на выполнение технологической операции на 24 %.

Ключевые слова: гидравлический пресс; двухступенчатый привод; оптимизация; экономия энергии.

Optimization for working of hydraulic press two-level drive for decrease of energy expense is considered. The time choice for switching from the first step on the second has allowed to reduce energy expenses for performance of technological operation by 24 %.

Keywords: hydraulic press; two-level drive; optimization; energy economy.

Применение двух- и трехступенчатого насосных приводов гидравлических прессов позволяет улучшить использование их энергетических возможностей при выполнении операций с возрастанием технологической силы P при рабочем ходе S [1].

Гидравлическая схема пресса с двухступенчатым приводом приведена на рис. 1. Привод пресса содержит два насоса 1 и 2, приводимых, как правило, от одного электродвигателя 3. Насос 1 отличается низким предельным давлением p_1 и большой производительностью Q_1 . Насос 2 имеет большое предельное давление p_2 и меньшую производительность Q_2 .

При первой ступени нагружения в цилиндр 4 пресса (см. рис. 1) рабочая жидкость подается двумя насосами с суммированием их производительностей Q_1 и Q_2 . При этом обеспечивается высокая скорость ползуна 5 пресса. По достижении давлением в гидросистеме предельного давления насоса 1 он отключается клапаном 6 с переводом подаваемой им жидкости на слив и выполнение технологической операции продолжается от насоса 2. Операция заканчивается при достижении давлением в гидросистеме предельного давления насоса 2. Цикл работы пресса задается клапаном 7.

Общепринятым считается, что для полноценного использования энергетических возможностей многоступенчатого привода раз-

виваемая мощность привода в конце каждого периода должна быть одинаковой:

$$p_1(Q_1 + Q_2) = p_2Q_2. \quad (1)$$

Предпринята попытка оптимизации режима работы двухступенчатого насосного привода гидравлического пресса и снижения при этом энергозатрат. С этой целью в среде программного комплекса анализа динамических систем ПА9 [2] разработана математическая модель гидравлического пресса с номинальной силой 1,6 МН с двухступенчатым приводом. Пресс снабжен насосом низкого давления Г12-25АМ (6,3 МПа, 110,4 л/мин) и насосом высокого

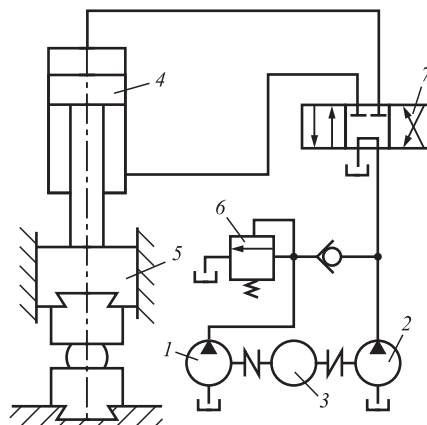


Рис. 1. Схема гидравлического пресса с двухступенчатым насосным приводом

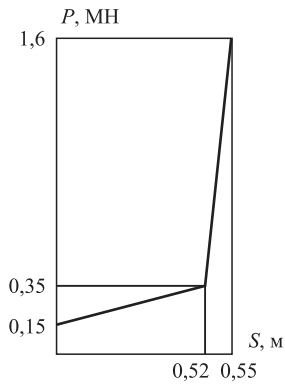


Рис. 2. График технологической нагрузки прессы
 давления Н403У (32 МПа, 34 л/мин). График технологической силы выполняемой операции показан на рис. 2.

Представление структуры прессы в модели показано в окне схемного графического редактора программного комплекса ПА9 на рис. 3. Поэлементное соответствие прессы модели приведено в таблице. Описание прессы в модели дополняется параметрами структурных элементов.

Результаты моделирования для случая выполнения условия (1) показаны на рис. 4, а. Продолжительность первой ступени нагружения T_1 составила 20,95 с, второй ступени T_2 — 2,62 с. График мощности двигателя показал, что его мощность одинакова для конечных моментов первого и второго периодов, т.е. условие (1) выполнено. Затраты энергии за время операции составили 223 969 Дж.

Параметрами оптимизации выбраны продолжительности ступеней нагружения T_1 и T_2 .

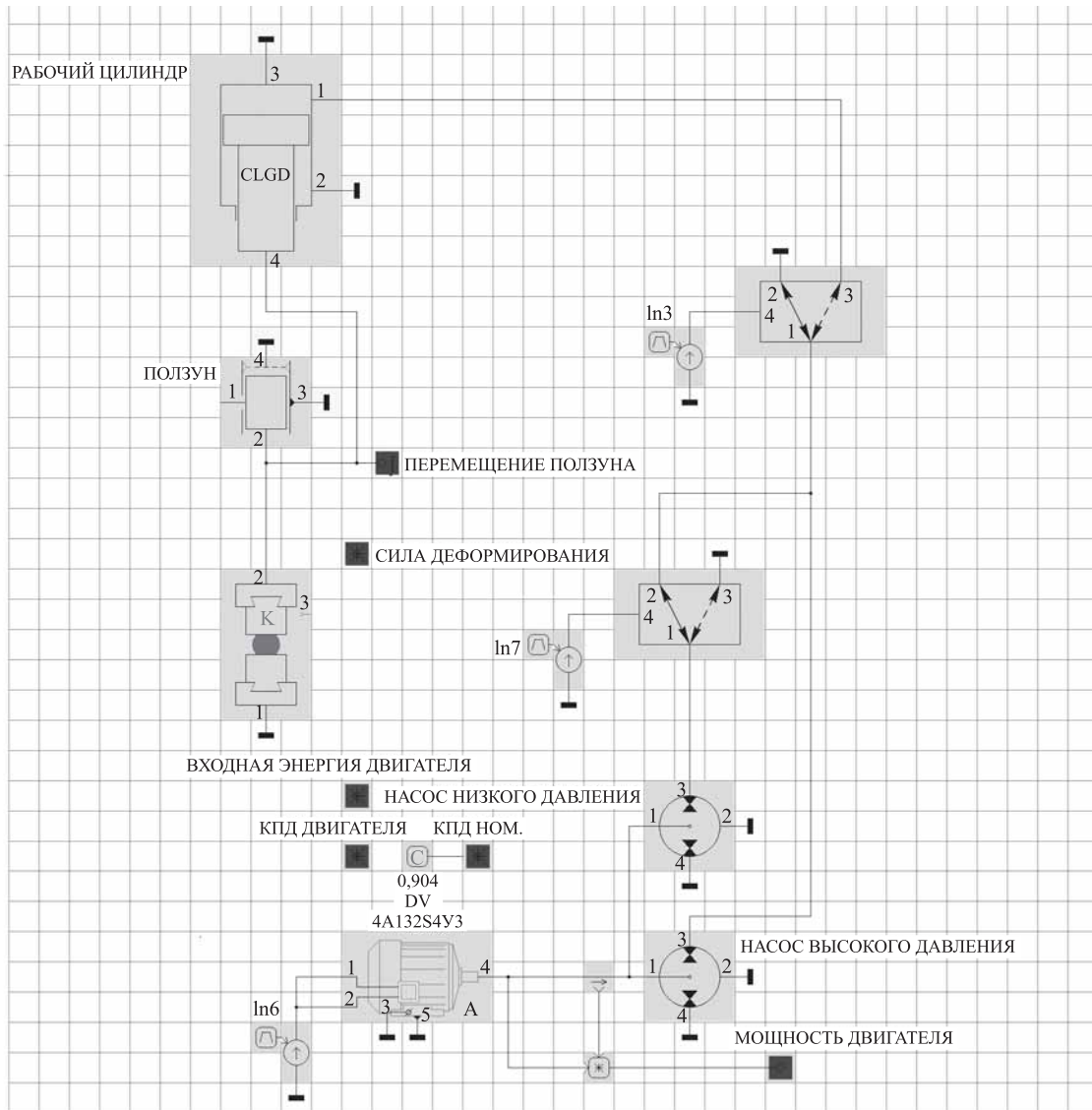
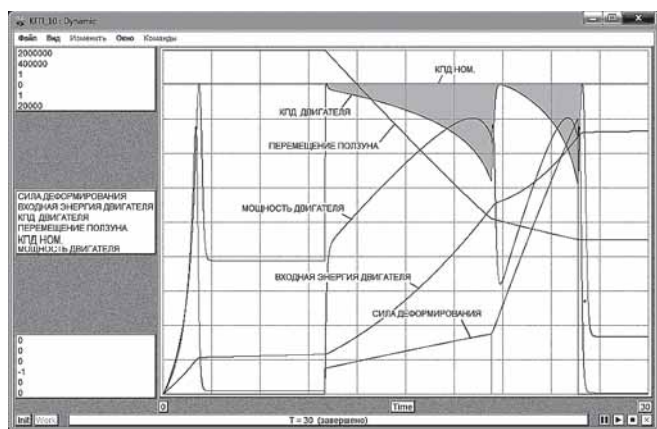


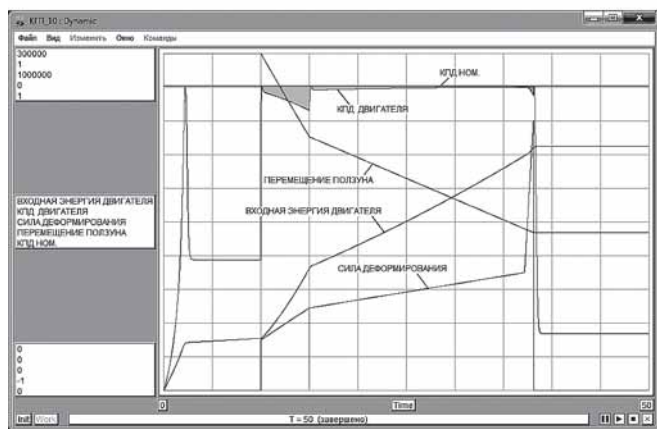
Рис. 3. Топология математической модели гидравлического прессы с двухступенчатым насосным приводом

Поэлементное соответствие прессы модели

Номер элемента на рис. 1	Элемент	Обозначение элемента на топологии	Имя привлеченной модели [2]
1	Насос низкого давления	НАСОС НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ	OGM
2	Насос высокого давления	НАСОС ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ	
3	Электродвигатель	DV 4A132S4Y3	DVA
4	Гидроцилиндр	РАБОЧИЙ ЦИЛИНДР	CLPN
5	Ползун	ПОЛЗУН	NPR
6	Клапан отключения насоса низкого давления	—	RP32PN
7	Клапан цикла работы прессы		



а)



б)

Рис. 4. Результаты моделирования цикла работы гидравлического прессы с двухступенчатым насосным приводом до оптимизации (а) и после оптимизации (б)

Оптимизация выполнена методом Нелдера—Мида (деформируемого многогранника) [3]. Результаты моделирования работы прессы после оптимизации приведены на рис. 4, б. Установлено, что при $T_1 = 5,0$ с и $T_2 = 23,088$ с затраты энергии за время операции равны 1 699 699 Дж, что меньше затрат энергии при выполнении условия (1) на 56 969 Дж. Экономия энергии составила 24,23 %.

Экономия получена благодаря большей близости режима работы двигателя к его номинальному

режиму, при котором двигатель обладает максимальным КПД. На графиках рис. 4 для наглядности тонировкой выделены области, показывающие степень отклонения фактического КПД двигателя от КПД номинального его режима КПД НОМ.

Экономия энергии получена только в результате оптимизации режима работы привода прессы, без его модернизации и капитальных затрат. Оптимальный режим должен быть найден для каждого отдельного случая используемого прессы и выполняемой на нем технологической операции.

Выводы

1. Режим работы двухступенчатого привода гидравлического прессы с переключением с первой ступени на вторую по достижении давлением в гидросистеме предельного давления насоса низкого давления не является оптимальным с точки зрения экономии электроэнергии.
2. Оптимальный режим работы двухступенчатого привода гидравлического прессы может быть найден путем его оптимизации.
3. Оптимальный режим должен быть найден для каждого отдельного случая используемого прессы и выполняемой на нем технологической операции.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Кузнечно-штамповочное оборудование: учебник для машиностроительных вузов / А.Н. Банкетов, Ю.А. Бочаров, Н.С. Добринский и др.; под ред. А.Н. Банкетова, Е.Н. Ланского. М.: Машиностроение, 1982. 576 с.
2. Живов Л.И., Овчинников А.Г., Складчиков Е.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование: учебник для вузов / под ред. Л.И. Живова. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. 560 с.
3. Системы автоматизированного проектирования. В 5 кн. Кн. 5. Автоматизация функционального проектирования: учеб. пособие для вузов / П.К. Кузьмик, В.Б. Маничев; под ред. И.П. Норенкова. М.: Высшая школа, 1986. 144 с.

Евгений Николаевич Складчиков, д-р техн. наук, ens_0@mail.ru

А.В. Черняев (Тульский государственный университет),
В.Н. Чудин (Российский университет транспорта, г. Москва),
В.А. Гладков (ПАО "Императорский Тульский оружейный завод")

Изотермическое выдавливание утолщений и фланцев на осесимметричных заготовках*

Предложены технологическая схема и соотношения для расчета режимов выдавливания утолщений и фланцев на заготовках патрубка. Принято состояние вязкопластичности деформируемого материала. Кинематика и силовой режим процесса установлены с помощью экстремальной верхнеграничной теоремы пластичности с привлечением разрывного поля скоростей перемещений. Дана оценка потери сплошности материала заготовки. Представлены схема штамповой оснастки и образец изделия.

Ключевые слова: вязкость; мощность; скорость; давление; сплошность.

Technological scheme and ratios for calculating of the extrusion modes of thickenings and flanges on pipe workpieces are proposed. The viscous-plasticity state of the deformable material is accepted. The kinematics and power mode of the process are established using the extreme upper-boundary plasticity theorem with the involvement of the discontinuous field of displacement velocities. Estimate of the continuity loss of the workpiece material is given. The diagram of the die tooling and sample of product are presented.

Keywords: viscosity; power; speed; pressure; continuity.

В обработке металлов давлением детали из высокопрочных сплавов изготавливают изотермической штамповкой в регламентированных температурно-скоростных условиях. При низких скоростях деформирования материал заготовок проявляет вязкие свойства, что значительно влияет на деформационные и силовые режимы операций штамповки [1, 2]. Состояние материала связано с деформационным упрочнением и разупрочнением (релаксацией напряжений). Такое состояние выражается уравнением [3]

$$\sigma_e = A \varepsilon_e^m \xi_e^n, \quad (1)$$

где σ_e , ε_e , ξ_e — эквивалентные напряжение, деформация, скорость деформаций соответственно; A , m , n — константы материала.

На рис. 1, а приведена схема выдавливания фланца (или утолщения) на цилиндрической пустотелой заготовке патрубка арматуры трубопровода. Утолщения могут быть внешними или внутренними. Формообразование осуществляют при локальном изотермическом нагреве на гидропрессе двойного действия. Предметом расчета являются режимы операции в части деформаций, давления, а также допустимых

степеней формоизменения, что связано с повреждаемостью материала заготовки.

Для расчета режима выдавливания используем экстремальную верхнеграничную теорему пластичности, которая выражается неравенством [4]

$$N \leq N_d + N_p + N_{тр}, \quad (2)$$

где N — мощность внешних сил; N_d , N_p , $N_{тр}$ — мощности в объеме деформаций, на поверхностях разрыва скорости и трения соответственно.

Для расчета по неравенству (2) необходимы кинематические соотношения, которые получим с помощью разрывного поля скоростей [5]. Поле изображено на схеме выдавливания (см. рис. 1, а). Оно состоит из блока деформаций "1" и жестких блоков "0", "2", "3" — фигур вращения относительно оси x . Блоки разделены поверхностями разрыва скорости с образующими линиями 01, 12, 13. Уравнения этих линий и их длины соответственно

$$\begin{aligned} y_{01} &= (h - x) \operatorname{tg} \alpha + r_2, \\ y_{12} &= -x \operatorname{tg} \beta + r_2, \quad y_{13} = r_2; \end{aligned} \quad (3)$$

$$l_{01} = (r_2 - r_1) \sin \alpha, \quad l_{12} = (r_2 - r_1) \sin \beta, \quad l_{13} = h, \quad (4)$$

где r_1 , r_2 , h — геометрические размеры заготовки; α , β — углы поля скоростей.

Используем далее план скоростей перемещений деформируемого материала (рис. 1, б). Скорость

* Работа выполнена в рамках гранта по государственной поддержке ведущих научных школ Российской Федерации НШ-2601.2020.8.

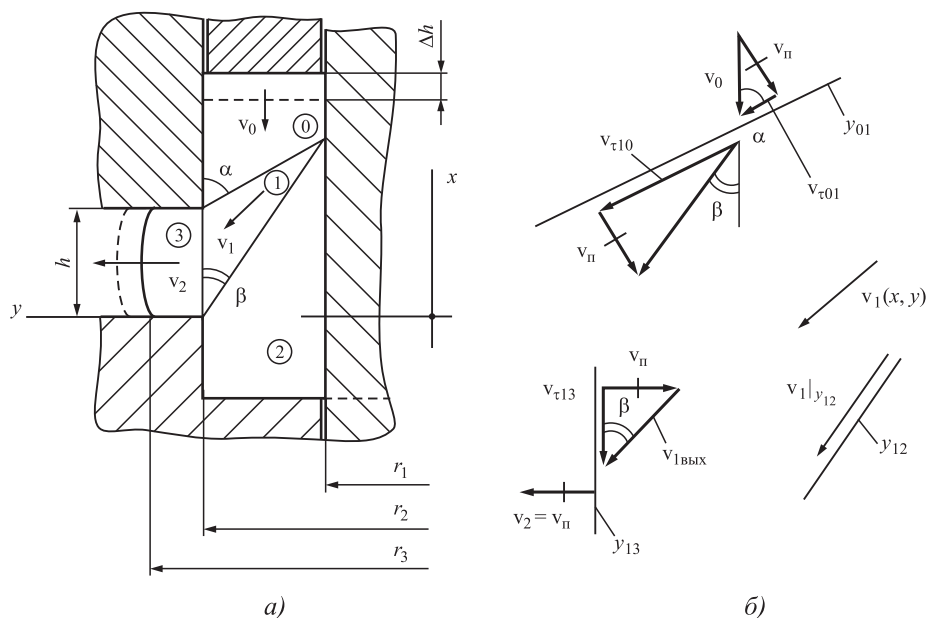


Рис. 1. Расчетная схема выдавливания, поле (а) и план скоростей (б)

материала в блоке деформаций представим функцией координат в виде

$$v_1 = v_0 \left[1 + \frac{k(y - y_{01})}{y_{01} - y_{13}} \right] \frac{\sin \alpha}{\sin(\alpha - \beta)}, \quad (5)$$

где v_0 — скорость нажимного пуансона;

$$k = 1 - \frac{(r_2^2 - r_1^2) \sin(\alpha - \beta)}{2r_3 h \sin \alpha \sin \beta}.$$

Функция (5) соответствует условиям для скоростей на входе в блок деформаций и выходе из него. Эквивалентные скорость деформаций и деформация определяются выражениями

$$\xi_e = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[2(\xi_x^2 + \xi_y^2 + \xi_\phi^2) + \xi_{xy}^2 \right]^{\frac{1}{2}}; \quad (6)$$

$$\varepsilon_e = \frac{\Delta h}{v_0} \xi_e, \quad (7)$$

где Δh — рабочий ход нажимной плиты.

Эквивалентное напряжение следует из уравнения (1) при подстановке выражений (6), (7):

$$\sigma_e = A \left(\frac{\Delta h}{v_0} \right)^m \xi_e^{m+n}. \quad (8)$$

Мощность в блоке деформаций представим, учитывая выражения (6) и (8), соотношением

$$N_d = \int \sigma_e \xi_e dW = 2\pi A y_{ц.т} \left(\frac{\Delta h}{v_0} \right)^m \int_0^{y_{13}} \int_0^{y_{13}} \xi_e^{1+m+n} dy dx, \quad (9)$$

где $y_{ц.т}$ — ордината центра тяжести блока "1" в продольном сечении;

$$c = (r_2 - r_1) \operatorname{ctg} \beta.$$

Мощности на поверхностях с образующими 01, 12 и 13:

$$N_{01} = \pi A (r_2^2 - r_1^2) \left(\frac{1}{\Delta h} \right)^n v_0^{1+n} \times \left[\frac{1}{\sqrt{3}} (\operatorname{ctg} \alpha + \operatorname{ctg}(\alpha - \beta)) \right]^{1+m+n}; \quad (10)$$

$$N_{12} = \pi A \left(\frac{1}{\sqrt{3}} \right)^{1+m+n} \left(\frac{\Delta h}{v_0} \right)^m \times \left(\frac{\sin \beta}{r_2 - r_1} \right)^{m+n-1} \int_0^h v_1|_{y=y_{12}} dx; \quad (11)$$

$$N_{13} = \pi A (r_2^2 - r_1^2) \frac{r_2}{r_3} \left(\frac{1}{\Delta h} \right)^n \times v_0^{1+n} \left(\frac{1}{\sqrt{3}} \operatorname{ctg} \beta \right)^{1+m+n}. \quad (12)$$

Трение на инструменте создают верхняя часть заготовки и фланец на поверхностях соответственно S_1 и S_2 . Примем, что

$$\tau_{тр} = \mu q,$$

где $\tau_{тр}$ — касательное напряжение трения; q — давление, приложенное к поверхности S (торцу заготовки); μ — коэффициент трения.

Учитывая скорости перемещения материала на контактных поверхностях, получаем мощность трения

$$N_{тр} = \mu q v_0 \left(S_1 + \frac{r_2^2 - r_1^2}{r_3 h} S_2 \right). \quad (13)$$

Давление формообразования следует из равенства (2) с подстановкой выражений для мощностей (9)–(13). Таким образом,

$$q \leq \frac{N_d + N_{01} + N_{12} + N_{13}}{v_0 S \left[1 - \frac{\mu}{S} \left(S_1 + \frac{r_2^2 - r_1^2}{r_3 h} S_2 \right) \right]}. \quad (14)$$

Соотношение (14) необходимо минимизировать по углу α , используя связь

$$\beta = \arctg \frac{r_2 - r_1}{h + (r_2 - r_1) \operatorname{ctg} \alpha}.$$

Давление зависит от степени деформации и скорости формообразования.

Сделаем оценку повреждаемости материала заготовки в результате деформирования по уравнениям кинетики повреждаемости [1, 2]. Примем соотношения

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_e &= \frac{t}{t_k} \ln \frac{r_3 - r_1}{r_2 - r_1} = \frac{t}{t_k} \ln p; \\ \xi_e &= \frac{1}{t_k} \ln p; \quad \sigma_e = A t^m \left(\frac{1}{t_k} \ln p \right)^{m+n} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

где t, t_k — текущее и конечное время соответственно; $t = v_0 / \Delta h$.

Используя выражения (15), получаем по энергетическому уравнению:

$$\omega = \frac{1}{A_{пр}} \int \sigma_e \xi_e dt = \frac{A}{A_{пр}} \frac{(\ln p)^{1+m+n}}{(1+m)t_k^n}; \quad (16)$$

по деформационному уравнению:

$$\omega = \frac{\varepsilon_e}{\varepsilon_{e пр}} = \frac{1}{\varepsilon_{e пр}} \ln p, \quad (17)$$

где $0 \leq \omega \leq 1$ — повреждаемость материала; $A_{пр}, \varepsilon_{e пр}$ — соответственно предельная удельная работа разрушения и предельная эквивалентная деформация данного материала при данной температуре [2]. Критическая деформация определяется по выражениям (16) и (17) при $\omega = 1$.

Расчеты выполнены для выдавливания внутренних и внешних утолщений (ребер) на цилиндрических заготовках из сплава АМГб при температуре 450 °С. Приняты размеры:

$r_1 = 100$ мм; $r_2 = 95$ мм; $r_3 = 90$ мм и $r_3 = 105$ мм для внутреннего и внешнего ребра соответственно; $h = 8$ мм. В диапазоне конечного времени деформирования 1...10 мин давление изменялось от 88 до 73 МПа для внешних утолщений и от 78 до 71 МПа для внутренних, повреждаемость материала составляла $\omega = 0,28...0,22$ и $\omega = 0,21...0,17$ соответственно (рис. 2).

Из расчетов следует, что давление операции и повреждаемость материала зависят от скорости деформирования и уменьшаются при снижении скорости. На рис. 3 и 4 представлены штамп и образец детали. Технологические данные приведены в работе [2].

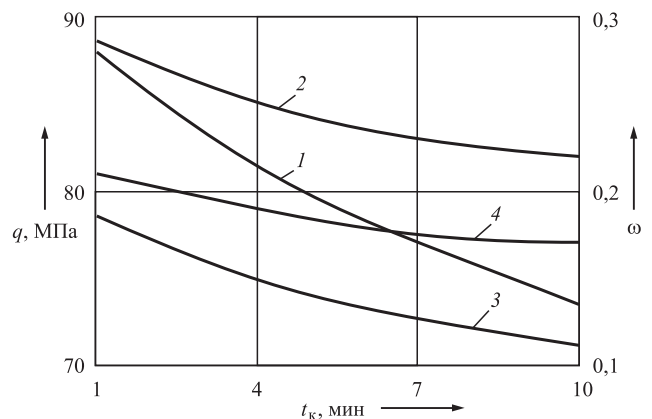


Рис. 2. Графики давления $q(t_k)$ и повреждаемости $\omega(t_k)$: 1, 2 — для внешнего ребра; 3, 4 — для внутреннего ребра

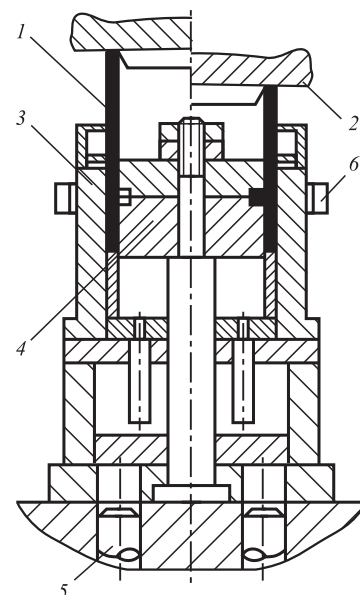


Рис. 3. Штамп для выдавливания утолщения на трубе: 1 — заготовка; 2 — нажимной пуансон; 3 — корпус; 4 — матрица; 5 — выталкиватель; 6 — индуктор ТВЧ



Рис. 4. Образец детали

Выводы

1. При изотермической штамповке утолщений и ребер на заготовках деформируемый материал проявляет вязкие свойства. Происходит релаксация напряжений, величина которой тем больше, чем меньше скорость операции.

2. Релаксация напряжений снижает давление штамповки и способствует уменьшению конечной повреждаемости материала заготовок.

3. Предложенную технологическую схему выдавливания утолщений и фланцев на трубных заготовках и полученные соотношения для рас-

чета режимов данного процесса с учетом вязкопластичности деформируемого материала можно использовать в технологической практике изготовления соединительных патрубков из высокопрочных материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Романов К.И.** Механика горячего формоизменения металлов. М.: Машиностроение, 1993. 240 с.
2. **Изотермическое** формоизменение анизотропных материалов жестким инструментом в режиме кратковременной ползучести / С.С. Яковлев и др. М.: Машиностроение, 2009. 412 с.
3. **Работнов Ю.Н.** Механика деформируемого твердого тела. М.: Наука, 1988. 712 с.
4. **Теория** обработки металлов давлением / В.А. Голенков и др. М.: Машиностроение, 2013. 441 с.
5. **Черняев А.В., Гладков В.А.** Расчетная модель выдавливания внутреннего фланцевого утолщения на трубе // Заготовительные производства в машиностроении. 2018. Т. 16. № 3. С. 116–119.

*Алексей Владимирович Черняев, д-р техн. наук,
soveto1tsu@rambler.ru;*

*Владимир Николаевич Чудин, д-р техн. наук;
Вячеслав Александрович Гладков*



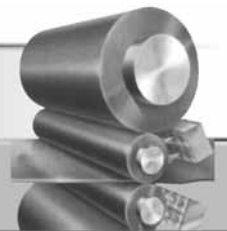
ООО "Издательство "Инновационное машиностроение"
продолжает подписку на журнал

"ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ"

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

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

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



УДК 621.778.016.3.004.18

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-4-168-178

Г.Н. Гурьянов (ОАО "НИИМетиз", г. Магнитогорск)

Определение предельных и допустимых значений коэффициента вытяжки и дельта-критерия формы очага деформации при волочении проволоки

Численным решением соответствующих уравнений определены предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и дельта-критерия Δ формы очага деформации в зависимости от коэффициента трения при различных моделях упрочнения и значениях угла волочения и напряжения противонапряжения. С увеличением коэффициента трения предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки уменьшаются, а аналогичные значения критерия Δ повышаются. Рост коэффициента запаса прочности вызывает уменьшение допустимой вытяжки и увеличение дельта-критерия. При отсутствии деформационного упрочнения предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки снижаются от приложения противонапряжения. При интенсивном упрочнении и значительном коэффициенте трения характер влияния противонапряжения на предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и дельта-критерия зависит от параметров деформации. Показана возможность отсутствия предельных значений коэффициента вытяжки и критерия Δ при гипотетических условиях волочения: интенсивном упрочнении материала проволоки при малом коэффициенте трения и расчете предельных значений этих показателей на основе коэффициента запаса прочности И.Л. Перлина, равного 1. Выполнена оценка достоверности приближенного равенства для определения характера связи критерия Δ и показателя деформированного состояния. Показано, что при малом дельта-критерии ($\Delta < 2$) не гарантировано отсутствие обрыва проволоки на выходе волокна, так как предельное значение коэффициента вытяжки незначительно больше 1. Технологию волочильного производства необходима оценка предельных и допустимых значений коэффициента вытяжки и дельта-критерия для прогнозирования обрыва проволоки (прутка) при заданных параметрах деформации.

Ключевые слова: волочение; проволока; прутки; коэффициент вытяжки; дельта-критерий формы очага деформации; коэффициент трения; напряжение противонапряжения; форма кривой упрочнения; предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и дельта-критерия; интенсивность деформационного упрочнения.

The limiting and legitimate values of the drawing coefficient and delta-criterion Δ for the deformation zone shape depending on the friction coefficient for different models of hardening and the values of the drawing angle and the back-pull stress are determined by numerically solving the corresponding equations. The limiting and legitimate values of the drawing coefficient decrease with increase in the friction coefficient, while the analogous values of the criterion increase. Increase in the safety factor causes decrease in the allowable drawing and increase in the delta-criterion. The limiting and legitimate values of the drawing coefficient decrease from the application of back tension in the absence of strain hardening. The nature of the effect of back tension on the limiting and legitimate values of the drawing coefficient and the delta-criterion depends on the deformation parameters with intensive hardening and significant value of the friction coefficient. The possibility of the absence of limiting values of the drawing coefficient and criterion Δ under hypothetical drawing conditions is shown: intensive hardening of the wire material at low friction coefficient and the calculation of the limiting values of these indicators based on the value of the I.L. Perlin safety factor, equal to 1. The estimation of the reliability of the approximate equality is carried out to determine the nature of the relationship between the criterion Δ and the index of the deformed state. It is shown that with small value of the delta-criterion ($\Delta < 2$) wire breakage at the die exit is not guaranteed, since the limiting value of the drawing coefficient is slightly greater than 1. The drawing production technologist needs assessment of the limiting and legitimate values of the drawing coefficient and delta-criterion for predicting of wire (rod) breakage at given deformation parameters.

Keywords: drawing; wire; rod; drawing coefficient; delta-criterion for deformation zone shape; friction coefficient; back-pull stress; shape of hardening curve; limiting and legitimate values of drawing coefficient and delta-criterion; intensity of strain hardening.

Предельное значение коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$ определяют, когда напряжение волочения σ_z равно пределу текучести $\sigma_{\text{т.к}}$ материала проволоки (прутка) на выходе волокни [1–3]. Коэффициент вытяжки $\mu_{\text{п}}$ зависит от параметров деформации и модели упрочнения протягиваемого материала [4–7]. Представляет интерес оценка коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$ в зависимости от формы очага пластической деформации проволоки (прутка).

В отечественной теории волочения форма очага деформации обычно определяется углом α наклона к оси волочения образующей рабочего конуса волокни и значениями диаметра заготовки до d_0 и после деформации $d_{\text{к}}$. Значения диаметров d_0 и $d_{\text{к}}$ определяют коэффициент вытяжки $\mu = (d_0/d_{\text{к}})^2$.

Зарубежные исследователи часто характеризуют форму очага деформации при волочении круглого сплошного профиля дельта-критерием [8–11]:

$$\Delta = \frac{\alpha}{r} (1 + \sqrt{1 - r})^2, \quad (1)$$

где α — угол волочения, рад; $r = (d_0^2 - d_{\text{к}}^2)/d_0^2 = (\mu - 1)/\mu$ — относительное обжатие поперечного сечения.

Относительное обжатие в отечественной литературе обычно обозначают δ . Критерий Δ определяет относительную высоту очага деформации круглого сплошного профиля в рабочем конусе волокни [8, 9]. Выражение (1) не отражает размеры очага деформации. Относительную длину очага деформации выразили через критерий Δ :

$$\Delta^* = 1/\Delta. \quad (2)$$

Для построения рациональных маршрутов волочения необходимо знать предельные значения коэффициента $\mu_{\text{п}}$ и критерия $\Delta_{\text{п}}$, а также параметры деформации для обеспечения определенного запаса прочности протягиваемого материала проволоки (прутка), характеризуемого, например, коэффициентом запаса прочности [2]:

$$\gamma = \sigma_{\text{т.к}}/\sigma_z. \quad (3)$$

При равенстве значений $\sigma_{\text{т.к}}$ и σ_z коэффициент $\gamma = 1$. В работе [2] приведены рекомендуемые значения коэффициента запаса прочности γ в зависимости от параметров деформации,

материала проволоки и условий волочения. Значения, например, коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$, обеспечивающие необходимый (заданный) запас прочности γ (3), называют допустимыми в отличие от его предельных значений $\mu_{\text{п}}$ [2]. Предельному значению коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$ соответствует предельное значение критерия $\Delta_{\text{п}}$ формы очага деформации. Для теории и практики волочения необходима оценка предельных значений коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$ и критерия $\Delta_{\text{п}}$ при различных параметрах деформирования.

Формула (1) не включает коэффициент контактного трения f , напряжение противонапряжения σ_q и параметры кривой упрочнения материала проволоки, от которых зависят предельные значения коэффициента $\mu_{\text{п}}$ и критерия $\Delta_{\text{п}}$.

Цель работы — определение предельных и допустимых значений коэффициента вытяжки и критерия формы очага деформации при различных значениях коэффициента трения, напряжения противонапряжения и моделях упрочнения материала проволоки.

Аналитические зависимости для расчета напряженного состояния и запаса прочности материала проволоки. Напряжение волочения σ_z рассчитывали по формуле

$$\sigma_z = \sigma_{z1} + \sigma_{zq} + \sigma_{cd}, \quad (4)$$

где σ_{z1} — прирост осевого напряжения в рабочем конусе; σ_{zq} — прирост от действия напряжения противонапряжения σ_q ; σ_{cd} — прирост напряжения на деформацию сдвига металла.

Приняли следующие модели упрочнения

$$\sigma_{\text{т.к}} = \sigma_{\text{т0}} \mu^k; \quad (5)$$

$$\sigma_{\text{т.к}} = \sigma_{\text{т0}} + m \varepsilon^n = \sigma_{\text{т0}} + m (\ln \mu)^n, \quad (6)$$

$\varepsilon = \ln \mu$ — степень деформации; k, m, n — коэффициенты упрочнения.

Составляющие формулы (4) при моделях упрочнения (5) и (6) определяются соответствующими зависимостями [7, 12]:

$$\sigma_{z1} = \frac{\sigma_{\text{т0}}}{k} (\mu^k - 1) (1 + f/\text{tg } \alpha); \quad (7)$$

$$\sigma_{z1} = \left[\sigma_{\text{т0}} \ln \mu + \frac{m}{n+1} (\ln \mu)^{n+1} \right] (1 + f/\text{tg } \alpha); \quad (8)$$

$$\sigma_{zq} = \sigma_q \left[1 - \frac{f(\mu^k - 1)}{k \text{tg } \alpha} \right]; \quad (9)$$

$$\sigma_{zq} = \sigma_q \left[1 - \frac{f}{\operatorname{tg} \alpha} \left(\ln \mu + \frac{m(\ln \mu)^{n+1}}{\sigma_{\tau 0}(n+1)} \right) \right]; \quad (10)$$

$$\sigma_{cd} = \frac{2\sigma_{\tau 0} \operatorname{tg} \alpha (1 + \mu^k)}{3\sqrt{3}}; \quad (11)$$

$$\sigma_{cd} = \frac{2 \operatorname{tg} \alpha (2\sigma_{\tau 0} + m(\ln \mu)^n)}{3\sqrt{3}}. \quad (12)$$

При отсутствии деформационного упрочнения ($k = m = 0$) из формул (7) и (8) следует зависимость

$$\sigma_{z1} = \sigma_{\tau 0} \ln \mu (1 + f/\operatorname{tg} \alpha), \quad (13)$$

которая отличается от формулы Зибеля только значением предела текучести: в формуле Зибеля используется среднее значение предела текучести σ_{τ} в очаге пластической деформации.

Формулы (9) и (10) для расчета прироста осевого напряжения от действия противонапряжения при отсутствии упрочнения определяют уравнение

$$\sigma_{zq} = \sigma_q (1 - f \ln \mu / \operatorname{tg} \alpha). \quad (14)$$

Необходимо отметить, что вторая упрощенная формула И.Л. Перлина [2] для расчета напряжения волочения включает выражение (13) [13].

В работах [14, 15] предложены при моделях упрочнения (5) и (6) соответствующие формулы для определения оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$:

$$\operatorname{tg} \alpha_{\text{опт}}^2 = \frac{3\sqrt{3}}{2} f \frac{\mu^k - 1}{k(\mu^k + 1)} \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{\tau 0}} \right) = \frac{f(\mu^k - 1)(1 - \sigma_q/\sigma_{\tau 0})}{0,385k(\mu^k + 1)}; \quad (15)$$

$$\operatorname{tg}^2 \alpha_{\text{опт}} = Af(1 - \sigma_q/\sigma_{\tau 0})/B, \quad (16)$$

где $A = \sigma_{\tau 0} \ln \mu + m(\ln \mu)^{n+1}/(n+1)$;

$B = 2\sqrt{3}\sigma_{\tau 0} (2 + m(\ln \mu)^n/\sigma_{\tau 0})/9$.

При отсутствии деформационного упрочнения ($k = m = 0$) из формул (15) и (16) следует зависимость

$$\operatorname{tg} \alpha_{\text{опт}}^2 = \frac{3\sqrt{3}}{4} f \ln \mu \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{\tau 0}} \right). \quad (17)$$

Оптимальные значения критерия $\Delta_{\text{опт}}$ с учетом формул (15) и (17) при принятии приближенного равенства $\alpha \approx \operatorname{tg} \alpha$ определяются соответственно зависимостями [16]:

$$\Delta_{\text{опт}} = (1 - 1/\mu)^{-1} (1 + \sqrt{1/\mu})^2 \times \sqrt{\frac{f(\mu^k - 1)(1 - \sigma_q/\sigma_{\tau 0})}{0,385k(\mu^k + 1)}}; \quad (18)$$

$$\Delta_{\text{опт}} = (1 - 1/\mu)^{-1} (1 + \sqrt{1/\mu})^2 \times \sqrt{\frac{3\sqrt{3}}{4} f \ln \mu \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{\tau 0}} \right)}. \quad (19)$$

При модели упрочнения (6) оптимальный критерий $\Delta_{\text{опт}}$ рассчитывают по формуле (1), в которой угол волочения $\alpha_{\text{опт}}$ определяется зависимостью (16).

В работе [16] получено приближенное равенство для определения характера связи критерия Δ формы очага деформации и показателя деформированного состояния Φ_1 :

$$\Phi_1 = \Delta/4 = \operatorname{tg} \alpha / \ln \mu. \quad (20)$$

Величина Φ_2 , обратная показателю деформированного состояния Φ_1 , показывает отношение деформации формоизменения к деформации сдвига

$$\Phi_2 = \ln \mu / \operatorname{tg} \alpha. \quad (21)$$

Если для расчета критерия Δ использовать вместо относительного обжатия r коэффициент допустимой вытяжки $\mu_{\text{д}}$, то формула (1) принимает вид

$$\Delta_{\text{д}} = \frac{\alpha}{(1 - 1/\mu_{\text{д}})} (1 + \sqrt{1/\mu_{\text{д}}})^2. \quad (22)$$

При модели упрочнения (5) величина $\mu_{\text{д}}$ равна [17]

$$\mu_{\text{д}} = \left[\frac{1 + f(1 - \bar{\sigma}_q)/\operatorname{tg} \alpha - k\bar{\sigma}_q - 0,385k \operatorname{tg} \alpha}{1 + f(1 - \bar{\sigma}_q)/\operatorname{tg} \alpha - k/\gamma + 0,385k \operatorname{tg} \alpha} \right]^{1/k}, \quad (23)$$

где $\bar{\sigma}_q = \sigma_q/\sigma_{\tau 0}$ — относительное напряжение противонапряжения.

При коэффициенте $\gamma = 1$ уравнение (23) определяет предельный коэффициент вытяжки $\mu_{\text{п}}$. Предельный критерий $\Delta_{\text{п}}$ вычисляют по формуле (22) после замены в ней допустимой вытяжки $\mu_{\text{д}}$ предельной величиной $\mu_{\text{п}}$. При отсутствии упрочнения ($k = 0$):

$$\mu_d = \exp \left[\left(\frac{1}{\gamma} - \bar{\sigma}_q - \frac{4 \operatorname{tg} \alpha}{3\sqrt{3}} \right) / \left(1 + \frac{f}{\operatorname{tg} \alpha} (1 - \bar{\sigma}_q) \right) \right].$$

Принятые модели упрочнения материала проволоки (прутка). Приняты следующие модели упрочнения, МПа:

$$\sigma_T = 340\mu^{1,37}; \quad (24)$$

$$\sigma_T = 340 + 950(\ln\mu)^{0,37}; \quad (25)$$

$$\sigma_T = 340; \quad (26)$$

$$\sigma_T = 340\mu^{0,25}; \quad (27)$$

$$\sigma_T = 340\mu^{0,75}. \quad (28)$$

Модель упрочнения (25) получена для проволочной заготовки из стали 12Х18Н10Т при термической обработке по общепринятому заводскому режиму при производстве проволоки из нержавеющей сталей: охлаждение в воде после выдержки при температуре 1050 °С [18]. Для определения формы кривой упрочнения и коэффициента упрочнения k модели упрочнения (5) при равном исходном пределе $\sigma_{T0} = 340$ МПа также приняты модели упрочнения (24), (26)—(28). Эмпирическая зависимость (26) отражает отсутствие деформационного упрочнения. На рис. 1 приведены зависимости предела текучести от коэффициента вытяжки μ в интервале его изменения 1,05...2,0. При этом интервале изменения коэффициента μ нижняя и верхняя границы изменения единичного обжатия $r(\delta)$ соответственно равны 0,05 и 0,51.

Линии 1, 4 и 5 (см. рис. 1) при моделях упрочнения соответственно (24), (27) и (28) отражают почти линейный рост предела текучести σ_T от коэффициента вытяжки μ . С увеличением ко-

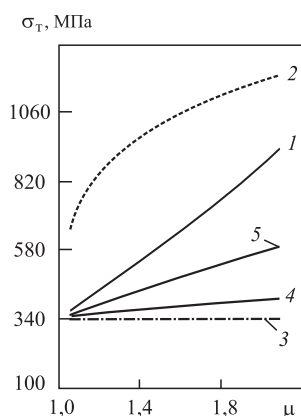


Рис. 1. Зависимости предела текучести σ_T от коэффициента вытяжки μ :

1 — модель упрочнения (24); 2 — (25); 3 — (26); 4 — (27); 5 — (28)

эффициента упрочнения k повышается угол наклона соответствующих линий к оси абсцисс. Кривая 2 (25) показывает интенсивное упрочнение при малой степени деформации ($\mu < 1,2$). В заданном интервале изменения коэффициента вытяжки предел текучести заметно выше при этой модели упрочнения (25).

Результаты расчета показателей и критериев формы очага деформации и напряженно-деформированного состояния. Предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки определены из численного решения уравнений соответственно:

$$\sigma_{T,K} - \sigma_z = 0; \quad (29)$$

$$\sigma_{T,K} - \gamma\sigma_z = 0. \quad (30)$$

При расчете допустимых значений коэффициента вытяжки принят коэффициент запаса прочности $\gamma = 1,4$. Расчет предельных и допустимых значений коэффициента вытяжки (табл. 1) выполняли при моделях упрочнения (24)—(26), отсутствии противонапряжения и напряжении противонапряжения $\sigma_q = 85$ МПа ($\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$) и угле волочения $\alpha = 5$ и 9° . Приняты семь значений коэффициента трения f . Данные табл. 1 использовали для расчета соответственно предельных и допустимых значений критерия Δ формы очага деформации (табл. 2).

При модели упрочнения (24), коэффициенте трения 0,025, отсутствии противонапряжения и $\alpha = 5$ (№ п/п 1) и 9° (№ п/п 4) не существует предельного значения коэффициента вытяжки μ_n (см. табл. 1) при решении уравнения (29). Если действует противонапряжение, то при $\alpha = 5^\circ$ и $f = 0,025$ (№ п/п 7) и при $\alpha = 9^\circ$ и $f = 0,025$ и 0,05 (№ п/п 10) нет решения уравнения (29). Предельное значение критерия Δ_n (см. табл. 2) не указано при параметрах деформации, при которых отсутствует предельное значение коэффициента вытяжки (см. табл. 1).

Необходимо отметить отсутствие решения уравнения (29) при модели упрочнения (24), коэффициенте трения 0,025 и оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$. Это можно объяснить большим коэффициентом упрочнения $k = 1,37$ при модели (24) и малым коэффициентом трения 0,025. Для подтверждения этого проведены расчеты предельного значения коэффициента вытяжки $\mu_{\text{пр}}$ при коэффициенте упрочнения $k = 0,75$ (табл. 3).

Предельные μ_n и допустимые μ_d значения коэффициента вытяжки уменьшаются, а со-

1. Предельные μ_n /допустимые μ_d значения коэффициента вытяжки в зависимости от коэффициента трения f при различных значениях угла волочения α , напряжения противонатяжения σ_q и моделях упрочнения (24)–(26)

№ п/п	Модель	σ_q , МПа	α , °	f						
				0,025	0,05	0,075	0,10	0,15	0,20	0,25
1	(24)	0	5	-/2,5	3,77/1,89	2,44/1,63	1,99/1,49	1,61/1,34	1,44/1,26	1,35/1,21
2	(25)			2,53/1,90	2,13/1,69	1,89/1,55	1,73/1,46	1,54/1,35	1,42/1,28	1,35/1,23
3	(26)			2,06/1,65	1,81/1,51	1,65/1,42	1,54/1,35	1,41/1,27	1,33/1,22	1,27/1,18
4	(24)	—	9	-/2,79	15,36/2,19	4,32/1,90	2,99/1,72	2,13/1,52	1,80/1,40	1,62/1,33
5	(25)			2,70/1,97	2,39/1,81	2,17/1,70	2,01/1,61	1,79/1,49	1,65/1,40	1,55/1,34
6	(26)	0		2,13/1,67	1,95/1,57	1,81/1,49	1,71/1,44	1,57/1,36	1,47/1,30	1,41/1,26
7	(24)	85	5	-/2,19	5,34/1,72	2,72/1,51	2,09/1,40	1,64/1,28	1,46/1,21	1,35/1,17
8	(25)			2,49/1,83	2,16/1,66	1,94/1,55	1,79/1,47	1,60/1,36	1,48/1,29	1,40/1,24
9	(26)			1,75/1,39	1,61/1,32	1,51/1,27	1,44/1,24	1,35/1,19	1,29/1,16	1,24/1,13
10	(24)	—	9	-/2,28	-/1,88	6,70/1,67	3,52/1,54	1,97/1,39	1,84/1,31	1,63/1,25
11	(25)			2,60/1,85	2,36/1,74	2,18/1,65	2,04/1,58	1,84/1,48	1,70/1,40	1,60/1,35
12	(26)	85		1,75/1,36	1,66/1,32	1,59/1,29	1,53/1,26	1,44/1,22	1,38/1,19	1,33/1,17

2. Предельные Δ_n /допустимые Δ_d значения критерия формы очага деформации в зависимости от коэффициента трения f при различных значениях угла волочения α , напряжения противонатяжения σ_q и моделях упрочнения (24)–(26)

№ п/п	Модель	σ_q , МПа	α , °	f						
				0,025	0,05	0,075	0,10	0,15	0,20	0,25
1	(24)	0	5	-/0,39	0,27/0,55	0,40/0,72	0,51/0,88	0,74/1,19	0,96/1,51	1,16/1,83
2	(25)			0,38/0,55	0,47/0,67	0,55/0,80	0,64/0,92	0,81/1,16	1,00/1,42	1,16/1,69
3	(26)			0,49/0,70	0,59/0,85	0,70/1,00	0,81/1,16	1,02/1,46	1,23/1,76	1,46/2,11
4	(24)	—	9	-/0,63	0,26/0,81	0,45/0,99	0,59/1,17	0,84/1,51	1,08/1,87	1,31/2,21
5	(25)			0,65/0,94	0,73/1,07	0,82/1,19	0,91/1,33	1,09/1,58	1,26/1,87	1,44/2,15
6	(26)	0		0,84/1,23	0,95/1,40	1,07/1,58	1,18/1,73	1,40/2,05	1,64/2,40	1,83/2,72
7	(24)	85	5	-/0,45	0,22/0,65	0,36/0,85	0,48/1,04	0,71/1,42	0,92/1,83	1,16/2,22
8	(25)			0,39/0,58	0,46/0,69	0,53/0,80	0,60/0,91	0,75/1,14	0,89/1,37	1,04/1,62
9	(26)			0,63/1,06	0,74/1,26	0,85/1,46	0,96/1,62	1,16/2,01	1,37/2,45	1,62/2,86
10	(24)	—	9	-/0,77	-/1,00	0,35/1,23	0,52/1,46	0,94/1,21	1,04/2,33	1,29/2,82
11	(25)			0,67/1,03	0,74/1,14	0,82/1,26	0,89/1,38	1,04/1,61	1,19/1,87	1,34/2,10
12	(26)	85		1,13/2,05	1,25/2,27	1,36/2,47	1,48/2,72	1,73/3,16	1,95/3,61	2,20/4,00

3. Коэффициенты вытяжки μ_n и μ_d в зависимости от коэффициента трения f при различных значениях угла волочения α , напряжения противонатяжения σ_q , коэффициента запаса прочности γ и коэффициента упрочнения $k = 0,75$

№ п/п	α , °	σ_q , МПа	γ	f						
				0,025	0,05	0,075	0,10	0,15	0,20	0,25
1	5	0	1,0	2,94	2,23	1,90	1,71	1,49	1,38	1,31
2			1,4	1,91	1,65	1,51	1,41	1,30	1,24	1,20
3		85	1,0	2,60	2,07	1,84	1,64	1,46	1,36	1,29
4			1,4	1,60	1,45	1,36	1,30	1,23	1,18	1,15
5	9	0	1,0	3,31	2,65	2,28	2,04	1,76	1,60	1,49
6			1,4	2,97	1,77	1,64	1,55	1,43	1,35	1,29
7		85	1,0	2,75	2,33	2,07	1,89	1,67	1,53	1,45
8			1,4	1,58	1,48	1,41	1,36	1,29	1,24	1,21

ответствующие им значения критерия формы очага деформации Δ увеличиваются с ростом коэффициента трения. Действие противонапряжения на исследуемые показатели зависит от значений коэффициентов вытяжки и трения, угла волочения и модели упрочнения. Например, при модели (25), отсутствии противонапряжения, $\alpha = 5^\circ$, коэффициентах трения 0,025 и 0,25 предельные значения коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$ соответственно равны 2,53 и 1,35. При действии противонапряжения значения величины $\mu_{\text{п}}$ соответственно равны 2,49 и 1,40. При коэффициенте трения 0,025 величина $\mu_{\text{п}}$ уменьшилась от 2,53 до 2,49. При коэффициенте $f = 0,25$ величина $\mu_{\text{п}}$ увеличилась от 1,35 до 1,40 от действия противонапряжения. Если отсутствует упрочнение (26) и противонапряжение и угол $\alpha = 5^\circ$, то $\mu_{\text{п}} = 2,06$ и 1,27 соответственно при коэффициентах трения 0,025 и 0,25. При действии противонапряжения $\mu_{\text{п}} = 1,75$ и 1,24 при этих значениях коэффициента трения. Таким образом, при модели (26) величина $\mu_{\text{п}}$ уменьшилась от противонапряжения при обоих значениях коэффициента трения.

Если $\alpha = 9^\circ$, то при модели упрочнения (25), отсутствии противонапряжения и коэффициентах трения 0,025 и 0,25 предельные значения коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$ соответственно равны 2,70 и 1,55. При действии противонапряжения $\mu_{\text{п}} = 2,60$ и 1,60 соответственно при коэффициентах трения 0,025 и 0,25. При $\alpha = 9^\circ$ и коэффициенте трения 0,25 противонапряжение не увеличило напряжение волочения, как и при $\alpha = 5^\circ$. Увеличение угла α от 5° до 9° привело к повышению предельного значения $\mu_{\text{п}}$ при отсутствии и наличии противонапряжения. Приведенные данные расчета подтверждают результаты исследования [19–21], которые показали возмож-

ность уменьшения силы волочения от действия противонапряжения при интенсивном упрочнении, повышенных значениях коэффициентов трения и вытяжки и пониженном значении угла волочения.

В работе [11] рекомендуется осуществлять процесс волочения при критерии $\Delta < 3$ без обоснования этой величины критерия. Критерий Δ в табл. 2 не превышает 3. Однако выполнение условия $\Delta < 3$ не гарантирует отсутствия обрыва проволоки, так как предельное значение коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$ незначительно больше 1. Например, при отсутствии упрочнения (26) и противонапряжения, коэффициенте трения 0,25 и угле волочения 5° величина $\mu_{\text{п}} = 1,27$ (см. табл. 1, № п/п 3). При этих показателях деформации предельное значение критерия $\Delta_{\text{п}} = 1,46$ (см. табл. 2, № п/п 3).

Данные табл. 3 показывают наличие предельного значения коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$ при коэффициентах трения 0,025 и упрочнения 0,75 (№ п/п 1, 3, 5 и 7) в отличие от аналогичных данных для модели (24) с коэффициентом упрочнения 1,37 (см. табл. 1). Результаты расчета, приведенные в табл. 3, отражают положительное влияние на предельное значение $\mu_{\text{п}}$ роста угла волочения от 5° до 9° . Повышение коэффициента запаса прочности γ от 1,0 до 1,4 при $\alpha = 5^\circ$ вызвало более высокую степень уменьшения величины $\mu_{\text{п}}$, чем приложение напряжения противонапряжения 85 МПа. С увеличением коэффициента трения уменьшилось влияние коэффициента запаса прочности и напряжения противонапряжения на коэффициент вытяжки при значениях угла $\alpha = 5^\circ$ и 9° .

В табл. 4 приведены результаты расчета предельного значения коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$ при оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$.

4. Коэффициент вытяжки в зависимости от коэффициента трения f при оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$ и различных значениях напряжения противонапряжения σ_q , коэффициента запаса прочности γ и коэффициента упрочнения k

№ п/п	k	σ_q , МПа	γ	f						
				0,025	0,05	0,075	0,10	0,15	0,20	0,25
1	0,25	0	1,0	2,35	2,13	1,99	1,89	1,75	1,66	1,59
2			1,4	1,75	1,62	1,55	1,49	1,41	1,36	1,32
3		85	1,0	1,93	1,79	1,70	1,63	1,54	1,47	1,42
4			1,4	1,44	1,37	1,32	1,29	1,24	1,21	1,19
5	0,75	0	1,0	3,33	2,79	2,49	2,29	2,03	1,87	1,76
6			1,4	1,97	1,78	1,67	1,59	1,49	1,42	1,36
7		85	1,0	2,75	2,36	2,13	1,98	1,79	1,66	1,58
8			1,4	1,61	1,49	1,41	1,36	1,30	1,25	1,22

Данные табл. 4 показывают увеличение значений $\mu_{\text{п}}$ и $\mu_{\text{д}}$ при оптимальных углах волочения. Это следует из сравнения соответствующих значений $\mu_{\text{п}}$ табл. 3 и табл. 4 для коэффициента упрочнения $k = 0,75$. Например, при коэффициенте трения 0,25, отсутствии противонапряжения и коэффициенте запаса прочности $\gamma = 1,0$ величина $\mu_{\text{п}} = 1,76$ при оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$ (см. табл. 4, № п/п 5). При $\alpha = 5^\circ$ предельный коэффициент вытяжки равен 1,31 (см. табл. 3, № п/п 1), а при $\alpha = 9^\circ$ имеем $\mu_{\text{п}} = 1,49$ (см. табл. 3, № п/п 5). При коэффициенте трения 0,25, отсутствии противонапряжения, но коэффициенте запаса прочности $\gamma = 1,4$ величина $\mu_{\text{д}} = 1,36$ при угле $\alpha_{\text{опт}}$ (см. табл. 4, № п/п 6). При $\alpha = 5^\circ$ величина $\mu_{\text{д}} = 1,20$ (см. табл. 3, № п/п 2) и при $\alpha = 9^\circ$ показатель $\mu_{\text{д}} = 1,29$ (см. табл. 3, № п/п 6). Данные табл. 4 показывают рост показателей $\mu_{\text{п}}$ и $\mu_{\text{д}}$ от увеличения коэффициента упрочнения от 0,25 до 0,75.

Повышение коэффициента упрочнения от 0,25 до 0,75 привело к более заметному росту предельного значения коэффициента вытяжки $\mu_{\text{п}}$, чем к увеличению допустимого значения коэффициента вытяжки $\mu_{\text{д}}$ при коэффициенте $\gamma = 1,4$.

Для оценки достоверности уравнения (20) использовали отношение Δ/Φ_1 и показатель δ :

$$\delta = \frac{100(4\Phi_1 - \Delta)}{\Delta} \quad (31)$$

Чем меньше отличается отношение Δ/Φ_1 от 4 и меньше абсолютная величина δ (31), тем достовернее равенство (20).

При принятых моделях упрочнения и разных значениях коэффициента вытяжки проверили достоверность выполнения уравнения (20) при коэффициентах трения 0,05 и 0,15, напряжениях противонапряжения 0 и 85 МПа, оптимальных значениях угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ и углах волочения 5, 10 и 15°. Результаты расчета представлены на рис. 2. Прямая 7 на графиках для отношения Δ/Φ_1 проведена

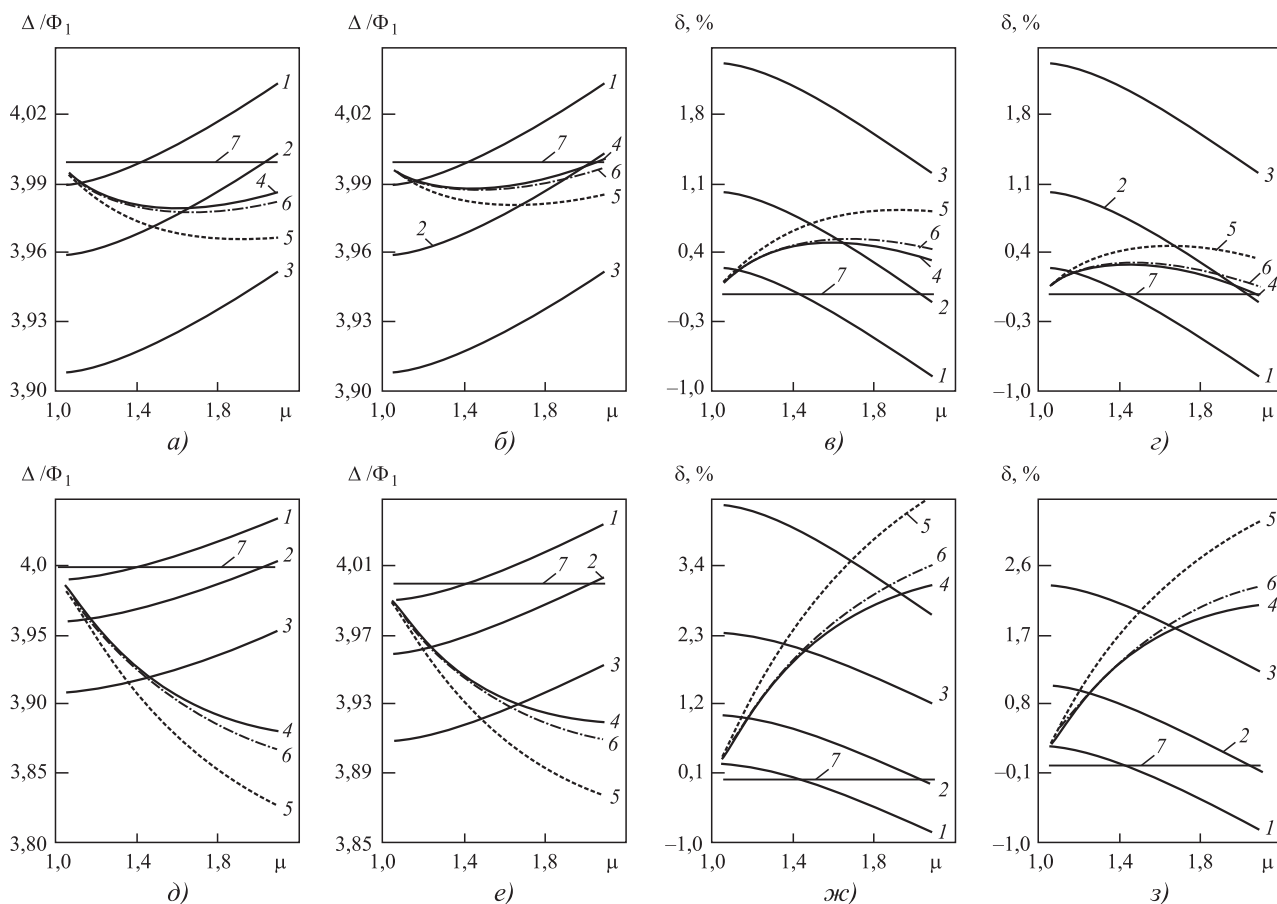


Рис. 2. Показатели Δ/Φ_1 (20) и δ (31) в зависимости от коэффициента вытяжки μ при значениях коэффициента трения 0,05 (а–г) и 0,15 (д–з):

1 – $\alpha = 5^\circ$; 2 – $\alpha = 10^\circ$; 3 – $\alpha = 15^\circ$; 4–6 – $\alpha_{\text{опт}}$; 4 – модель (24); 5 – (25); 6 – (26); 7 – $\Delta/\Phi_1 = 4$, $\delta = 0$

через ординату 4, а на графиках для показателя δ прямая 7 проходит через нулевую ординату.

Кривые 1–3 (см. рис. 2) при фиксированных значениях угла α повышаются для отношения Δ/Φ_1 и снижаются для показателя δ с ростом коэффициента вытяжки. Для отношения Δ/Φ_1 и показателя δ линия 1 при $\alpha = 5^\circ$ находится ближе к прямой 7, т.е. при $\alpha = 5^\circ$ более приемлемо уравнение (20).

При коэффициенте трения 0,05 и оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$ линии 4–6 для отношения Δ/Φ_1 (см. рис. 2, а, б) имеют минимум, а для показателя δ (в, г) — максимум. При коэффициенте трения 0,15 линии 4–6 для отношения Δ/Φ_1 (д, е) снижаются, а для показателя δ (ж, з) повышаются с ростом коэффициента вытяжки. При коэффициенте трения 0,15 кривые 4–6 для отношения Δ/Φ_1 (д, е) непрерывно снижаются, а кривые для отношения δ (ж, з) повышаются с ростом коэффициента вытяжки. Кривая 4 при модели упрочнения (24) ближе к прямой 7 для отношения Δ/Φ_1 и для показателя

δ . Таким образом, точность выполнения уравнения (20) при оптимальном угле $\alpha_{\text{опт}}$ зависит также от модели упрочнения.

С увеличением коэффициента вытяжки линии 1–3 (см. рис. 2) ближе, линии 4–6 дальше от прямой 7 на графиках для отношения Δ/Φ_1 и показателя δ . Это указывает на зависимость точности выполнения приближенного уравнения (20) от коэффициента вытяжки.

Зависимости критерия Δ от коэффициента вытяжки μ при моделях упрочнения (24)–(26), оптимальных значениях угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ (кривые 1–3) и значениях угла волочения $\alpha = 5, 10$ и 15° (кривые 4, 5 и 6 соответственно) приведены на рис. 3. Величина $\alpha_{\text{опт}}$ в зависимости от коэффициента вытяжки при этих моделях упрочнения показана на рис. 3, б, г, е, з. Фиксированные значения угла α ($5, 10$ и 15°) указаны также на рис. 3, б, г, е, з. Искомые показатели рассчитаны при коэффициентах трения 0,05 и 0,15, напряжениях противонапряжения 0 и 85 МПа.

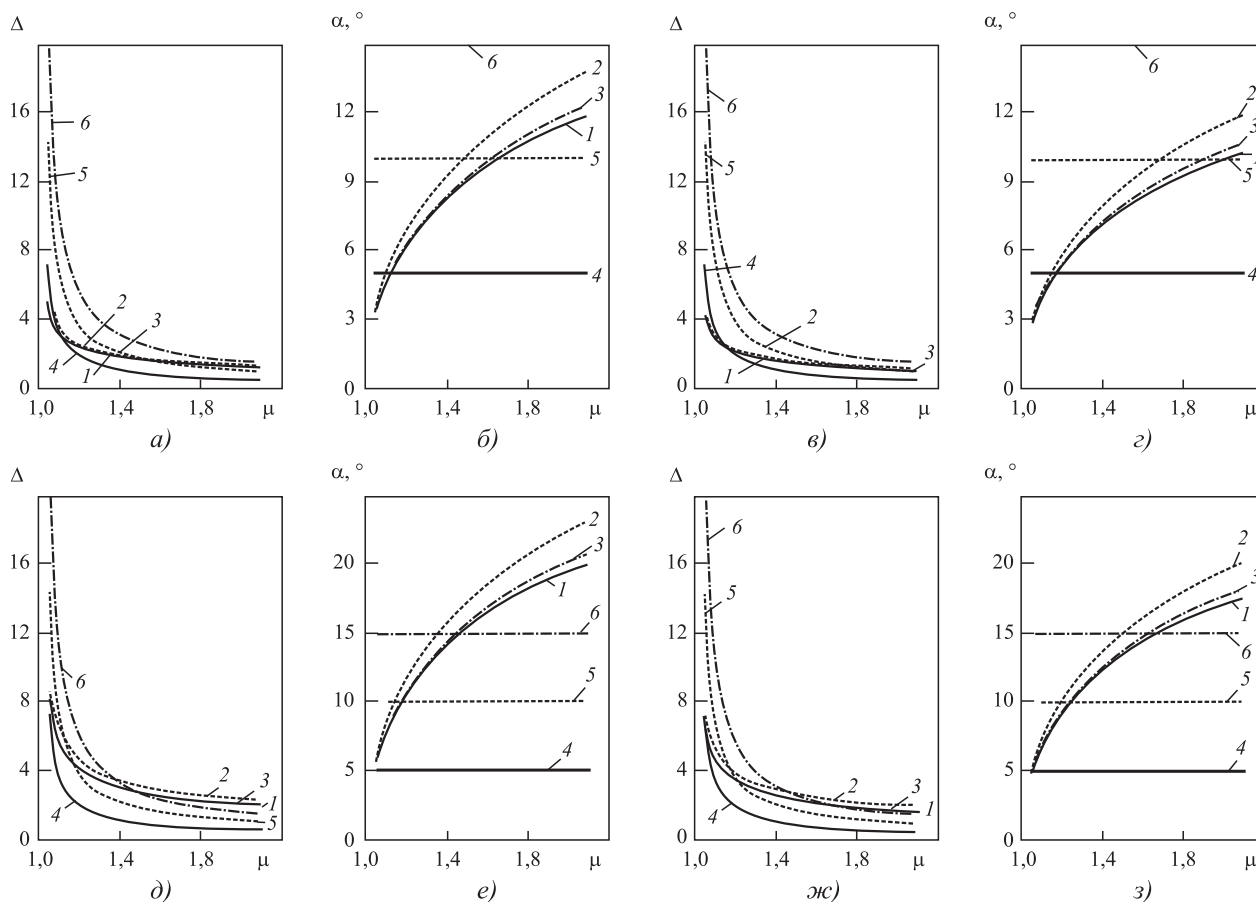


Рис. 3. Критерий Δ и угол волочения α в зависимости от коэффициента вытяжки μ :

$a-z - f = 0,05$; $d-z - f = 0,15$; $a, б, д, е - \sigma_q = 0$; $в, г, ж, з - \sigma_q = 85$ МПа; 1–3 – $\alpha_{\text{опт}}$; 4 – $\alpha = 5^\circ$; 5 – $\alpha = 10^\circ$; 6 – $\alpha = 15^\circ$; 1 – модель (24); 2 – (25); 3 – (26)

Критерий Δ интенсивно уменьшается при росте коэффициента вытяжки в начале интервала его варьирования ($\mu = 1,05...1,25$). Кривые 4–6 имеют одинаковое расположение на графиках рис. 3, так как критерий Δ не зависит от коэффициента трения и напряжения противонапряжения при фиксированных значениях угла волочения. Кривые 5 и 6 соответственно при $\alpha = 10$ и 15° показывают значительный критерий Δ при малых степенях деформации ($\mu < 1,15$). При коэффициенте вытяжки $\mu > 1,8$ эти кривые 5 и 6 незначительно удалены от линий 1–3 при оптимальных значениях угла $\alpha_{\text{опт}}$.

Линии 1–3 для критерия Δ при оптимальном угле $\alpha_{\text{опт}}$ (см. рис. 3, а, в, д, ж) удалены друг от друга на малом расстоянии, так как близки значения угла $\alpha_{\text{опт}}$ (линии 1–3 на рис. 3, б, г, е, з). При коэффициенте трения 0,05 кривые 1–3 для угла $\alpha_{\text{опт}}$ пересекают прямую линию 4 при $\alpha = 5^\circ$ и находятся ниже прямой 6 при $\alpha = 15^\circ$ (см. рис. 3, б, г). Линии 1–3 при коэффициенте трения 0,15 находятся выше линии 4 и пересекают прямую 6 (см. рис. 3, е, з). Зависимости рис. 3, б, г, е, з показывают увеличение угла $\alpha_{\text{опт}}$ при росте коэффициентов вытяжки и трения и уменьшении напряжения противонапряжения. При моделях упрочнения (24)–(26) незначительное различие оптимального значения угла $\alpha_{\text{опт}}$.

На рис. 4 приведены зависимости от коэффициента вытяжки для показателя деформированного состояния Φ_1 (20) при моделях упрочнения (24)–(26) и оптимальных значениях угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ и угле $\alpha = 8^\circ$. Зависимости построены при коэффициентах трения 0,05 и 0,15, напряжениях противонапряжения 0 и 85 МПа.

Показатель деформированного состояния Φ_1 (20) при $\alpha_{\text{опт}}$ (кривые 1–3, см рис. 4) зависит от модели упрочнения. Кривые 4–6 при $\alpha = 8^\circ$ совпали, так как показатель Φ_1 не зависит от модели упрочнения. Расположение линий 4–6 на составляющих рис. 4 одинаковое по причине независимости показателя Φ_1 от коэффициента трения и напряжения противонапряжения при фиксированном угле волочения. Концы линий 1–3 при коэффициенте трения 0,05 (см. рис. 4, а, б) заметно ниже аналогичных концов линий при коэффициенте трения 0,15 (в, г). Это обусловлено большим значением оптимального угла при коэффициенте трения 0,15. При коэффициенте трения 0,15 (в, г) линии 4–6 ниже кривых 1–3 при значениях оптимального угла $\alpha_{\text{опт}} > \alpha = 8^\circ$. При $\alpha_{\text{опт}}$ от действия противонапряжения несущественно уменьшился показатель Φ_1 при обоих значениях коэффициента трения.

Данные табл. 1 и 2 использовали для наглядного представления на рис. 5 характера влияния коэффициента трения, угла волочения, запаса прочности, напряжения противонапряжения и модели упрочнения на предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и критерия формы очага деформации. Зависимости рис. 5 построены в программе Excel.

Формы линий для коэффициента вытяжки μ и критерия Δ формы очага деформации существенно отличаются. С увеличением коэффициента трения предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки уменьшаются, а предельные и допустимые значения критерия Δ повышаются. Кривые 4–6 (см. рис. 5) при коэффициенте запаса прочности $\gamma = 1,4$ для коэф-

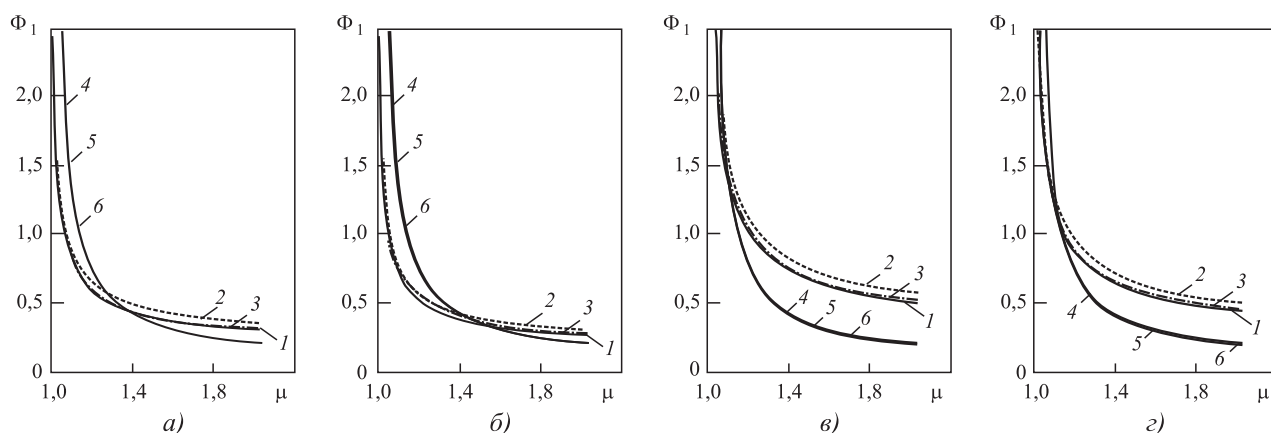


Рис. 4. Показатель деформированного состояния Φ_1 (21) в зависимости от коэффициента вытяжки μ :
 а, б – $f = 0,05$; в, г – $f = 0,15$; а, в – $\sigma_q = 0$; б, г – $\sigma_q = 85$ МПа; 1–3 – $\alpha_{\text{опт}}$; 4–6 – $\alpha = 8^\circ$; 1, 4 – модель (24); 2, 5 – (25); 3, 6 – (26)

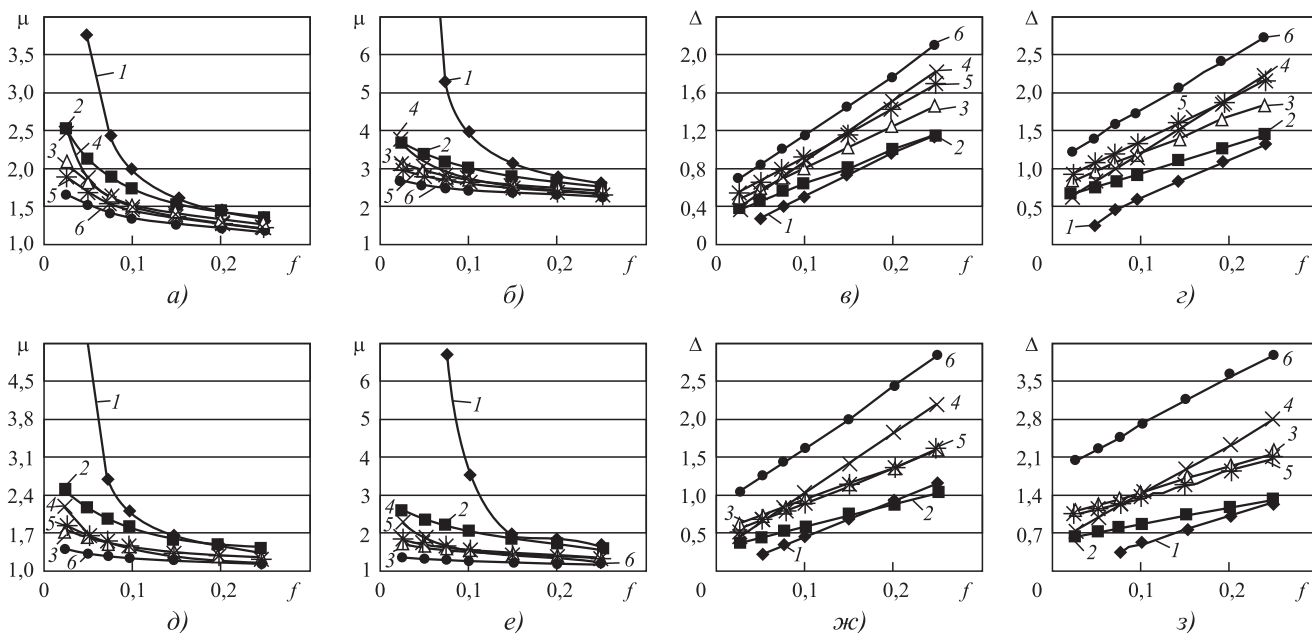


Рис. 5. Предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки μ и критерия Δ формы очага деформации в зависимости от коэффициента трения f :

$a, в, д, ж - \alpha = 5^\circ$; $б, г, е, з - \alpha = 9^\circ$; $a-г - \sigma_q = 0$; $д-з - \sigma_q = 85$ МПа; $1-3 - \gamma = 1,0$; $4-6 - \gamma = 1,4$; $1, 4 -$ модель (24); $2, 5 -$ (25); $3, 6 -$ (26)

коэффициента вытяжки заметно ниже кривых 1–3 при $\gamma = 1,0$. Для критерия Δ кривые 4–6 наоборот лежат выше кривых 1–3. При $\alpha = 9^\circ$ больше предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и критерия Δ . Линия 6 при модели упрочнения (26) и коэффициенте запаса прочности $\gamma = 1,4$ находится ниже других линий для коэффициента вытяжки μ и выше других линий для критерия Δ . Начало линий 1 для модели (24) несколько сдвинуто вправо, что обусловлено данными для предельных значений коэффициента вытяжки (см. табл. 1) и критерия Δ (см. табл. 2).

Заключение. Определены предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и критерия Δ в зависимости от коэффициента трения при разных моделях упрочнения и значениях угла волочения и напряжения противонапряжения (см. табл. 1–4). При малом дельта-критерии ($\Delta < 2$) не гарантировано отсутствие обрыва проволоки на выходе волокна, так как предельное значение коэффициента вытяжки незначительно больше 1 (см. табл. 1 и 2).

Показана теоретическая возможность отсутствия предельных значений коэффициента вытяжки и критерия Δ при интенсивном упрочнении материала проволоки и малом коэффициенте трения, если для определения предель-

ных значений этих показателей использовать коэффициент запаса прочности И.Л. Перлина, равный 1.

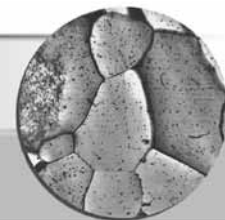
Характер влияния на предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и критерия Δ зависит от параметров деформации и модели упрочнения. При моделях упрочнения (24)–(26) незначительное различие оптимального значения угла $\alpha_{\text{опт}}$ (см. рис. 3, б, г, е, з). Поэтому линии для критерия Δ (см. рис. 3, а, в, д, ж) и показателя деформированного состояния Φ_1 (см. рис. 4) при оптимальном угле $\alpha_{\text{опт}}$ удалены друг от друга на малом расстоянии. Предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки μ уменьшаются, а соответствующие значения критерия Δ увеличиваются с ростом коэффициента трения (см. рис. 5).

Показана достоверность приближенного уравнения (20) в зависимости от коэффициента вытяжки при разных значениях коэффициента трения и угла волочения для трех моделей упрочнения (см. рис. 2). Достоверность уравнения (20) зависит не только от параметров деформации, но и от модели упрочнения материала проволоки (прутка). Точность вычисления показателя деформированного состояния Φ_1 по формуле (20) достаточна для практических расчетов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Губкин С.И.** Пластическая деформация металлов. Т. 3. М.: Metallurgizdat, 1960. 306 с.
2. **Перлин И.Л., Ерманок М.З.** Теория волочения. М.: Metallurgiya, 1971. 447 с.
3. **Тарнавский А.Л.** Эффективность волочения с противонапряжением. М.: Metallurgizdat, 1959. 152 с.
4. **Гурьянов Г.Н.** Расчет единичной предельной вытяжки при холодном волочении круглого сплошного профиля // Сталь. 2009. № 9. С. 78–80.
5. **Гурьянов Г.Н.** Расчет допустимого коэффициента вытяжки проволоки при заданном запасе прочности // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2011. Т. 77. № 10. С. 61–62.
6. **Гурьянов Г.Н., Зуев Б.М.** Зависимость допустимой степени деформации проволоки от трения, запаса прочности и деформационного упрочнения // Сталь. 2013. № 4. С. 49–54.
7. **Гурьянов Г.Н.** Показатели напряженного состояния, запаса прочности и эффективности формоизменения в зависимости от критериев формы очага деформации при разных моделях упрочнения проволоки // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 11. С. 22–35.
8. **Бэкоффен В.** Процессы деформации. Пер. с англ. В.С. Берковского, Ф.И. Рузанова. М.: Metallurgiya, 1977. 288 с.
9. **Wright R.N.** Wire Technology Process Engineering and Metallurgy. 2011. 320 p.
10. **Hosford W.F., Caddell R.M.** Metal Forming. Mechanics and Metallurgy. Cambridge University Press, 2007. 312 p.
11. **Wright R.N.** Workability in Extrusion and Wire Drawing, in Workability Testing Techniques / ed. G.E. Dieter. Materials Park, Ohio: ASM International, 1984. 255 p.
12. **Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В.** Характер взаимосвязи между расчетными показателями деформации при разных моделях упрочнения материала проволоки // Технология металлов. 2019. № 1. С. 34–46.
13. **Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В.** Сравнительная оценка показателей деформации при расчете с применением действительного угла волочения и приведенного угла И.Л. Перлина при разных моделях упрочнения материала проволоки // Производство проката. 2018. № 11. С. 10–24.
14. **Гурьянов Г.Н.** Оптимальные углы рабочего конуса волюки в зависимости от основных параметров деформации проволоки // Известия вузов. Черная металлургия. 2009. № 9. С. 42–45.
15. **Гурьянов Г.Н.** Величина угла волочения и показатели деформации при минимальной силе волочения проволоки из различных материалов // Технология металлов. 2019. № 6. С. 2–14.
16. **Гурьянов Г.Н.** Осевое напряжение, запас прочности, показатель напряженного состояния и критерии формы очага деформации в зависимости от угла волочения проволоки // Технология металлов. 2019. № 10. С. 8–21.
17. **Гурьянов Г.Н.** Расчет допустимого коэффициента вытяжки проволоки при заданном запасе прочности // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2011. Т. 77. № 10. С. 61–62.
18. **Гурьянов Г.Н.** Расчет, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2008. 358 с.
19. **Гурьянов Г.Н.** Критерии для оценки эффективности применения противонапряжения при волочении круглого сплошного профиля // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 6. С. 30–35.
20. **Гурьянов Г.Н.** Допустимые и предельные значения напряжения противонапряжения при волочении проволоки // Технология металлов. 2017. № 5. С. 2–11.
21. **Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В.** Условия для волочения круглого сплошного профиля без прироста осевого напряжения от действия противонапряжения // Технология металлов. 2018. № 9. С. 3–13.

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



УДК 669.017:669.715

DOI: 10.36652/1684-1107-2021-19-4-179-192

Е.Н. Каблов, Н.В. Дынин, И. Бенариеб, Н.Д. Щетинина,
С.В. Самохвалов, С.В. Неруш (ФГУП "ВИАМ" ГНЦ РФ, г. Москва)

Перспективные алюминиевые сплавы для паяных конструкций авиационной техники

Проведен обзор научно-технической литературы в области применения алюминиевых сплавов для паяных конструкций теплообменных аппаратов авиационной техники, изготавливаемых методом высокотемпературной вакуумной пайки. Приведены перспективные разработки отечественных алюминиевых сплавов для применения в качестве материала основы плакированных листов для паяных соединений. Описаны возможности повышения коррозионной стойкости теплопередающих поверхностей теплообменников. Рассмотрены перспективы применения аддитивных технологий для изготовления теплообменников из алюминиевых сплавов.

Ключевые слова: паяные конструкции; вакуумная пайка; теплообменные аппараты; сплавы системы Al—Mn; сплав В-1341; сплавы системы Al—Mg—Sc; аддитивные технологии; коррозионная стойкость.

Review of domestic and foreign scientific and technical literature in the field of application of aluminum alloys for brazed structures of aircraft heat exchangers manufactured by high-temperature vacuum brazing is provided. Prospective developments of domestic aluminum alloys for application as base material for clad sheets for brazed structures of heat exchangers are presented. The possibilities for increasing of the corrosion resistance of heat transfer surfaces are considered. The possibilities for application of additive technologies for the manufacture of aluminum heat exchangers alloys are considered.

Keywords: brazed structures; vacuum brazing; heat exchangers; Al—Mn system alloys; V-1341 alloy; Al—Mg—Sc system alloys; additive technologies; corrosion resistance.

Введение. Надежность и конкурентоспособность изделий авиационной техники во многом зависят от свойств используемых материалов, которые должны обеспечивать работоспособность деталей в условиях силового, температурного, коррозионного и других воздействий [1—6]. Одним из важных узлов современной авиационной техники являются воздушно-воздушные теплообменные аппараты (теплообменники), предназначенные для обеспечения работы вспомогательного оборудования двигательной установки и системы кондиционирования воздуха летательного аппарата [7—15].

Эффективность работы воздушно-воздушного теплообменника определяется степенью интенсификации теплообмена, зависящей от скорости циркулирования рабочей среды и площади его поверхности. При этом основная нагрузка

на элементы теплообменника обусловлена рабочим давлением данной среды, которое не должно привести к нарушению герметичности конструкции, что является основной причиной отказов воздушно-воздушного теплообменника. Следует также учитывать, что температура эксплуатации теплообменника может достигать 230 °С, а его масса — 30 % массы всей системы кондиционирования воздуха [7, 11—14].

Материалы конструкции теплообменника должны удовлетворять ряду требований к физико-механическим характеристикам: высокие теплопроводность, коррозионная стойкость и технологическая пластичность, долговечность, низкая плотность, хорошие показатели механических свойств ($\sigma_B \geq 75$ МПа), в том числе при повышенных температурах (до 230 °С). Сплавы на основе алюминия могут обеспечить

достаточно высокий уровень перечисленных свойств в конструкциях теплообменников, таким образом повысить весовую эффективность летательного аппарата [10, 16–20].

Задача повышения эффективности работы теплообменников, в том числе за счет увеличения рабочего давления и скорости циркуляции рабочей среды, не может быть решена без применения новых алюминиевых сплавов с повышенной прочностью [9, 21].

В настоящей статье приведены и обобщены результаты обзора научно-технической литературы в области применения традиционных и перспективных конструкционных алюминиевых сплавов для изготовления паяных конструкций теплообменных аппаратов.

Работа выполнена в рамках реализации комплексного научного направления "Легкие, высокопрочные коррозионно-стойкие свариваемые сплавы и стали, в том числе с высокой вязкостью разрушения" [22, 23].

Процесс изготовления паяной конструкции алюминиевого теплообменника методом высокотемпературной вакуумной пайки. Для изготовления ответственных паяных конструкций, в том числе авиационных теплообменников, в настоящее время широко применяют высокотемпературную пайку, которая является одним из прогрессивных способов соединения алюминиевых элементов, обеспечивая получение качественной продукции, удовлетворяющей требованиям по экономичности и надежности [9, 10, 12–15, 24, 25]. Важное преимущество пайки — возможность соединения множества деталей в единую конструкцию за один прием, что обеспечивает высокую производительность процесса и позволяет изготавливать сложные теплообменники больших габаритных размеров [9, 10, 15, 26, 27].

В зависимости от особенностей конструкции теплообменники подразделяются на пластинчатые и трубчатые [7, 9, 19, 24]. Для производства конструктивных элементов пластинчатых теплообменников используют фольгу, ленту и холоднокатаные лакированные алюминиевые листы. Лакированный лист состоит из материала основы, обеспечивающего необходимые прочность и жесткость конструкции, и лакирующего материала (твердый припой), обеспечивающего получение паяного соединения [19, 21].

В настоящее время большое распространение получили пластинчато-ребристые тепло-

обменники, которые, как правило, изготавливают методом высокотемпературной вакуумной пайки [9, 13, 15, 16, 19, 21, 28]. Матрицу теплообменника, конструкция которой состоит из уложенных друг на друга плоских и гофрированных листов, помещают в вакуумную печь, где осуществляется пайка. Нагрев до температуры плавления припоя и последующее охлаждение обеспечивают соединение элементов конструкции единовременным формированием паяных швов (рис. 1).

Гофры, соединяющие плоские листы в монолитную конструкцию, выполняют функцию ребер жесткости, повышают общую прочность теплообменника, а также значительно увеличивают площадь его теплопередающей поверхности. Осуществление пайки в условиях вакуума способствует предотвращению образования на поверхности соединяемых элементов тугоплавкой оксидной пленки, затрудняющей растекание припоя, что обеспечивает получение качественного паяного соединения [7, 14, 27, 29–31].

Общая характеристика алюминиевых сплавов, применяемых для паяных конструкций. При производстве лакированных листов для теплообменников в России и за рубежом используют алюминиевые сплавы, химический состав и температура плавления которых приведены в табл. 1. Механические свойства и теплопроводность листов из традиционно применяемых алюминиевых сплавов для паяных конструкций представлены в табл. 2.

Выбор сплава для материала основы лакированного листа, предназначенного для получения паяной конструкции, ограничивается в первую очередь требованиями по температуре плавления сплава, его коррозионной стойкости, а также паяемости. Алюминиевые сплавы, применяемые в виде листовых полуфабрикатов для изготовления теплообменников, нормированы в стандарте DIN EN 683.

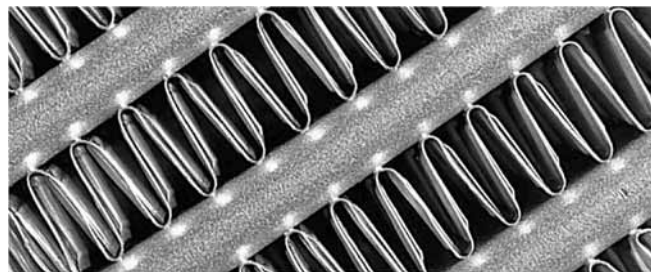


Рис. 1. Паяное соединение теплообменного аппарата из алюминиевых сплавов [32]

1. Химический состав и температура плавления алюминиевых сплавов, применяемых и перспективных для применения в ответственных паяных конструкциях [10, 19, 24, 25, 30, 33]

Назначение	Система легирования	Марка сплава	Mn	Mg	Si	Fe	Cu	Zn	Ti	t _{пл} ^{**} , °C
			% мас.							
Основной материал	Al—Mn	АМц	1,0...1,5	—	0,6	0,7	0,05...0,2	0,1	—	640...650
		01411*	0,9...1,4	0,5...0,7	0,17...0,35 Sc	0,4...0,6	0,05...0,12 Zr		0,01...0,05	
		3003	1,0...1,5	≤0,02	≤0,6	≤0,7	0,05...0,2	≤0,2	≤0,2	
		3005		0,2...0,6	0,6	0,7	0,3	<0,01	0,03	
		3190*		0,4...0,7	0,4		0,2...0,5	0,25	—	
		3532*		0,65...1,0	0,1...0,3	0,3	0,5	0,5...0,7	0,10	0,08...0,10
		3536*	0,75...1,0	0,15...0,24	0,8...1,0			0,05...0,15 Zr		
	3570*	0,7...0,9	0,3...0,4	0,45...0,65	0,4...0,6	0,4...0,6	0,2	0,2	620...650	
	Al—Mg	АМг0,5	0,2	0,4...0,8	0,1	0,1	0,1	—	—	615...650
		5005	0,15	0,7...1,1	0,3	0,3	0,05	0,2	—	
		01511*	0,3...0,6	0,9...1,4	0,17...0,35 Sc	—	0,05...0,12 Zr		0,01...0,05	630...650
		АМг2	0,1...0,6	1,8...2,6	0,40	0,50	0,15	0,15	0,15	600...645
		5251	0,1...0,5	1,7...2,4						
	Al—Mg—Si	АВч	0,05	0,6...1,0	0,35...0,55	0,12	0,05	0,05	—	600...650
		В-1341	0,15...0,35	0,45...0,90	0,5...1,2	0,5	0,1...0,5	0,2	0,15	
		6063	0,1		0,2...0,6	0,35	0,1	0,1	0,35	
		6951			0,4...0,8	0,2...0,5	0,8		0,15...0,4	0,1
Плакирующий материал	Al—Si	СИЛ-0	0,08	—	10,0...13,0	0,5	0,02	0,06	0,08	575...585
		СИЛ-1	0,40						0,13	
		4045	≤0,1	≤0,05	9,0...11,0	≤0,6	≤0,25	≤0,1	≤0,1	
		4047	0,15	0,25	11,0...14,0	0,3	0,3	0,2	—	
		4343	≤0,1	≤0,05	6,8...8,2	≤0,6	≤0,25	≤0,1	≤0,1	
	Al—Si—Mg	4104	0,1	1,0...2,0	9,0...10,5	0,8	0,25	0,2	0,02...0,2 Bi	560...585
		4004							—	
	Al—Si—Ge	Ал4Г*	—	—	8,0...10,0	0,2	—	—	4,0...5,0 Ge	530...570
		Ал12Г*					0,1...0,2 Ce		10,0...12,0 Ge	

* Перспективные сплавы для изготовления паяных конструкций.

** Температуры плавления рассчитаны в программном комплексе Thermo-Calc (база данных TCAL2); нижний предел — температура солидуса, верхний предел — температура ликвидуса.

В качестве основного материала в плакированных листах используют деформируемые термически неупрочняемые алюминиевые сплавы систем Al—Mn (серия 3xxx) и Al—Mg (серия 5xxx) с низким содержанием магния: 5005, 5251, АМг2. Возможно применение и чистого алюминия (АД0, АД1, 1050, 1200). Также в качестве основного материала листов применяют и термически упрочняемые сплавы системы Al—Mg—Si (серия 6xxx) марок 6951, 6063, АВч. Однако сплавы данной системы имеют невысокую температуру солидуса (не выше 600 °C), что ограничивает их применение для паяных

узлов [8, 10, 12, 15, 18, 19, 24—27, 29, 30, 33, 35, 38, 39].

Низколегированные термически неупрочняемые сплавы (АМц — в России, 3003, 3005 — за рубежом), несмотря на относительно невысокую прочность, наиболее широко применяют в качестве основы плакированных листов для паяных конструкций, так как они обладают высокой температурой солидуса, высокой паяемостью и коррозионной стойкостью [8, 13, 15, 35]. За рубежом известен ряд так называемых долговечных сплавов (Long Life alloys) для теплообменников: 3005LL, 3190, 3532, 3536, 3570 и т.д.

2. Механические свойства и теплопроводность листов из традиционно применяемых алюминиевых сплавов для паяных конструкций [19, 32, 33, 35–37]

Система легирования	Марка сплава	Состояние материала	σ_b	$\sigma_{0.2}$	δ , %	λ , Вт/(м·К)
			МПа			
Al–Mn	АМц	М	130	50	23	~170
		Н2	170	130	10	
	3003	О	115	35	20	
		Н24	165	115	4	
	3005	О	115	45	15	
		Н24	170	130	4	
Al–Mg	АМг2	М	165	—	16	~150
		Н2	275	145	5	
	5251	О	160	60	15	
		Н24	250	140	5	
	5005	О	100	35	20	
		Н14	145	120	3	
Al–Mg–Si	6951	О	115	40	30	~200
		Т6	270	230	13	
	6063	О	115	55	35	

Эти сплавы благодаря повышенной коррозионной стойкости служат в разы дольше при эксплуатации в условиях активной коррозионной среды [24, 25].

Для получения качественного паяного соединения припой должен удовлетворять ряду требований:

- температура ликвидуса припоя должна быть ниже температуры солидуса основного сплава (рис. 2);

- расплавленный припой должен хорошо смачивать основной металл и заполнять зазоры между паяемыми деталями (важными характеристиками являются краевой угол смачивания, площадь растекания, капиллярные свойства припоя);

- припой должен обеспечивать необходимые прочность и коррозионную стойкость паяного соединения;

- коэффициенты термического расширения паяемого металла и припоя должны быть примерно одинаковы.

Изложенное выше обусловило применение в качестве припоев алюминиевых сплавов на базе системы Al–Si (силуминов) марок СИЛ-0, СИЛ-1, 4343, 4104 и т.д. Силумины обладают низкой температурой плавления, высокой жидкотекучестью, удовлетворительной коррозионной стойкостью. Достаточно высокая

пластичность этих сплавов при горячей деформации позволяет получать припои в виде планшетов для последующего нанесения на основной металл методом горячей прокатки. Описанная технология значительно упрощает последующий процесс пайки при изготовлении теплообменника. Для улучшения

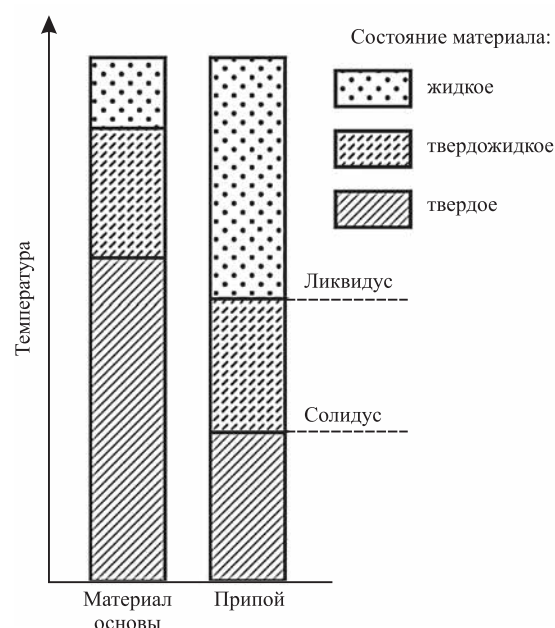


Рис. 2. Необходимое соотношение температур плавления основного и плакирующего сплавов для получения паяного соединения

смачиваемости припоев в них добавляют висмут и магний [9, 10, 13, 15, 24, 25, 27].

Следует учитывать, что при изготовлении паяных конструкций из листов деформируемых алюминиевых сплавов с применением припоя из силумина значительно снижается прочность материала вследствие высокотемпературного нагрева ($t_{\text{пайки}} = 590...620 \text{ } ^\circ\text{C}$), обусловленного температурой ликвидуса припоя из силумина. Невысокие механические свойства основного материала плакированного листа после пайки ограничивает область применения традиционных алюминиевых сплавов. В связи с этим увеличение прочности паяных соединений является актуальной задачей.

Перспективные разработки отечественных алюминиевых сплавов для паяных конструкций. Существует два основных направления развития алюминиевых сплавов для создания паяных конструкций повышенной прочности. Первое направление — совершенствование существующих и создание новых припоев, позволяющих проводить пайку при более низких температурах и, следовательно, снижать степень разупрочнения материала. Например, добавление меди в сплав Al—12Si позволяет снизить температуру пайки до $520 \text{ } ^\circ\text{C}$, а совместное легирование припоя медью и цинком (10...30 % мас.) обеспечивает ее снижение до $500 \text{ } ^\circ\text{C}$. Однако легирование медью припоя способствует образованию хрупкой фазы Al_2Cu , что значительно ухудшает технологичность материала при холодной прокатке и приводит к снижению коррозионной стойкости [40—42].

Для снижения температуры пайки припоев типа силумин также легируют германием Ge.

В работе [43] показано, что повышение содержания Ge от 0 до 30 % обеспечивает снижение температуры ликвидуса сплава системы Al—Si—Ge с 592 до $519 \text{ } ^\circ\text{C}$. Применение новых алюминиевых припоев марок Ал4Г или Ал10Г системы Al—Si—Ge (см. табл. 1) позволяет проводить пайку с пониженной по сравнению с традиционными силуминовыми припоями температурой (до $570 \text{ } ^\circ\text{C}$). Результаты работ [13, 44] показали, что использование припоев системы Al—Si—Ge обеспечивает достижение более высокой прочности паяной конструкции.

Второе направление — применение новых алюминиевых сплавов в качестве материала основы плакированных листов, обеспечивающих повышенный уровень остаточной прочности после пайки. Ниже приведены перспективные алюминиевые сплавы для этой цели [9, 10, 25].

Новый сплав типа АМц. Во ФГУП "ВИАМ" разработан новый деформируемый термически неупрочняемый алюминиевый сплав типа АМц для применения в виде плакированных листов в паяных конструкциях теплообменников авиационного назначения. Разработанный сплав обеспечивает реализацию стратегических направлений развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 г. [22, 23].

Освоено промышленное изготовление плакированных листов толщиной до 1,0 мм, в качестве основы которых использован новый сплав типа АМц, выпущена нормативно-техническая документация на изготовление и поставку листов. Сплав не уступает зарубежным аналогам (3005LL, 3003) по уровню механических (табл. 3) и коррозионных характеристик, а также превосходит традиционно применяемый отечествен-

3. Свойства плакированных листов из нового сплава типа АМц в сравнении с материалами-аналогами

Марка сплава	Толщина листа, мм	Состояние поставки	Наличие пайки	$\sigma_{\text{в}}$	$\sigma_{0,2}$	δ , %
				МПа		
Новый сплав типа АМц	0,5...0,8	М	Нет	≥ 130	≥ 60	≥ 25
		Н2		≥ 200	≥ 190	≥ 15
АМц	0,5...3,0	М	Да	≥ 150	≥ 70	≥ 8
		Н2		≥ 130	≥ 50	20
АПС2М	0,3...1,0	М	Нет	170	130	10
3005LL	0,25	Н24		Да	95	35
			210		150	8
3003	0,3...0,5	Н24	Да	145	55	—
	0,5		Нет	160	140	12
			Да	120	65	8,5

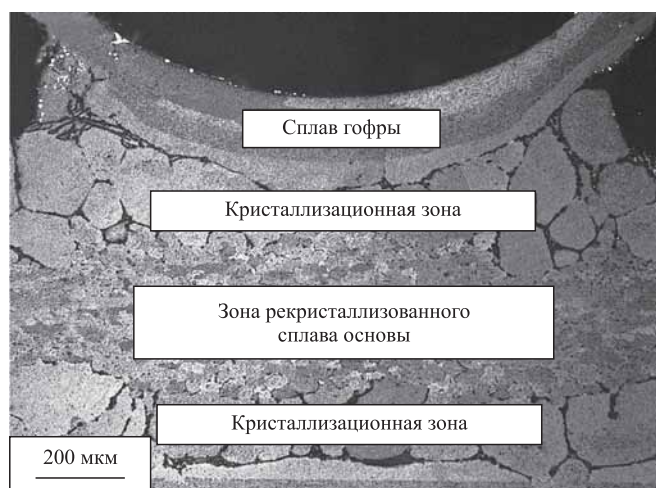


Рис. 3. Микроструктура паяного соединения гофров и плакированных листов из нового сплава типа АМц. $\times 100$

ный материал АПС2М по прочностным свойствам на 25...30 %.

Опробовано изготовление паяного соединения, включающего в себя гофры из традиционного сплава АМц и разделительные пластины из нового сплава. Структура сплава основы после пайки (рис. 3) — рекристаллизованная мелкозернистая со средним размером зерна 30...50 мкм. Вследствие диффузионного взаимодействия расплавленного припоя с основным сплавом наблюдается образование кристаллизационного слоя, микроструктура которого состоит из крупных светлых дендритов α -твердого раствора и эвтектики.

Сплав В-1341 системы Al—Mg—Si. Для термически неупрочняемых алюминиевых сплавов систем Al—Mn и Al—Mg практически неизбежна пониженная остаточная прочность основного материала листа в результате пайки, что связано с необратимым протеканием процессов рекристаллизации и, следовательно, со снижением деформационного упрочнения, полученного после холодной прокатки. Преимущество термически упрочняемых сплавов системы Al—Mg—Si (в особенности сплавов АД31 и 6063, закаливающихся на воздухе) — возможность достижения повышенного уровня прочности после пайки, благодаря протеканию процессов старения с образованием упрочняющих выделений фазы Mg_2Si . Их более широкое применение для пайки ограничивает недостаточно высокая температура солидуса (< 590 °С), однако припои марок Ал4Г или Ал10Г позволяют проводить пайку и при таких температурах [25, 26, 45, 46].

В настоящее время в России применение сплавов системы Al—Mg—Si для паяных соединений листов сдерживается, поскольку в сортамент изделий из сплава АД31 не входят листовые полуфабрикаты, а сплав АВч снят с производства [45, 47]. Перспективным материалом для изготовления паяных конструкций является российский высокотехнологичный алюминиевый сплав В-1341 (типа АВ) системы Al—Mg—Si, разработанный специалистами ФГУП “ВИАМ” для применения в изделиях авиационной техники и в различных отраслях транспортного машиностроения, строительстве [39, 48—52].

Особенность сплава В-1341 по сравнению с традиционным сплавом типа АВ — наличие модифицирующей добавки кальция, повышающей технологичность сплава при литье и обработке давлением, а также свариваемость [50, 53]. Помимо этого кальций позволяет получать регламентированную мелкозернистую структуру, которая обеспечивает высокие характеристики формообразования листов при холодной деформации, улучшает качество поверхности, что может способствовать повышению паяемости [19]. Холоднокатаные листы из сплава В-1341 толщиной от 0,6 до 6,0 мм поставляют в различных состояниях термической обработки, их механические свойства приведены в табл. 4.

Сплав В-1341 обладает относительно невысокой закалочной чувствительностью, что может позволить обеспечивать повышенную прочность паяного соединения после замедленного охлаждения (на воздухе) от температуры пайки и последующего старения [46]. В работе [39] показана возможность достижения значений предела прочности σ_B листов от 250 до 300 МПа ($0,75...0,90\sigma_{B\max}$).

Сплав В-1341 рекомендован для широкого применения в космическом приборостроении, в том числе для изготовления сварных и паяных

4. Типичные механические свойства листов из сплава В-1341

Состояние поставки	σ_B	$\sigma_{0,2}$	$\delta_5, \%$
	МПа		
T1	330	260	10
T	210	150	20
M	≤ 150	≤ 100	
H	330	260	10

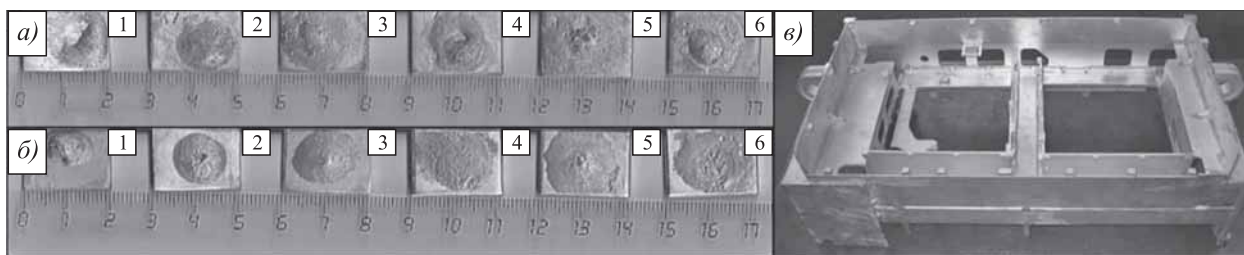


Рис. 4. Образцы из сплавов АМц (1–3) и В-1341 (4–6) после испытаний на смачивание припоем Ал12Г при температуре 570 °С (а) и припоем СИЛ-1С при температуре 610 °С (б) и паяный корпус (в) из сплавов АМц (стенки и проушины) и В-1341 (силовые элементы) [45]

соединений. Сплав был опробован в виде листов для изготовления макетных образцов комбинированного паяного корпуса (рис. 4) применительно к базовым несущим конструкциям бортовой аппаратуры космических аппаратов [45]. Были проведены испытания на смачиваемость путем измерения площади растекания и краевого угла смачивания (см. рис. 4, а, б).

По результатам исследований сделан вывод о превосходстве сплава В-1341 перед традиционным сплавом АМц по характеристикам смачиваемости и растекаемости припоев СИЛ-1С и Ал12Г, при этом возможно проведение высокотемпературной пайки при температурах 570...610 °С [45].

Сплавы с добавкой скандия. Известны созданные в ОАО "ВИЛС" малолегированные сплавы повышенной прочности систем Al—Mg—Sc (01511) и Al—Mn—Sc (01411), имеющие высокую температуру солидуса, что позволяет использовать их для пайки. Повышенная прочность в деформированных полуфабрикатах из этих сплавов достигается наличием малой добавки скандия (совместно с цирконием), что приводит к образованию упрочняющих частиц фазы $Al_3(Sc, Zr)$ и структурному упрочнению. При этом остаточная прочность этих сплавов после термообработки по режиму пайки в 1,5 раза превосходит прочность традиционного сплава АМц (табл. 5) [54–56].

Разработанные сплавы рекомендованы к использованию взамен малопрочного сплава АМц в качестве конструкционного материала для паяных конструкций теплообменников авиационной и космической техники, получаемых методами высокотемпературной пайки. Для данных сплавов разработана технология прокатки листов, плакированных припоем Ал10Г, предназначенных для изготовления теплообменников [9, 12, 13, 54].

5. Механические свойства листов толщиной 3 мм из сплавов 01411 и 01511 [55, 56]

Марка сплава	Исходное состояние	Наличие пайки	σ_b	$\sigma_{0,2}$	δ , %
			МПа		
01411	М	Нет	295	280	6
		Да	210	150	15
01511		Нет	320	295	
		Да	190	90	30

Повышение коррозионной стойкости теплопередающих поверхностей алюминиевых теплообменников. В ходе эксплуатации теплообменных аппаратов изделий авиационной техники на теплопередающей поверхности образуются твердые отложения, в составе которых присутствуют такие элементы, как Fe, С, О, Si, Mg, Na, P, Cu, Ca, K, S, Cl [57]. Образование отложений способствует коррозионному поражению материала и снижает коэффициент теплопередачи, что отрицательно влияет на эффективность работы теплообменника [57, 58]. Для снижения склонности элементов конструкции теплообменника к коррозии возможно наносить супергидрофобные покрытия на теплопередающую поверхность или применять новые коррозионно-стойкие алюминиевые сплавы для изготовления плакированных листов.

Супергидрофобные покрытия на теплопередающих поверхностях паяных конструкций могут быть получены в результате последовательного травления HCl и HNO₃, обработки горячей деионизированной водой и нанесения снижающего поверхностную энергию гидрофобного полимера. На рис. 5 показаны образец теплообменника с супергидрофобным покрытием, а также схема механизма его действия. Использование покрытий такого типа позволяет увеличить скорость теплопередачи и срок службы теплообменника [59–61].

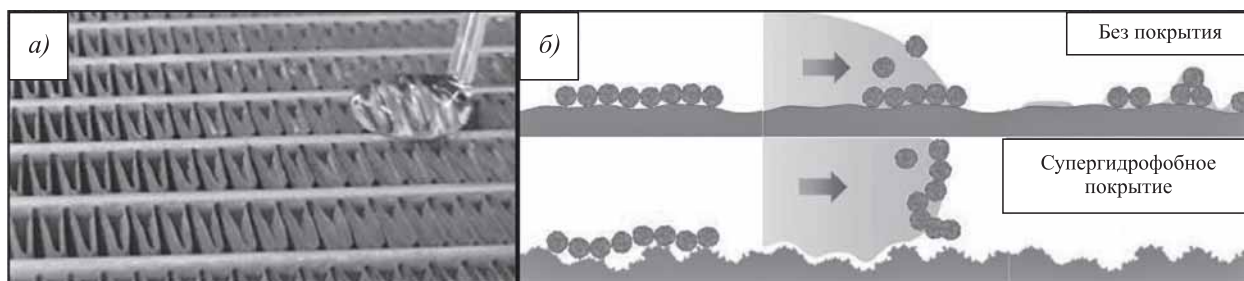


Рис. 5. Супергидрофобное покрытие материала паяной конструкции теплообменника:

a — общий вид образца теплообменника с супергидрофобным покрытием; *б* — механизм действия супергидрофобного покрытия [59]

В ходе разработки новых алюминиевых сплавов для теплообменников рекомендовано ограничивать содержание меди в сплаве до 0,01 % мас. (для снижения количества осадений Al_2Cu), а также осуществлять модифицирование цирконием (для измельчения частиц $Al_{13}Fe_4$), что способствует предотвращению развития локальной коррозии [62, 63]. Устранение склонности материала к локальной коррозии — ключевая задача на пути повышения коррозионной стойкости плакированных алюминиевых листов для паяных конструкций [64, 65].

Большинство алюминиевых сплавов, применяемых для теплообменников, обладают склонностью к межкристаллитной коррозии, что обусловлено присутствием фазы Al_2Cu , а также диффузией кремния из плакирующего слоя в основной материал листа в процессе пайки и образованием плотно расположенных осадений соединений $\alpha-Al(Fe, Mn)Si$ по границам зерен [64—66]. Для устранения данного явления возможно проведение термических обработок после пайки, способствующих растворению фазы Al_2Cu на границах зерен, а также перераспределению кремния в структуре и изменению ее электрохимических характеристик [67].

Для повышения коррозионной стойкости теплообменных аппаратов возможно применение трехслойного материала, состоящего из сплава основы, плакирующего материала и промежуточного слоя из обедненного медью сплава, который препятствует диффузии кремния в материал основы [66, 68]. Уменьшение склонности к коррозии обеспечивают также нанесением покрытий на теплопередающую поверхность, контактирующую с агрессивной коррозионной средой. Например, в случае защиты сплава 3003 для материала покрытия используют сплав 7072 ($AlZn1$), который благо-

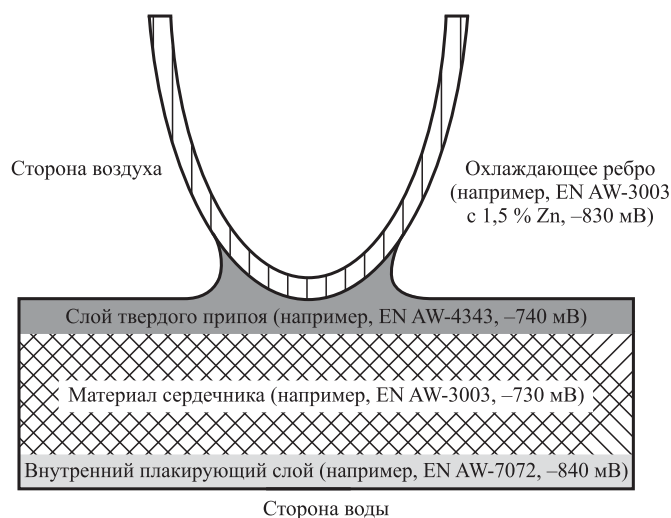


Рис. 6. Набор устойчивых к коррозии алюминиевых сплавов для охлаждающих трубок и ребер теплообменников [24]

даря высокой электроотрицательности служит анодом, что значительно снижает коррозионное воздействие на основной материал (рис. 6) [24].

Перспективы применения пеноматериалов и аддитивных технологий при изготовлении алюминиевых теплообменных аппаратов. При проектировании пластинчатых и трубчатых теплообменников необходимо увеличение удельной поверхности теплообмена, что ограничивается технологическими возможностями. При этом процесс укладки деталей в единую конструкцию является трудоемким, а последующая пайка и сварка отрицательно влияют на механические свойства материала. Для улучшения эффективности теплообмена за счет создания конструкций матриц с развитой поверхностью теплопередачи используют металлические пены с регламентированной пористостью и периодически повторяемые структуры в виде ячеек, решетчатых конструкций и древесных каналов [69—73].

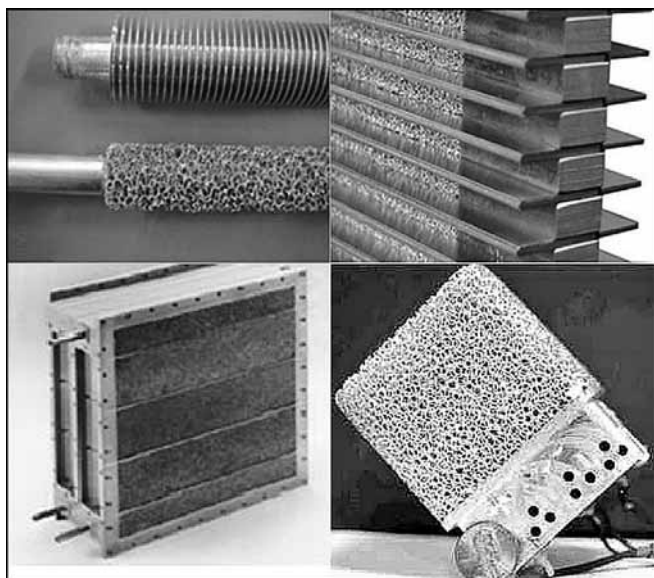


Рис. 7. Примеры применения алюминиевых пен для теплоотвода [69, 75]

Пеноалюминий с различной пористостью в зависимости от требований к характеристикам теплопереноса можно применять в малогабаритных радиаторах электротехнических изделий и в качестве дополнительных элементов теплоотводящих конструкций к традиционным пластинчатым матрицам [74—76]. Примеры применения алюминиевых пен для теплоотвода приведены на рис. 7.

Матрицы теплообменных аппаратов с ячеистыми структурами по сравнению с пластинчатыми и трубчатыми позволяют выбирать более оптимальные соотношения характеристик трения рабочей среды с теплопроводящим материалом и площади их контакта. Примеры матриц с ячеистыми структурами в виде призм и ферм представлены на рис. 8.

Для упрощения процесса изготовления матриц теплообменников со сложной топологией, а также нивелирования эффекта снижения уровня механических свойств материала конструкции в результате пайки при производстве теплообменных аппаратов возможно применение аддитивных технологий. Аддитивные технологии, в частности селективное лазерное сплавление (СЛС), позволяют изготавливать структуры различной топологии из металлопорошковых композиций алюминиевых сплавов в соответствии с проектируемой 3D-моделью. При этом размер микрованны расплава ("трека") при изготовлении изделий методом СЛС из алюминиевых сплавов составляет 100...200 мкм,

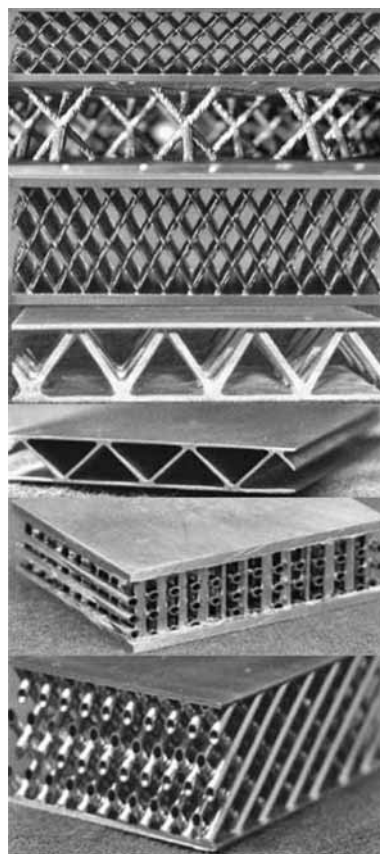


Рис. 8. Примеры конструкций матриц теплообменных аппаратов с различной топологией [70]

а толщина единичного слоя приращения детали после прохода лазера от 30 мкм, что позволяет изготавливать структуры сложного профиля размером от 0,5 мм.

Авторами [77—79] показаны результаты моделирования и экспериментальных исследований эффективности применения ячеистых структур, полученных из алюминиевого сплава AlSi10Mg методом СЛС. Возможность изменения размеров модели элементарной ячейки позволяет проектировать и изготавливать матрицы теплообменников в соответствии с техническими характеристиками конкретного изделия (рис. 9). Следует отметить возможность плавного изменения формы и размеров ячеек по сечению матрицы в зависимости от характера изменения потока рабочей среды для равномерного распределения теплового потока по конструкции матрицы.

В работах [80, 81] приведены элементы конструкции теплообменников, изготовленных методом прямого лазерного выращивания. Дополнительно в работе [80] исследовано влияние шероховатости поверхности теплоотводя-

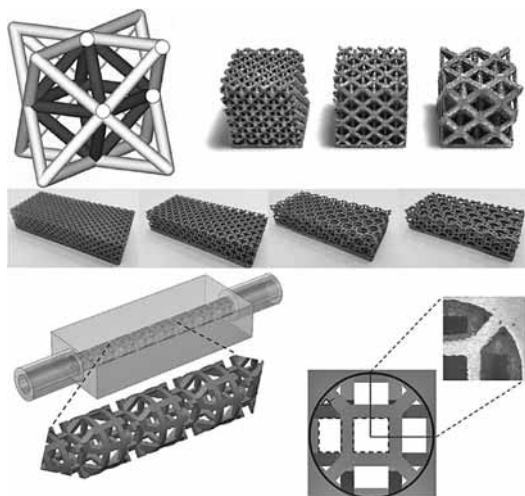


Рис. 9. Варианты конструкций ячеистых структур [78, 79]

щих ребер теплообменников, изготавливаемых по различным режимам синтеза поверхностей, на характеристики теплопереноса (рис. 10). Из результатов исследования следует, что шероховатость поверхности неоднозначно влияет на теплоотвод материала. С одной стороны, повышение шероховатости поверхности ускоряет теплоперенос благодаря увеличению площади поверхности контакта материала с рабочей средой, а с другой — повышение шероховатости поверхности способствует возникновению турбулентности воздушного потока, что может снижать эффективность теплоотведения.

Преимуществами применения аддитивных технологий для изготовления матриц тепло-

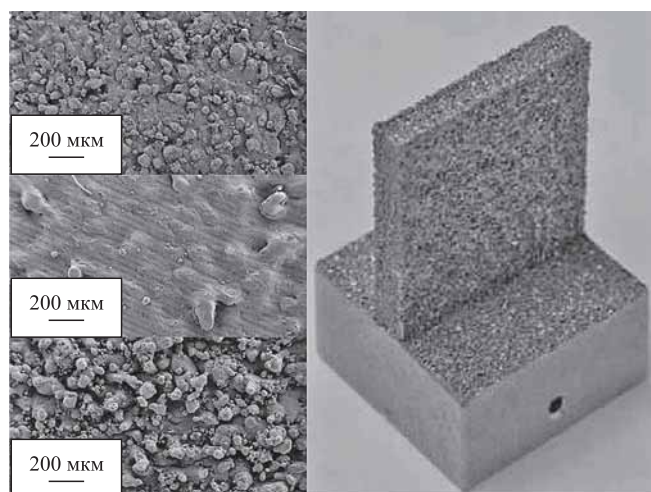


Рис. 10. Шероховатость поверхности теплоотводящих ребер, полученная при различных режимах синтеза [80]

обменников являются также высокий коэффициент использования материала, высокая прочность получаемых изделий (временное сопротивление разрыву до 350 МПа при температуре 20 °С) и возможность создания конструкций из одного вида материала, например, металл-порошковой композиции из сплавов системы Al—Si (силуминов).

Во ФГУП "ВИАМ" опробовано изготовление конструктивно-подобного образца теплоотъемной панели (рис. 11), изготовленного методом селективного лазерного сплавления из металл-порошковой композиции сплава системы Al—Si. Микроструктура теплопередающих поверхностей матрицы (см. рис. 11, б) состоит из треков, образованных в процессе сплавления

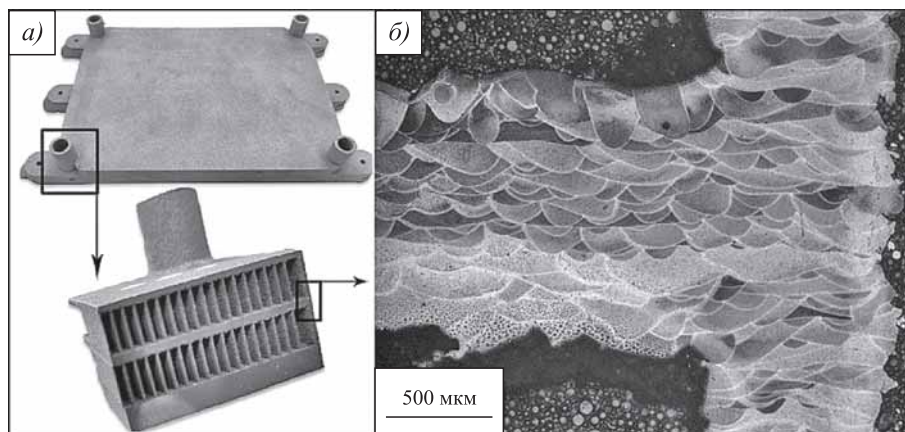


Рис. 11. Конструктивно-подобный образец теплоотъемной панели (а), изготовленный из сплава системы Al—Si методом СЛС, и микроструктура теплопередающего элемента образца (б)

металлопорошковой композиции; глубина сечения трека составила 50...70 мкм.

Эффективность работы теплообменных аппаратов и, как следствие, изделий авиационной техники, может быть увеличена в результате применения теплоотводящих структур сложной топологии и одновременного повышения механических свойств элементов конструкции из них. Таким образом, применение аддитивных технологий для изготовления теплообменников может позволить улучшить их характеристики и упростить процесс изготовления.

Заключение. Технология изготовления теплообменников из плакируемых припоем листов методом высокотемпературной вакуумной пайки способствует повышению качества получаемых паяных соединений, обеспечивает высокую производительность процесса и возможность создания аппаратов сложной конструкции.

При производстве теплообменников в зависимости от их конструктивных и эксплуатационных особенностей широко применяют алюминиевые сплавы различных систем легирования.

Существует два основных направления развития алюминиевых сплавов для паяных конструкций: создание припоев, позволяющих проводить пайку при относительно низких температурах, и применение в качестве материала основы плакированных листов новых алюминиевых сплавов, обеспечивающих получение паяного соединения с повышенной остаточной прочностью и коррозионной стойкостью.

Для снижения склонности элементов конструкции теплообменника к коррозии возможно нанесение супергидрофобных покрытий на теплопередающую поверхность или применение новых коррозионно-стойких алюминиевых сплавов для изготовления плакированных листов.

Применение аддитивных технологий для изготовления теплообменников может позволить улучшить их характеристики и упростить процесс изготовления.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Каблов Е.Н.** Материалы для авиакосмической техники // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2007. № 5. С. 7—27.

2. **Каблов Е.Н.** Авиакосмическое материаловедение // Энциклопедический справочник. 2008. № 3. С. 2—14.

3. **Каблов Е.Н.** Маркетинг материаловедения, авиационная и промышленность: настоящее и будущее // Директор по маркетингу и сбыту. 2017. № 5—6. С. 40—44.

4. **Каблов Е.Н.** Настоящее и будущее аддитивных технологий // Металлы Евразии. 2017. № 1. С. 2—6.

5. **Каблов Е.Н.** Материалы нового поколения и цифровые технологии их переработки // Вестник Российской академии наук. 2020. Т. 90. № 4. С. 331—334.

6. **Антипов В.В., Ключкова Ю.Ю., Романенко В.А.** Современные алюминиевые и алюминий-литиевые сплавы // Авиационные материалы и технологии. 2017. № 5. С. 195—211. DOI: 10.18577/2071-9140-2017-O-S-195-211.

7. **Антонова Н.В., Дубровин Л.Д., Егоров Е.Е. и др.** Проектирование авиационных систем кондиционирования воздуха: учеб. пособие для студентов вузов. М.: Машиностроение, 2006. С. 23—35.

8. **Галимов А.Р., Меркулов В.И., Тищенко И.В.** Оценка вероятности отказов воздухо-воздушных теплообменников при эксплуатации авиационных систем кондиционирования воздуха // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2018. № 11. Ст. 704. С. 84—89. DOI: 10.18698/0536-1044-2018-11-84-89.

9. **Карабанов В.В., Бохоров И.О.** Пайка теплообменников // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2014. № 4. С. 30—48.

10. **Карабанов В.В., Бохоров И.О.** Пайка алюминия и его сплавов // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2013. № 7. С. 35—48.

11. **Тищенко И.В., Кудерко Д.А.** Исследование систем кондиционирования воздуха легких самолетов и вертолетов // Инженерный журнал: наука и инновации. 2013. № 1. С. 117—131.

12. **Цветков С.Е., Степанов В.В., Колесников В.Н.** Применение конструктивных сплавов системы Al—Mg—Sc для изготовления теплообменной аппаратуры повышенной прочности // Решетневские чтения. 2015. Т. 1. С. 491—493.

13. **Цветков С.Е., Степанов В.В., Хмылов Г.И.** Технология вакуумной пайки узлов из высокопрочных алюминиевых сплавов // Вестник "НПО "ТЕХНОМАШ". 2016. № 1. С. 29—30.

14. **Кулик В.И. и др.** Технология и оборудование для высокотемпературной вакуумной пайки // Вестник "НПО "ТЕХНОМАШ". 2017. № 3. С. 20—22.

15. **Смирнов Г.Н.** Прогрессивные способы пайки алюминия. М.: Металлургия, 1981. 240 с.

16. **Zhang J., El-Mounayri H., Tovar A.** Study of the effect of brazing on mechanical properties of aluminum alloys for automotive heat exchangers. Purdue University, 2017. P. 7—8.

17. **Ястребский А.Р., Барановский Н.В., Коваленко Л.М.** Пластинчатые и спиральные теплообменники. М.: Машиностроение, 1973. С. 5—9.
18. **Григоренко В.Б., Морозова Л.В.** Влияние условий и продолжительности эксплуатации на деградацию структуры алюминиевых сплавов типа АМг4,5 и АМц // Труды ВИАМ. 2017. № 6. Ст. 10. URL: <http://www.viamworks.ru> (дата обращения: 20.11.2019). DOI: 10.18577/2307-6046-2017-0-6-10-10.
19. **Грушко О.Е.** Алюминиевые сплавы для радиаторов // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2007. № 2. С. 2—8.
20. **Кривов Г.А., Белецкий В.М.** Алюминиевые сплавы (состав, свойства, технология, применение): справочник. Киев: Коминтех, 2005. С. 15—145.
21. **Miller W.S., Zhuang L., Bottema J. et al.** Recent development in aluminium alloys for the automotive industry // Materials Science and Engineering. 2000. Vol. 280. P. 37—49.
22. **Каблов Е.Н.** Стратегические направления развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года // Авиационные материалы и технологии. 2012. № 5. С. 7—17.
23. **Каблов Е.Н.** Инновационные разработки ФГУП "ВИАМ" ГНЦ РФ по реализации "Стратегических направлений развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года" // Авиационные материалы и технологии. 2015. № 1 (34). С. 3—33. DOI: 10.18577/2071-9140-2015-0-1-3-33.
24. **Остерманн Ф.** Технология применения алюминия. М.: НП АПРАЛ, 2019. С. 710—717.
25. **Степанов В.В., Конкевич В.Ю., Суслов А.А.** Перспективы повышения прочности паяных конструкций из алюминиевых сплавов // Сварочное производство. 2006. № 8. С. 37—43.
26. **Сморозин А.И., Сторчай Е.И.** Безфлюсовая пайка алюминия в криогенной технике. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2017. 112 с.
27. **Никитинский А.М.** Пайка алюминия и его сплавов. М.: Машиностроение, 1983. С. 4—20.
28. **Kozdras M., Durriff D.M., Corbin S.F.** Diffusional solidification phenomena in clad aluminum automotive braze sheet // Acta Materialia. 2010. 58. 1332—1341.
29. **Development** of Al—Mn—Cu—Mg brazing sheet core alloys for automotive heat exchanger units for service at high temperatures / J. Liang, M.S. Kozdras, H. Jin, Y. Zeng // SAE International by Univ of California. 2015. 10 (3). 736—743.
30. **Лашко С.В., Лашко Н.Ф.** Пайка металлов. М.: Машиностроение, 1988. С. 260—287.
31. **Niu J. et al.** Vacuum brazing of aluminium metal matrix composite (55 vol. % SiCp/A356) using aluminium-based filler alloy // Materials Science and Engineering: B. 2012. Vol. 177. No. 19. P. 1707—1711.
32. **Heat exchanger aluminum.** URL: https://duffel.aleris.com/wp-content/uploads/2014/08/Brochure_Heat-Exchanger-Aluminum_English_DC_2014_05_23_final-web.pdf (дата обращения: 19.07.2020).
33. **ГОСТ 4784—97.** Алюминий и сплавы алюминиевые деформируемые. Марки. М.: Стандартинформ, 2009. С. 4—14.
34. **Машиностроение.** Энциклопедия /ред. совет: К.В. Фролов (пред.) и др. II-3. Цветные металлы и сплавы. Композиционные металлические материалы / И.Н. Фридляндер, О.Г. Сенаторова, О.Е. Осинцев и др.; под общ. ред. И.Н. Фридляндера. М.: Машиностроение, 2001. 880 с.
35. **Туманов А.Т., Квасов Ф.И., Фридляндер И.Н.** Алюминий. Металловедение, обработка и применение алюминиевых сплавов. М.: Металлургия, 1972. С. 615—632.
36. **BS EN 485-2:2016** Aluminium and aluminium alloys. Sheet, strip and plate. Part 2: Mechanical properties. European committee for standardization, 2016.
37. **DIN EN 683-2.** Aluminium and aluminium alloys. Finstock. Part 2: Mechanical properties. European committee for standardization, 2006.
38. **Альтман М.Б., Андреев Г.Н. и др.** Применение алюминиевых сплавов. М.: Металлургия, 1985. С. 269—275.
39. **Тенденции** развития деформируемых сплавов системы Al—Mg—Si—(Cu). Часть 1 (обзор) / И. Бенариев, Л.Б. Бер, К.В. Антипов, С.В. Сбитнева // Авиационные материалы и технологии. 2019. № 3. С. 14—22. DOI: 10.18577/2071-9140-2019-0-3-14-22.
40. **Tsao L.C. et al.** Brazeability of the 6061-T6 Aluminum Alloy with Al—Si—20Cu-Based Filler Metals // Journal of Materials Engineering and Performance. 2001. Vol. 10. No. 6. P. 705—709.
41. **Tsao L.C. et al.** Effects of zinc additions on the microstructure and melting temperatures of Al—Si—Cu filler metals // Materials Characterization. 2002. Vol. 48. No 4. P. 341—346.
42. **Dai W. et al.** Development of Al—Si—Zn—Sr filler metals for brazing 6061 aluminum alloy // Materials & Design. 2012. Vol. 42. P. 395—402.
43. **Niu Z. et al.** Effects of germanium additions on microstructures and properties of Al—Si filler metals for brazing aluminum // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. 2016. Vol. 26. No. 3. P. 775—782.
44. **Осинцев О.Е., Степанов В.В., Бецофен М.С.** Исследование сплавов системы Al—Si—Ge с целью создания припоев для пайки алюминиевых сплавов // Технология легких сплавов. 2007. № 3. С. 34—41.
45. **Перспективы** использования сплавов системы Al—Mg—Si при изготовлении паяных несущих конструкций бортовой аппаратуры космических аппаратов / А.В. Бажанов, И.Н. Горностаев, В.В. Степанов, В.Д. Ходжаев // Литейное и сварочное производства. 2012. № 11. С. 8—11.
46. **Пат. 2675326 РФ.** Способ высокотемпературной пайки деталей из алюминиевых термоупрочняемых сплавов / Горностаев И.Н., Бажанов А.В., Леонов С.Т., Степанов В.В. Опубл. 18.12.2018, Бюл. № 35.

47. **ГОСТ 21631—2019.** Листы из алюминия и алюминиевых сплавов. Технические условия. М.: Стандартинформ, 2020. 32 с.
48. **Деформируемый** сплав на основе алюминия и изделие, выполненное из этого сплава: пат. 2255133 Рос. Федерация. № 2003136632; заявл. 19.12.03; опубл. 27.06.05.
49. **Каблов Е.Н., Гриневич А.В., Грушко О.Е.** "Летающий металл" — в автомобилестроении // Грузовик. 2005. № 10. С. 16—24.
50. **Овчинников В.В., Грушко О.Е.** Высокотехнологичный свариваемый алюминиевый сплав В1341 системы Al—Mg—Si // Технологии машиностроения. 2006. № 3. С. 2—11.
51. **Промышленное** освоение высокотехнологичного сплава В-1341 системы Al—Mg—Si, легированного кальцием / Г.Г. Клочков, О.Е. Грушко, В.В. Овчинников, В.И. Попов // Металловедение и термическая обработка металлов. 2015. № 1. С. 8—11.
52. **Структура** и свойства листов из высокотехнологичного сплава В-1341 системы Al—Mg—Si / Г.Г. Клочков, В.В. Овчинников, Ю.Ю. Клочкова, В.А. Романенко // Труды ВИАМ. 2017. № 12 (60). Ст. 03. URL: <http://www.viam-works.ru> (дата обращения: 15.02.2018). DOI: 10.18577/2307-6046-2017-0-12-3-3.
53. **Овчинников В.В.** Перспективы развития высокотехнологичных деформируемых алюминиевых сплавов для сварных конструкций. Часть 2 // Машиностроение и инженерное образование. 2017. № 3. С. 22—39.
54. **Филатов Ю.А.** Алюминиевые сплавы системы Al—Mg—Sc для сварных и паяных конструкций // Металловедение. 2013. № 2. С. 36—42.
55. **Филатов Ю.А.** Алюминиевые сплавы системы Al—Mg—Sc для сварных и паяных конструкций // Цветные металлы. 2014. № 1. С. 80—86.
56. **Филатов Ю.А.** Работы ВИАМ по деформируемому алюминиевым сплавам системы Al—Mg—Sc. История создания, структура, свойства, опыт применения, проблемы и перспективы // Технология легких сплавов. 2017. № 3. С. 7—25.
57. **Su J. et al.** Fouling corrosion in aluminum heat exchangers // Chinese Journal of Aeronautics. 2015. Vol. 28. No. 3. P. 954—960.
58. **Tsai W.-T., Hon Y.-H., Lee J.-T.** Corrosion inhibition of aluminium alloy in heat exchanger systems // Surface and Coating Technology. 1987. No. 31. P. 365—379.
59. **Lee J.-W., Hwang W.** Fabrication of a superhydrophobic surface with fungus-cleaning properties on brazed aluminum for industrial application in heat exchangers // Applied Surface Science. 2018. Vol. 442. P. 461—466.
60. **Lee W.-J., Bae K.J., Kwon O.K.** Effect of hydrophobic surfaces on frost retardation in fin-tube heat exchangers with various fin pitches // Applied Thermal Engineering. 2020. Vol. 176. URL: <http://www.sciencedirect.com> (дата обращения: 08.08.2020). <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.115424>.
61. **Boyina K.S. et al.** Condensation frosting on meter-scale superhydrophobic and superhydrophilic heat exchangers // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2019. Vol. 145. URL: <http://www.sciencedirect.com> (дата обращения: 08.08.2020). <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118694>.
62. **Hong M.-S., Park I.-J., Kim J.-G.** Alloying effect of copper concentration on the localized corrosion of aluminum alloy for heat exchanger tube // Met. Mater. Int. 2017. Vol. 23. No. 4. P. 708—714.
63. **Kim Y.-S. et al.** Improvement of corrosion penetration resistance for aluminum heat exchanger by alloying zirconium // Materials Chemistry and Physics. 2020. Vol. 241. URL: <http://www.sciencedirect.com> (дата обращения: 08.08.2020). <https://doi.org/10.1016/j.matchemphys.2019.122275>.
64. **Afshar F.N. et al.** Electrochemical depth profiling of multilayer metallic structures: An aluminum brazing sheet // Electrochimica Acta. 2012. Vol. 77. P. 285—293.
65. **Laferrere A. et al.** Effect of microstructure on the corrosion behaviour of extruded heat exchanger aluminium alloys: Effect of microstructure on the corrosion of extruded aluminium alloys // Surf. Interface Anal. 2013. Vol. 45. No. 10. P. 1597—1603.
66. **Bordo K. et al.** Electrochemical profiling of multi-clad aluminium sheets used in automotive heat exchangers // Corrosion Science. 2018. Vol. 131. P. 28—37.
67. **Afshar F.N. et al.** Improved Corrosion Resistance of Aluminum Brazing Sheet by a Post-Brazing Heat Treatment // CORROSION. 2016. Vol. 73. No. 4. P. 379—393.
68. **Bordo K. et al.** Electrochemical and microstructural characterization of multi-clad aluminium brazing sheets / European Corrosion Congress: conference, 2016, France. P. 8.
69. **Zhao C.Y.** Review on thermal transport in high porosity cellular metal foams with open cells // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2012. Vol. 55. No. 13. P. 3618—3632.
70. **Lu T.J., Valdevit L., Evans A.G.** Active cooling by metallic sandwich structures with periodic cores // Progress in Materials Science. 2005. Vol. 50. No. 7. P. 789—815.
71. **Maloney K.J. et al.** Multifunctional heat exchangers derived from three-dimensional micro-lattice structures // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2012. Vol. 55. No. 9. P. 2486—2493.
72. **Kang K.-J.** Wire-woven cellular metals: The present and future // Progress in Materials Science. 2015. Vol. 69. P. 213—307.
73. **Son K.N. et al.** Design of multifunctional lattice-frame materials for compact heat exchangers // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2017. Vol. 115. P. 619—629.
74. **Boomsma K., Poulikakos D., Zwick F.** Metal foams as compact high performance heat exchangers // Mechanics of Materials. 2003. Vol. 35. No. 12. P. 1161—1176.
75. **Bhattacharya A., Mahajan R.L.** Metal Foam and Finned Metal Foam Heat Sinks for Electronics Cooling in Buoyancy-Induced Convection // Journal of Electronic Packaging. 2006. Vol. 128. No. 3. P. 259—266.
76. **Leong K.C., Jin L.W.** Effect of oscillatory frequency on heat transfer in metal foam heat sinks of various pore densities // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2006. Vol. 49. No. 3. P. 671—681.
77. **Wong K.K., Leong K.C.** Saturated pool boiling enhancement using porous lattice structures produced by

Selective Laser Melting // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2018. Vol. 121. P. 46–63.

78. **Ho J.Y., Leong K.C.** Cylindrical porous inserts for enhancing the thermal and hydraulic performance of water-cooled cold plates // Applied Thermal Engineering. 2017. Vol. 121. P. 863–878.

79. **Ho J.Y., Leong K.C., Wong T.N.** Experimental and numerical investigation of forced convection heat transfer in porous lattice structures produced by selective laser melting // International Journal of Thermal Sciences. 2019. Vol. 137. P. 276–287.

80. **Ventola L. et al.** Rough surfaces with enhanced heat transfer for electronics cooling by direct metal laser sintering // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2014. Vol. 75. P. 58–74.

81. **Магеррамова Л.А., Ножницкий Ю.А., Волков С.А. и др.** Перспективы применения аддитивных технологий и создания деталей узлов авиационных газотурбинных двигателей и прямоточных воздушно-реактивных двигателей // Авиационная и ракетно-космическая техника. 2019. № 3. С. 81–98.

*Евгений Николаевич Каблов, д-р техн. наук,
академик РАН;
Николай Витальевич Дынин;
Ильяс Бенариев;
Надежда Дмитриевна Щетинина;
Сергей Васильевич Самохвалов;
Святослав Васильевич Неруш,
admin@viam.ru*



ИЗДАТЕЛЬСТВО «ИННОВАЦИОННОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ»



СПРАВОЧНИК ТЕХНОЛОГА

Под общей редакцией А.Г. Сулова

Цена 9500 руб.

2019 г. 800 с.

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

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

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

ПРИБРЕСТИ КНИГУ ПО ЦЕНЕ ИЗДАТЕЛЯ МОЖНО, ПРИСЛАВ ЗАЯВКУ

по e-mail: realiz@mashin.ru

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

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

Учредитель ООО "Издательство "Инновационное машиностроение". E-mail: zpm@mashin.ru

Тел. редакции журнала: (499) 268-47-19, 269-54-96. <http://www.mashin.ru>

Технический редактор *Патрушева Е.М.* Корректор *Сажина Л.И.*

Сдано в набор 11.02.2021. Подписано в печать 31.03.2021. Формат 60 × 88 1/8.

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

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

119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1. Сайт: www.aov.ru

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