

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

- Ларичев Н.С., Коротченко А.Ю. Метод расчета прибылей с учетом влияния затрудненной усадки 99
- Шапарев А.В., Савин И.А. Совершенствование технологии изготовления заготовок кронштейнов тяжелых грузовых автомобилей лазерной резкой 103

Кузнечно-штамповочное производство

- Кашапова Л.Р., Панкратов Д.Л., Шibaков В.Г. Автоматизированная система технологической подготовки производства деталей листовой штамповки 108
- Некрасов И.И., Федулов А.А., Паршин В.С. Определение неоднородности деформации при ковке прутков на рычажной радиально-ковочной машине 115

Прокатно-волочильное производство

- Новокшенов Д.Н., Соколова О.В., Лепестов А.Е. Разработка рационального режима деформации трубной заготовки при непрерывной валково-роликовой формовке 119

Материаловедение и новые материалы

- Май Суан Зунг, Пучков Ю.А., Щербаков С.П. Влияние восходящей закалки на остаточные напряжения и свойства алюминиевого сплава Д16 125
- Чуканов А.Н., Терешин В.А., Гвоздев А.Е., Шатульский А.А., Навоев А.П., Сергеев А.Н., Яковенко А.А., Кутепов С.Н., Цой Е.В. Эволюция зон пластичности в окрестности пор в сталях в условиях стресс-коррозии 130

Информация

- Алюминий и сплавы алюминиевые деформируемые. Марки по ГОСТ 4784—2019 (Продолжение) 137

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 технологии 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.

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.
КОРОТЧЕНКО А.Ю., д.т.н., доц.
КОТЕНОВ 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.
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.
НАЗАРЯН Э.А., д.т.н., проф.
НУРАЛИЕВ Ф.А., к.т.н., доц.
ОВЧИННИКОВ В.В., д.т.н., проф.
ПОВАРОВА К.Б., д.т.н., проф.
ПОЛЕТАЕВ В.А., д.т.н., проф.
СЕМЁНОВ Б.И., д.т.н., проф.
ТРЕГУБОВ В.И., д.т.н., проф.
ФИГУРОВСКИЙ Д.К., к.т.н., доц.
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

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.
KOROTCHENKO A.Yu.
KOTENOK V.I.
KOSHELEV O.S.
KRUK A.T.
KUKHAR' V.D.
LARIN S.N.
MONASTYRSKY V.P.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
NURALIEV F.A.
OVCHINNIKOV V.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
TREGUBOV V.I.
FIGUROVSKY D.K.
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 ПИИ № ФС 77-63952,
December 9, 2015.

An advertiser is responsible for
the promotional materials

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

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

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

- Larichev N.S., Korotchenko A.Yu. Calculation method of heads taking in difficult shrinkage effect 99
Shaparev A.V., Savin I.A. Improving of processing technology of blanks for heavy trucks brackets by laser cutting 103

Forging and Stamping Production

- Kashapova L.R., Pankratov D.L., Shibakov V.G. Automated system for work preparation of parts production by sheet stamping 108
Nekrasov I.I., Fedulov A.A., Parshin V.S. Defining of strain non-uniformity during rods forging on lever-type radial-forging machine 115

Rolling and Drawing Production

- Novokshonov D.N., Sokolova O.V., Lepestov A.E. Development of rational deformation mode of tube billet in continuous roll forming 119

Physical Metallurgy and New Materials

- Mai Xuan Dung, Puchkov Yu.A., Sherbakov S.P. Effect of uphill quenching on residual stresses and properties of aluminium alloy D16 125
Chukanov A.N., Tereshin V.A., Gvozdev A.E., Shatul'sky A.A., Navoev A.P., Sergeev A.N., Yakovenko A.A., Kutepov S.N., Tsoy E.V. Evolution of plasticity zones in vicinity of pores in steels under stress corrosion conditions 130

Information

- Aluminum and wrought aluminum alloys. Grades by GOST 4784—2019 (Continuation) 137

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 621.74.019

DOI: 10.36652/1684-1107-2020-18-3-99-102

Н.С. Ларичев, А.Ю. Коротченко

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

Метод расчета прибылей с учетом влияния затрудненной усадки

Рассмотрены методы расчета прибылей без учета действия затрудненной усадки. Показано, что прибыли, рассчитанные по этим методам, не позволяют устранить усадочную пористость из отливки. Предложен уточненный метод расчета прибылей, учитывающий влияние деформированного состояния двухфазной зоны в процессе затвердевания.

Ключевые слова: затвердевание; усадочная пористость; затрудненная усадка; расчет прибылей.

The calculation methods of heads without difficult shrinkage effects are considered. It is shown that the heads calculated by these methods do not eliminate shrinkage porosity from the casting. Refined calculation method of heads is proposed, taking into account the effect of the deformed state of the two-phase zone during solidification.

Keywords: solidification; shrinkage porosity; difficult shrinkage; heads calculation.

Введение. Практика литья показывает, что если отливка в процессе затвердевания находится в напряженно-деформированном состоянии, то стандартные методики расчета не позволяют устранить усадочные дефекты из отливки. В работах [1–5], посвященных проблемам образования горячих трещин, установлено, что деформация двухфазной зоны способствует формированию условий образования усадочной пористости. В работах [6, 7] получены зависимости влияния затрудненной усадки на образование пористости в отливках.

Цель работы — разработка метода расчета прибылей, достаточных для устранения влияния затрудненной усадки на процесс образования усадочной пористости в отливке.

1. Расчет прибылей, рассчитанных по стандартным методикам. В качестве примера для расчета возьмем отливку «рама боковая» из стали 20ГЛ. Отливка имеет коробчатое сечение и тепловые узлы, затвердевающие в условиях затрудненной усадки. Одним из проблемных мест отливки в производстве является радиус $R55$, в тепловых узлах которого образуется усадочная пористость,

которая служит очагом зарождения трещин (рис. 1). Тепловые узлы расположены в утолщениях по верхнему и нижнему углам радиуса $R55$.

Исходя из геометрии отливки, установка прибылей рациональна на верхний тепловой узел, для которого и выполним расчет прибылей.

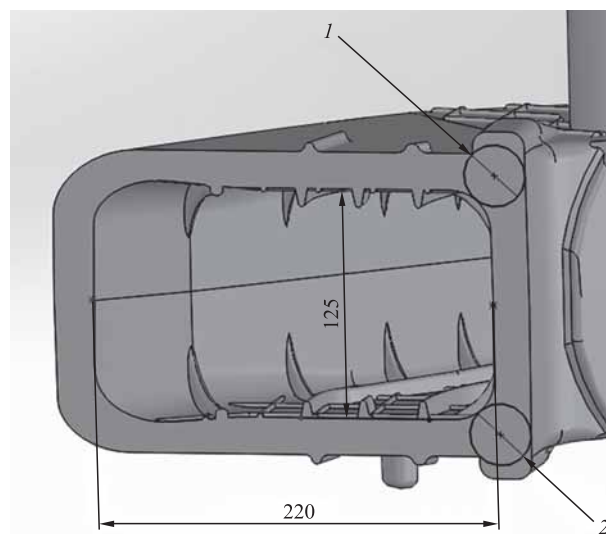


Рис. 1. Расположение тепловых узлов 1 и 2 в сечении $R55$

Исходные данные: объем теплового узла $V_{отл} = 624\ 500\ \text{мм}^3$; приведенный размер теплового узла $R_{отл} = 11,6\ \text{мм}$; коэффициент объемной усадки для стали 20ГЛ $\beta = 0,05$.

Для расчета размеров прибылей рассмотрим два распространенных метода: метод Пржибыла и метод Василевского—Назаратина.

В методе расчета прибылей Пржибыла используются два уравнения, определяющие объем усадочной раковины и объем прибыли:

$$V_{у.р} = \frac{V_{пр}}{K_{пр}}; \quad (1)$$

$$V_{у.р} = \beta_V (V_{отл} + V_{пр}), \quad (2)$$

где $V_{у.р}$ — объем усадочной раковины; $V_{пр}$ — объем прибыли; $K_{пр}$ — коэффициент прибыли; β_V — относительный объем усадочных дефектов.

Совместное решение уравнений (1) и (2) позволяет получить выражение для вычисления объема прибыли:

$$V_{пр} = \frac{\beta K_{пр}}{1 - \beta K_{пр}} V_{отл}.$$

Метод расчета прибылей Василевского—Назаратина состоит из следующих последовательных шагов:

1) расчет приведенного размера теплового узла отливки:

$$R_{отл} = \frac{V_{отл}}{S_{отл}}, \quad (3)$$

где $S_{отл}$ — площадь охлаждаемой поверхности;

2) определение приведенного размера прибыли $R_{пр}$ из соотношения $R_{пр}: R_0 = 1,1...1,2$;

3) в зависимости от выбранной геометрии прибыли определение ее размеров и объема $V_{пр}$;

4) проверка объема прибыли по дефекту питания:

$$V_{пр}\eta \geq (V_{отл} + V_{пр})\beta_V, \quad (4)$$

где η — коэффициент полезного действия прибыли, для закрытых прибылей $\eta \leq 0,15...0,16$.

Результаты расчета прибылей по выбранным методам представлены в табл. 1. В расчетах для обоих методов принят одинаковый коэффициент высоты прибыли $k_b = 1,5$, который рассчитывается как отношение высоты прибыли к ее диаметру.

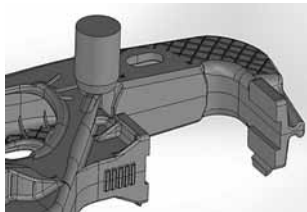
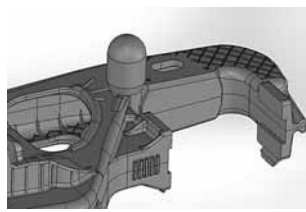
Метод расчета Василевского—Назаратина позволяет получить прибыль на 15 % меньше по диаметру, что дает выигрыш по коэффициенту использования металла ~30 %. Это объясняется меньшим коэффициентом запаса прибылей и изменением формы прибыли с цилиндрической на полусферическую. Как известно, полусферическая прибыль имеет больший приведенный размер при равных объемах, что позволяет ей дольше оставаться горячей.

В работе [7] предложен критерий, учитывающий действие затрудненной усадки на образование пористости в процессе затвердевания. С помощью этого критерия была проведена оценка вероятности образования пористости в отливке (рис. 2, см. обложку).

Расчеты выполнены в пакете программ Flow-3D с использованием указанного критерия пористости, рассчитанного с учетом деформированного состояния отливки.

Из результатов расчетов затвердевания рамы следует, что рассмотренные прибыли не обеспечивают питание верхнего теплового узла. Одним из вариантов решения данной

1. Результаты расчета прибылей

Параметр	Метод расчета	
	Пржибыла	Василевского—Назаратина
3D-модель		
Объем прибыли $V_{пр}$, мм ³	416 340	292 200
Диаметр прибыли $D_{пр}$, мм	75	64

проблемы является уточнение расчетных методов на действие затрудненной усадки.

2. Уточнение методов расчета прибылей на действие затрудненной усадки. Рассмотрим учет затрудненной усадки в процессе затвердевания в методе расчета прибылей Пржибыла.

Распишем уравнение (2):

$$V_{y.p} = \beta_V (V_{отл} + V_{пр}) = \beta_V V_{отл} + \beta_V V_{пр}. \quad (5)$$

Первое слагаемое в уравнении (5) является объемом усадочных дефектов, которые образуются в результате затвердевания отливки или теплового узла. Относительный объем усадочных дефектов соответствует объемной деформации теплового узла, и его можно выразить как сумму трех линейных деформаций:

$$\beta_V = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z, \quad (6)$$

где $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ — деформации вдоль осей OX, OY и OZ .

Деформацию вдоль каждой из осей, ввиду их малой величины, запишем как произведение линейной усадки на коэффициент локализации деформации вдоль этой оси:

$$\begin{aligned} \beta_V &= \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = \frac{\beta}{3} \gamma_x + \frac{\beta}{3} \gamma_y + \frac{\beta}{3} \gamma_z = \\ &= \frac{\beta}{3} (\gamma_x + \gamma_y + \gamma_z) = \beta \frac{\gamma_V}{3}, \end{aligned} \quad (7)$$

где $\gamma_x, \gamma_y, \gamma_z$ — коэффициенты локализации деформации относительно осей OX, OY и OZ ; γ_V — объемный коэффициент локализации деформации.

Второе слагаемое в уравнении (5) является объемом усадочной раковины, которая образуется в прибыли без непосредственного влияния затруднения усадки.

Тогда уравнение (2) примет вид:

$$V_{y.p} = \beta \frac{\gamma_V}{3} V_{отл} + \beta V_{пр}. \quad (8)$$

Совместное решение уравнений (1) и (8) позволит получить объем прибыли с учетом действия затрудненной усадки:

$$V_{пр} = \frac{\beta K_{пр} \frac{\gamma_V}{3}}{1 - \beta K_{пр}} V_{отл}. \quad (9)$$

В случае отсутствия локализации затрудненной свободной усадки ($\gamma_V = 3$) формула для

расчета объема прибыли приобретает классический вид.

Перейдем к рассмотрению метода расчета Василевского—Назаратина. Заметим, что КПД прибыли является обратной величиной коэффициента запаса прибыли по Пржибылу, а сам вывод аналогичен методу Пржибыла, но с меньшими эмпирическими коэффициентами запаса. Таким образом, расчетную формулу для определения объема прибыли запишем по приведенному выше алгоритму:

$$V_{пр} = \frac{\beta \frac{\gamma_V}{3}}{\eta - \beta} V_{отл}. \quad (10)$$

3. Проверка работы скорректированных прибылей. Результаты расчета прибылей по уточненным методам представлены в табл. 2.

Аналогично предыдущим расчетам метод Василевского—Назаратина позволяет увеличить коэффициент использования металла на 30 %. Однако для устранения действия затрудненной усадки потребовалось увеличение прибыли почти в 2 раза.

Как известно, одной из причин образования пористости является остановка фильтрационного течения вследствие достижения критического значения потерь давления.

В работах [1, 7] показано, что вклад деформации двухфазной зоны в падение давления имеет тот же порядок значений, что и вклад свободной усадки. Этим и объясняется значительное увеличение объема прибылей для случая затвердевания отливок в условиях затруднения усадки.

2. Результаты расчета прибылей по скорректированным методикам

Параметр	Метод расчета	
	Пржибыла	Василевского—Назаратина
Объем прибыли $V_{пр}^{деф}$, мм ³	913 200	608 850
Диаметр прибыли $D_{пр}$, мм	98	85
Увеличение прибыли $V_{пр}^{деф}/V_{пр}$	2,19	2,08

Результаты математического моделирования затвердевания отливки «рама боковая» для прибылей, рассчитанных с учетом действия затрудненной усадки, представлены на рис. 3 (см. обложку).

Из анализа результатов расчета затвердевания рамы с прибылями, в которых учтено действие затрудненной усадки, следует, что пористость в верхнем тепловом узле отсутствует. Таким образом, уточненные методы расчета прибылей дали положительные результаты.

Выводы

1. Использование методов расчета прибылей без учета действия затрудненной усадки не позволяют устранить усадочные дефекты для отливок, затвердевающих в условиях напряженно-деформированного состояния.

2. Применение уточненных методов расчета прибылей на действие затрудненной усадки в процессе затвердевания позволяет уменьшить пористость в стальных отливках.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Rappaz M., Drezet J., Gremaud M.** A new hot-tearing criterion // *Metall., and Mater. Trans. A*. 1999. Vol. 30A. P. 449—455.
2. **Rappaz M., Farup I., Drezet J-M.** Study and modeling of hot tearing formation // *Merton Flemings Symposium MIT. Cambridge. Massachusetts. June 28—30. 2000.*
3. **Monroe C., Beckermann C.** Development of a hot tear indicator for use casting simulation // *Proceedings of the 58th SFSA Technical and Operating Conference. Paper No. 3.1. Steel Founders' Society of America, Chicago, IL, 2004.*
4. **Monroe C., Beckermann C.** Development of a hot tear indicator for steel casting // *Materials Science and Engineering. A* 413-414. 2005. P. 30—36.
5. **Поляков С., Коротченко А.Ю., Баст Ю.** Новая форма критерия Нияма для предсказания пористости при затрудненной усадке отливок из Al—Cu сплавов // *Литейщик России*. 2012. № 4. С. 23—30.
6. **Ларичев Н.С., Коротченко А.Ю., Куца А.Ю.** Оценка влияния затрудненной усадки на образование пористости в отливках // *Литейное производство*. 2016. № 7. С. 10—15.
7. **Ларичев Н.С.** Влияние деформированного состояния на расчет пористости в отливках // *Литейщик России*. 2015. № 10. С. 39—43.

*Николай Сергеевич Ларичев, канд. техн. наук,
larnikser@yandex.ru;*

Андрей Юрьевич Коротченко, д-р техн. наук



Литмаш. Россия—2020

**Международная выставка машин, оборудования, технологий
и продукции металлургической промышленности**

ОРГАНИЗАТОРЫ: фирма "Мессе Дюссельдорф ГМБХ" (Германия),
ООО "Мессе Дюссельдорф Москва" (Россия), ООО "Металл-Экспо" (Россия)

9—11 июня 2020 г., Москва

Место проведения: Центральный выставочный комплекс "Экспоцентр"

Тематика мероприятия

- Производство чугуна, выплавка стали
- Литье цветных металлов и сплавов
- Литейное оборудование и технологии
- Оборудование и технологии для термообработки
- Огнеупоры и техническая керамика
- Защита окружающей среды
- Безопасность на производстве и эргономика

По данным www.expoctr.ru

А.В. Шапарев, И.А. Савин

(Казанский национальный исследовательский технический университет имени А.Н. Туполева — КАИ)

Совершенствование технологии изготовления заготовок кронштейнов тяжелых грузовых автомобилей лазерной резкой

Рассмотрена возможность применения лазерных раскройных комплексов для производства заготовок деталей кронштейнов для тяжелых грузовых автомобилей. Использование агрегатов лазерной резки позволяет исключить резку заготовок в виде карточек, операции холодной листовой штамповки деталей толщиной 10 и 12 мм, проводить раскрой металла по любому сложному контуру с точностью до 0,1 мм и качественной линией реза без последующей механической обработки. Разработаны рациональные технологические схемы производства кронштейнов для тяжелых грузовых автомобилей способом лазерной резки заготовок деталей кронштейнов.

Ключевые слова: кронштейн; лазерная резка; технология производства; система шип—паз.

The possibility for using of laser cutting systems for the production of blanks for brackets parts for heavy trucks is considered. The use of laser cutting aggregates makes it possible to exclude the cutting of blanks in the form of cards, to exclude the operations of cold stamping of parts 10 and 12 mm thickness, to cut metal along any complex contour with accuracy of 0.1 mm and high-quality cutting line without subsequent mechanical processing. Rational technological schemes are developed for the production of brackets for heavy trucks by laser cutting of blanks for brackets parts.

Keywords: bracket; laser cutting; production technology; spike—groove system.

Введение. В настоящее время заготовительные отделения машиностроительных цехов оборудованы агрегатами продольной и поперечной резки, различными конструкциями ножниц для резки металла. Листовые заготовки для холодной листовой штамповки имеют простые прямолинейные формы, обычно в виде листов, карточек или рулонов [1].

Использование агрегатов лазерной резки позволяет осуществлять раскрой металла по любому сложному контуру с точностью до 0,1 мм и качественной линией реза без последующей механической обработки [2]. Поэтому применение агрегатов лазерной резки в заготовительных отделениях машиностроительных производств является актуальной задачей [3, 4].

Постановка задачи исследования. Рассмотрим возможность производства заготовок для кронштейнов тяжелых грузовых автомобилей с использованием лазерных технологий. В качестве примера применяли деталь "кронштейн подвески раздаточной коробки" для автомобилей КАМАЗ. Конструктивно деталь состоит из металлических, плоских заготовок разной

геометрической формы (основания, плиты и шести отверстий), свариваемых между собой и образующих сборочную единицу (рис. 1).

На деталь "основание" перпендикулярно приваривается деталь "плита", далее к плите и основанию привариваются шесть ребер жесткости. Заготовки имеют разную толщину: основание, плита — 12 мм, ребра — 10 мм. У основания четыре отверстия диаметром 17 мм. Межосевое расстояние должно быть жестко выдержано заданными размерами с точностью $\pm 0,2$ мм. Через эти четыре отверстия кронштейн крепится к лонжеронам рамы.

У плиты кронштейна два отверстия диаметром $(31 \pm 0,1)$ мм. С помощью этих отверстий кронштейн в сборе жестко удерживает раздаточную коробку. Для гарантированного обеспечения требуемой точности эти отверстия обрабатываются на сверлильном станке [5]. Необходимость сверления этих отверстий в конце технологического цикла возникает вследствие остаточных деформаций, полученных при ручной сварке [6]. В случае лазерной обработки этих отверстий на ранних стадиях

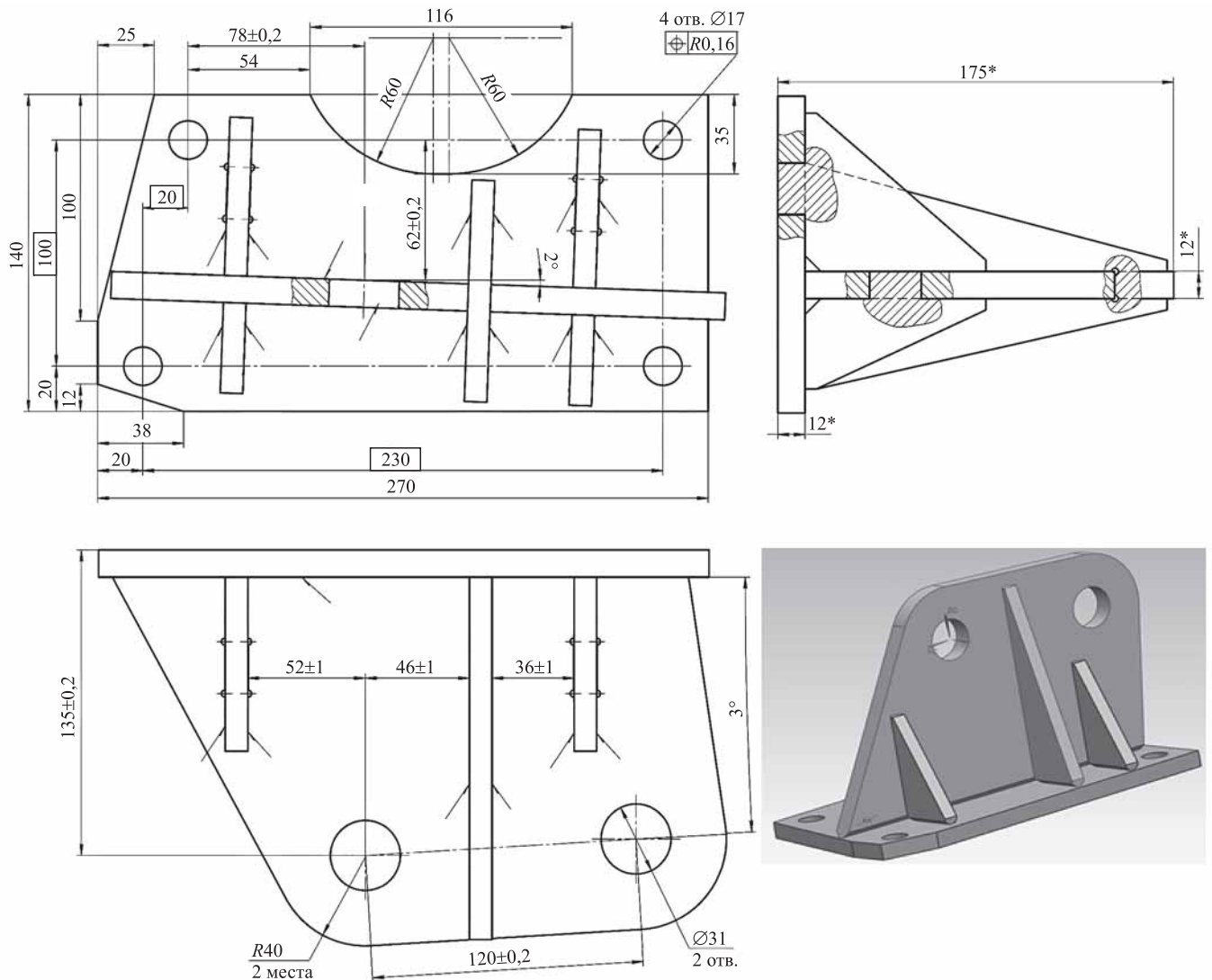


Рис. 1. Конструкторский чертеж и общий вид детали "кронштейн подвески раздаточной коробки"

технологического процесса не удается обеспечить требуемую точность размеров из-за термических деформаций при дуговой сварке деталей кронштейна.

Плита и шесть ребер жесткости подвергаются фрезерованию двух фасок $4 \times 45^\circ$. Данные шесть ребер жесткости треугольной формы, из них две пары одинаковы по конструкции, остальные имеют другую геометрическую форму. Эти ребра жесткости придают необходимую жесткость и прочность конструкции кронштейна.

Недостатками существующей технологии являются:

1) необходимость многочисленных перемещений заготовок деталей кронштейна по различным производственным участкам (заготовительное и штамповочное отделения, участ-

ки дуговой сварки, механической обработки, покраски);

2) трудности соблюдения точности размеров на межреберное и межосевое расстояния из-за внутренних термических воздействий на металл при сварке;

3) необходимы дополнительные операции сверления отверстий и фрезерования кромок и фасок для сварки, что требует дополнительных затрат ресурсов;

4) использование дорогостоящей оснастки для точной фиксации деталей кронштейна при дуговой сварке приводит к нарушению точности размеров $\pm 0,2$ мм и повышенному браку при сварке.

В целях совершенствования технологии производства кронштейнов предлагается раз-

работать новую конструкцию кронштейнов, что позволит исключить процессы производства заготовок в виде карточек, операции холодной листовой штамповки и сверления отверстий. Для изготовления кронштейнов новой конструкции целесообразно применение лазерных комплексов для вырезки деталей кронштейна непосредственно в заготовительном отделении.

Внедрение лазерных технологий резки и последующей сварки позволяет производить кронштейны для грузовых автомобилей с высокой точностью до 0,1 мм. Лазерная сварка деталей кронштейна позволяет получать сварные швы небольшой ширины с глубоким проплавлением шва.

Разработка новой конструкции деталей кронштейна подвески раздаточной коробки. В связи с тем, что действующая конструкция кронштейна подвески раздаточной коробки имеет большую трудоемкость изготовления и существенные трудности обеспечения требуемой точности размеров, возникла необходимость в разработке новой конструкции детали, в частности по системе шип—паз.

Внешне конструкция кронштейна подвески раздаточной коробки не изменяется, а изменение конструкции связано только с деталями кронштейна. Изменение конструкции деталей кронштейна позволит существенно повысить точность сборки, упростить технологию сборки и сварки кронштейна, при этом полностью исключается из технологического процесса использование оснастки для сварки кронштейна.

Система шип—паз исключает какое-либо смещение деталей при сборке конструкции, так как заготовка точно и плотно входит в квадратное отверстие на глубину ширины вставляемой заготовки 12 мм и длину 23 мм. При этом исключается деформация кронштейна при сварке деталей, что значительно снижает вероятность возникновения брака.

Новизна конструкции заключается в том, что в деталях кронштейна дополнительно вырезаются квадратные отверстия с высокой точностью, а в других деталях в соответствующих местах с высокой точностью — шипы (рис. 2).

Высокая точность изготовления деталей с отверстиями и шипами достигается использованием CO₂-лазера TruLaser 3030 с высокой

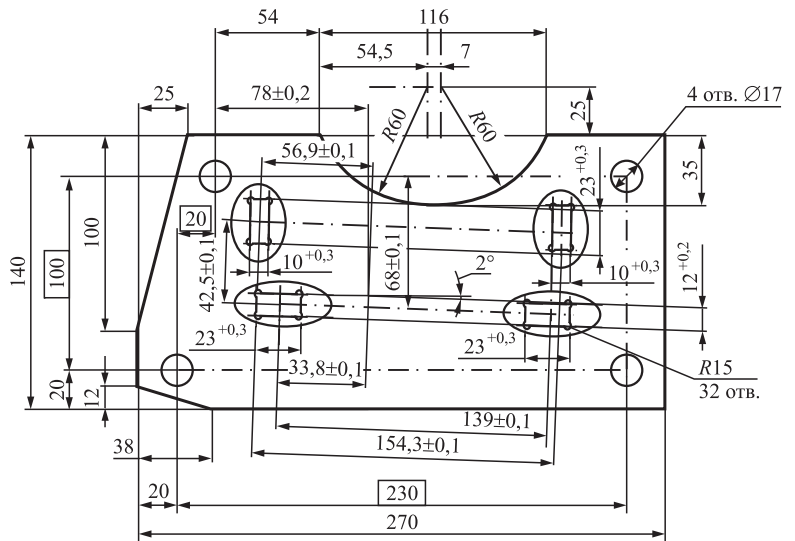


Рис. 2. Конструкция пазов детали "основание кронштейна"

точностью ±0,1 мм и параметром шероховатости реза $Ra = 10$ мкм. При этом полностью удовлетворены требования конструкторской документации по точности размеров, шероховатости зоны реза, обеспечивается высокая точность сборки кронштейна.

Преимуществом новой конструкции деталей кронштейна является возможность вырезки всех отверстий заготовок на высокоточном лазерном оборудовании, исключая дополнительную механическую доработку кромок, операции сверления отверстий после сварки. Также исключается фрезерование кромок благодаря плотной фиксации деталей при сборке кронштейна. Последовательность сборки кронштейна подвески раздаточной коробки показана на рис. 3. Собранный кронштейн после сварки и покраски соответствует всем

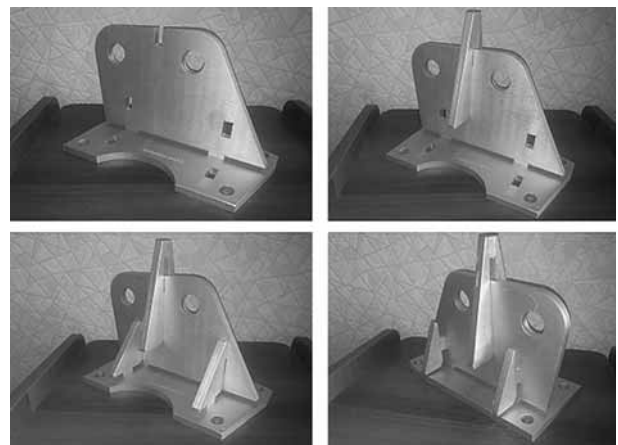


Рис. 3. Последовательность сборки кронштейна подвески раздаточной коробки

требованиям конструкторской документации по точности размеров и точности обработки (см. рис. 1).

Простота сборки деталей по системе шип—паз не требует использования дорогостоящей оснастки для сварки деталей кронштейна, при этом время сборки и сварки кронштейна по системе шип—паз снижается на 73 % по сравнению с существующим методом сборки в сварочной оснастке. Новая конструкция кронштейна с использованием системы шип—паз обеспечивает высокую точность фиксации деталей кронштейна перед сваркой, при этом существенно уменьшаются остаточные деформации конструкции кронштейна после сварки и сохраняются размеры в пределах допуска. Применение лазерной техники также позволило внедрить качественную лазерную маркировку кронштейна.

Согласно выполненным расчетам методом конечных элементов жесткость и прочность предлагаемой конструкции значительно выше благодаря наличию системы шип—паз, которая исключает возможности продольного смещения деталей кронштейна под нагрузкой. При приложении опрокидывающего момента в центр входного вала раздаточной коробки минимальный коэффициент запаса прочности составил 1,27. Максимальные напряжения возникают в местах соединения ребер с пластиной.

Анализ технологии изготовления детали "кронштейн подвески раздаточной коробки" с использованием системы шип—паз. Разработка кронштейна новой конструкции выполнена для совершенствования существующего технологического процесса его изготовления, а также снижения затрат за счет сокращения числа технологических операций и времени изготовления детали. Упрощение технологии изготовления происходит вследствие устранения ручных трудоемких операций сварки кронштейна, обеспечения требуемой точности размеров согласно конструкторской документации; повышения качества изготовления кронштейна в результате увеличения прочности и надежности его конструкции (рис. 4).

Технологические режимы лазерной резки TruLaser 3030 и необходимые данные для расчета технологической себестоимости приведены в таблице.

Деталь "кронштейн подвески раздаточной коробки" новой конструкции технологична

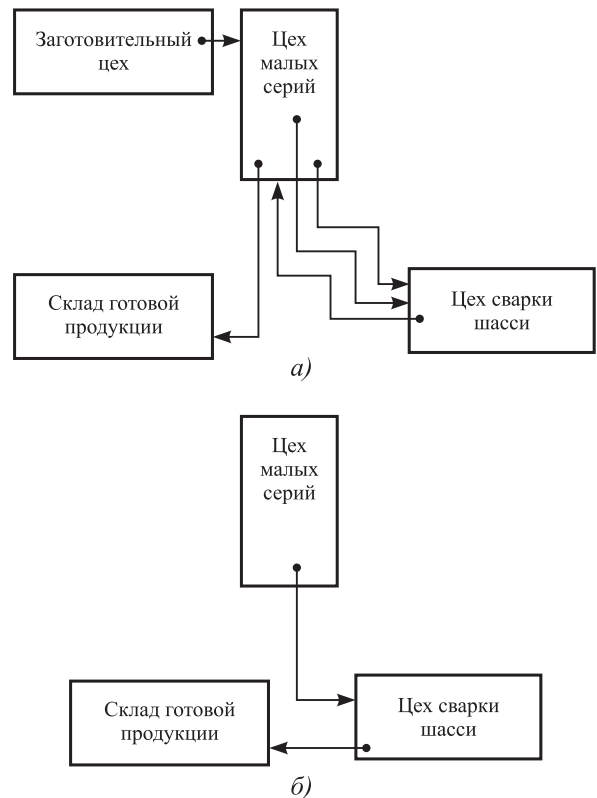


Рис. 4. Существующая (а) и новая (б) схемы технологического процесса изготовления и сборки кронштейна подвески раздаточной коробки

в производстве, так как использование установки TruLaser 3030 для лазерной резки деталей кронштейна обеспечивает требуемые показатели точности размеров и качество кромок деталей с требуемым параметром шероховатости $Ra = 12,5$ мкм.

При тщательном подборе режимов резания на лазерной установке TruLaser 3030 исключается образование грата на кромках заготовки, что повышает качество сборки кронштейна и точность его размеров. Кроме того, в новой конструкции деталей кронштейна отверстия в основании и плите вырезаются лазерной резкой с высокой точностью, что полностью исключает операцию сверления и доработки отверстий после сварки деталей кронштейна.

Таким образом, в результате применения новой технологии изготовления детали "кронштейн подвески раздаточной коробки" с использованием системы шип—паз уменьшилось общее время изготовления детали на 32...73 % на большинстве технологических операций. Некоторые операции и технологическая оснастка исключены из производственного процесса, например, холодная листовая штамповка деталей

Технологические режимы лазерной резки TruLaser 3030

Параметр	Источник данных	Показатель
Скорость резки, м/мин	Технологическая инструкция	4
Число деталей в листе	Управляющая программа	88
Длина реза одной детали, м		1,4529
Режущий газ (кислород), %	Технологическая инструкция	99,7
Потребление режущего газа, л/ч		35,00
Диаметр сопла, мм	Паспортные данные	1,20
Давление газа, МПа (бар)		0,8 (8,00)
Потребление лазерного газа, л/ч	Технологическая инструкция	Отсутствует
Материал		Сталь 20
Ширина и длина листа заготовки, мм		1500×3000
Толщина листа заготовки, мм		12
Общая длина реза на листе, м	Управляющая программа	127,858
Время резки, ч:мин		2:16
Металлические отходы с листа, %		36,73

кронштейна, сверление и доработка отверстий после сварки деталей кронштейна, обработка фасок перед сваркой и др. В результате технологическая себестоимость изготовления детали по новой технологии составляет 2958 руб., по существующей технологии 4305 руб.

Заключение. Применение лазерных технологий резки и сварки повышает эффективность производства за счет высокой автоматизации технологических процессов изготовления, оптимизации раскроя заготовок, полного отсутствия брака благодаря высокой точности изготовления и сварки, отсутствия дополнительной механической обработки (фрезерования фасок, сверления отверстий и др.).

Использование предлагаемых технологий позволяет изготавливать широкую номенклатуру кронштейнов для любых марок грузовиков с толщиной металла до 12 мм, а также — единичные кронштейны в качестве запасных частей по заказу ремонтных организаций и предприятий автосервиса. Отсутствие высокотемпературных технологических операций (горячая штамповка, литье) исключает изменение структуры металла и последующую поводку при охлаждении.

Недостатком предлагаемого способа изготовления кронштейнов для грузовых автомобилей с помощью лазерной резки и сварки является высокая начальная стоимость технологического лазерного оборудования, имеющая тенденцию к снижению в последнее время. Поэтому для уменьшения технологической

себестоимости производства кронштейнов необходима полная загрузка лазерного оборудования на всю номенклатуру изделий (не менее 65 наименований для всех модификаций автомобилей), при этом срок окупаемости лазерных установок сокращается до 6—12 месяцев.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Шапарев А.В., Савин И.А. Совершенствование технологии производства биметаллических лент. Курск: Университетская книга, 2015. 241 с.
2. Шапарев А.В., Савин И.А., Птичкин С.Н. Производство кронштейнов грузовых автомобилей с использованием лазерных технологий. Курск: Университетская книга, 2018. 258 с.
3. Shaparev A.V., Savin I.A. Calculation of Joint Plastic Deformation to Form Metal Compound in Cold Condition // Solid State Phenomena. 2017. 265. P. 313—318.
4. Shaparev A.V., Savin I.A. Calculation of the Amount of the Reduction Required for the Formation of Compound Layers during Cold Rolling of Bimetals // Materials Science Forum. 2016. Vol. 870. P. 328—333.
5. Схиртладзе А.Г., Гречишников В.А., Чемборисов Н.А. и др. Резание материалов. Режущий инструмент. М.: Юрайт, 2016. 365 с.
6. Savin I.A. Determination of the effectiveness of the use of robotic systems in mechanical engineering // European Journal of Natural History. 2016. No. 3. P. 94—97.

*Александр Васильевич Шапарев, канд. техн. наук,
meganeiii@yandex.ru;
Игорь Алексеевич Савин, канд. техн. наук*



Л.Р. Кашапова, Д.Л. Панкратов, В.Г. Шibaков
(Набережночелнинский институт (филиал) КФУ)

Автоматизированная система технологической подготовки производства деталей листовой штамповкой

Разработана автоматизированная система управления технологической подготовкой производства для предотвращения периодического брака при изготовлении деталей листовой штамповкой. Работа системы основана на анализе таких факторов, как конструкция детали, материал (его механические и физические свойства); параметры оборудования, характеристики инструмента и т.д. Учет показателей надежности процесса листовой штамповки предупреждает возникновение дефектов и позволяет выработать рекомендации по корректировке параметров технологического процесса на стадии технологической подготовки производства.

Ключевые слова: надежность; листовая штамповка; технологический процесс; автоматизированная система; эффективность.

The procedure of automated process reliability evaluation is developed in order to prevent recurrent defects in parts manufactured by die stamping. The procedure is based on the analysis of such factors as part design, material, its mechanical and physical properties; equipment parameters, tool performance, etc. The list of reliability factors may vary according to type of operation as deformation process is different for each group of operations. The adjustment of stamping process reliability performance prevents any defects emerging during production of critical parts as early as the work preparation stage.

Keywords: reliability; stamping; industrial process; automated system; efficiency.

Организовать управление технологической подготовки производства (ТПП) в листоштамповочном производстве (ЛШП) для повышения его эффективности достаточно сложно ввиду кратковременности процесса деформирования и наличия множества факторов, влияющих на конечный результат штамповки. Многие факторы, определяющие штампуемость металла, не принимают отдельные значения, а принадлежат некоторому диапазону, например, с каждым последующим переходом или операцией материал заготовки, подвергаясь упрочнению, становится менее пластичным. Поэтому задача обеспечения качества при производстве деталей листовой штамповкой решается на стадии проведения ТПП.

Проведение ТПП в автоматизированном режиме существенно ускоряет принятие тех-

нических решений и соответствует концепции "Цифровая экономика". Большинство автоматизированных систем не позволяет управлять надежностью технологического процесса (ТП) холодной листовой штамповки (ХЛШ) на этапе ТПП. Рассматриваемая автоматизированная система основана на системном подходе и ориентирована на сокращение затрат на подготовку производства, выявление возможных дефектов в производстве путем корректировки ТП на этапе ТПП.

Рассмотрим листоштамповочное производство как человеко-машинную систему МСИОП, которая состоит из элементов: М — материал; С — структура процесса; И — инструмент и оснастка; О — оборудование; П — персонал.

Каждый элемент системы включает в себя несколько параметров, влияющих на надеж-

ность ТП изготовления листоштамповочной детали. Например, элемент "Материал" представляет собой совокупность параметров химического состава и механических свойств материала. Элементы данной системы представлены на рис. 1 [1].

Указанные элементы системы МСИОП оказывают непосредственное влияние на надежность технологического процесса холодной листовой штамповки, поэтому они рассматриваются в качестве факторов надежности.

Среди данных факторов надежности были выделены две категории, увеличение значения которых повышает и снижает надежность ТП. Такое разделение было получено на основании анализа в реальном производстве условий обеспечения надежности технологических процессов ЛШП.

Далее, опираясь на полученные знания и экспертные оценки, построен профиль надежности ТП ЛШП [2] и разработана матрица значимости факторов надежности по видам операций ХЛШ [1]. Профиль показателей надежности технологического процесса листовой штамповки условно разделен на три зоны:

1) область наиболее благоприятных значений показателей надежности для стабильного протекания ТП;

2) область, в которую приемлемо попадание значений показателей надежности для стабильного протекания ТП, начинается от средней линии и продолжается до середины данной области;

3) область, попадание в которую значений показателей надежности нежелательно, так как вероятность устойчивого протекания процесса существенно снижается.

Поэтапное описание работы автоматизированной системы ТПП ЛШП приведено на рис. 2.

На входе (этап I) задается трехмерная модель детали, содержащая данные о ее конструкции, размерах, материале и т.д. Исходя из данных, реализуется этап II — осуществляется работа "Формирование вариантов ТП".

Для разработки структуры ТП (перечня и последовательности операций) в автоматическом режиме был проведен анализ распространенных конструкций деталей, получаемых листовой штамповкой, и сформирована их клас-

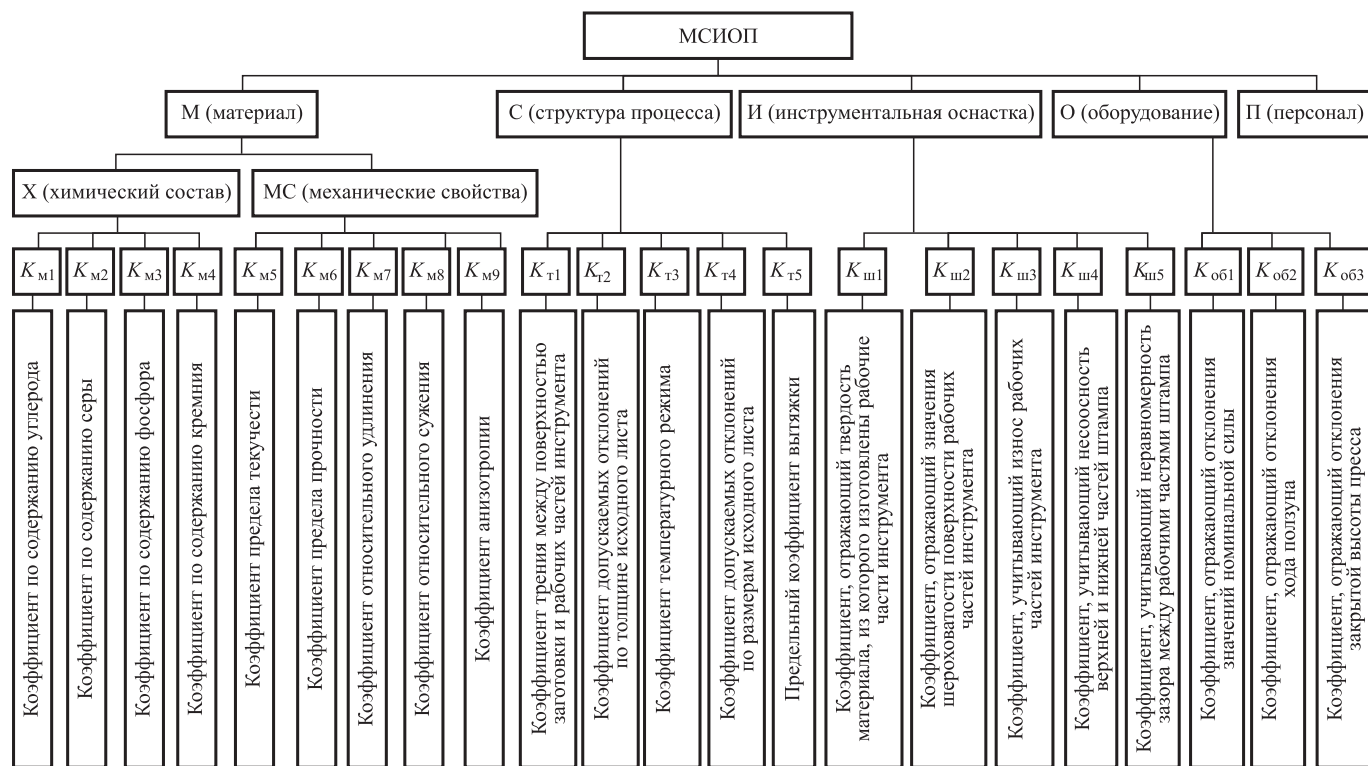


Рис. 1. Классификация элементов системы МСИОП

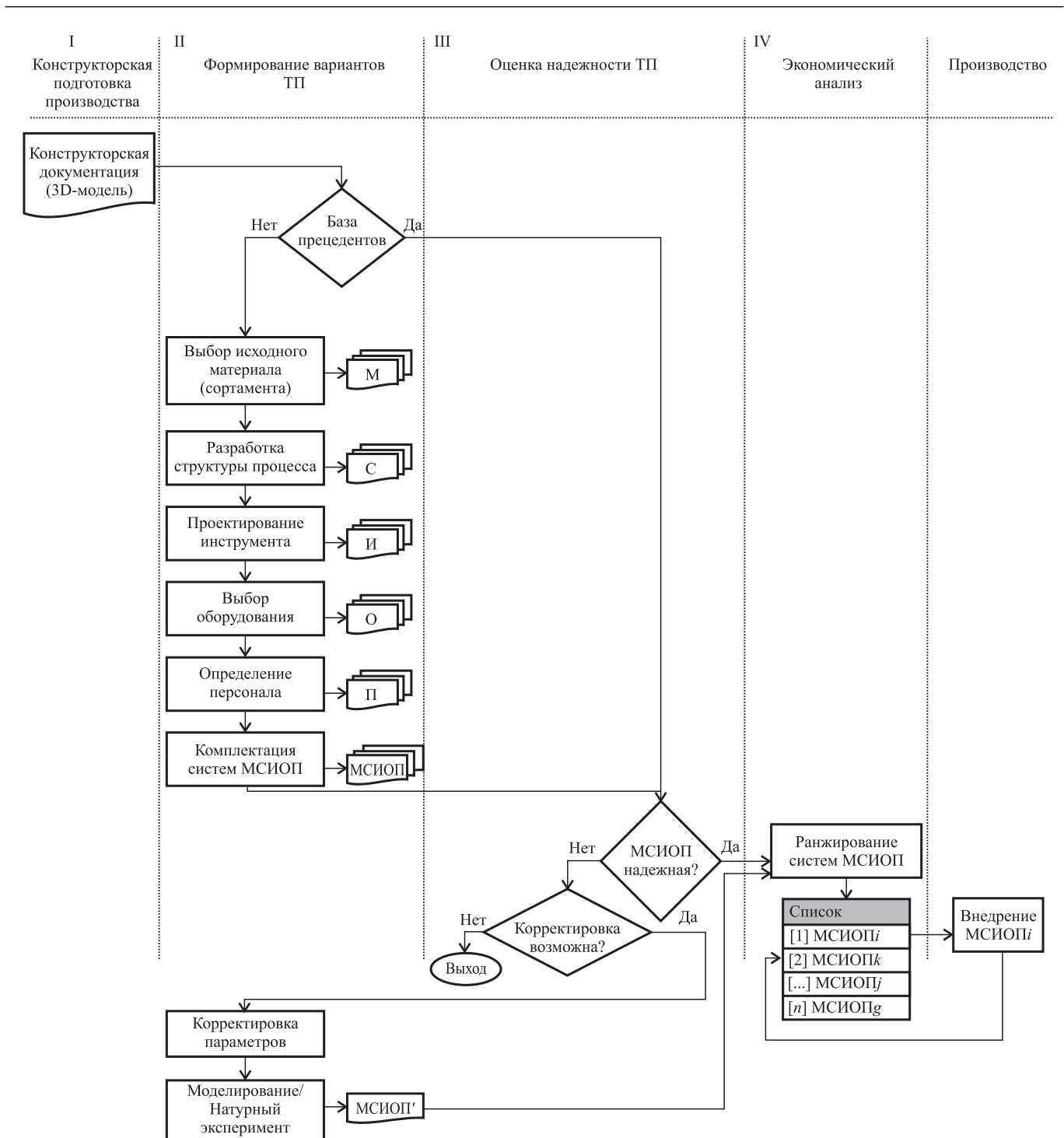


Рис. 2. Этапы работы автоматизированной системы ТПП ЛПП

сификация с базовой последовательностью операций (рис. 3).

Этап "Конструкторской подготовки производства" представляет собой ввод исходных данных по конструкторской документации конфигурация детали, ее толщина, марка материала и т.п.

На этапе "Формирование альтернативных вариантов МСИОП" осуществляется непосредственное генерирование вариантов МСИОП в определенной последовательности:

1) варианты подходящего сортамента для заготовки подбираются из базы данных предприятия с учетом требований, введенных на

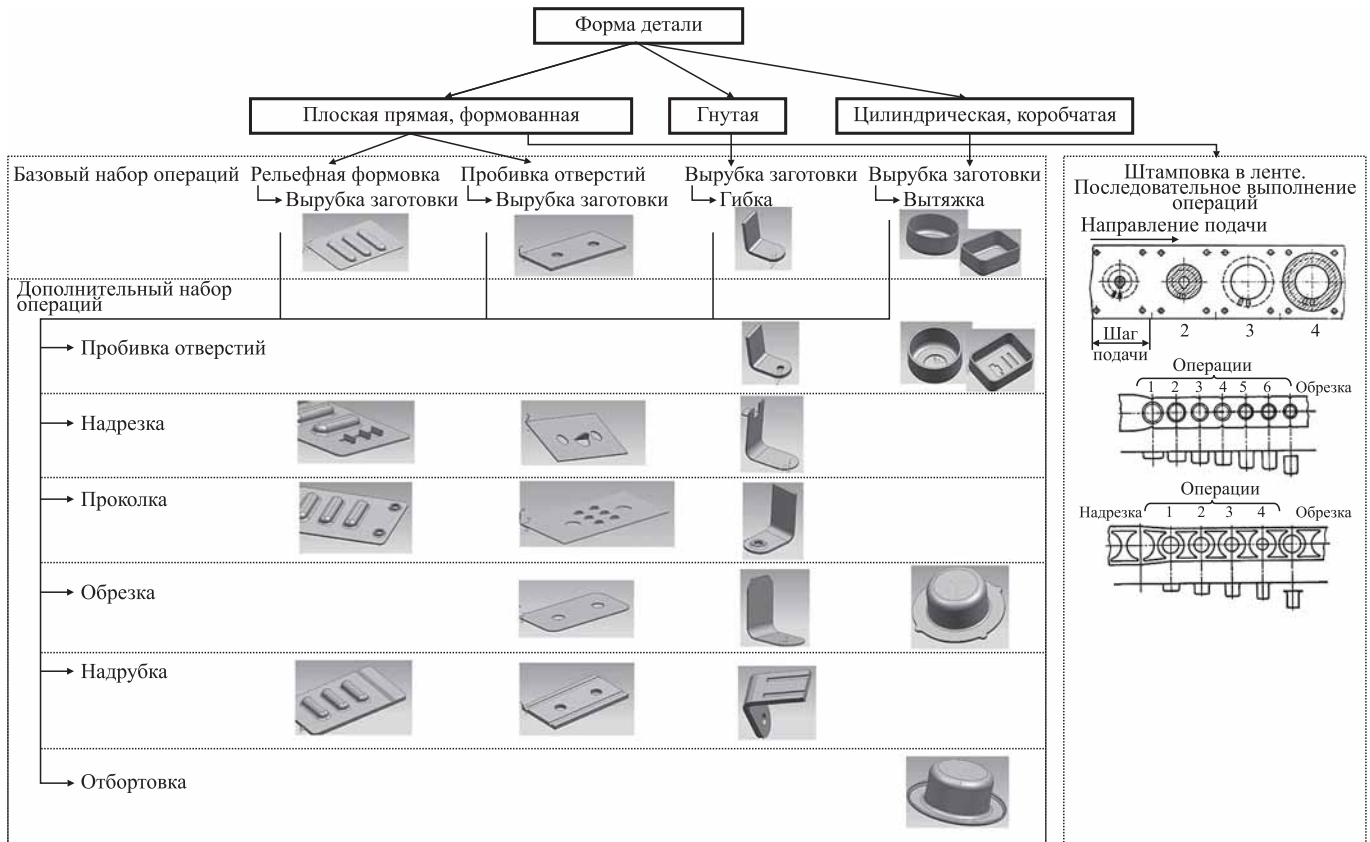


Рис. 3. Классификация типовых деталей ЛШП и последовательность операций

предыдущем этапе: марка материала, толщина детали и т.д.;

2) структура процесса формируется по классификации типовых деталей ЛШП (см. рис. 3) с учетом подобранных вариантов сортамента: штамповка в ленте или сначала раскрой заготовки из листа, а после разделительные и формообразующие операции. Рассчитываются основные технологические параметры для выбранных операций, определяются число и последовательность переходов, а также возможность их совмещения;

3) для каждого варианта структуры процесса проектируется соответствующий штамп, определяются геометрические параметры его рабочих частей: исполнительные размеры матриц, пуансонов, габаритные размеры штампов;

4) оборудование подбирается из базы данных предприятия исходя из требуемой силы, специализации пресса, вида действия (простого, двойного или тройного), габаритных размеров сортамента и т.п., согласно данным предыдущего этапа;

5) персонал назначается согласно единому тарифно-квалификационному справочнику и штатному расписанию предприятия, по видам работ и оборудованию, подобранным на предыдущих этапах функционирования системы.

Сгенерированные варианты МСИОП на этапе III проходят оценку надежности. Алгоритм оценки описан и представлен в работе [3]. Принятие решений осуществляется на базе нечеткого вывода (рис. 4).

Примеры правил принятия решений, сформированных группой экспертов:

если $0,1 \leq K_{T1} \leq 0,225$, то корректирующие мероприятия не требуются;

если $0,225 \leq K_{T1} \leq 0,35$, то необходимо применить СА1;

если $20 \leq K_{T3} \leq 560$, то необходимо применить СА2;

если $560 \leq K_{T3} \leq 1000$, то корректирующие мероприятия не требуются;

если $0,4 \leq K_{ш2}^n \leq 0,515$, то корректирующие мероприятия не требуются;

если $0,515 \leq K_{ш2}^n \leq 0,63$, то необходимо применить СА3;

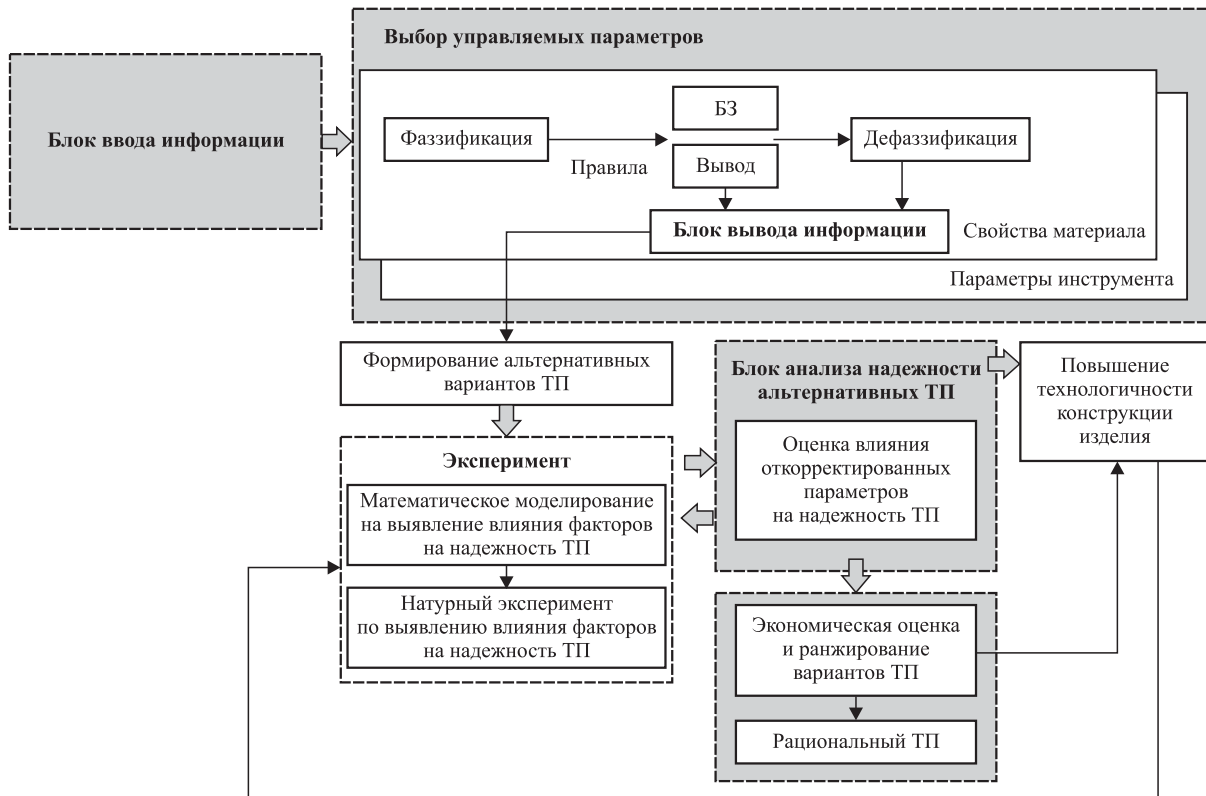


Рис. 4. Схема нечеткого логического вывода

если $0,1 \leq K_{ш2}^{пр} \leq 0,21$, то корректирующие мероприятия не требуются;

если $0,21 \leq K_{ш2}^{пр} \leq 0,32$, то необходимо применить СА4;

если $0,05 \leq K_{ш5}^{м-пр} \leq 4$, то необходимо применить СА5;

если $4 \leq K_{ш5}^{м-пр} \leq 8$, то корректирующие мероприятия не требуются.

В табл. 1 даны примеры мероприятий, корректирующих значения факторов надежности.

Для ненадежных вариантов МСИОП устанавливается возможность корректировки параметров. Если она возможна, то значения корректируются, и новый вариант МСИОП наряду с изначально полученными надежными вариантами МСИОП попадает на следующий этап IV "Экономический анализ". Ранжирование вариантов МСИОП осуществляется по методу анализа иерархий Томаса Саати (рис. 5).

Корректировка вариантов МСИОП возможна за счет того, что факторы надежности ТП листовой штамповки в большинстве случаев не являются дискретными и статичными, а принадлежат некоторому диапазону значений, что позволяет управлять этими значениями.

Варианты ТП с откорректированными параметрами МСИОП исследуют с помощью ряда экспериментов. Это может быть компью-

1. Примеры и обозначения корректирующих мероприятий ЛШП

Фактор надежности	Корректирующие мероприятия	Обозначение
$K_{т1}$	Применение смазочного материала	СА1
	Уменьшение шероховатости поверхности инструмента	
$K_{т3}$	Применение местного подогрева	СА2
$K_{ш2}^п$	Обработка рабочих поверхностей пуансона: тонким цилиндрическим фрезерованием тонким торцевым фрезерованием чистовым плоским шлифованием грубой притиркой	СА3
$K_{ш2}^{пр}$	Обработка рабочих поверхностей прижима: чистовым плоским шлифованием грубой притиркой средней притиркой	СА4
$K_{ш5}^{м-пр}$	Увеличение зазора между матрицей и прижимом за счет уменьшения размеров (ширин) А и В прижима	СА5

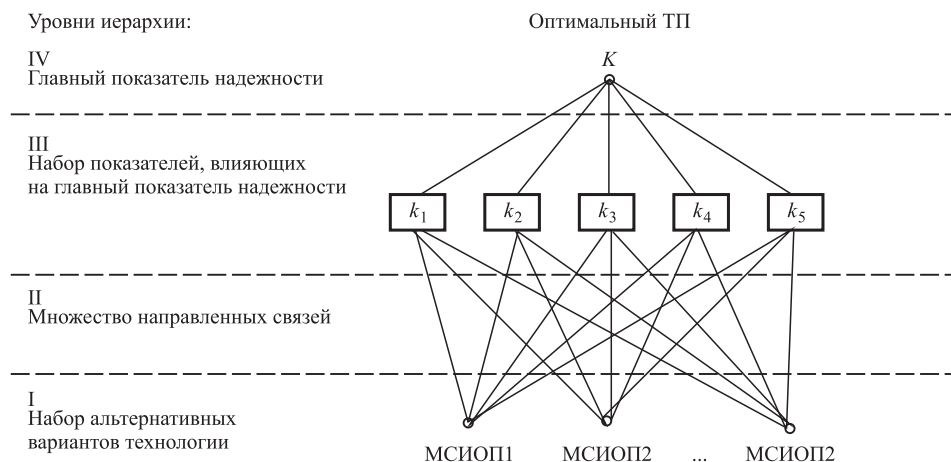


Рис. 5. Модель иерархии комплексной оценки вариантов МСИОП

терное моделирование или натурный эксперимент. Наиболее рациональным и экономически выгодным методом является численное моделирование, так как не требуется изготовления штамповой оснастки, закупки материала и прочих затрат.

Ненадежные варианты МСИОП корректируются при возможности и вместе с надежными передаются на следующий этап "Экономический анализ", на котором варианты МСИОП ранжируются по степени рациональности для конкретных производственных условий.

Для выбора рационального ТП из автоматически сформированных вариантов необходимо провести комплексную оценку каждого из них. Для этого предложено применение методики экономической оценки по комплексному показателю на основе метода анализа иерархий.

В результате анализа ЛШП были определены показатели эффективности (табл. 2). Причем ранжирование по приоритету того или иного параметра для каждого случая индивидуально (имеет автоматическую настройку и возможность ручного выбора приоритетного параметра) в зависимости от требований заказчика.

Рациональный ТП внедряют в производство. В случае изменения каких-либо экономических и производственных параметров (план выпуска, загрузка оборудования, смена поставщика и т.п.) в производство могут внедрить следующий по рангу вариант ТП, который будет рациональным при новых условиях.

Результаты апробации разработанной автоматической системы ТПП на примере про-

2. Частные показатели эффективности процессов ХЛШ

Показатель	Характеристика	Уровень показателя
k_1	Коэффициент использования материала	max
k_2	Материалоемкость	min
k_3	Трудоемкость	
k_4	Полная себестоимость	
k_5	Качество (точность размеров)	max

блемной детали — лонжерон грузового автомобиля, представлены в работе [4]. Значения факторов надежности до и после корректирующих мероприятий приведены в табл. 3.

После корректирующих мероприятий, которые привели к выводу значимых факторов надежности ТП из критической зоны, сформированный ТП в МСИОП приобретает статус надежного, после чего осуществляются его экономическая оценка и выбор оптимального варианта (табл. 4, 5).

Проверка достоверности решения проверена с помощью расчета обобщенного отношения согласованности, который в данном случае составляет 13 %, что в пределах допустимого.

В результате исследований установлены рациональные параметры инструмента в системе МСИОПб: диапазон радиусов скругления переходной кромки матрицы $40 \text{ мм} \leq R \leq 48 \text{ мм}$; угол конусности переходной кромки матрицы $40^\circ \leq \alpha \leq 70^\circ$; ширины прижима $A = 181,2 \text{ мм}$ и $B = 251,2 \text{ мм}$.

Определен диапазон значений коэффициентов контактного трения для операции

3. Факторы надежности МСИОП штамповки лонжерона до и после корректирующих мероприятий

Фактор надежности	Значение до/после корректирующих мероприятий	Корректирующее мероприятие
K_{T1} , МКМ	0,25/0,2	Уменьшение шероховатости поверхности инструмента
K_{T3} , °С	25/320	Местный подогрев
$K_{ш2}^n$, МКМ	0,8/0,50	Обработка рабочих поверхностей пуансона тонким торцевым фрезерованием
$K_{ш2}^{np}$, МКМ	0,80/0,20	
$K_{ш5}^{M-pp}$, мм	0,50/8,00	Увеличение зазора между матрицей и прижимом за счет уменьшения размеров (ширин) <i>A</i> и <i>B</i> прижима

4. Парное сравнение критериев и нормализованный вектор приоритетов

Показатель	k_1	k_2	k_3	k_4	k_5	НВП
k_1	1,00	1,00	2,00	1,00	1,00	0,226
k_2					2,00	
k_3	0,50	0,50	1,00	2,00	1,00	0,171
k_4	1,00	1,00	0,50	1,00		
k_5		0,50	1,00			

5. Парное сравнение вариантов по критериям, общий критерий (приоритет) и ранг каждого варианта МСИОП

Вариант МСИОП	k_1	k_2	k_3	k_4	k_5	K	Ранг
МСИОП1	0,271	0,242	0,271	0,242	0,271	1,298	1
МСИОП2	0,215		0,192	0,215	0,242		
МСИОП3	0,171	0,152		0,192	0,152	0,860	4
МСИОП4		0,192	0,171				0,171
МСИОП5		0,152	0,152	0,171	0,818	6	
МСИОП6		0,192	0,192	0,192	0,918	3	

рельефной формовки и вытяжки. Для создания наиболее благоприятных условий получения бездефектной штамповки деталей сложной формы необходимо выдерживать значения коэффициента трения в системе заготовка—матрица в диапазоне от 0,15 до 0,25, а пуансон—заготовка — не более 0,35.

Корректировка показателей надежности процесса листовой штамповки позволяет предотвратить уже на стадии ТПП образование при штамповке дефектных деталей ответ-

ственного назначения. Автоматизированная система ТПП холодной листовой штамповки генерирует варианты технологий изготовления деталей, позволяет корректировать факторы надежности на стадии ТПП, что предотвращает возможность возникновения брака на этапе производства деталей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Kashapova L.R., Pankratov D.L., Shibakov V.G.** Automated Generation of Rational Sheet Metal Forming Technology Variants at Process Engineering Stage // *Procedia Engineering*. 2017. Vol. 206. P. 1348—1354.
2. **Кашапова Л.Р., Панкратов Д.Л., Утяганов Р.Ф.** Экспертная система обеспечения надежности технологического процесса холодной листовой штамповки // *Материалы междунар. науч.-техн. конф. "Инновационные машиностроительные технологии, оборудование и материалы-2015" (МНТК "ИМТОМ-2015")*. Ч. 1. Казань: АО "КНИАТ", 2015. С. 119—123.
3. **Кашапова Л.Р., Панкратов Д.Л., Шибаков В.Г.** Автоматизированная оценка надежности технологического процесса листовой штамповки // *Вестник машиностроения*. 2016. № 4. С. 56—59.
4. **Кашапова Л.Р., Панкратов Д.Л., Утяганов Р.Ф.** Влияние контактного трения на стабильность процесса листовой штамповки // *Тенденции развития техники и технологий-2015: сб. ст. Междунар. науч.-техн. конф. (17—19 февраля 2015 г., г. Тверь) / под общ. ред. М.Г. Шалыгина*. Тверь: НДМ, 2015. С. 54—60.

Лилия Рамиловна Кашапова,
pishite.lite@gmail.com;
Дмитрий Леонидович Панкратов, д-р техн. наук;
Владимир Георгиевич Шибаков, д-р техн. наук

И.И. Некрасов, А.А. Федулов, В.С. Паршин
(Уральский федеральный университет имени первого
Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург)

Определение неоднородности деформации при ковке прутков на рычажной радиально-ковочной машине

Представлены результаты исследования неоднородности деформации при ковке прутков на рычажной радиально-ковочной машине с помощью конечно-элементного моделирования. Выполнен сравнительный анализ распределения неоднородности деформации в готовом изделии при ковке прутков на рычажной радиально-ковочной и ротационно-ковочной машинах и различных скоростях подачи заготовки при ковке на рычажной радиально-ковочной машине.

Ключевые слова: пруток; радиальное обжатие; степень деформации; математическая модель.

The results of the strain non-uniformity in the forging of rods on the radial-forging machine by using FE modeling are presented. Comparative analysis of the strain non-uniformity distribution in the final product for the rods forging on the lever-type radial-forging machine and the swaging machine and for different values of feed rate of the rod to the lever-type radial-forging machine is carried out.

Keywords: rod; radial reduction; strain; mathematical model.

Как известно, при обработке металлов давлением однородной деформации практически не бывает. Снижение неоднородности деформации повышает качество металла. При горячей деформации при этом более равномерно протекают процессы рекристаллизации, а при холодном деформировании наблюдается большая равномерность упрочнения. Управление неоднородностью деформации в процессахковки заготовок круглого сечения позволяет в одних случаях обработки металлов обеспечить лучшую проработку осевой зоны, а в других — повысить качество поверхности. При этом возникает возможность построения рациональных режимов обработки в процессах многопереходнойковки [1].

Дляковки осесимметричных изделий широко применяют ротационно-ковочные машины, у которых шпиндель или обойма с роликами совершает вращение вокруг обрабатываемой заготовки. Рычажные радиально-ковочные машины являются разновидностью радиально-обжимных машин (РОМ). Передача движения их бойкам от эксцентрикового вала осуществляется системой рычагов.

Обработка прутков на РОМ обеспечивает значительные деформации металла без разрушения, повышение качества структуры металла и уровня его механических свойств, высо-

кую точность геометрии готовых прутков и высокую производительность процесса. Однако широкое применение рычажных РОМ сдерживается отсутствием необходимых экспериментальных и теоретических исследований процессаковки заготовок на такого типа машинах и оборудования для его осуществления.

Одним из важных отличий обработки изделий на рычажной радиально-ковочной и ротационно-ковочной машинах является характер движения бойков. У рычажной радиально-ковочной машины осуществляется качательное движение бойков по круговой траектории с постепенным увеличением длины очага деформации в процессе удара от нуля до некоторого фиксированного значения $l_k + p$ (где l_k — длина очага деформации по рабочему конусу бойков; p — подача), а у ротационно-ковочной машины в процессе удара длина очага деформации изменяется от $l_k - p$ до $l_k + p$. В обоих случаях происходит изменение коэффициента формы очага деформации $\frac{l}{d_{cp}}$ (где l — длина

очага деформации; d_{cp} — средний диаметр заготовки) в процессе удара. Как известно, данный коэффициент во многом определяет распределение деформации в поперечном сечении заготовок послековки.

Цель исследования — определение неоднородности деформации при холодной ковке прутков на четырехбойковой рычажной радиально-ковочной машине при различных скоростях подачи металла, сравнение неоднородности деформации при холодной ковке на ротационно-ковочной и рычажной радиально-ковочной машинах.

Для нахождения степени деформации металла при ковке прутков методом конечных элементов был использован программный комплекс DEFORM-3D. При этом закон действия сил внешнего трения на поверхности контакта инструмента с металлом принят согласно уравнению Э. Зибеля:

$$\tau = \psi \tau_s,$$

где τ — касательное напряжение; τ_s — предел текучести материала при сдвиге; ψ — показатель трения.

Сопротивление деформации металла задано выражением вида

$$\sigma_s = \sigma(\varepsilon),$$

где ε — степень деформации металла.

Заготовка при моделировании принята идеально пластичным телом, бойки — абсолютно жесткими, а подающее устройство представляло собой тело в виде цилиндра с упругими свойствами, при изменении модуля упругости материала которого возможно изменение силы подачи и крутящего момента при захвате металла заготовки бойками (рис. 1).

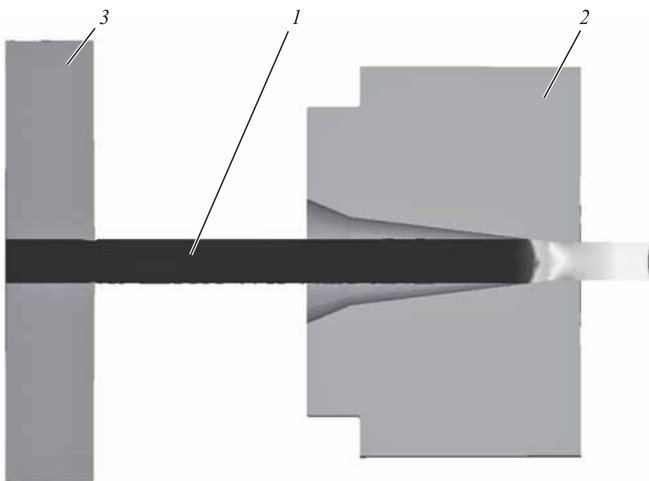


Рис. 1. Моделирование процессаковки прутков:
1 — заготовка; 2 — боек; 3 — подающее устройство

Объемное моделирование геометрии бойков выполнено с использованием пакета SolidWorks в соответствии с технической документацией на инструмент радиально-ковочной машины AVS-63. Угол заходного конуса бойка составляет 7° , угол охвата заготовки в конце обжатия — 90° , длина заходного конуса — 115 мм, длина калибрующего участка — 15 мм.

Решение проведено для случая холоднойковки прутков из стали AISI-1045 (аналог сталь 45) по переходу $\varnothing 25 \text{ мм} \rightarrow \varnothing 21 \text{ мм}$ (относительное уменьшение площади поперечного сечения $\varphi = 0,29$) при скоростях подачи металла 10 и 30 мм/с, угловой скорости вращения заготовки 1 рад/с, при значении показателя трения $\psi = 1$ (ковка без смазки). При расчете использована кривая упрочнения для стали AISI-1045 из библиотеки пакета DEFORM-3D, приведенная на рис. 2.

При ковке прутков по указанному переходу при скорости подачи металла 30 мм/с на рычажной радиально-ковочной машине коэффициент формы очага деформации $\frac{l}{d_{cp}}$

в момент удара изменяется в интервале 0...0,82, а при ковке на ротационно-ковочной машине — 0,6...0,82.

Температура металла при ковке, как показали расчеты, составляет 20...124 °С, что соответствует режимам холодной обработки стали AISI-1045.

На рис. 3 изображена кривая, показывающая накопление степени деформации в осевой зоне прутка при прохождении очага деформации от значения $\varepsilon^{осев} = 0$ на входе

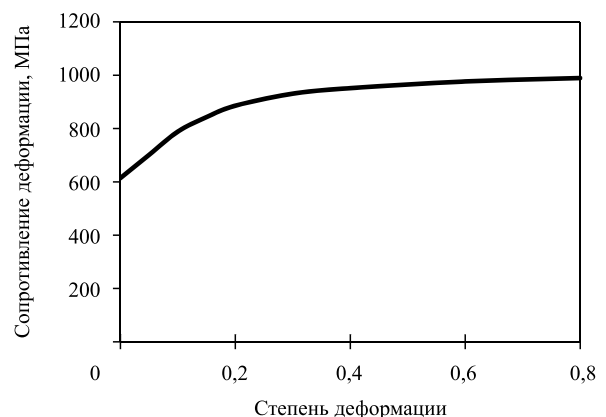


Рис. 2. Кривая упрочнения для стали AISI-1045

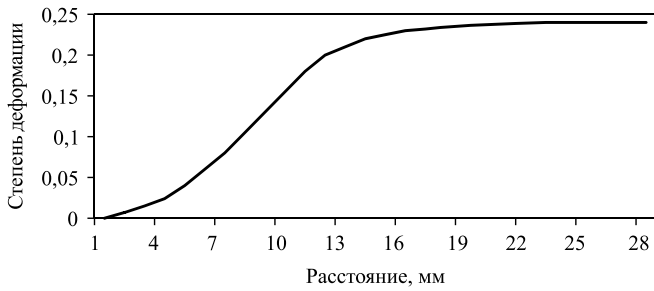


Рис. 3. Накопление степени деформации в осевой зоне прутка при прохождении очага деформации

в очаг деформации до $\epsilon^{осев} = 0,24$ на выходе из него.

На рис. 4, а показана кривая изменения степени деформации в поперечном сечении прутков после обработки на ротационно-ковочной и рычажной радиально-ковочной машинах при скорости подачи металла 30 мм/с на прямой, проходящей через зоны выпуска металла в зазоры между бойками, а на рис. 4, б — на прямой, проходящей по гребням бойков.

Как следует из рис. 4, неравномерность распределения степени деформации для двух рассматриваемых вариантов ковки носит идентичный характер. Степень деформации в осе-

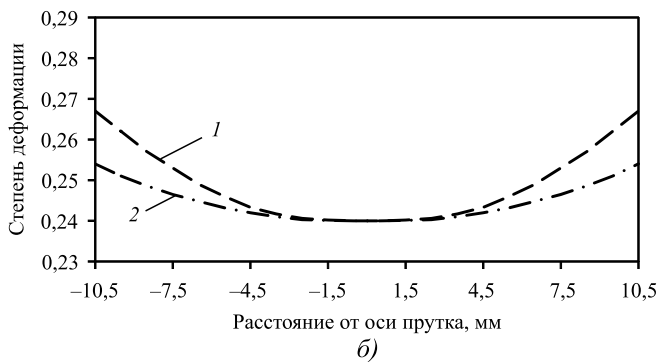
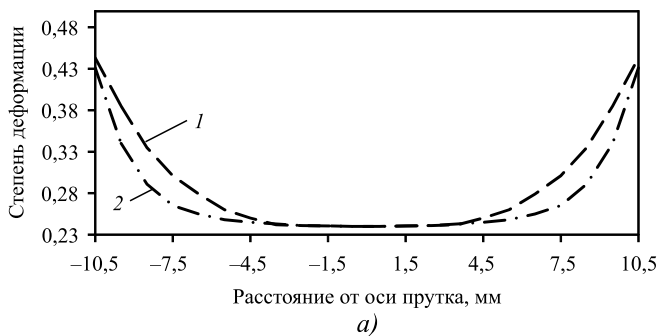


Рис. 4. Степень деформации в поперечном сечении прутков после обработки на прямой, проходящей через зоны выпуска металла в зазоры между бойками (а) и по гребням бойков машин (б):

1 — радиально-ковочная машина; 2 — ротационно-ковочная машина

вой зоне прутка на прямой, проходящей через зоны выпуска металла в зазоры между бойками, составляет: $\epsilon^{осев} = 0,54\epsilon^{пов}$ для радиально-ковочной машины и $\epsilon^{осев} = 0,56\epsilon^{пов}$ — для ротационно-ковочной, где $\epsilon^{пов}$ — степень деформации металла на поверхности прутка.

Степень деформации металла в осевой зоне прутка на прямой, проходящей по гребням бойков машин: $\epsilon^{осев} = 0,9\epsilon^{пов}$ и $\epsilon^{осев} = 0,94\epsilon^{пов}$ соответственно для радиально-ковочной и ротационно-ковочной машины.

С учетом кривой упрочнения $\sigma_s = \sigma(\epsilon)$ для материала прутка различие в значениях сопротивления деформации в осевой зоне и на поверхности прутка при этом не более 4,5 % на прямой, проходящей через зоны выпуска металла в зазоры между бойками, и не более 0,6 % на прямой, проходящей по гребням бойков машин.

При уменьшении скорости подачи металла при ковке прутков на ротационно-ковочной и рычажной радиально-ковочной машинах до 10 мм/с наблюдается снижение неравномерности степени деформации в поперечном сечении прутков за счет уменьшения количества металла, текущего в зазоры между бойками, и увеличения дробности деформации (рис. 5).

В этом случае степень деформации в осевой зоне прутка $\epsilon^{осев}$ на прямой, проходящей через зоны выпуска металла в зазоры между бойками радиально-ковочной машины, составляет $\epsilon^{осев} = 0,73\epsilon^{пов}$, а степень деформации металла в осевой зоне прутка на прямой, проходящей по гребням бойков машины — $\epsilon^{осев} = 0,95\epsilon^{пов}$. С учетом кривой упрочнения различие в значениях сопротивления деформации в осевой

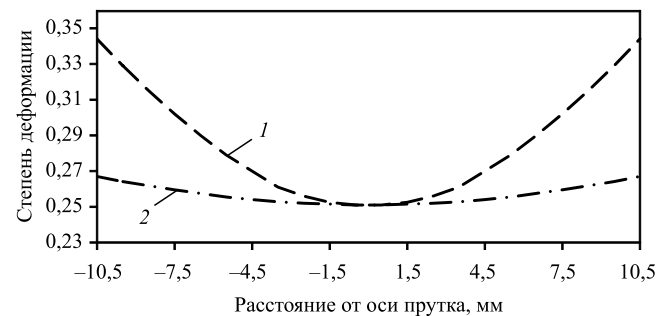


Рис. 5. Степень деформации в поперечном сечении прутков после обработки на рычажной радиально-ковочной машине: 1, 2 — на прямой, проходящей через зоны выпуска металла в зазоры между бойками и по гребням бойков машин соответственно

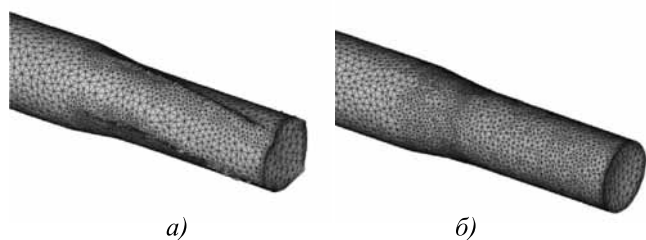


Рис. 6. Кованый участок прутка при различной скорости подачи металла при ковке:

a — 30 мм/с; *б* — 10 мм/с

зоне и на поверхности прутка — 3,4 и 0,6 % соответственно.

Качество поверхности прутка при снижении скорости подачи улучшается, что позволяет исключить дополнительную технологическую операцию, связанную со съемом поверхностных слоев металла заготовки (рис. 6).

Таким образом, проведенные исследования с использованием разработанной математической модели позволили определить неоднородность деформации металла при ковке прутков, сравнить два видаковки прутков по этому параметру, показать возможность управления неоднородностью деформации металла заготовок при ковке.

Выводы

1. Разработана математическая модель процессаковки прутков на ковочной машине, базирующаяся на методе конечных элементов и учитывающая различный характер движения инструмента при ковке.

2. Определена неоднородность деформации в теле заготовки послековки на радиально-

ковочной машине на примерековки прутков из стали AISI-1045 по переходу $\varnothing 25 \text{ мм} \rightarrow \varnothing 21 \text{ мм}$ для различных значений скорости подачи. Полученное значение неоднородности позволяет сделать вывод о высоком качестве получаемых прутков.

3. Проведено сравнение процессовковки прутков на ротационно-ковочной и рычажной радиально-ковочной машинах. Анализ процессаковки прутков на рычажной радиально-ковочной и ротационно-ковочной машинах свидетельствует об идентичном характере распределения неоднородности деформации в обрабатываемом металле для данных видов обработки.

4. Показана возможность управления качеством металла внутри и на поверхности заготовки при ковке прутков путем нахождения рациональных технологических режимов с использованием предлагаемой математической модели. Управление качеством металла на поверхности заготовки позволяет, в частности, исключить дополнительную технологическую операцию, связанную со съемом поверхностных слоев металла заготовки послековки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Ковка** на радиально-обжимных машинах / В.А. Тюрин, В.А. Лазоркин, И.А. Поспелов и др.; под общ. ред. В.А. Тюрина. М.: Машиностроение, 1990. 256 с.

Игорь Иванович Некрасов, канд. техн. наук,
nekrasovii@yandex.ru;

Артём Анатольевич Федулов, канд. техн. наук;
Владимир Сергеевич Паршин, д-р техн. наук



УДК 621.774.2:621.981.1

DOI: 10.36652/1684-1107-2020-18-3-119-124

Д.Н. Новокшенов (АО "Выксунский металлургический завод"),
О.В. Соколова
(Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана),
А.Е. Лепестов (ЗАО "СиСофт", г. Москва)

Разработка рационального режима деформации трубной заготовки при непрерывной валково-роликовой формовке

Предложена универсальная формула расчета оптимальной ширины штрипса и периметра трубной заготовки на каждом этапе ее сворачивания для производства стальных электросварных прямошовных труб малого и среднего диаметра круглого и профильного сечения. Данная формула определяет режим деформации заготовки на трубоформовочных станах различной конструкции и позволяет в зависимости от характера формоизменения учесть увеличение периметра трубной заготовки в группе клетей с открытым профилем калибра. В соответствии с производимым сортаментом величина рационального обжатия по периметру трубной заготовки в группе клетей с закрытым профилем калибра установлена до 0,6 %. Техническим результатом являются снижение расходного коэффициента металла в результате уменьшения ширины исходной заготовки при сохранении высокого уровня качества производимых труб и увеличение выхода годного за счет устранения гофрообразования при формовке.

Ключевые слова: непрерывная формовка; режим деформации; ширина штрипса, формовочный стан; моделирование; метод конечных элементов; схема формоизменения; гофрообразование.

Universal formula is proposed for calculating the optimal strip width and tube-billet perimeter at each stage of bending in the production of electrowelded low- and medium-diameter straight-seam tube and pipe of round and complex cross section. This formula determines the conditions of tube deformation in machines of different type and allows the increase in tube-billet perimeter in group of stands with open gauge profile to be taken into account for different forming behavior. For the tube and pipe range produced, the reduction at the tube-billet perimeter in group of stands with closed gauge profile should be no more than 0.6 %. That decreases the steel consumption by decreasing the width of the initial billet, without loss of pipe quality, and increases the product yield by eliminating edge buckling in the course of forming.

Keywords: continuous forming; deformation; strip width; forming mill; simulation; finite-element method; forming behavior; edge buckling.

В процессе формовки, сварки и калибровки труб происходит изменение геометрических размеров заготовки. Распределение обжатий по функциональным группам рабочих клетей и точное определение изменения наружного периметра трубной заготовки в клетях с открытым профилем калибра определяют качество сварного соединения и точность геометрии получаемых труб. Режим деформации закладывается в калибровку валкового инструмента и параметры исходной заготовки. Выбор оптимальной ширины штрипса заклю-

чается в обеспечении требуемого для получения качественных труб режима обжатия при минимальном расходном коэффициенте.

Основные принципы приближенного определения ширины исходной заготовки впервые были сформулированы Б.Д. Жуковским [1] с некоторыми уточнениями Ю.М. Матвеева и Я.Л. Ваткина. Расчет согласно предложенной формуле ведется для среднего по толщине заготовки волокна с учетом припусков: на обжатие в формовочном стане, обжатие при калибровке труб и на оплавление кромок и

образование грата во время сварки. Входящие в это выражение припуски на ширину полосы представляют собой эмпирические коэффициенты, полученные опытным путем для ограниченного ряда типоразмеров. В формуле не учтено увеличение периметра трубной заготовки за счетгиба в клетях формовочного стана и его уменьшение при осадке в сварочной клетки. Недостатки расчета: высокий расходный коэффициент металла, большой диапазон варьирования значений ширины (± 2 мм) и малый сортаментный ряд возможного применения.

Широкое распространение приобрела формула [2] определения ширины исходной заготовки по наружному волокну и отличным от описанного ранее способом учета припуска на формовку в закрытых и редуцирование в калибровочных калибрах — как 0,5...1 % от периметра готовых труб на каждую клетку соответствующей группы, а припуск на уменьшение периметра в сварочном узле устанавливается в интервале 1...2 %. Основные недостатки данной формулы: завышенное значение получаемой ширины и, следовательно, высокий расходный коэффициент металла и возможное гофрообразование в закрытой группе клетей.

Известно [3], что гофрообразование является следствием появления в кромках продольных сжимающих напряжений, определяющих их устойчивость. Причина появления этих напряжений — пластические деформации растяжения и сжатия, которые происходят при непрерывном знакопеременном изгибании полосы в валках формовочного стана. Гофрообразование затрудняет или делает невозможной последующую сварку заготовки. Указанный недостаток наиболее явно проявляется при производстве тонкостенных труб или труб из сталей высоких классов прочности. Рекомендованные С.В. Самусевым значения обжатия трубной заготовки по периметру в клетях с закрытым профилем калибра существенно выше критических, что на практике приводит к чрезмерной осевой деформации кромок и, как следствие, потере их продольной устойчивости.

Следует отметить формулу определения ширины штрипса, предложенную А.В. Колобовым [4], согласно которой расчет ведется

для среднего по толщине волокна через коэффициенты вытяжки, полученные на основании экспериментальных данных. Величина вытяжки трубной заготовки в калибрах с закрытым профилем определяется на основании функциональной зависимости рациональной деформации трубной заготовки от размера готовых труб, полученной с помощью метода наименьших квадратов. Численное значение рационального обжатия по периметру трубной заготовки в сварочной клетке принято в соответствии с диапазоном 1,008...1,012, а в калибровочных клетях равно 1,007...1,013. Припуск на оплавление кромок и образование грата составляет 0,6 мм.

В формуле А.В. Колобова, как и в рассмотренных ранее, не учитывается увеличение периметра трубной заготовки за счетгиба в клетях формовочного стана. Величина обжатия заготовки по периметру в закрытых калибрах не обеспечивает выравнивания продольных деформаций по ее сечению при использовании схем формоизменения с криволинейным центральным волокном, получивших наибольшее распространение при производстве труб среднего диаметра. Рекомендованный диапазон значений вытяжки при сварке не оптимален. Ошибка в определении ширины по предложенной формуле увеличивается в случае большего диаметра труб. Получаемые значения завышены даже при использовании наименьших из рекомендованных диапазонов значений обжатий.

Те же недостатки имеет формула, предложенная В.С. Юсуповым [5], по которой настройка вытяжки в группе клетей с закрытым профилем калибра осуществляется исходя из найденной зависимости деформации трубной заготовки в данных клетях от размеров готовых труб. Величина обжатия по периметру трубной заготовки в сварочной клетке принята в соответствии с установленным диапазоном значений 0,5...1,2 %, а в калибровочных клетях составляет 1,1...2,3 %. Использован коэффициент $k = 1,08$, учитывающий деформацию трубной заготовки в открытых калибрах, вертикальных валках и потерю металла на образование грата. Общие недостатки последних двух описанных формул: высокий расходный коэффициент, возможность гофрообразова-

ния при производстве тонкостенных труб или труб из сталей высоких классов прочности, а также малый сортаментный ряд возможного применения.

Большую часть рассмотренных выше подходов объединяет предположение о неизменности в процессе формовки трубной заготовки длины среднего по толщине волокна. Такое допущение справедливо только при производстве труб по классической схеме формоизменения заготовки с прямолинейным осевым волокном на станах устаревшей конструкции. Помимо этого в описанных формулах величина обжатия заготовки по периметру в закрытых калибрах не оптимальна: малая величина обжатия не обеспечивает выравнивания продольных деформаций по сечению трубной заготовки при использовании схем с криволинейным центральным волокном и выформовки прикромочных участков при производстве труб из сталей высоких классов прочности (К52 и выше), что не позволяет добиться стабильности процесса сварки; большая величина обжатия заготовки вызывает гофрообразование и, соответственно, приводит к неустраняемым дефектам сварного соединения.

Вследствие отсутствия работоспособной формулы определения ширины исходной заготовки посредством анализа результатов процесса формовки широкого ряда типоразмеров труб методом конечных элементов, проведенных в 2014–2018 гг. исследований, разработана универсальная формула [6], позволяющая применительно к любому характеру формоизменения определять ширину штрипса и периметр трубной заготовки на каждом этапе ее сворачивания для производства существующего и предполагаемого сортамента.

Техническим результатом выполненных исследований являются уменьшение расходного коэффициента металла за счет уменьшения ширины исходной заготовки при сохранении высокого уровня качества производимых труб и увеличение выхода годного за счет устранения гофрообразования при формовке. Результат достигается благодаря высокой точности в определении оптимальной ширины исходной заготовки, достигнутой с помощью учета увеличения ее периметра за счетгиба

в группе клетей с открытым и закрытым калибром. При этом ширина заготовки с учетом равенства

$$B = P_{СВ_{\text{вых}}} + \Delta P_{СВ_{\text{осад}}} + \Delta P_{ЗП_{\text{обж}}} - \Delta P_{ОП_{\text{гиб}}} - \Delta P_{ЗП_{\text{гиб}}}, \quad (1)$$

где $P_{СВ_{\text{вых}}} = \pi D(1 + m)$ — наружный периметр трубной заготовки на выходе из валков сварочной клетки, мм;

D — наружный диаметр готовой трубы, мм;

m — величина обжатия при редуцировании в калибровочной группе клетей;

$\Delta P_{СВ_{\text{осад}}} = kt$ — величина осадки трубной заготовки в сварочной клетке, мм;

t — фактическая толщина штрипса, мм;

k — безразмерный коэффициент;

$\Delta P_{ЗП_{\text{обж}}} = \varepsilon P_{СВ_{\text{вых}}}$ — величина обжатия по наружному периметру заготовки в группе клетей с закрытым профилем калибра, мм;

ε — относительная деформация трубной заготовки;

$\Delta P_{ОП_{\text{гиб}}} = ft$ — увеличение наружного периметра за счетгиба в группе клетей с открытым профилем калибра, мм;

f — безразмерный коэффициент, учитывающий характер формоизменения;

$$\Delta P_{ЗП_{\text{гиб}}} = t \sin\left(\frac{\varphi_1 - \varphi_2}{2}\right) — \text{увеличение на-}$$

ружного периметра за счетгиба в группе клетей с закрытым профилем калибра, мм;

φ_1 — угол раскрытия кромок на входе в группу, °;

φ_2 — угол раскрытия кромок на выходе из группы, °;

определяется по следующей формуле:

$$B = \pi D(1 + m)(1 + \varepsilon) - t \left(f - k + \sin\left(\frac{\varphi_1 - \varphi_2}{2}\right) \right). \quad (2)$$

Оптимальное значение коэффициента обжатия m при редуцировании в калибровочной группе клетей устанавливается в интервале 0,008...0,012. Выбор нижней границы диапазона обусловлен получением заданных геометрических параметров конечного профиля готовых труб, верхней — обеспечением неизменности толщины ее стенки при редуцировании, влияющей на расходный коэффициент металла.

Значение коэффициента k , определяющего величину осадки трубной заготовки в сварочной клетке и, соответственно, качество сварного соединения, установлено экспериментальным путем и составляет от 0,5 до 0,7 в зависимости от диаметра производимых труб: 0,5 — при $D < 140$ мм; 0,6 — при $140 \text{ мм} \leq D < 219$ мм; 0,7 — при $D \geq 219$ мм.

Технический результат достигается также тем, что установлена оптимальная относительная деформация трубной заготовки ε в группе клеток с закрытым профилем калибра — от 0 до 0,6 %. Границы указанного диапазона значений определены на основании результатов проведенного анализа процесса формовки методом конечных элементов и обусловлены стабильностью процесса сварки при минимальном расходном коэффициенте.

Помимо этого, достижению результата способствует получение оптимальной формы профиля [7] заготовки на выходе из последней клетки открытой группы, позволяющей значительно уменьшить до рациональной величины либо полностью исключить обжатие в закрытой группе, и нахождение взаимосвязи между изменением периметра трубной заготовки за счетгиба в открытых клетях и характером формоизменения. Увеличение наружного периметра заготовки, помимо растяжения наружных волокон при сворачивании полосы в цилиндрическую заготовку, связано с уменьшением толщины полосы на деформируемых участках.

Схема формоизменения в зависимости от ее характера определяет ширину этих участков и степень их деформации. По результатам серии конечно-элементных расчетов выделено три схемы формоизменения в открытой группе клеток, для каждой из которых определено значение коэффициента f , позволяющего применять предложенную формулу на любом трубоэлектросварочном агрегате текущего уровня развития технологий: 2,3 — для схемы с равномерным изгибанием трубной заготовки по всей ширине; 2,5 — с подгибкой кромок в первой клетке и сохранением плоского центрального участка заготовки; 2,7 — с подгибкой кромок и обратным изгибанием центрального участка полосы по типу "W".

Оптимальный угол раскрытия кромок на входе в группу клеток с закрытым профилем

калибра составляет 50° , на выходе — устанавливается в зависимости от диаметра производимых труб: 20° — при $D \geq 40$ мм; 30° — при $D < 40$ мм.

Предложенный режим, описанный формулой (2), можно использовать при производстве круглых труб диаметром 10...530 мм для магистральных нефтегазопроводов и труб общего назначения, а также профильных труб, получаемых профилированием заготовок круглых, прямоугольного и квадратного сечения для конструкций различного назначения. Трубы, производимые согласно предложенному режиму, могут быть изготовлены из стали любого качества, используемой в трубной промышленности.

Изложенные рекомендации по режиму формовки были использованы при разработке калибровок и определении координат положения валков для всего сортамента производимых труб на пяти трубоэлектросварочных агрегатах Дивизиона нефтегазопроводных труб АО "Выксунский металлургический завод" [8]. Так, при изготовлении труб с наружным диаметром 76 мм и толщиной стенки 3,5 мм на ТЭСА 40-133 ширина исходной заготовки уменьшена на 3 мм: с 235 до 232 мм, что позволило снизить расходный коэффициент металла более чем на 7 кг/т. При производстве труб диаметром 530 мм с толщиной 10 мм на ТЭСА 203-530 ширина исходной заготовки уменьшена на 8 мм: с 1675 до 1667 мм (более 5 кг/т), с толщиной стенки 6 мм — на 12 мм: с 1689 до 1677 мм (более 7 кг/т).

Качество производимых труб соответствует известным техническим требованиям и стандартам. Результаты расчета ширины исходной заготовки по предложенной и описанным ранее формулам представлены в таблице, из которой видно, что минимальные значения ширины штрипса получены при расчете согласно предложенной формуле, причем ширина исходной заготовки для труб диаметром 140...530 мм, рассчитанная по прочим формулам, имеет завышенные значения и неприменима на практике. Снижение расходного коэффициента металла составляет 5...8 кг/т в зависимости от сортамента по отношению к аналогам.

Результаты расчета ширины исходной заготовки по известным и предлагаемой формулам

D	s	D/s	Формула Б.Д. Жуковского [1]				Формула С.В. Самусева [2]			Формула А.В. Колобова [4]				Формула В.С. Юсупова [5]				Предлагаемая формула							
			ΔB_{Φ}	ΔB_k	ΔB_c	$B, \text{ мм}$	n_3	n_k	P	$B, \text{ мм}$	$\mu_{\text{ФФГ}}$	$\mu_{\text{СВ}}$	μ_k	$\Delta B_{\text{СВ}}, \text{ мм}$	$B, \text{ мм}$	ε_1	ε_2	ε_3	$B, \text{ мм}$	m	k	ε	f	B, мм	
26		9	1,5	0,7		76,5			89,8	1,008				75,1	0,83			79,9					76,0		
57		19	2,3	1,5		175,4			197,0	1,007				174,7	0,70			187,5					174,1		
76	3	25	2,3	2,0	2,0	235,6	4	0,10	262,6	1,006	1,010	0,6		235,8	0,64			253,3	0,5	0	2,5		234,4		
102		34	2,3	2,6		317,9			352,5	1,006				319,3	0,55			343,2					316,9		
127		42	3,0	2,9		397,5	4		438,9	1,005				399,5	0,48	1,1		429,5	0,010				396,2		
219		27	6,0						749,9						0,30			729,6					679,6		
325		41	8,0					0,09	1112,9						0,17			1094,7					1017,3		
426		53	8,0						1458,8						0,10			1442,5			0,7	0,004	2,7	1339,0	
530		66	8,0						1814,9						0,6			1800,6					1670,4		
Предлагаемая формула			$B = \pi(D_r - s_r) + \Delta B_{\Phi} + \Delta B_k + \Delta B_c$				$B = \pi D_r(1 + P);$ $P = \Delta \varphi^{n_3} + \Delta_{\text{СВ}} + \Delta_k n_k$			$B = \pi(D_r - s_r) \mu_{\text{ФФГ}} \mu_{\text{СВ}} \mu_k + \Delta B_{\text{СВ}};$ $\varepsilon_{\text{ФФГ}} = 0,938e^{-0,0017P};$ $\varepsilon_{\text{ФФГ}} = (1 - 1/\mu_{\text{ФФГ}}) \cdot 100 \%;$ $\mu_{\text{СВ}} = 1,008 \dots 1,012;$ $\mu_k = 1,007 \dots 1,013$				$B = \pi(D_r - s_r) k \prod_{i=1}^n \left(\frac{\varepsilon_i + 100}{100} \right);$ $\varepsilon_1 = 0,938e^{-0,0017P};$ $\varepsilon_2 = 0,5 \dots 1,2 \%;$ $\varepsilon_3 = 1,1 \dots 2,3 \%;$ $k = 1,08$				$B = \pi D(1 + m)(1 + \varepsilon) -$ $- t \left(f - k + \sin \left(\frac{\varphi_1 - \varphi_2}{2} \right) \right);$ $m = 0,008 \dots 0,012;$ $\varepsilon = 0 \dots 0,006$				Для наружного по толщине заготовки волокна			
Методика расчета			Для среднего по толщине заготовки волокна				Для наружного по толщине заготовки волокна			Для среднего по толщине заготовки волокна				Для наружного по толщине заготовки волокна											

Выводы

1. По результатам исследований процесса формообразования широкого ряда типоразмеров труб методом конечных элементов выявлена взаимосвязь между калибровкой рабочего инструмента, параметрами исходной заготовки и качеством сварного соединения.

2. Получение оптимальной формы профиля заготовки на выходе из последней клетки открытой группы и нахождение взаимосвязи между изменением периметра трубной заготовки за счетгиба в открытых клетях и характером формоизменения позволяют значительно уменьшить до рациональной величины, либо полностью исключить обжатие в закрытой группе.

3. Предложена универсальная формула, позволяющая применительно к любому характеру формоизменения с высокой точностью определять ширину штрипса и периметр заготовки на каждом этапе ее формоизменения для производства существующего и предполагаемого сортамента сварных труб малого и среднего диаметра.

4. Режим деформации, описанный данной формулой, позволил благодаря оптимизации геометрии валкового инструмента обеспечить требуемую осадку при сварке и редуцирование при калибровке из заготовки меньшей ширины и, соответственно, уменьшить расходный коэффициент металла.

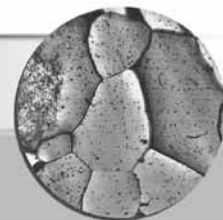
Подтвержденный экономический эффект от реализации предложенных мероприятий в 2018 г. при производстве труб сортамента трубоэлектросварочного цеха № 2 (ТЭСЦ-2) АО "Выксунский металлургический завод" (\varnothing 19...140 мм) составил 25,7 млн руб. Ожидаемый эффект при производстве труб сортамента ТЭСЦ-3 (\varnothing 203...530 мм) — более 72,1 млн руб.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Головкин Р.В., Кричевский Е.М. Производство прямошовных труб на непрерывных трубоэлектросварочных станах: учебное пособие. М.: Металлургия, 1969. 284 с.
2. Самусев С.В., Фортунатов А.Н., Макарова А.И. Расчет технологических параметров и оборудования для различных компоновок непрерывных ТЭСА: сборник задач. М.: ВФ НИТУ МИСиС, 2009. 337 с.
3. Новокшинов Д.Н., Соколова О.В., Лепестов А.Е. Обеспечение устойчивости кромок трубной заготовки при непрерывной валковой формовке // Сталь. 2017. № 9. С. 43—45.
4. Колобов А.В. Исследование и совершенствование непрерывной валковой формовки при производстве электросварных прямошовных труб: автореф. дис. ... канд. техн. наук (05.16.05). Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова. М., 2005. 172 с.
5. Совершенствование технологии производства электросварных прямошовных труб / В.С. Юсупов, А.В. Колобов, К.Э. Акопян, М.С. Селезнев, М.А. Соколин // Сталь. 2015. № 8. С. 44—50.
6. Пат. 2677558 РФ, МПК В21С37/06. Способ производства прямошовных труб диаметром от 10 до 530 мм на непрерывных трубоэлектросварочных агрегатах / Д.Н. Новокшинов; патентообладатель АО "Выксунский металлургический завод" (RU). 2018108646/02; заявл. 07.03.2018; опубл. 17.01.2019, Бюл. № 2.
7. Новокшинов Д.Н., Соколова О.В., Лепестов А.Е. Оптимизация схемы формоизменения трубной заготовки путем моделирования // Сталь. 2016. № 7. С. 53—56.
8. Математическое моделирование как инструмент разработки металлургических технологий и контроля качества продукции / О.С. Хлыбов, Д.Н. Новокшинов, Д.В. Храмушин, В.М. Максимов // Развитие технологий производства стали, проката и труб на Выксунской производственной площадке: сб. статей. 2016. С. 25—72.

Дмитрий Николаевич Новокшинов,
easy2use@mail.ru;

Ольга Вадимовна Соколова, канд. техн. наук;
Антон Евгеньевич Лепестов, канд. техн. наук



УДК 66.026.4:669.018.8

DOI: 10.36652/1684-1107-2020-18-3-125-129

Май Суан Зунг, Ю.А. Пучков, С.П. Щербаков

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

Влияние восходящей закалки на остаточные напряжения и свойства алюминиевого сплава D16

Приведены результаты исследования влияния термической обработки деформируемого алюминиевого сплава D16, включающей в себя закалку в воде, восходящую закалку (охлаждение закаленного сплава в жидком азоте, выдержку и нагрев в горячем минеральном масле), а также естественное или искусственное старение на твердость и коррозионные свойства сплава D16. Методом сверления определено влияние режимов этой термической обработки на остаточные напряжения. Сделаны рекомендации о применении восходящей закалки для снижения остаточных напряжений и коробления изделий из термически упрочняемых алюминиевых сплавов.

Ключевые слова: термическая обработка; восходящая закалка; алюминиевые сплавы; сплав D16; остаточные напряжения; коробление; механические и коррозионные свойства.

The results of heat treatment including quenching in water, uphill quenching (cooling to the liquid nitrogen temperature, holding at it and heating in hot mineral oil) and natural or artificial aging on hardness and corrosion properties of the wrought thermally hardening aluminium alloy D16 are presented. The effect of heat treatment on the residual stresses is studied by drilling method. The recommendations concerning the usage of this heat treatment to reduce residual stresses and warpage are given.

Keywords: heat treatment; uphill quenching; aluminum alloys; alloy D16; residual stresses; warpage; mechanical and corrosion properties.

Введение. Благодаря низкой плотности, высоким механическим и технологическим свойствам алюминиевые сплавы широко применяются во многих областях производства, таких как автомобильная, аэрокосмическая и оборонная промышленность [1, 2].

Термическая обработка (закалка и старение), а также термомеханическая обработка [3] значительно повышают конструктивную прочность термически упрочняемых алюминиевых сплавов, однако эти процессы сопровождаются появлением нежелательных напряжений во время обработки и после нее. Напряжения приводят к упругой и пластической деформации, короблению, увеличению припусков и объема механической обработки, снижению точности обработки и стабильности размеров обрабатываемых изделий, а так-

же уменьшают их прочность, надежность и долговечность [4–6].

Для того чтобы обеспечить это множество требований, выбирают охлаждающие закалочные среды и их температуру [7]. Хороших результатов при этом добиваются, применяя теорию закалочного фактора, для реализации которой необходимо определение режимов охлаждения в различных точках изделия (например, используя программный комплекс ANSYS), наличие диаграммы изотермического распада обрабатываемого сплава и специального программного обеспечения [8–12].

Дальнейшим шагом в совершенствовании технологии упрочнения алюминиевых сплавов является еще недостаточно изученная технология, включающая в себя восходящую закалку [13–16]. По этой технологии детали после

закалки в воде охлаждают до низких температур, например, погружением в жидкий азот, а затем быстро нагревают в кипящей воде, высокоскоростном паре или горячем масле.

Показано [14], что остаточные напряжения, возникающие при обработке этим методом, могут быть уменьшены на 90 % по сравнению с обычной термической обработкой. При восходящей закалке остаточные напряжения и коробление снижаются, так как при этой обработке направление напряжений и деформации противоположно напряжениям и деформации, возникающим при предшествующей ей закалке в воде. При этом восходящая закалка является разновидностью поверхностного упрочнения, позволяющего увеличить конструкционную прочность изделия. Восходящая закалка может быть применена для ряда высокоточных фасонных крупногабаритных изделий, например вафельных конструкций, постаментов инерционных систем позиционирования, крупногабаритных зеркал телескопов [4] и т.д.

Цель работы — исследование влияния восходящей закалки на остаточные напряжения, твердость и коррозионные свойства сплава Д16 после естественного и искусственного старения.

Объектом исследований являлись кольцевые образцы с внешним диаметром 60 мм, внутренним диаметром 40 мм и толщиной 10 мм.

Химический состав образцов сплава Д16 определен на атомно-эмиссионном спектрометре с лазерным возбуждением "ЛАЭС" (табл. 1).

Термическую обработку проводили в шахтных печах. Последовательность и режимы термической обработки приведены в табл. 2 и на рис. 1.

1. Химический состав образцов сплава Д16, % мас.

Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Zn	Cr	Ti	Al
4,35	1,50	0,60	0,50	0,50	0,10	0,16	0,07	Основа

Для поддержания температуры в соляной и масляной ваннах использовали аттестованные хромель-копелевые термопары и микропроцессорный измеритель-регулятор температуры 2ТРМ1-Щ2.У.РР. Рабочая среда соляной ванны — смесь солей: 55 % NaNO_3 + 45 % NaNO_2 , масляной ванны — Термойл-26. Для выравнивания температуры внутри ванн их содержимое во время выдержек в них образцов тщательно перемешивали. Образцы, обработанные по режимам № 1 и № 3, подвергали искусственному старению в камерной печи BINDER ED-23, а по режимам № 2 и № 4 — естественному старению.

Остаточные напряжения в образцах определяли методом сверления по стандарту ASTM E837-08 [5–7], используя тензодатчики типа В (рис. 2, см. обложку). Сверление перпендикулярно внешней цилиндрической поверхности на глубину 2 мм выполняли конической торцевой пальчиковой фрезой диаметром 1,8 мм (см. рис. 2). Мостовая схема для определения остаточных напряжений приведена на рис. 3.

Микротвердость сплавов измеряли на твердомере EMCO-TEST Durascan 20 по методу Виккерса с нагрузкой 0,9807 Н (100 гс) и выдержкой 10 с в соответствии с ГОСТ Р ИСО 6507-1—2007.

Процессы коррозии исследовали с использованием потенциостата IPC-ProMF и анализатора частотного отклика FRA-2. Для проведения потенциодинамических коррозионных исследований применяли электрохимическую ячейку с хлорсеребряным электродом сравне-

2. Режимы термической обработки образцов из сплава Д16

Номер режима термической обработки	Закалка	Восходящая закалка	Старение
1	Нагрев в соляной ванне до $(495 \pm 2)^\circ\text{C}$ и выдержка 20 мин с последующим охлаждением и выдержкой 5 мин в воде с температурой $(40 \pm 1)^\circ\text{C}$	Охлаждение и выдержка 5 мин в жидком азоте до -196°C , нагрев с -196°C и выдержка 5 мин в масле с температурой $(175 \pm 2)^\circ\text{C}$	При $(190 \pm 1)^\circ\text{C}$, 12 ч
2			При $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$, 100 ч
3		Не проведена	При $(190 \pm 1)^\circ\text{C}$, 12 ч
4			При $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$, 100 ч

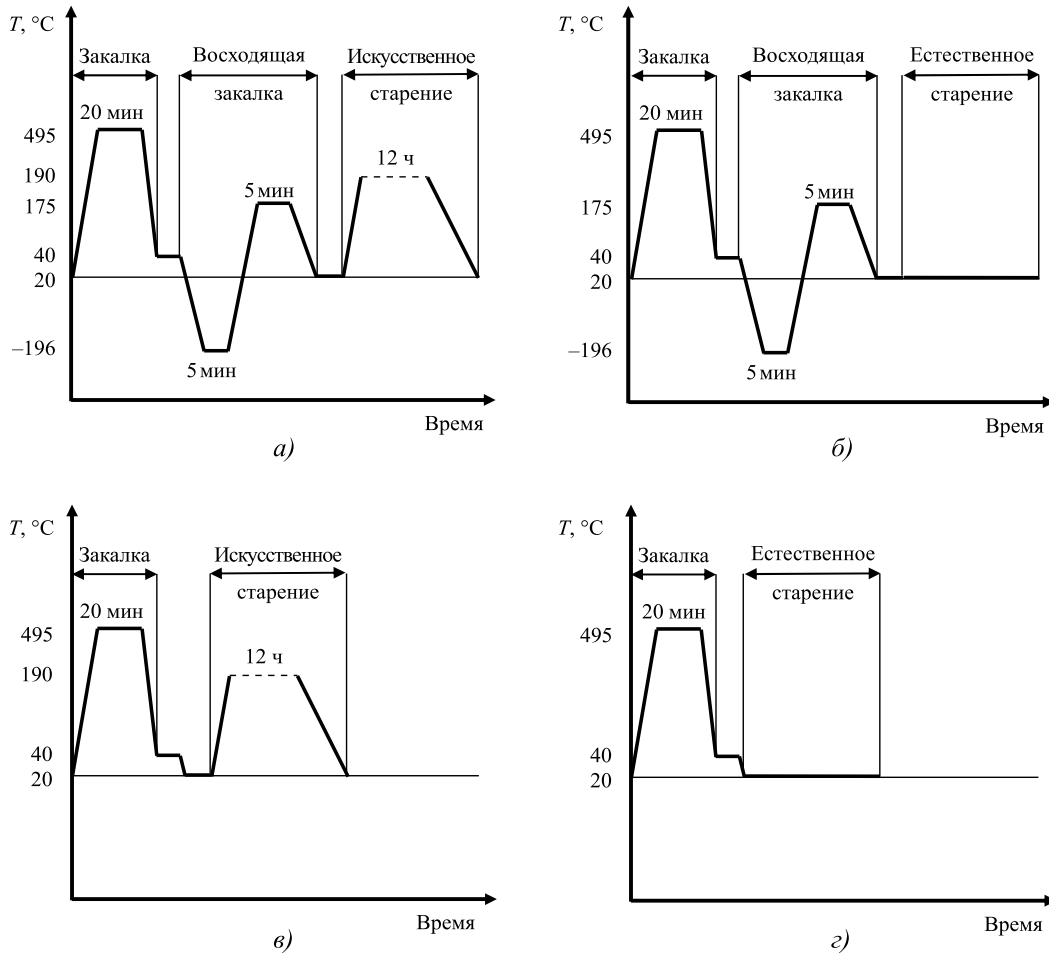


Рис. 1. Схемы термической обработки образцов из сплава Д16 по различным режимам: а — № 1; б — № 2; в — № 3; з — № 4

ния и вспомогательным платиновым электродом. Исследования выполняли в 3%-ном водном растворе NaCl.

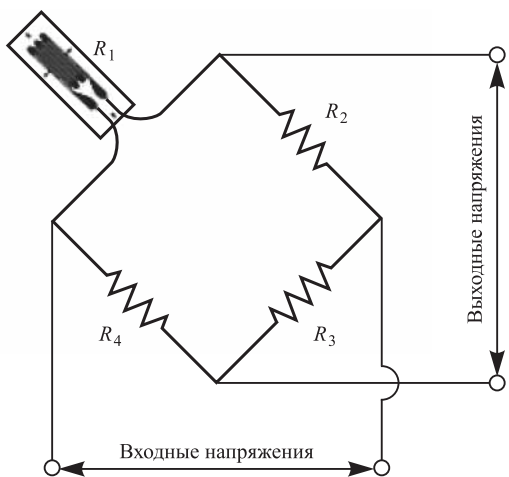


Рис. 3. Мостовая схема для определения остаточных напряжений

После формирования на поверхности образца стабильного потенциала коррозии снимали катодную и анодную поляризационные кривые со скоростью развертки потенциала 1 мВ/с. Значения потенциалов пересчитаны по отношению к стандартному водородному электроду по соотношению $E_{с.в.э} = E_{х.с.э} + + 0,222 \text{ В}$. Для определения поляризационного сопротивления R_p использовали стандарт ASTM G102, а статистическую обработку результатов проводили для 20 точек поляризационной диаграммы, отличающихся на 10...20 мВ от потенциала коррозии [8]. Для расчета плотности коррозионного тока использовали уравнение Тафеля.

Результаты исследования и их обсуждение. На рис. 4 приведены результаты определения методом сверления остаточных напряжений.

Термическая обработка, включающая в себя охлаждение образцов в жидком азоте с последующим нагревом в минеральном масле

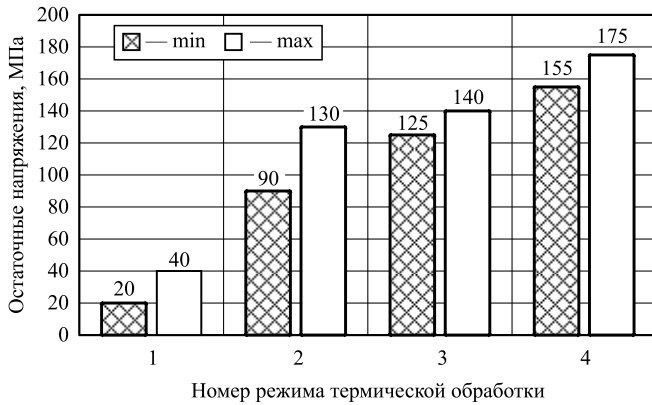


Рис. 4. Минимальные и максимальные остаточные напряжения в кольцевых образцах, термообработанных по исследуемым режимам

до температуры 180 °С, уменьшает максимальные остаточные напряжения в образцах после искусственного старения — со 140 до 40 МПа, т.е. на 71 %, а после естественного старения — со 175 до 130 МПа, т.е. на 26 %. Причиной снижения остаточных напряжений является появление градиента температур и развитие пластической деформации при нагреве от температуры жидкого азота –196 °С до температуры нагретого до 180 °С масла.

На рис. 5 и в табл. 3 представлены результаты измерения микротвердости на боковой поверхности кольцевого образца, изменяющейся по параболическому закону. Максимальная твердость наблюдается вблизи внешней и внутренней цилиндрических поверхностей кольца, минимальная — в центре боковой поверхности.

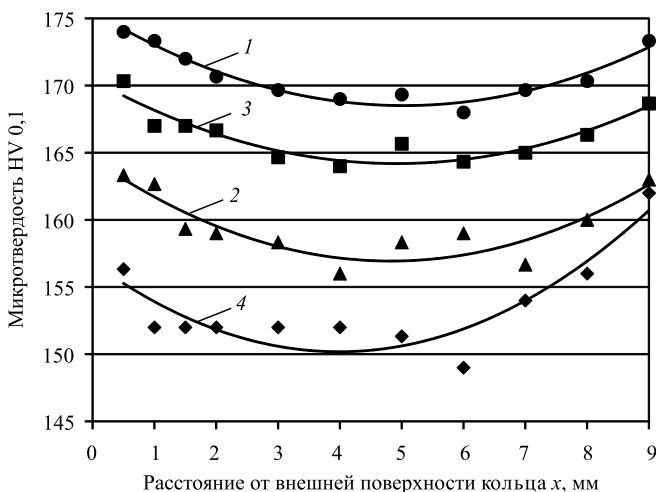


Рис. 5. Изменение микротвердости на боковой поверхности кольцевых образцов, термообработанных по исследуемым режимам № 1–4 (1–4)

3. Зависимость микротвердости HV 0,1 от расстояния x до внешней поверхности кольца и достоверность аппроксимации R²

Номер режима термической обработки	Микротвердость HV 0,1	R ²
1	$HV_{0,1} = 0,2767x^2 - 2,7873x + 175,53$	0,9456
2	$HV_{0,1} = 0,2582x^2 - 2,5406x + 170,44$	0,8514
3	$HV_{0,1} = 0,3266x^2 - 3,1507x + 164,53$	0,7989
4	$HV_{0,1} = 0,4186x^2 - 3,3372x + 156,83$	0,8206

Указанное распределение твердости после старения, вероятно, связано с пластической деформацией и увеличением при восходящей закалке плотности дислокаций, служащими центрами образования упрочняющих выделений при старении. Образующиеся выделения должны иметь меньшие размеры и быть ближе расположены друг к другу.

На рис. 6, 7 (см. обложку) и в табл. 4 приведены результаты коррозионных исследований. Восходящая закалка не оказывает на потенциалы коррозии E_{корр} такого сильного влияния, как вид старения. Тем не менее потенциалы коррозии образцов (красные линии на рис. 6), к которым применяли восходящую закалку, выше, чем у образцов, подвергнутых закалке только в воде и старению.

Потенциодинамический метод, результаты использования которого показаны на рис. 7 в виде зависимости электродного потенциала E от

4. Результаты потенциодинамического анализа образцов из сплава Д16 в 3%-ном водном растворе NaCl

Коррозионная характеристика	Номер режима термической обработки			
	1	2	3	4
E _{корр} , мВ	-408,6	-335,4	-405,8	-341,5
R _p (кат.), Ом	6260	7576	7365	7150
R _p (ан.), Ом	2740	1238	2397	1055
b _{кз} , мВ	-775	-491	-738	-506
b _{аэ} , мВ	38	46	—	—
j _{корр} , мкА/см ²	2,7	2,3	2,6	2,1
K _П , мм/год	0,030	0,025	0,028	0,022
Балл	4			
Характеристика материала	Стойкий			

плотности тока j , показал, что восходящая закалка увеличивает способность сплава пассивироваться при анодной поляризации. Такой вывод можно сделать учитывая, что красные линии на рис. 7 имеют большую вогнутость.

В то же время скорость общей коррозии в данной среде определяется скоростью катодного процесса $O_2 + 2H_2O + 4e^- \rightarrow OH^-$, протекающего медленнее анодного процесса ионизации металла $Me \rightarrow Me^{n+} + ne^-$. К такому выводу можно прийти, анализируя данные расчета, приведенные в табл. 4, где показано, что поляризационные сопротивления катодных процессов R_p выше, чем для анодных процессов. Этот тезис подтверждают и значения коэффициентов b_a и b_k в уравнении Тафеля. Скорость коррозии, мерой которой являются плотность коррозионного тока $j_{кор}$ и линейный показатель коррозии K_P , в данном случае определяет катодно-омический контроль. Небольшое повышение скорости коррозии у образцов, подвергнутых восходящей закалке, возможно, связано с увеличением дисперсности структуры, энергии и реакционной способности сплава. После всех четырех режимов термической обработки сплав имеет 4-й балл коррозионной стойкости, т.е. характеризуется в данной среде как стойкий.

Заключение. Предлагаемая термическая обработка, включающая в себя охлаждение исследованных образцов из сплава Д16 после закалки в воде с последующими охлаждением в жидком азоте до $-196^\circ C$ и нагревом в масле до $180^\circ C$, уменьшает максимальные остаточные напряжения в образцах после естественного старения со 175 до 130 МПа, т.е. на 26 %, а после искусственного старения со 140 до 40 МПа, т.е. на 71 %.

Восходящая закалка увеличивает твердость в поверхностной зоне изделия и практически не влияет на коррозионную стойкость сплава после старения. Отмеченные изменения свойств являются, вероятно, следствием пластической деформации, сопровождающей восходящую закалку.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Алюминиевые** деформируемые сплавы / В.В. Антипов, О.Г. Сенаторова, Е.А. Ткаченко, Р.О. Вахромов // *Авиационные материалы и технологии*. 2012. № 5. С. 167–182.
2. **История** авиационного материаловедения: ВИАМ — 75 лет поиска, творчества, открытий / под общ. ред. Е.Н. Каблова. М.: Наука, 2007. 343 с.
3. **Рабинович М.Х.** Термомеханическая обработка алюминиевых сплавов. М.: Машиностроение, 1972. 169 с.
4. **Буркин С.П., Шимов Г.В., Андрюкова Е.А.** Остаточные напряжения в металлопродукции: учебное пособие. Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2015. 248 с.
5. **Биргер И.А.** Остаточные напряжения. М.: МАШГИЗ, 1963. 223 с.
6. **Чернышев Г.Н., Попов А.Л., Козинцев В.М.** Полезные и опасные остаточные напряжения // *Природа*. 2002. № 10. С. 1–10.
7. **Райцес В.Б.** Термическая обработка на металлургических заводах. М.: Металлургия, 1971. 248 с.
8. **Пучков Ю.А., Ван Яньлун, Ампилогов А.Ю. и др.** Исследование влияния скорости охлаждения при закалке на структуру и свойства сплава В91ТЗ системы Al–Zn–Mg–Cu // *Технология металлов*. 2010. № 8. С. 15–21.
9. **Пучков Ю.А., Ван Яньлун, Полянский В.М. и др.** Исследование распада переохлажденного твердого раствора алюминиевого сплава В91 системы Al–Zn–Mg–Cu // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2010. № 8. С. 16–22.
10. **Бенариев И., Пучков Ю.А., Клочков Г.Г. и др.** Исследование влияния скорости охлаждения при закалке на структуру и свойства листов из высокотехнологичного сплава В-1341 системы Al–Mg–Si // *Материаловедение*. 2019. № 7. С. 43–48.
11. **Пучков Ю.А., Полянский В.М., Седова Л.А.** Исследование влияния режимов изотермической закалки на структуру и свойства алюминиевого сплава В-1341Т // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2019. № 2. С. 13–19.
12. **Бенариев И., Пучков Ю.А., Клочков Г.Г. и др.** Прогнозирование влияния режима закалки на механические свойства листов из термически упрочняемого алюминиевого сплава В-1341 // *Роль фундаментальных исследований при реализации "Стратегических направлений развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года": материалы IV Всероссийской конференции*. 2018. С. 58–70.
13. **Simencio E.C.A., Totten G.E., Canale L.C.F.** Uphill quenching of aluminum: a process overview // *International Heat Treatment and Surface Engineering*. 2011. Vol. 5. Iss. 1. P. 26–30.
14. **Totten G.E., Mackenzie D.S.** Aluminum quenching technology: a review: *Material Science Forum*. 2000. Vol. 331–337. P. 589–594.
15. **Hill H., Barker R., Wiley L.** The thermal mechanical method for relieving residual quench stresses in aluminum alloys // *Transactions of American Society of Mechanical Engineers*. 1959. Vol. 52. P. 657–671.
16. **Lados D.A., Apelian D., Wang L.** Minimization of residual stress in heat-treated Al–Si–Mg cast alloys using uphill quenching: Mechanisms and Effects on Static and Dynamic Properties // *Materials Science and Engineering: A*. 2010. Vol. 527. Iss. 13–14. P. 3159–3165.

Май Суан Зунг;

*Юрий Александрович Пучков, канд. техн. наук,
putchkov_bmstu@mail.ru;*

Святослав Павлович Щербаков

А.Н. Чуканов¹, В.А. Терешин¹, А.Е. Гвоздев¹, А.А. Шатульский²,
А.П. Навоев², А.Н. Сергеев¹, А.А. Яковенко³, С.Н. Кутепов¹, Е.В. Цой¹

¹ Тульский государственный педагогический университет имени Л.Н. Толстого,

² Рыбинский государственный авиационный технический университет имени П.А. Соловьева,

³ ООО "Металлург-Туламаш", г. Тула)

Эволюция зон пластичности в окрестности пор в сталях в условиях стресс-коррозии*

Предложен метод определения координат границ зон пластичности, развивающихся в окрестности пор при нагружении литых и порошковых конструкционных сталей, находящихся в контакте с агрессивными средами. Учтено влияние внешнего растягивающего напряжения и давления газов в порах.

Ключевые слова: стали; растяжение; коррозионные среды; порообразование; замедленное разрушение; зона пластичности; тензор напряжений; функции комплексных переменных.

Method for determining of the coordinates of the plasticity zones boundaries formed in the vicinity of pores under loading of cast and powder structural steels in contact with aggressive media is proposed. The effect of external tensile stress and gas pressure in pores is taken into account.

Keywords: steels; tensile; corrosive media; pore formation; delayed fracture; ductility zone; stress tensor; complex variables functions.

Введение. Развитие газонаполненных несплошностей (пор, трещин) в структуре изделий железоуглеродистых литых сплавов и порошковых композиций зачастую связано с их контактом с агрессивными средами при дополнительном температурно-силовом воздействии. Порообразование и растрескивание в таких условиях активно влияет на формирование физико-механических свойств сталей.

Контакт с агрессивными средами и силовое воздействие усложняют механизм развития несплошностей (пор), ведут к накоплению в них газов (например, водорода) и увеличению внутреннего давления [1–4]. В результате вокруг поры формируется микроробъем повышенных напряжений. Наличие градиента внутренних напряжений, усиленного внешними растягивающими напряжениями в окрестностях такого концентратора, активизирует перераспределение напряжений, ускоряет диффузию к ним атомов внедрения (водорода и углерода) из окружающей матрицы [5]. Водород под действи-

ем напряжений транспортирует атомы углерода к перенапряженным микроробемам [6]. В порах возможно взаимодействие водорода и углерода с образованием метана, дополнительно увеличивающего давление в порах [7].

Описанные процессы ведут к обезуглероживанию прилегающих к порам областей [8, 9]. В итоге перераспределение и аккомодация накопленных в порах и их окрестностях напряжений приводят к формированию радиальных и кольцеобразных (сферических) трещин, окружающих пору [10].

Релаксация напряжений путем появления свободных поверхностей в окрестностях пор и трещин ведет к формированию зон пластичности на их периферии. Эти зоны во многом определяют структурообразование и уровень физико-механических свойств сталей. Эволюция морфологии и размеров зон пластичности, окружающих поры, и их механизмы подробно не изучены. Эволюция таких зон играет существенную роль в ускорении диффузионных процессов, деструкции и развитии замедленного разрушения. Изучение эволюции зон пластичности является важным для прогнозирования работоспособности изделий из железоуглеродистых литых и порошковых сталей.

* Работа выполнена по федеральной целевой программе "Исследование и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014–2020 годы" (уникальный идентификатор проекта RFMEF157717X0271).

Цель работы — расчет геометрии, размеров и координат границ объемных зон пластичности в упрочненных сталях с учетом условий водородной стресс-коррозии.

Методика проведения исследований. Поставленную задачу решали на базе анализа распределения компонент тензора напряжений в окрестностях несплошностей (пор) в форме цилиндра, сферы, двояковыпуклой линзы [10–13].

Использовали методики аппарата теории функций комплексных переменных [14]. Функции, описывающие распределение напряжений около поры, моделировали по аналогии с полем скоростей идеальной жидкости. Применяли описание потенциального обтекания идеальной жидкостью поверхности твердого тела "обтекаемой" формы. Действующую силу заменяли скоростью частицы жидкости. Вектор скорости частицы жидкости на поверхности твердого тела считали направленным по касательной к ней. Ближайшие к поверхности линии тока проходили по поверхности поры.

При рассмотрении упругонапряженного состояния металлической среды использовали термин "силовая линия" (аналог линии тока). Под ним понимали линию, касательная к которой в каждой ее точке совпадает с направлением максимальной силы взаимодействия между соседними элементами среды. Ввели функции ϕ (потенциал) и ψ (аналог функции тока).

Указанный подход успешно применяли для оценки распределения напряжений около поверхности поры в форме цилиндра (цилиндрическая пора) в образце, подвергнутом одноосному растяжению в ходе наводороживания [15].

Связав с функциями ϕ или ψ компоненты тензора напряжений σ_{ik} : $\sigma_{zz} \sim \partial\phi/\partial z$, $\sigma_{yz} \sim \partial\phi/\partial y$, получили выражение

$$\sigma_{zz} = \sigma \left[1 + \frac{a^2(y^2 - z^2)}{r^2} \right]; \quad \sigma_{zy} = \sigma \frac{-2a^2zy}{r^4},$$

где a — радиус поры в форме сферы; r — модуль радиуса-вектора точки наблюдения ($r^2 = x^2 + y^2$).

Функции $\sigma_{zz}(z, y)$ и $\sigma_{zy}(z, y)$ подчинялись условию равновесия

$$\frac{\partial\sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{\partial\sigma_{zy}}{\partial y} = 0.$$

Компоненту тензора напряжений σ_{yy} определяли с помощью дополнительного условия равновесия

$$\frac{\partial\sigma_{yz}}{\partial z} + \frac{\partial\sigma_{yy}}{\partial y} = 0.$$

Для σ_{yy} было получено выражение

$$\sigma_{yy} = \sigma \left[\text{const}(z) - \frac{a^2(y^2 - z^2)}{r^4} \right].$$

Уравнения, выражающие условия равновесия, эквивалентны уравнению Лапласа для функций ϕ и ψ . Таким образом, функции σ_{zz} , σ_{zy} , σ_{yy} удовлетворяют уравнению сплошности, в которое входят вторые производные от этих функций, а также коэффициент Пуассона.

Экспериментальные результаты. Определение координат зоны пластичности в окрестностях поры в форме двояковыпуклой линзы. Рассмотрены особенности поля напряжений около поры в форме двояковыпуклой линзы, когда в концентрации напряжений заметную роль могут играть края линзы [16].

В соответствии с подходом, изложенным в [15–17], считали, что уравнение истинной силовой линии описывало связь между ρ и z в виде $\rho = \rho(z, a, b)$, (ρ, z — координаты в цилиндрической системе, b — параметр). С помощью функции $\rho(z, b)$ компоненты тензора напряжений σ_{zz} и σ_{zp} определяли в виде (1):

$$\sigma_{zp}^{-1} = \frac{\partial\rho^2}{\partial b^2} = \frac{\rho}{b} \frac{\partial\rho}{\partial b}; \quad \sigma_{zp}^{-1} = \frac{\rho}{b} \frac{\partial z}{\partial b}. \quad (1)$$

Под σ_{zz} и σ_{zp} понимали приведенные величины как результат отношения истинных величин к внешнему напряжению σ_0 .

Уравнение условной силовой линии (реальной линии при $z > h$) имеет вид $\rho_a = \rho_a(z, a, b)$, тогда

$$b^2 = \rho_a^2 \left[1 - \frac{a^4}{(\rho_a^2 + L_z^2)^2} \right], \quad (2)$$

где $2h$ — толщина двояковыпуклой линзы в ее центре; $L_z = L + z$; L — расстояние от центра поры в форме двояковыпуклой линзы до центра кривизны ее поверхности.

Функция ρ_a задается в неявном виде. Для установления вида зависимости (2) вначале рассматривали прохождение силовых линий вблизи сферической поры радиусом $a = l$. Силовая линия с прицельным расстоянием b пересекает плоскость $z = 0$ на расстоянии ρ_1 от центра сферической поры, причем согласно ранее полученному в [16] результату

$$b^2 = \rho_1^2 \left[1 - \frac{l^4}{\rho_1^4} \right].$$

Предполагали, что в случае поры в виде двояковыпуклой линзы того же габарита l силовая линия с параметром b пересечет плоскость $z = 0$ на расстоянии от центра, не превышающем ρ_1 . Величина ρ_1 являлась первой приближительной оценкой ρ_m . Дальнейшее уточнение основывали на том, что заостренный край поры — двояковыпуклой линзы — сильнее концентрирует силовые линии, чем край сферической поры. При этом учитывали, что силовые линии встречаются на своем пути сферическую пору радиусом a ($a^2 = l^2 + L^2$). Искривление первоначально прямых силовых линий начинается у полюса сферической поверхности радиусом a . В итоге для ρ_m получили выражение

$$\begin{aligned} \rho_m^2 &= l^2 + b^2 + \frac{l^2}{2a^2} b^2 + Bb^4, \\ B &= \frac{3l^2 L^2 + a^4}{8l^2 a^4}. \end{aligned} \quad (3)$$

Используя этот результат, получили выражения для численного расчета, описывающие поле напряжений около сферической линзы. Для истинной функции силовой линии $\rho = \rho(z, a, b)$ можно записать

$$\rho = \rho_a - S(z, b),$$

где $b^2 = \rho_b^2 \left[1 - \frac{a^4}{(\rho_b^2 + L_z^2)^2} \right]$.

Для вспомогательной функции $S(z, b)$ считали известным следующее: $z = 0, S = \rho_b - \rho_m = f_{(b)}$. Тогда

$$S = f_{(b)} g. \quad (4)$$

Функция g — безразмерная, ее график — ниспадающая линия, имеющая горизонтальные касательные в точке $z = 0$ и в бесконечно удаленной точке.

При малых z ($z \ll h$) можно записать уравнение (5)

$$\rho = \rho_m + \left. \frac{d^2 \rho}{dz^2} \right|_0 z^2 \quad (5)$$

(в точке $z = 0$ первая производная равна нулю). Применяя правило (6)

$$\sigma_{zz}^{-1} = \left. \frac{\rho}{b} \frac{d\rho}{db} \right|_z, \quad (6)$$

для точки $z = 0$ получили выражение

$$\sigma_{zz}^{-1} = \frac{l^2}{2a^2} \dots, \sigma_{zz} = \frac{2a^2}{l^2}. \quad (7)$$

На основании этого результата заключили, что в точке $z = 0, \rho = l$ (вершина профиля двояковыпуклой линзы) величина σ_{zz} будет превышать в a^2/l^2 раз таковую для сферической поры радиуса a (точка $z = 0, \rho = l$ — обычная точка сферы). Аналогичные утверждения можно сделать и относительно других точек окрестности $z = 0, \rho = l$.

Представим, что вначале в упрочненном образце есть пора в виде сферы радиусом, равным l . Функции σ_{zz} и σ_{zp} при этом имеют вид:

$$\sigma_{zz}^{(o)} = 1 + \frac{l^4(\rho^2 - z^2)}{(\rho^2 + z^2)^3}; \dots, \sigma_{zp}^{(o)} = \frac{l^4 2\rho z}{(\rho^2 + z^2)^3}, \quad (8)$$

(знаком "о" специально отмечен случай сферы).

Исходя из (8) в точке $z = 0, \rho = l$ получаем $\sigma_{zz}^o = 2, \sigma_{zp}^o = 0$; а в точке $z = l, \rho = 0$ обе эти величины равны нулю.

Изменим форму поры, превратив ее в двояковыпуклую сферическую линзу с параметрами l (внешний радиус), h (полутолщина в центре), a (радиус кривизны поверхности). Тогда в точке $z = 0, \rho = l$ будет в соответствии с результатом (7) реализовано условие $\sigma_{zz} = 2a^2/l^2 = 2(1 + L^2/l^2)$, где $L^2 = a^2 - l^2$.

Функция $\rho(z, p)$: при $z > 0$ имеет отрицательную производную $(\partial\rho/\partial z)_p$. Отрицательна и вторая ее производная. При $z = 0$ предел второй производной функции при $b \rightarrow 0$ ($L \neq 0$) равен $-\infty$. При значениях $z > h$ функция $\rho(z, b)$ будет близка к функции $\rho_a(z, b)$. Чем больше z , тем меньше разность между ними.

Второе допущение состоит в том, что в точке, являющейся полюсом поверхности (как сферической, так и линзообразной поры) величины σ_{zz} и σ_{zp} должны равняться нулю. Для поры-линзы с параметрами l, h это должно происходить при $z = h$.

При синтезе описанных допущений в отношении общей формулы для σ_{zz} или σ_{zp} было принято следующее: 1) при $L = 0, l = a$ и малых z она должна иметь вид (6); 2) при $L \neq 0, l < a$ и z , близких к h она должна иметь вид

$$\sigma_{zz} = 1 + \frac{(l^2 + L^2)^2 [\rho^2 - (L + z)^2]}{[\rho^2 + (L + z)^2]^3}$$

(это выражение можно получить из (1) и (2), считая $\rho = \rho_a$).

Исходя из этих соображений, функцию σ_{zz} уточнили в виде

$$\sigma_{zz} = 1 + \frac{A_{(z)} [\rho^2 - Z_{(z)}^2]}{[\rho^2 + Z_{(z)}^2]^3}, \quad (9)$$

где $A = A_{(z)}$ — переходная функция от начального значения $A_0 = (\beta_0 - 1)l^4$ до значения $A_1 = a^4$ при $z = h$; $Z_{(z)}$ — функция z , описывающая переход от z при $z \ll h$ к $L + z$ при $|z - h| \ll h$; $\beta_0 = 2a^2/e^2$.

Как показывают оценки, интервал значений функции A незначителен. В случае $l = 0,8$ величина $A_1/A_0 - 1$ составляет 0,1296; в случае $l = 0,5$ она равна 0,5625.

При использовании (9) и реализации условия равновесия

$$\partial\sigma_{zz}/\partial z + (1/\rho)(\rho\sigma_{z\rho})/\partial\rho = 0 \quad (10)$$

для $\sigma_{z\rho}$ получили:

$$\sigma_{z\rho} = \frac{-2A\rho Z Z_z^l}{(\rho^2 + Z^2)^3} + \frac{A_z^l \rho}{2(\rho^2 + Z^2)^2} + \frac{f}{\rho},$$

где $Z_z^l = dZ/dz$, $A_z^l = \partial A/\partial z$; f — постоянная интегрирования (может быть функцией z).

Постоянная f при $z = 0$ должна быть принята равной нулю, как в случае $l = a$, $L = 0$. Выражение для $\sigma_{z\rho}$ можно упростить, воспользовавшись свободой подбора функций Z , A и f с учетом выполнения соотношения

$$\frac{-4A\rho Z Z_z^l}{(\rho^2 + Z^2)^3} + \frac{f}{\rho} = \frac{-2A\rho Z}{(\rho^2 + Z^2)^3}. \quad (11)$$

В этом случае

$$\sigma_{z\rho} = \frac{-2AZ\rho}{(\rho^2 + Z^2)^3}. \quad (12)$$

Функция $A(z)$ считается решением уравнения (11) при заданной $Z(z)$, причем

$$Z = ax = (a/h)z. \quad (13)$$

После исключения $A(z)$ (с помощью (11)) выражение (12) принимает вид

$$\sigma_{z\rho} = \frac{A_0}{(S_i^2 + Z^2)^2} \frac{-2S_i Z}{S_i^2 + Z^2} \left(1 + \frac{Z^2}{S_i^2}\right)^M, \quad (14)$$

где

$$M = \frac{\ln A_f/A_0}{\ln(1 + a^2/S_i^2)}, \quad (15)$$

где S_i — последовательность чисел, характеризующая возможные значения величины ρ (какое-либо значение ρ попадает в интервал $S_i \dots S_{i-1}$).

Итоговые формулы для σ_{zz} и $\sigma_{z\rho}$ — это формулы (9) и (14). Формулы (13) и (15) — вспомогательные, формула (11) — поясняющая.

Обсуждение результатов. Разработана следующая процедура расчета компонент тензора напряжений σ_{zz} и $\sigma_{z\rho}$:

$$\sigma_{zz} = 1 + \frac{A_0}{(S_i^2 + Z^2)} \frac{S_i^2 - Z^2}{S_i^2 + Z^2} \left(1 + \frac{Z^2}{S_i^2}\right)^{3\epsilon_i}; \quad (16)$$

$$\sigma_{z\rho} = \frac{A_0}{(S_i^2 + Z^2)^2} \frac{-2S_i Z}{S_i^2 + Z^2} \left(1 + \frac{Z^2}{S_i^2}\right)^{3\epsilon_i}. \quad (17)$$

В том случае, когда пора имеет форму сферы, величины a и l совпадают, поэтому при $z = 0$, $b \rightarrow 0$, $\rho \rightarrow l$ будет $\sigma_{zz} = 2$. Для поры в форме двояковыпуклой линзы роль играет острота ее кромки. Чем она острее (чем больше a/l), тем больше σ_{zz} .

При выяснении геометрии границы возможной зоны пластичности необходимо рассмотреть главные слагаемые, входящие в левую часть критерия пластичности Губера—Мизеса. Речь идет только о точках области, окружающей кромку линзы. К главным слагаемым были отнесены σ_{zz}^2 и $3\sigma_{z\rho}^2$. Слагаемые $\sigma_{\rho\rho}\sigma_{zz}$ и $\sigma_{\rho\rho}^2$ считали поправочными, так как по оценкам максимальное значение $\sigma_{\rho\rho}$ составляет несколько процентов от величины $(\sigma_{zz})_{\max}$. В общем виде уравнение на условие пластичности:

$$\sigma_{zz}^2 + 3\sigma_{z\rho}^2 = (\sigma_T/\sigma)^2 = \beta^2, \quad (18)$$

где σ_T — предел текучести стали при растяжении; $\sigma_T/\sigma = \beta$ — приведенный к внешнему напряжению предел текучести.

При подстановке σ_{zz} и $\sigma_{z\rho}$ из формул (9), (14) выражение (18) получит вид

$$\frac{2A(\rho^2 - Z^2)}{(\rho^2 + Z^2)^3} \left[1 - \frac{A(\rho^2 - Z^2)}{(\rho^2 + Z^2)^3} \right] + 3 \frac{A^2}{(\rho^2 + Z^2)^4} = \beta^2 - 1, \quad (19)$$

где $A = A_0 (1 + Z^2/\rho^2)^{3\varepsilon}$.

При заданном ρ подбирали значения S_i и S_{i+1} , так чтобы ρ было внутри интервала $S_i \dots S_{i+1}$. Далее при этих S_i и разных пробных z рассчитывали значения σ_{zz} и $\sigma_{z\rho}$ (по формулам (16) и (17)) и проверяли выполнение равенства (18).

Характерной точкой зоны пластичности является точка с координатами $z = 0, \rho = \rho_{\max}$, где ρ_{\max} определяется из равенства (20) (вырожденного уравнения (18)):

$$\sigma_{zz} = \beta, \rightarrow \beta - 1 = (\beta_0 - 1) \frac{l^4}{\rho^4}, \quad (20)$$

$$\rho_{\max} = l \left(\frac{\beta_0 - 1}{\beta - 1} \right)^{1/4}.$$

При $\beta = 2$ $\rho_{\max} = l(\beta_0 - 1)^{1/4}$. Это самая удаленная (верхняя) точка зоны пластичности. В качестве других ее характерных точек можно указать точки поверхности: точку $z = z_l$ на уровне $\rho = l$. Самую крайнюю точку на поверхности линзообразной поры $z = z_r, \rho = \rho_r$; точку на пересечении границы зоны пластичности с линией $\rho = Z$. Координаты последней определяли с помощью уравнения (19), из которого при $\rho = Z$ получили

$$A^{1/2} = \left(\frac{\beta^2 - 1}{3} \right)^{1/4} 2Z^2.$$

Для достаточно точного численного решения данного равенства принимали средние значения A : $A \approx 0,5(A_0 + A_f)$.

В табл. 1 приведены результаты вычислений параметров пор для различных значений l/a ($\beta = 2$).

Для последующего сопоставления с экспериментальными результатами металлографии

1. Результаты расчетов параметров пор при различных значениях l/a

l/a	ρ_{\max}/a	ρ_{\max}/l	z_l/a	z_l/h	ρ_r/a	z_r/a
0,8	0,966	1,2075	0,17	0,425	0,57	0,2215
0,707	0,9305	1,316	0,145	0,495	0,48	0,17
0,6	0,8765	1,461	0,144	0,72	0,305	0,153
0,5	0,8135	1,6265	0,100	0,74	0,25	0,103

2. Количественная оценка размеров зоны пластичности около поры при различных значениях l и h

Параметр	Значение			
	0,5	0,4085	0,333	0,268
$\rho_{\max} - l$, мкм	2,075	3,16	4,61	6,26
	10,375	15,80	23,05	31,30
	20,75	31,6	46,1	62,60
z_l , мкм	2,125	2,02	2,40	1,98
	10,62	10,10	12,00	9,90
	21,25	20,2	24,00	19,80
$l - \rho_r$, мкм	2,875	1,605	4,65	5,14
	14,40	8,03	23,80	25,70
	28,75	16,05	46,5	51,40

Примечание. Значения параметров $\rho_{\max} - l, z_l, l - \rho_r$ приведены для $l = 10; 50$ и 100 мкм соответственно. Значения параметра h/l соответствуют величинам $l/L = 4/3 \dots 1$, получаемым из первого столбца табл. 1.

ческого анализа был сделан переход к базовым величинам l и h (вместо использованных a и l).

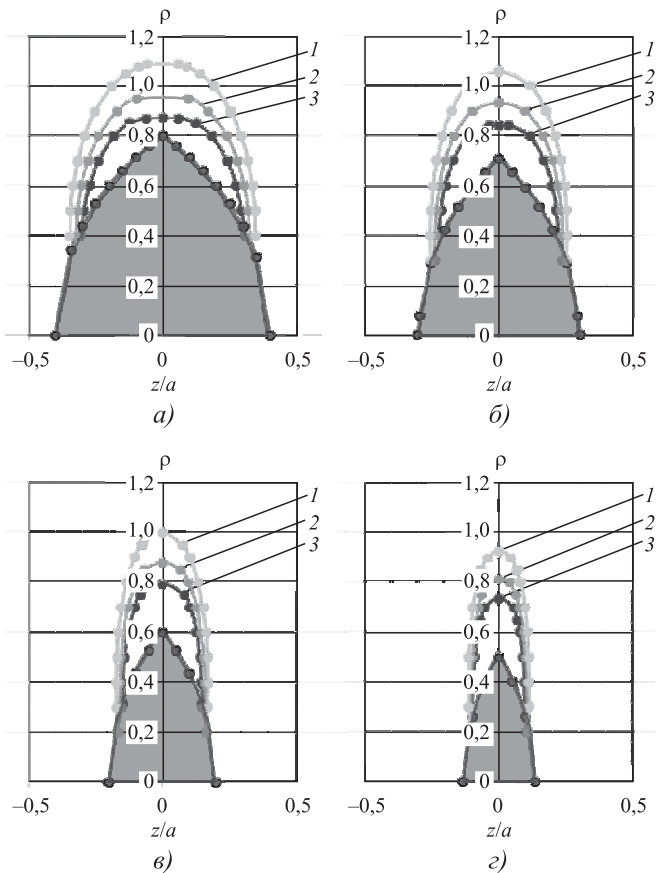


Рис. 1. Эволюция границы зоны пластичности около вершины трещины в виде двояковыпуклой линзы: а – $l/a = 0,8$; б – $l/a = 0,7071$; в – $l/a = 0,6$; з – $l/a = 0,5$ ($l - \beta = 1,6$; 2 – $\beta = 2,0$; 3 – $\beta = 2,5$)

В табл. 2 представлены данные для зоны пластичности около пор с разными значениями l (продольный размер) и h/l (форма поры).

На рис. 1 показаны вид и размеры границ зон пластичности, полученных в ходе реализации описанного алгоритма расчета.

Выводы

1. Предложенная методика расчета применима при небольшом различии между параметрами линзы l и a ($l/a > 0,65$). Описанный подход необходимо с осторожностью применять к точкам наблюдения, близким к оси и полюсу линзообразной поры. Однако он вполне оправдан для точек наблюдения, близких к кромке линзы, для которых в значительно большей степени вероятно выполнение критерия пластичности.

2. Пластическая зона представлена в виде поверхности сферической формы. При l/a , близких к 1 (например, в случае $l = 0,8a$) сечение этой поверхности близко к сечению, полученному ранее [15–17]. Для случая полости сферы $l/a = 1$, $h/a = 1$.

3. Чем меньше отношение h/l для полости, тем дальше в поперечном направлении распространяется зона пластичности.

4. Характерными геометрическими параметрами зоны пластичности около поры в форме двояковыпуклой линзы можно считать: 1) наибольшую протяженность в радиальном направлении от вершины и ее долю от длины l , т.е. $(\rho_{\max} - l)$ и $(\rho_{\max}/l - 1)$; 2) характерную толщину $(\rho_{\max} - l)/a$; 3) площадь линзы, закрываемую зоной, и ее долю ε от площади поверхности поры $2\pi l \sqrt{(z_1 - d)^2 + (l - \rho_1)^2}$ и $\frac{2l}{l^2 + h^2} \sqrt{(z_1 - d)^2 + (l - \rho_1)^2}$, $d = a^2\varepsilon/l$; 4) объем и его долю от объема поры $\pi l(z_1 - d)(\rho_{\max} - l)$ и $3l(\rho_{\max} - l)(z_1 - d)/h^2(3a - h)$.

Полученные результаты можно использовать при создании ресурсосберегающих технологий термомеханической, химико-термической, антикоррозионной, термической обработки металлических систем (металлов, цветных сплавов, сталей традиционного слиткового передела и порошкового производства, наноструктурных материалов) в различных условиях и состояниях [18–22].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Чуканов А.Н., Яковенко А.А.** Трещинообразование и поверхностная активность примесей внедрения в железоуглеродистых сплавах // Вестник Тамбовского университета. Серия: Естественные и технические науки. 2013. Том 18. Вып. 4. С. 1627–1628.
2. **Чуканов А.Н., Яковенко А.А., Широкий И.Ф.** Механическая спектроскопия в изучении субструктурной деградации углеродистых сталей // Вестник Тамбовского университета. Серия: Естественные и технические науки. 2013. Том 18. Вып. 4. С. 1625–1626.
3. **Chukanov A.N., Levin D.M., Yakovenko A.A.** Use and Prospects for the Internal Friction Method in Assessing the Degradation and Destruction of Iron-Carbon Alloys // ISSN1062-8738. Bulletin of the Russian Academy of Sciences. Physics. 2011. Vol. 75. No. 10. P. 1340–1344.
4. **Чуканов А.Н., Сергеев Н.Н., Тихонова И.В. и др.** Взаимосвязь повреждаемости и перераспределения примесей внедрения в конструкционных сталях при деформации и коррозионном воздействии // Деформация и разрушение. 2015. № 6. С. 37–42.
5. **Давыдов Ю.И., Агеев В.С., Сергеев Н.Н.** Обезуглероживание стали в агрессивной среде // Технологическое машиностроение. 1974. Вып. 35. С. 145–152.
6. **Колачёв Б.А.** Водородная хрупкость металлов. М.: Металлургия, 1985. 217 с.
7. **Чуканов А.Н., Сергеев Н.Н., Терешин В.А. и др.** Термодинамическое обоснование "метанового" механизма деструкции упрочненных конструкционных сталей при электролитическом наводороживании под напряжением // Деформация и разрушение материалов. 2015. № 10. С. 32–39.
8. **Обезуглероживание**, водородная хрупкость и старение высокопрочных сталей в условиях электролитического наводороживания / И.М. Леонтьев, А.Н. Чуканов, Н.Н. Сергеев, А.А. Яковенко // Материалы междунар. конф. "XXI Петербургские Чтения по проблемам прочности" (15–17 апреля 2014 г.), СПб. С. 194–197.
9. **Development of Damage and Decarburization of High-Strength Low-Alloy Steels Under Hydrogen Embrittlement** / N.N. Sergeev, A.N. Chukanov, V.P. Baranov, A.A. Yakovenko // Metal Science and Heat Treatment. 2015. Vol. 57. No. 1–2. P. 63–68.
10. **Владимиров В.И.** Физическая природа разрушения металлов. М.: Металлургия, 1984. 280 с.
11. **Нотт Дж.Ф.** Основы механики разрушения. М.: Металлургия, 1978. 256 с.
12. **Надаи А.** Пластичность и разрушение твердых тел / под ред. Г.С. Шапиро. В 2 т. М.: Мир, 1969. 863 с.
13. **Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М.** Теоретическая физика. В 10 т. Т. VII. Теория упругости: учеб. пособие. М.: Наука, Гл. ред. физматлитературы, 1982. 248 с.
14. **Свешников А.Г., Тихонов А.Н.** Теория функций комплексной переменной. М.: Физматлит, 2010. 336 с.
15. **Чуканов А.Н., Терешин В.А., Гвоздев А.Е. и др.** Моделирование зон пластичности у газонаполненных пор в литых и порошковых сталях в условиях стресс-коррозии // Вестник Тамбовского университета. Серия: Естественные и технические науки. 2018. Т. 23. № 122. С. 314–319.

16. **Sergeev N.N., Tereshin V.A., Chukanov A.N. et al.** Formation of plastic zones near spherical cavity in hardened low-carbon steels under conditions of hydrogen stress corrosion // *Inorganic Materials: Applied Research*. 2018. T. 9. No. 4. P. 663–669.

17. **Сергеев Н.Н., Сергеев А.Н., Кутепов С.Н. и др.** Особенности процесса локального обезуглероживания арматурных сталей при испытаниях на водородное растрескивание // *Вестник Рыбинской государственной авиационной технологической академии им. П.А. Соловьева*. 2019. № 2 (49). С. 79–86.

18. **Особенности** работы, процессы упрочнения, структура, свойства и качество стальных зубчатых колес привода агрегатов двигателей внутреннего сгорания / А.П. Навоев, А.А. Жуков, С.Н. Кутепов, А.Е. Гвоздев; под ред. д-ра техн. наук, проф. А.Е. Гвоздева. Тула: Изд-во ТулГУ, 2019. 212 с.

19. **Mechanism** of the hydrogen cracking of metals and alloys, part I (review) / N.N. Sergeev, A.N. Sergeev, S.N. Kutepov, A.E. Gvozdev, A.G. Kolmakov // *Inorganic Materials: Applied Research*. 2019. Vol. 10. No. 1. P. 24–31.

20. **Закономерности** формирования структуры частиц порошковых композиций на основе алюминия, получаемых механическим реакционным легированием / В.Н. Гадалов, А.Е. Гвоздев, А.Г. Колмаков, И.В. Ворначева, С.Н. Кутепов, Е.А. Ельников, Д.С. Алымов, Д.И. Нестеров // *Материаловедение*. 2019. № 7. С. 38–42.

21. **Grain size effect** of austenite on the kinetics of pearlite transformation in low- and medium-carbon low-alloy steels / A.E. Gvozdev, I.V. Minaev, N.N. Sergeev, A.G. Kolmakov, D.A. Provotorov, I.V. Tikhonova // *Inorganic Materials: Applied Research*. 2015. Vol. 6. No. 1. P. 41–44.

22. **Длительная** прочность арматурной стали 22Х2Г2АЮ при испытаниях на коррозионное растрескивание в кипящем растворе нитратов / Н.Н. Сергеев, С.Н. Кутепов, А.Н. Сергеев, А.Г. Колмаков, В.В. Извольский, А.Е. Гвоздев // *Деформация и разрушение материалов*. 2019. № 8. С. 33–39.

*Александр Николаевич Чуканов, д-р техн. наук,
alexchukanov@yandex.ru;*

Валерий Алексеевич Терешин, канд. физ.-мат. наук;

Александр Евгеньевич Гвоздев, д-р техн. наук;

Александр Анатольевич Шаткульский, д-р техн. наук,

Андрей Павлович Навоев;

Александр Николаевич Сергеев, д-р пед. наук;

Александра Александровна Яковенко, канд. техн. наук;

Сергей Николаевич Кутепов, канд. пед. наук;

Евгений Владимирович Цой



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

Алюминий и сплавы алюминиевые деформируемые. Марки по ГОСТ 4784–2019. Продолжение*

2.5. Марки и химический состав алюминиевых сплавов системы алюминий—магний (Al—Mg) должны соответствовать приведенным в табл. 5.

2.6. Марки и химический состав алюминиевых сплавов системы алюминий—магний—кремний (Al—Mg—Si) должны соответствовать приведенным в табл. 6.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. EN 573-3:2013. Алюминий и алюминиевые сплавы. Химический состав и виды деформируемых

полуфабрикатов. Часть 3. Химический состав и виды полуфабрикатов (Aluminum and aluminum alloys — Chemical composition and form of wrought products — Part 3: Chemical composition and form of products).

2. ISO 209:2007. Алюминий и алюминиевые сплавы. Химический состав (Aluminium and aluminium alloys — Chemical composition).

3. **Международные** обозначения и пределы химических составов деформируемого алюминия и деформируемых алюминиевых сплавов ("International Alloy Designation and Chemical Composition Limits for Wrought Aluminum and Wrought Aluminum Alloys", 2018. The Aluminum Association Inc. USA 1525 Wilson Boulevard Suite 600 Arlington. VA 22209 USA, www.aluminum.org).

* Начало см. в № 2, 2020 г.



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

5. Марки и химический состав алюминиевых сплавов системы Al—Mg

Обозначение марки		Массовая доля элемента, %											Плотность, кг/дм ³	
Буквенное	Цифровое	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Дополнительные указания	Прочие элементы			Al
		Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Дополнительные указания	Каждый	Сумма		
AMг0,5	1505	0,1	0,1	0,1	0,2	0,4...0,8	—	—	—	—	—	0,05	0,1	2,70
AMг0,5пч	—	0,07	0,08	0,05	0,10	0,4...0,8	—	0,04	0,03	—	—	—	0,1	2,69
AMг0,7	—	0,3	0,5	0,1	0,05...0,3	0,4...0,9	0,1	0,2	0,1	0,03...0,2 Zr	—	0,05	0,1	2,70
AMг1	1510	0,30	0,7	0,20	0,20	0,50...1,1	0,10	0,25	—	—	—	0,05	0,15	2,69
AMШ	—	0,12	0,12	0,05	0,05	0,6...1,0	—	—	—	—	—	0,05	0,1	2,67
AMг1,5	—	0,40	0,7	0,20	0,10	1,1...1,8	0,10	0,25	—	—	—	0,05	0,15	2,69
AMг2	1520	0,40	0,50	0,15	0,1...0,6	1,8...2,6	0,05	0,15	0,15	—	—	0,05	0,15	2,69
AMг2,5	—	0,25	0,40	0,10	0,10	2,2...2,8	0,15...0,35	0,10	—	—	—	0,05	0,15	2,68
AMг3С	—	0,5	0,5	0,1	0,2...0,6	2,7...3,6	0,2	0,2	0,2	0,005 Be	—	0,05	0,1	2,67
AMг3	1530	0,5...0,8	0,5	0,1	0,3...0,6	3,2...3,8	0,05	0,2	0,1	—	—	0,05	0,1	2,66
AMг3,5	—	0,25	0,40	0,10	0,10	3,1...3,9	0,15...0,35	0,20	0,20	0,0008 Be 0,10...0,50 (Mn + Cr)	—	0,05	0,15	2,66
—	1531	0,4	0,4	0,1	0,4...0,7	2,8...3,8	0,05...0,25	0,2	0,02...0,1	0,5...0,8 (Mn + Cr)	—	0,05	0,1	2,67
AMг4	1540	0,4	0,4	0,1	0,5...0,8	3,8...4,5	0,05...0,25	0,2	0,02...0,10	0,002...0,005 Be	—	0,05	0,1	2,66
AMг4,5	—	0,40	0,40	0,10	0,40...1,0	4,0...4,9	0,05...0,25	0,25	0,15	—	—	0,05	0,15	2,66
—	1541	0,2	0,1...0,3	0,05	0,2...0,5	3,8...4,8	—	—	0,002...0,1	—	—	0,05	0,1	2,65
—	1541пч	0,07	0,07	0,02	0,02	3,5...4,5	0,03...0,06	0,02	0,05	—	—	0,02	0,1	2,65
—	1542	0,4	0,4	0,1	0,4...1,0	4,0...4,9	0,05...0,25	0,2	0,1	0,02...0,12 Zr	—	0,05	0,1	2,65
—	1543	0,5	0,5	0,1	0,2...0,5	3,8...5,0	—	0,1	0,02...0,1	0,0002...0,005 Be	—	0,05	0,1	2,65
—	1544	0,4	0,5	0,1	0,2...0,7	3,5...4,5	0,05...0,25	0,2	0,1	0,02...0,12 Zr	—	0,05	0,1	2,65
—	1545К	0,1	0,12	0,1	0,19...0,35	4,5...4,9	0,01...0,04	0,1	0,01...0,04	0,05...0,12 Zr 0,17...0,27 Sc 0,0001...0,0009 Ce 0,0002...0,005 Be	—	0,05	0,1	2,65
AMг5	1550	0,5	0,5	0,1	0,3...0,8	4,8...5,8	—	0,2	0,02...0,10	0,0002...0,005 Be	—	0,05	0,1	2,65
АПБА-1	1551	0,5	0,5	0,05	0,3...0,6	5,0...7,0	—	0,2	—	—	—	0,05	0,1	2,64
AMг6	1560	0,4	0,4	0,1	0,5...0,8	5,8...6,8	—	0,2	0,02...0,10	0,0002...0,005 Be	—	0,05	0,1	2,65
AMг6I	1561	0,4	0,4	0,1	0,7...1,1	5,5...6,5	—	0,2	—	0,02...0,12 Zr 0,0001...0,003 Be	—	0,05	0,1	2,65
AMг6IH	1561H	0,4	0,4	0,1	0,5...0,8	5,5...6,5	—	0,2	—	0,10...0,17 Zr 0,0001...0,003 Be	—	0,05	0,1	2,65

Продолжение табл. 5

Обозначение марки		Массовая доля элемента, %											Плотность, кг/дм ³	
Буквенное	Цифровое	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Дополнительные указания	Прочие элементы Каждый	Сумма		Al
—	1565ч	0,2	0,3	0,05...0,1	0,4...1,2	5,1...6,2	0,02...0,25	0,45...1,0	0,02...0,1	0,05...0,20 Zr 0,02 V 0,006 B 0,05 Ni 0,001 Be 0,001 Ca	0,05	0,1		2,65
—	01570	0,2	0,3	0,1	0,2...0,6	5,3...6,3	—	0,1	0,01...0,05	0,05...0,15 Zr 0,17...0,27 Sc 0,0002...0,005 Be	0,05	0,15		2,65
—	1570С	0,05...0,12 (Si + Fe)	—	—	0,2...0,5	5,0...5,6	—	—	0,01...0,03	0,05...0,12 Zr 0,18...0,26 Sc 0,0002...0,0009 Ce 0,0002...0,005 Be	0,05	0,1		2,65
—	01571	0,2	0,3	0,15	0,3	5,8...6,8	0,05...0,15	0,2	0,02...0,05	0,05...0,15 Zr 0,2...0,5 Sc 0,001...0,01 Ce 0,001...0,005 B 0,0005...0,005 Be	—	0,15	Остальное	2,65
—	1575	0,2	0,3	0,1	0,35...0,6	5,4...6,4	0,05...0,15	—	0,07	0,05...0,15 Zr 0,20...0,30 Sc 0,0002...0,005 Be	0,05	0,1		2,65
—	1575-1	0,2	0,3	0,1	0,50...0,85	5,5...6,5	0,10...0,25	0,1...0,6	0,02...0,06	0,05...0,20 Zr 0,12...0,20 Sc 0,0002...0,005 Be	0,05	0,1		2,65
AMg5Sc	1580	0,06...0,16	0,12...0,18	0,1	0,4...0,8	4,9...5,3	0,08...0,18	0,25	0,15	0,06...0,18 Zr 0,05...0,14 Sc 0,0005 Ca 0,0003 Na 0,003 Be	0,05	0,15		2,66
—	1597	0,1	0,15	0,1	0,5...0,8	5,5...6,5	0,1...0,2	0,1	0,01...0,05	0,05...0,25 Zr 0,36...0,50 Sc 0,001...0,005 Be	0,05	0,1		2,65
Марки алюминиевых сплавов по [2]														
AW-Al Mg1	AW-5005	0,30	0,7	0,20	0,20	0,50...1,1	0,10	0,25	—	—	0,05	0,15	Остальное	2,70
AW-Al Mg5	AW-5019	0,40	0,50	0,10	0,10...0,6	4,5...5,6	0,20	0,20	0,20	0,10...0,6 (Mn+Cr)	0,05	0,15		2,65
AW-Al Mg1,5	AW-5050	0,40	0,7	0,20	0,10	1,1...1,8	0,10	0,25	—	—	0,05	0,15		2,69
AW-Al Mg2,5	AW-5052	0,25	0,40	0,10	0,10	2,2...2,8	0,15...0,35	0,10	—	—	0,05	0,15		2,68
AW-Al Mg5Cr	AW-5056	0,30	0,40	0,10	0,05...0,20	4,5...5,6	0,05...0,20	0,10	—	—	0,05	0,15		2,64
AW-Al Mg4,5	AW-5082	0,20	0,35	0,15	0,15	4,0...5,0	0,15	0,25	0,10	—	0,05	0,15		2,65

Окончание табл. 5

Обозначение марки		Массовая доля элемента, %												Плотность, кг/дм ³
		Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Дополнительные указания	Прочие элементы		Al	
											Каждый	Сумма		
Буквенное	Цифровое	0,40	0,40	0,10	0,40...1,0	4,0...4,9	0,05...0,25	0,25	0,15	—	0,05	0,15	Остальное	2,66
AW-Al Mg4,5Mn0,7	AW-5083	0,40	0,40	0,10	0,40...1,0	4,0...4,9	0,05...0,25	0,25	0,15	—	0,05	0,15		2,66
AW-Al Mg4	AW-5086	0,40	0,50	0,10	0,20...0,7	3,5...4,5	0,05...0,25	0,25	0,15	—	0,05	0,15		2,67
AW-Al Mg3,5	AW-5154 A	0,50	0,50	0,10	0,50	3,1...3,9	0,25	0,20	0,2	0,10...0,50 (Mn+Cr)	0,05	0,15		2,67
AW-Al Mg4,5Mn0,4	AW-5182	0,20	0,35	0,15	0,20...0,50	4,0...5,0	0,10	0,25	0,10	—	0,05	0,15		2,67
AW-Al Mg2	AW-5251	0,40	0,50	0,15	0,10...0,50	1,7...2,4	0,15	0,15	0,15	—	0,05	0,15		2,69
AW-Al Mg3	AW-5254	0,45 (Si + Fe)	0,40	0,05	0,01	3,1...3,9	0,15...0,35	0,20	0,05	—	0,05	0,15		2,66
AW-Al Mg3Mn	AW-5454	0,25	0,40	0,10	0,50...1,0	2,4...3,0	0,05...0,20	0,25	0,20	—	0,05	0,15		2,69
AW-Al Mg5Mn1	AW-5456	0,25	0,40	0,10	0,50...1,0	4,7...5,5	0,05...0,20	0,25	0,20	—	0,05	0,15		2,66
AW-Al Mg3	AW-5754	0,40	0,40	0,10	0,50	2,6...3,6	0,30	0,20	0,15	0,10...0,6 (Mn+Cr)	0,05	0,15		2,67

Примечания: 1. В сплаве марки 1565ч суммарное содержание Mg и Zn от 5,7 до 7,3 %, Fe, Co и/или Ni не более 0,7 %.
 2. В сплаве марки AMg2, предназначенном для изготовления лент, применяемой в качестве тары-упаковки в пищевой промышленности, массовая доля Mg должна быть от 1,8 до 3,2 %.
 3. Отношение содержания Fe к Si в сплавах марок 1545K и 1570C должно быть не менее 1.
 4. Отношение содержания Fe к Si в сплаве марки AMg5Se (1580) должно быть не менее 1,1.
 5. Сумма массовых долей Fe и Si в сплаве марки 1545K должна быть не менее 0,06 %.
 6. По согласованию между изготовителем и потребителем допускается массовую долю Mg в сплаве марки 1545K от 4,1 до 4,9 %.
 7. По согласованию между изготовителем и потребителем в сплаве 1570C могут быть установлены следующие значения массовых долей элементов: от 5,7 до 6,3 % Mg; от 0,3 до 0,6 % Mn; от 0,20 до 0,28 % Sc.

6. Марки и химический состав алюминиевых сплавов системы Al—Mg—Si

Обозначение марки		Массовая доля элемента, %													Плотность, кг/дм ³
Буквенное	Цифровое	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Дополнительные указания	Прочие элементы		Al		
		Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti		Каждый	Сумма			
АД31	1310	0,20...0,6	0,5	0,1	0,1	0,45...0,9	0,10	0,2	0,15	—	—	0,05	0,15	2,71	
АД31Е	1310Е	0,30...0,7	0,50	0,10	0,03	0,35...0,8	0,03	0,10	—	0,06 В	—	0,03	0,10	2,71	
—	1320	0,4...0,65	0,15	0,05...0,15	0,05...0,15	0,45...0,75	0,03	0,05	0,01...0,05	0,03 Ni 0,03 Zr 0,001...0,005 Vе	—	—	0,1	2,69	
АД33	1330	0,40...0,8	0,7	0,15...0,40	0,15	0,8...1,2	0,04...0,35	0,25	0,15	—	—	0,05	0,15	2,70	
АВ	1340	0,5...1,2	0,5	0,1...0,5	0,15...0,35	0,45...0,90	0,25	0,2	0,15	—	—	0,05	0,1	2,70	
АВч	—	0,35...0,55	0,12	0,05	0,05	0,6...1,0	—	0,05	—	—	—	0,05	0,1	2,69	
АВп	—	0,4...0,75	0,3	0,1	0,2	0,4...0,9	—	0,2	0,15	—	—	0,05	0,1	2,70	
АВЕ	—	0,45...0,60	0,35...0,70	0,05	—	0,45...0,60	—	0,05	—	0,015 (Ti+V+Mn+Cr)	0,03	0,10	0,10	2,70	
АД35	1350	0,7...1,3	0,50	0,10	0,40...1,0	0,6...1,2	0,25	0,20	0,10	—	—	0,05	0,15	2,70	
АД35П	—	0,4...1,0	0,5	0,1	0,5...0,9	0,8...1,4	—	0,2	0,15	—	—	0,05	0,1	2,70	
АД37	1370	0,6...1,2	0,15	0,6...1,4	0,2...0,5	0,7...1,4	0,01...0,10	0,2...0,8	0,01...0,10	0,05...0,2 Ni 0,05...0,12 Zr 0,005...0,05 Ce 0,01...0,10 Sc	0,05	0,10	0,10	2,69	
САВ1	—	0,7...1,2	0,2	0,012	0,012	0,45...0,9	—	0,03	0,012	0,03 Ni 0,0001 Cd 0,00012 В	0,03	0,07	0,07	2,69	
САВ2	—	0,7...1,2	0,2	0,012	0,012	0,45...0,9	—	0,03	0,012	0,03 Ni	0,03	0,07	0,07	2,69	
Марки алюминиевых сплавов по [1]															
EN AW-Al SiMg	EN AW-6005	0,6...0,9	0,35	0,10	0,10	0,40...0,6	0,10	0,10	0,10	—	—	0,05	0,15	2,70	
EN AW-Al SiMg(A)	EN AW-6005A	0,50...0,9	0,35	0,30	0,50	0,40...0,7	0,30	0,20	0,10	0,12...0,50 (Mn + Cr)	0,05	0,15	0,15	2,70	
EN AW-Al MgSi	EN AW-6060	0,30...0,6	0,10...0,30	0,10	0,10	0,35...0,6	0,05	0,15	0,10	—	—	0,05	0,15	2,70	
EN AW-Al Mg0,7Si	EN AW-6063	0,20...0,6	0,35	0,10	0,10	0,45...0,9	0,10	0,10	0,10	—	—	0,05	0,15	2,70	
EN AW-Al SiMgMn	EN AW-6082	0,7...1,3	0,50	0,10	0,40...1,0	0,5...1,2	0,25	0,20	0,10	—	—	0,05	0,15	2,70	
EN AW-Al MgSi0,3Cu	EN AW-6951	0,20...0,50	0,8	0,15...0,40	0,10	0,40...0,8	—	0,20	—	—	—	0,05	0,15	2,70	

Окончание табл. 6

Обозначение марки		Массовая доля элемента, %											Плотность, кг/дм ³	
		Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Дополнительные указания	Прочие элементы			Al
											Каждый	Сумма		
Марки алюминиевых сплавов по [2]														
AW-Al Mg1SiCu	AW-6061	0,40...0,8	0,7	0,15...0,40	0,15	0,6...1,2	0,04...0,35	0,25	0,15	—	0,05	0,15	2,70	
AW-E-Al MgSi	AW-6101 A	0,30...0,7	0,40	0,05	—	0,40...0,9	—	—	—	—	0,03	0,10	2,69	
AW-Al Si1Mg0,8	AW-6181	0,8...1,2	0,45	0,10	0,15	0,6...1,0	0,10	0,20	0,10	—	0,05	0,15	2,69	
AW-Al Mg1SiPb	AW-6262	0,40...0,8	0,7	0,15...0,40	0,15	0,8...1,2	0,04...0,14	0,25	0,15	0,40...0,7 Bi 0,40...0,7 Pb	0,05	0,15	2,72	
AW-Al Si1Mg0,5Mn	AW-6351	0,7...1,3	0,50	0,10	0,40...0,8	0,40...0,8	—	0,20	0,20	—	0,05	0,15	2,71	
Марки алюминиевых сплавов по [3]														
—	6101	0,30...0,7	0,50	0,10	0,03	0,35...0,8	0,03	0,10	—	0,06 B	0,03	0,10	2,70	
—	6201	0,50...0,9	0,50	0,10	0,03	0,5...0,9	0,03	0,10	—	0,06 B	0,03	0,10	2,69	
<p>Примечания: 1. По согласованию между изготовителем и потребителем для профилей, которые подвергаются порошковому окрашиванию или анодированию, в том числе для профилей для светопрозрачных ограждающих конструкций, рекомендуемое содержание легирующих элементов и примесей для сплава АД31 следующее: от 0,30 до 0,55 % Si; от 0,10 до 0,30 % Fe; не более 0,03 % Cu; не более 0,10 % Mn; от 0,35 до 0,60 % Mg; не более 0,05 % Cr; не более 0,03 % Zn; не более 0,10 % Ti.</p> <p>2. При производстве катанки из сплавов марок 6101 и 6201, предназначенной для изготовления проволоки электротехнического назначения, содержание элементов должно соответствовать следующим требованиям: — для сплава марки 6101: от 0,30 до 0,70 % Si; от 0,35 до 0,80 % Mg; сумма элементов Ti + V + Ni + Ga + Mn + Cr составляет не более 0,10 %; — для сплава марки 6201: от 0,50 до 0,90 % Si; от 0,60 до 0,90 % Mg; сумма элементов Ti + V + Ni + Ga + Mn + Cr составляет не более 0,10 %.</p>														

Памяти Геннадия Семёновича Гуна (03.06.1939—25.01.2020)

25 января 2020 г. на 81-м году жизни после тяжелой продолжительной болезни скончался выдающийся ученый в области металлургического производства и обработки металлов давлением, советник ректора МГТУ им. Г.И. Носова, доктор технических наук Геннадий Семёнович Гун.

Геннадий Семёнович Гун родился 3 июня 1939 г. в Кировограде. В 1961 г. он окончил Магнитогорский горно-металлургический институт. Трудовую деятельность Г.С. Гун начал в листопрокатном цехе Магнитогорского металлургического комбината подручным резчика, подручным вальцовщика. С 1962 г. Геннадий Семёнович работал в МГТУ им. Г.И. Носова. За период работы он прошел все ступени преподавательской деятельности — от ассистента до профессора, доктора наук, заведующего кафедрой, проректора по научной работе, советника ректора.

Г.С. Гун являлся крупным специалистом в области создания новых технологий обработки металлов давлением, оценки качества продукции и технологий. Им создано новое научное направление в области формальной логики, квалиметрии, управления технологическими процессами обработки металлов давлением. Под его научным руководством и личным участии разработаны эффективные процессы получения высокоточных профилей из композиционных и порошковых материалов, что значительно повысило качество готовых изделий массового спроса металлургического и машиностроительного производства.

Геннадий Семёнович занимался организацией органов сертификации машиностроительной продукции, помогал консолидации научных работников и производителей различных предприятий металлургической и машиностроительной отраслей. По инициативе и при участии Г.С. Гуна была создана программа подготовки кадров высшей квалификации в Магнитогорске и регионе, в рамках которой свыше 50 руководителей промышленных предприятий вели работу над докторскими и кандидатскими диссертациями.

Под непосредственным руководством Г.С. Гуна было подготовлено более 1000 инженеров-прокатчиков, среди которых известные руководители предприятий и организаций города, региона и страны. Под его научным руководством и консультированием защищено 22 кандидатские и шесть докторских диссертаций.



С 1996 г. Геннадий Семёнович являлся действительным членом МОО "Академия проблем качества", а также входил в состав четырех докторских диссертационных советов при Магнитогорском государственном техническом университете, Южно-Уральском государственном университете (Челябинск), Сибирском федеральном университете (Красноярск).

За плодотворную научно-исследовательскую деятельность, создание научной школы по проблемам разработки композиционных материалов в 1998 г. Г.С. Гуну было присвоено звание "Заслуженный

деятель науки Российской Федерации" и вручена премия Правительства РФ в области науки и техники. За научно-производственные заслуги в области металлургии Геннадию Семёновичу было присвоено звание "Почетный металлург РФ", за успешную деятельность в области эстетического воспитания — звание "Заслуженный работник культуры Российской Федерации". Многолетняя научная, образовательная, общественная и благотворительная деятельность Г.С. Гуна была отмечена многими государственными и отраслевыми наградами.

Как талантливый педагог, авторитетный руководитель, известный ученый, Геннадий Семёнович внес значительный вклад в подготовку и воспитание инженерных и научно-педагогических кадров для Магнитогорска и Уральского региона, в совершенствование и развитие металлургического образования и прокатного производства России.

Г.С. Гун являлся замечательным педагогом и учителем нескольких поколений специалистов в области металлургического производства и обработки металлов давлением, известным общественным деятелем, организатором научных школ и выдающимся ученым, работы которого внесли огромный вклад в развитие отечественной науки и производства.

Геннадия Семёновича отличали глубокий профессионализм, трудолюбие, он был очень отзывчивым и доброжелательным человеком, замечательным семьянином.

Светлая память о Геннадии Семёновиче Гуне навсегда останется в сердцах друзей, коллег и учеников!

Коллектив редакции и редакционный совет журнала выражают глубокие соболезнования родным и близким Геннадия Семёновича.



60 лет

**Андрею Юрьевичу Коротченко,
доктору технических наук, заведующему кафедрой
"Литейные технологии" МГТУ им. Н.Э. Баумана**

Андрей Юрьевич Коротченко родился 25 марта 1960 г. в г. Березе Брестской области.

В 1983 г он окончил МВТУ им. Н.Э. Баумана по специальности "Машины и технология литейного производства". В 1989 г. А.Ю. Коротченко присуждена ученая степень кандидата технических наук, доцент с 2011 г., в 2014 г. защитил диссертацию на соискание ученой степени доктора технических наук.

Андрей Юрьевич всю жизнь работает в МГТУ им. Н.Э. Баумана в должностях от инженера (1983—1985 гг.) до заведующего кафедрой "Литейные технологии" (с 2011 г. по настоящее время). В течение 12 лет работал заместителем декана факультета "Машиностроительные технологии".

Андрей Юрьевич — автор более 50 печатных научных трудов, 5 изобретений, член редакционных советов журналов "Заготовительные производства в машиностроении", "Литейное производство" и "Литейщик России". Внес вклад в развитие теории уплотнения формовочных смесей под действием статических и динамических нагрузок. Сформулированные принципы уплотнения формовочной смеси нашли свое воплощение в 12 новых конструкциях виброударных механизмов. Им предложена методология проектирования технологического процесса изготовления фасонных литых заготовок в песчаных формах с заданными служебными свойствами на основе единой реологической модели и новых критериальных зависимостей.

В работах А.Ю. Коротченко на примерах изготовления отливок и литейных форм доказана новизна и перспективность использования новых способов изготовления разовых литейных форм и новых критериальных решений и систем моделирования литейных процессов для получения требуемых служебных свойств отливок. Введены новые критерии для оценки образования пористости в отливках и обобщенный параметрический критерий оценки вероятности образования бездефектных зон в песчаной форме и затвердевающей отливке.

В последние годы Андрей Юрьевич активно занимается вопросами развития аддитивных и гибридных технологий в литейном производстве. Под его руководством на кафедре "Литейные технологии" создана и успешно работает специализированная лаборатория, оснащенная самым современным оборудованием в области 3D-печати литых заготовок и литейных форм. Молодые специалисты, воспитанные в стенах кафедры, обладают уникальными знаниями и возможностями, позволяющими получать литые прецизионные заготовки с новыми служебными свойствами, отвечающими вызовам XXI в.

**Коллектив редакции и редакционный совет журнала поздравляют
Андрея Юрьевича с юбилеем! Желаем крепкого здоровья, благополучия,
новых профессиональных достижений и успехов!**

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 12.01.2020. Подписано в печать 04.03.2020. Формат 60 × 88 1/8.

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

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

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.