## ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

# ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА в машиностроении

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

# № 3 март 2014

# СОДЕРЖАНИЕ

## Литейное и сварочное производства

Лихошва В.П., Тимошенко А.Н., Рейнталь Е.А., Бондарь Л.А. Новые гибридные
методы формирования суспензионных расплавов в литейном производстве
с применением лазерной обработки
Левшин Г.Е., Карих А.А. Прогрев литейной магнитной формы охлаждающейся
стальной отливкой
Малушин Н.Н., Вострецова Т.Г. Регулируемый термический цикл для
плазменной наплавки прокатных валков теплостойкими сталями

### Кузнечно-штамповочное производство

Александров С.Е., Пирумов А.Р. Исследование процесса прессования	
порошкового материала в закрытой пресс-форме	17
Семёнов Б.И., Семёнов А.Б., Джиндо Н.А., Нго Тхань Бинь, Белоусов И.Я.,	
Койдан И.М. Экспериментальное изучение процесса тиксоштамповки фасонной	
модельной детали из сплава АК7	22
Логинов Ю.Н., Котов В.В. Накопление деформации при ковке длинномерной	
полосы бойком с треугольным несимметричным вырезом	27
Закарлюкин С.И., Коваль Г.И. Применение радиальной ковки для получения	
шестигранных профилей	31

#### Прокатно-волочильное производство

#### Материаловедение и новые материалы

### Информация

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

#### Журнал выходит при содействии:

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

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

"Издательство "Машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2014

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

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

Зам. Главного редактора СЕРИКОВА Е.А.

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

Ответственные за подготовку и выпуск номера: ЛУТОВИНИНА О.Н.

СЕРИКОВА Е.А.

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

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

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

## SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

# BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING (Press forging, foundry and other productions)

# № 3 March 2014

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

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

Editorial Assistant SERIKOVA E.A.

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

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

An advertiser is responsible for the promotional materials

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

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

# CONTENTS

## Foundry and Welding Productions

Likhoshva V.P., Timoshenko A.N., Reintal' E.A., Bondar' L.A. New hybrid methods
of suspension melts formation in foundry production by laser processing
Levshin G.E., Karikh A.A. Warm-up of magnetic casting mould by cooled steel
casting
Malushin N.N., Vostretsova T.G. Adjustable thermal cycle for plasma welding
of rolls by heat-resistant steels 14

## Forging and Stamping Production

Aleksandrov S.E., Pirumov A.R. Study on compacting process of powder material	
in closed mould	17
Semenov B.I., Semenov A.B., Dzhindo N.A., Ngo Than' Bin', Belousov I.Ya.,	
Koydan I.M. Investigation of AK7 aluminum alloy parts thixoforming process 2	22
Loginov Yu.N., Kotov V.V. Accumulated deformation due to forging	
of long-axis strib by triangular asymmetricall profile die	27
Zakarlyukin S.I., Koval' G.I. Application of radial forging for receiving of hexagonal	
profiles	31

## **Rolling and Drawing Production**

Kharitonov V.A.,	Gallyamov D.E.	Influence of scale	factor on choice of	drawing
way of wire				34

## Physical Metallurgy and New Materials

Bogodukhov S.I., Kozik E.S., Solosina E.V., Churnosov D.I. Surface hardening	
of low-carbon steel by self-fluxing hard alloys	38
Muratov V.S., Trefilova N.V., Khamin O.N. Formation of high hardness of wrought	
aluminum alloys to provide application of high-quality ion-plasma decorative	
coatings	41

## Information

Kukartsev V.A. Alphaset-process and moulding sands of Russia ..... 45

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

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

 $\ensuremath{\mathbb{C}}$  "Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2014

# литейное и сварочное

# **LIPONBBOHCLEY**

УДК 621.74:66.936.4

### В.П. Лихошва, А.Н. Тимошенко, Е.А. Рейнталь, Л.А. Бондарь (Физико-технологический институт металлов и сплавов НАН Украины, г. Киев)

## Новые гибридные методы формирования суспензионных расплавов в литейном производстве с применением лазерной обработки

Разработан новый процесс непрерывного формирования суспензионного расплава в реакторе смешения с последующим получением композиционного материала. Для реализации данного процесса исследованы две конструкции фурмы, отличающиеся формой газопорошкового потока и зоной нагрева частиц лазерным излучением. Проведено математическое моделирование состояния и поведения жидкости в реакторе для непрерывного процесса наполнения и слива модельной жидкости. Исследованы особенности изменения формы свободной поверхности жидкости для данного процесса в зависимости от угловой скорости, расхода газа и подаваемой жидкости. Определены и оценены факторы, влияющие на минимизацию объема жидкости в реакторе смешения при заданных условиях протекания процесса формирования суспензионного расплава.

**Ключевые слова:** композиционный материал; суспензионный расплав; газолазерный поток; реактор смешения; форма свободной поверхности жидкости; двухфазная математическая модель; газолазерная каверна; газожидкостная область.

New method of continuous suspension melt formation in the mixing reactor with further obtaining of the composite material is developed. Two designs of tuyere, differing by form of gaseouse and powder stream and particles' heating zone of laser emission are studied to realize the process. The mathematic modelling of state and behaviour of liquid in the reactor for continuous process of filling and pouring off of model liquid is conducted. The peculiarities of form's changes of liquid free surface for the process depending on angular velocity, gas consumption and given liquid are studied. The factors influencing on minimization of liquid volume in the mixing reactor by the given conditions of conducting of the suspension melt's formation process are determined and evaluated.

Keywords: composite material; suspension melt; gas and laser stream; mixing reactor; form of liquid free surface; two-phase mathematic model; gas and laser cavity; gaseous-liquid space.

На современном этапе развития науки и техники возникла потребность в новых нетрадиционных материалах с повышенными трибологическими и физико-механическими свойствами для создаваемых технологий производства деталей и машин [1].

В настоящее время одним из перспективных методов производства новых материалов является получение композиционных материалов путем введения и равномерного распределения твердой дисперсной составляющей в жидком расплаве. Поэтому разрабатываются новые методы жидкофазного формирования суспензий или эмульсий, которые позволяют получать композиционные материалы с последующим скоростным затвердеванием (фиксацией в твердое состояние) со структурой замороженной суспензии. В работе [2] рассмотрен порционный процесс получения металлической суспензии, когда в расплав металла, который находился в реакторе смешения, подавали порошок, предварительно нагретый в газолазерном потоке. Реализация этого процесса ограничена небольшим объемом расплава и временем подачи порошка, и поэтому процесс лимитируется потерей температуры расплава за время формирования суспензии или эмульсии. Чтобы устранить эти недостатки, разработан новый метод с постоянством протекающих процессов, который предполагает непрерывную подачу расплава металла в реактор смешения с одновременной подачей порошка при постоянном сливе.

Для улучшения распределения вводимых частиц в расплав и устранения их коагуляции предложено наложение центробежных сил. Конструкция и форма реактора смешения в виде эллиптического параболоида выбрана ранее [2].

Целью данной работы является изучение процесса формирования суспензионного расплава, армированного частичками, нагретыми концентрированным источником энергии, в литейном агрегате и последующей реализацией непрерывного получения литого композиционного материала.

Исследования посвящены изучению гидро-, газодинамических процессов, которые протекают в реакторе смешения при наложении полей центробежных сил. К поставленным задачам работы относятся:

• определение необходимого расхода подаваемой жидкости для поддержания непрерывного процесса наполнения и слива;

• минимизация объема жидкости, которая постоянно находится в реакторе смешения;

• выявление зависимости изменения расхода подаваемой жидкости от скорости вращения и объема жидкости в реакторе, а также расхода газа;

• изучение характера изменения свободной поверхности жидкости от налагаемых гидро-, газодинамических и механических воздействий и других необходимых технологических параметров. Для решения поставленной задачи проведено математическое моделирование на основе методов численной гидрогазодинамики с использованием двухфазной математической модели пакета ANSYS CFX. Моделирование процессов движения жидкости и газа осуществляли с применением численного решения осредненных уравнений Навье—Стокса и моделей турбулентной вязкости для их замыкания.

Исследования изменения формы свободной поверхности и объема жидкости в реакторе смешения зависят от ряда технологических параметров, таких как: скорость вращения реактора смешения, давление газа и расход подаваемой жидкости. Для каждого из возможных вариантов налагаем условие равенства расхода подаваемой жидкости  $Q_{\pi}^{n}$  и расхода сливаемой жидкости  $Q_{\pi}^{c}$  при условии непопадания воздуха в сливной канал. Также задано условие минимизации объема модельной жидкости в реакторе смешения для синхронизации подачи порошка и сливаемой жидкости в заданном соотношении.

Исследования проводили с использованием модельной жидкости (воды), выбор которой осуществляли на основе критериев подобия [2, 3], в качестве газа использовали воздух.

В данном процессе подача модельной жидкости осуществляется через дозирующий лоток 2 (рис. 1), а







*а*,  $\delta$  – конструктивное исполнение фурм № 1 и 2 соответственно; *1* – расплав металла; *2* – дозирующий лоток; *3* – суспензионный расплав; *4* – сливной канал реактора смешения; *5* – реактор смешения; *6* – фокусирующая линза с фокусным расстоянием *F*; *7* – фурма (ускоряющий поток с расходом  $Q_r^{\text{уск}}$ , транспортирующий поток с расходом  $Q_r^{\text{тр}}$ , лазерное излучение с плотностью мощности  $W_{\text{даз. изл}}$ ) ее слив — через канал 4. В работе [2] экспериментальным методом исследовали наиболее оптимальный диапазон изменения скорости вращения реактора смешения ω, который выбран в интервале значений от 30 до 160 об/мин.

Подачу газа и лазерного излучения осуществляли через фурму, которую располагали по центру реактора на расстоянии h = 7,5 мм от поверхности жидкости, что обусловлено временем нагрева порошка в зоне действия лазерного излучения и образованием каверны необходимых размеров.

Для изучения возможных флуктуаций давлений на выходе из фурмы и распределения (рассеивания) порошка по поверхности каверны согласно рекомендациям [3] рассмотрено два варианта конструкций фурм, в которых предусмотрено наличие двух газовых потоков. Первый поток, транспортирующий частицы с постоянным расходом, и второй – ускоряющий, газолазерный поток с варьируемым расходом газа. В первом случае (рис. 2, *a*) область смешения потоков и зоны облучения вынесены за пределы фурмы, а во втором (рис. 2, *б*) – потоки пересекаются и смешиваются внутри фурмы, где и происходит обработка частиц лазерным излучением. При проведении моделирования расход подаваемой жидкости варьировали в интервале значений от 0,01 до 0,017 кг/с. Суммарный расход газа (транспортирующего и ускоряющего)  $Q_r^{\text{уск+тр}}$  изменяли в интервале значений (3,24...4,1)10<sup>-4</sup> кг/с согласно рекомендациям в работах [2, 3], что обусловлено необходимыми скоростями внедрения порошка в расплав.

Для расчета турбулентности использовали модели:  $k-\varepsilon$  – для воды и модель нулевого уравнения для воздуха представлена дисперсной фазой. Силу сопротивления трения рассчитывали согласно модели Шиллер—Науманна ("Schiller—Nauman"). Также учитывали условия шероховатой стенки.

На рис. 2 и 3 представлены результаты математического моделирования процессов непрерывного наполнения реактора смешения и слива жидкости с него.

Изменение формы свободной поверхности жидкости при вращении реактора смешения и сливе жидкости для двух фурм (см. рис. 2) показано кривыми *AB* и *CDEFG*. Кривая *FG* является частью свободной поверхности, образованной вращением жидкости, *DEF* – линия поверхности каверны, сформированной потоком газа, кривые *AB* и *CD* описывают возмущения



Рис. 2. Форма свободной поверхности жидкости при ω = 30 об/мин и Q<sub>1</sub><sup>уск + тр</sup> = 3,2·10<sup>-4</sup> кг/с для конструкций фурм № 1 (*a*) и № 2 (*б*)



Рис. 3. Форма свободной поверхности жидкости при  $\omega = 160$  об/мин и  $Q_{\rm F}^{\rm yck + \tau p} = 4,1 \cdot 10^{-4}$  кг/с для конструкций фурм № 1 (*a*) и № 2 (*б*)

свободной поверхности, образованные потоком жидкости. Форма кривой FG и расстояние от линии стационарного уровня жидкости до точки F, изменяющиеся в зависимости от угловой скорости, расхода газа и геометрических размеров реактора, которые также влияют на изменение глубины каверны.

Каверна, образованная фурмой № 1, при частоте вращения реактора 30 об/мин и расходе газа 3,24·10<sup>-4</sup> кг/с (см. рис. 2, *a*) имеет форму эллиптического параболоида вращения. В интервале значений 30...60 об/мин и таком же расходе газа глубина этой каверны ( $H_2$ ) изменяется от 20 до 22,5 мм.

Увеличение вращения реактора смешения от 30 до 160 об/мин при расходе газа  $3,24 \cdot 10^{-4}$  кг/с изменяет форму свободной поверхности жидкости таким образом, что кривая *FG* становится более вогнутой, а воздушная каверна расширяется и углубляется.

Падающая струя образует возмущение свободной поверхности жидкости в виде дополнительной каверны. При этом струя захватывает часть воздуха, происходит образование газожидкостной области вблизи сливного канала. Следовательно, с точки зрения попадания воздуха в сливной канал опасным является, с одной стороны, влияние области газожидкостной суспензии, а с другой — образование воздушной каверны, образованной газолазерным потоком (ее глубина).

Для оценки влияния размеров глубины двухфазной газожидкостной области на процесс попадания воздуха в сливной канал введен параметр  $H_1$ . Этот параметр определяет уровень (объем) жидкости в зависимости от соотношения объемных концентраций компонентов  $k_1 / k_2 = K(k_1 + k_2) = 1$ ) (для 100 % воздуха  $k_1 = 0$ , для 100 % воды  $k_2 = 1$ ) таким образом, чтобы значение K составляло 0,03.

С ростом частоты вращения реактора смешения от 30 до 60 об/мин при постоянном расходе газа 3,24·10<sup>-4</sup> кг/с геометрические размеры каверны, образованной потоком падающей струи жидкости, увеличиваются, а глубина — уменьшается. При этом влияние области газожидкостной суспензии на размеры минимального объема жидкости в реакторе и возможности попадания газа в сливной канал уменьшаются, вследствие чего происходит снижение параметра  $H_1$  от 28 до 23 мм. При этих условиях глубина каверны  $H_2$  увеличивается, но не превышает размеров параметра  $H_1$ . Для значений частоты вращения реактора смешения 60...160 об/мин при расходе газа  $3,24 \cdot 10^{-4}$  кг/с влияние области газожидкостной суспензии нивелируется, поскольку эта область расширяется, но уменьшается по глубине за счет воздействия центробежных сил. При этом значение  $H_1$  уменьшается от 23 до 18 мм. Возмущения свободной поверхности, образованные потоком жидкости, сглаживаются.

Таким образом, установлено, что в интервале изменения частот вращения 30...60 об/мин при расходе газа 3,24·10<sup>-4</sup> кг/с основным фактором, влияющим на изменение уровня жидкости в реакторе смешения при условии непопадания воздуха в сливной канал, является область газожидкостной суспензии (параметр  $H_1$ ), а в интервале 60...160 об/мин – глубина каверны  $H_2$ , образованная газолазерным потоком. Для такого расхода газа выявлено, что размеры параметров  $H_1$  и  $H_2$  выравниваются при частоте вращения ≈60 об/мин, что соответствует наименьшему объему жидкости в реакторе.

В дальнейшем рассмотрено влияние увеличения расхода газа до  $4,1\cdot10^{-4}$  кг/с на изменение параметров  $H_1$  и  $H_2$ , а также формы свободной поверхности жидкости (см. рис. 3, *a*). Установлено, что тенденция изменения области газожидкостной суспензии  $H_1$  и глубины каверны  $H_2$ , образованной газолазерным потоком, сохраняется. Таким образом, увеличение расхода газа не влияет на изменение указанных выше параметров в зависимости от частоты вращения реактора смешения. Равенство этих параметров наблюдается при той же частоте вращения, что и для расхода газа 3,24·10<sup>-4</sup> кг/с.

Известно, что с повышением давления газа на поверхность жидкости расход сливаемой жидкости возрастает, а следовательно, для реализации условия сохранения постоянства жидкости в реакторе смешения (выполнения условия  $Q_{\kappa}^{n} = Q_{\kappa}^{c}$ ) необходимо увеличивать расход подаваемой жидкости. Таким образом, скорость процесса обработки повышается, что приводит к ускорению процесса получения суспензионного расплава в реакторе смешения.

Аналогичные исследования проведены для фурмы  $\mathbb{N}$  2 (см. рис. 2,  $\delta$ ). Газолазерная каверна, образованная фурмой  $\mathbb{N}$  2 при частоте вращения реактора смешения 30 об/мин и расходе газа 3,24·10<sup>-4</sup> кг/с, имеет цилиндрическую форму с эллипсовидным дном, а с увеличением скорости вращения реактора приближается к конической. В интервале значений частоты вращения 30...160 об/мин и таком же расходе газа каверна, формируемая фурмой  $\mathbb{N}$  2, менее глубокая, что приводит к увеличению влияния параметра  $H_1$  в более широком диапазоне (90...160 об/мин) и равенства параметров  $H_1$  и  $H_2$  при 90 об/мин.

Для фурмы № 2, как и в случае с фурмой № 1, с повышением давления газа до  $Q_r^{\text{уск+тр}} = 4,1\cdot10^{-4}$  кг/с на поверхность жидкости расход сливаемой жидкости возрастает, а следовательно, необходимо повышать расход подаваемой жидкости для соблюдения условия  $Q_{*}^{n} = Q_{*}^{c}$ . При этом изменение формы свободной поверхности, а также параметров  $H_{1}$  и  $H_{2}$  происходит аналогично как при использовании фурмы № 1 и таком же расходе газа ( $Q_{r}^{yck+тp} = 4,1\cdot10^{-4}$  кг/с), отличие составляет только форма газолазерной каверны, которая для фурмы № 2 становится менее широкой.

Таким образом, для обеспечения минимального объема жидкости в реакторе смешения с использованием этих фурм при соблюдении указанных выше условий является нахождение равенства параметров  $H_1$  и  $H_2$ . Однако конструктивные изменения для фурмы № 2 влияют на значение скорости, при которой выполняется минимизация процесса.

Проведены эксперименты в выбранном диапазоне исследований для конструкции фурмы № 2 (рис. 4). Изучены и оценены геометрические размеры газолазерной каверны и газожидкостной области в зависимости от частоты вращения реактора смешения и расхода газа, а также форма свободной поверхности жидкости в данном реакторе.

Сопоставление значений размеров каверны и газожидкостной области, полученные при одинаковых исходных данных на основе проведенного математического моделирования и экспериментальных исследований, свидетельствует о хорошей сходимости, при этом расхождения не превышают 10 %.





б)

Рис. 4. Форма свободной поверхности жидкости для конструкции фурмы № 1:

 $a - \omega = 30$  об/мин,  $Q_r^{\text{уск+тр}} = 3,24 \cdot 10^{-4}$ ;  $\delta - \omega = 160$  об/мин,  $Q_r^{\text{уск+тр}} = 4,1 \cdot 10^{-4}$  кг/с



Рис. 5. Зависимость изменения расхода жидкости от угловой скорости вращения  $\omega_1$  и уровня жидкости *H* при давлении газа на выходе из фурмы p = 101475 Па

На основании полученных результатов математического моделирования и экспериментальных исследований для фурмы № 2 вывели приближенную математическую зависимость изменения расхода жидкости от угловой скорости вращения  $\omega_1$  реактора смешения, его формы и давления подаваемого газа *p*, а также начального уровня неподвижной жидкости *H*:

$$Q_{*}(p, H, \omega_{1}) = 6,86 \cdot 10^{-8} \frac{p^{2} H r}{\eta g} + 11,42 \frac{p \eta}{\rho g} - 27,63 \cdot 10^{-2} \frac{p \eta H}{\rho r g} - \frac{p \omega_{1} r (1,54 \cdot 10^{-4} H + 3,96 \cdot 10^{-5} r)}{g} - 1,17,$$

где  $\rho$  – плотность жидкости (1000 кг/м<sup>3</sup>);  $\eta$  – вязкость жидкости (0,01 Па·с); r – радиус сливного отверстия (0,002 м); g – ускорение свободного падения (9,81 м/с<sup>2</sup>).

Эта формула позволяет адекватно в интервале значений: для H от 0,05 до 0,059 мм,  $\omega_1$  от 3,142 до 15,708 рад/с и p от 101 475 до 101 580 Па вычислять, без применения сложных математических расчетов, значения расхода модельной жидкости в зависимости от выбранных технологических параметров.

Результаты полученной зависимости изменения расхода жидкости от скорости вращения и объема жидкости в реакторе, которые представлены на рис. 5 в виде графика, являются частным случаем этой зависимости при фиксированном (постоянном) давлении газа на выходе из фурмы p = 101475 Па. Изменяя значения давления газа p, можно получить ряд подобных графи-

ков, что позволяет технологически правильно скорректировать необходимые параметры для формирования суспензионного или эмульсионного расплава.

Предложенный подход определения упрощенных зависимостей для аналогичных параметров реализован и для фурмы № 1.

Заключение. На основании проведенных исследований определены начальные и граничные условия в заданном интервале значений для реализации непрерывных технологических процессов получения композиционных материалов. Проведено физико-математическое моделирование состояния и поведения жидкости в условиях наложения центробежных сил и пневматического действия для двух фурм.

Использование разных конструкций фурм для данного реактора позволяет определить изменение формы газопорошкового потока и его параметров в условиях нагревания порошка лазерным излучением, а также возможности улучшения конструкции фурм.

Результаты численного моделирования, полученные при исследованиях конструкций фурмы № 1, показали достаточную сходимость с экспериментальными данными, что позволяет адекватно использовать разработанную физико-математическую модель для других видов фурм.

Для инженерных расчетов получена математическая зависимость изменения расхода модельной жидкости от скорости вращения и давления газа, позволяющая быстро и правильно скорректировать технологические режимы для процесса получения композиционного материала, а также обработки расплава газовым или газолазерным потоком, избегая сложных математических расчетов. Исследованы особенности движения жидкости в реакторе и другие необходимые технологические параметры.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Косторнов А.Г.** Триботехническое материаловедение. Киев: Ноулидж, 2012. 700 с.

2. Форма свободной поверхности жидкости в реакторах смешения в условиях наложения механического и пневматического воздействия / В.П. Лихошва, А.Н. Тимошенко, Е.А. Рейнталь, Л.А. Бондарь // Процессы литья. 2012. № 5. С. 25–32.

3. Воздействие газовых потоков, подаваемых с помощью фурмы, на жидкие среды / В.П. Лихошва, Е.А. Рейнталь, Л.А. Бондарь, А.Н. Тимошенко, Л.Е. Угрин // Процессы литья. 2010. № 6. С. 64–71.

4. Изменение газовой каверны при погружении фурм различных конструкций в жидкие среды / Е.А. Рейнталь, В.П. Лихошва, В.В. Савин, Л.А. Бондарь, А.Н. Тимошенко, Р.С. Надашкевич // Процессы литья. 2011. № 3. С. 14–23.

Валерий Петрович Лихошва, д-р техн. наук; Андрей Николаевич Тимошенко, Marschal@i.ua; Елена Александровна Рейнталь; Лидия Арсениевна Бондарь **Г.Е. Левшин, А.А. Карих** (Алтайский государственный технический университет им. И.И. Ползунова, г. Барнаул)

# Прогрев литейной магнитной формы охлаждающейся стальной отливкой

Предложено математическое и графическое, в том числе сплайном, описание прогрева литейной магнитной формы теплом охлаждающейся стальной отливки на основе ограниченного числа экспериментальных данных, полученных методом заливки, позволяющее вычислить температуры объема формы в любой момент времени и на любой глубине прогрева.

**Ключевые слова:** литейная магнитная форма; математическое описание; прогрев; глубина прогрева; температурное поле.

The mathematical and graphical including spline description of casting magnetic mould warm-up by heat of cooling cast on based of limited number of experimental data obtained by the filling, allowing to calculate the temperatures of the moulds volume at any moment time and at any depth of warm-up is suggested.

**Keywords:** casting magnetic mould; mathematical description; warm-up; depth of warm-up; temperature field.

В работах [1–7] приведены результаты, методика и уравнения математического описания прогрева разовой литейной формы, в том числе магнитной (МФ), отливкой толщиной 15 мм из чугуна СЧ20. Показано, что его целесообразно рассматривать как процесс нагрева-охлаждения затухающим источником тепла (охлаждающейся отливкой), так как по истечении некоторого времени первоначально более нагретые поверхностные слои МФ начинают охлаждаться за счет передачи тепла последующим слоям. При этом создается подобие тепловой (температурной) затухающей "волны".

Чтобы развить эти представления, дополнительно убедиться в правильности методики и возможности ее применения и для материала отливки с более высокой температурой плавления, провели расчеты и для отливки плиты толщиной 10 мм из стали 10Л. При этом использовали экспериментальные данные метода заливки температурного поля неполой (с газифицируемой моделью) МФ из дроби ДСК 05. Две термопары размещены в центре отливки и возле него, а другие – на поверхности формы и на расстояниях  $x_{\phi} = 2$ ; 5; 10; 19; 29; 44; 54 и 75 мм от отливки (в одной плоскости) [5].

По этим результатам создали табличную базу данных, а затем с помощью программы Microsoft Excel построили графики охлаждения отливки и прогрева формы на указанных расстояниях  $x_{\phi}$  от отливки в зависимости от времени *t* (рис. 1).

Для корректности сравнения с данными [6, 7] и в этом случае рассматривали прогрев формы только в диапазоне 0...390 с. Неизмеренную температуру поверхности отливки в необходимый момент времени вычисляли по формуле А.И. Вейника (см. кн.: Термодинамика литейной формы. М.: Машиностроение, 1968. 335 с.) с использованием измеренной температуры  $T^{\mu}_{\text{отл}}$  в центре отливки [6, 7].

Теплоаккумуляцию  $b_{\text{отл}}$  для углеродистой стали приняли по данным различных источников (например, [5]) постоянной 14 000 и 12 300. Текущую теплоаккумуляцию  $b_{\phi}$  определяли для измеренного текущего значения  $T_{\phi}$  на ближайшей к отливке глубине  $x_{\phi} = 2$  мм в этот же момент времени по формуле [2, 6, 7]

$$b_{\rm th} = 0.86976 T_{\rm th} + 732.78$$
. (1)

Часть вычислений по формуле А.И. Вейника приведена в табл. 1 (графы 3 и 4), а графическое отображение — на рис. 1. Они показывают незначительную разницу (1...3 °C) в значениях температуры, которая не повлияла на результаты последующих вычислений. Правильность расчета подтверждается и тем, что температура в любой момент времени меньше (на 6...37 °C), чем в теле отливки у центра (см. табл. 1).

Используя данные эксперимента для  $x_{\phi} = 0$ ; 2; 5; 10; 29; 44; 54 и 75 мм, получили недостающие зависимости  $T_{\phi} = f(t)$  и для других значений  $x_{\phi}$  с шагом 1 мм (см. рис. 1) путем интерполяции по формуле Лагранжа [6, 7] для трех точек.

Сравнение (см. табл. 1) температур расчетной и измеренной  $T_{\Phi}^{n}$  показывает значительное превышение в начале нагрева на ~240 °C (при 10 с) с постепенным его уменьшением до ~74 °C (при 90 с в точке экстремума этого графика), а затем до ~53 °C (при 390 с).

Такое превышение на начальном этапе можно объяснить нестационарным характером процесса нагрева до 1350 °C поверхности МФ теплом отливки и газами от газификации модели, а также малой теплопроводностью слоя противопригарного покрытия на пено-



Рис. 1. Температурное поле отливки и формы (экспериментальные и интерполяционные графики)

полистироловой модели. После 90 с начинается стационарный процесс охлаждения поверхности МФ вместе с отливкой.

1. Ten	пературы отливки и поверхности формы	
	Температура °С	

	Температура, °С					
Время, с	у центра	при	Т			
	отливки	14 000	12 300	1		
18	1495	1458	1455	1215		
36	1480	1457	1454	1240		
60	1470	1453	1451	1324		
90	1435	1425	1424	1350		
120	1400	1391	1389	1320		
150	1364	1347	1342	1280		
180	1330	1321	1320	1250		
240	1270	1261	1260	1190		
300	1220	1212	1211	1150		
360	1189	1182	1181	1120		
390	1170	1164	1163	1110		

Графики (см. рис. 1) для каждого слоя МФ являются выпуклыми и имеют перегиб (экстремум). Причем он смещается вправо по мере удаления слоя от отливки. В какой-то момент времени одни слои еще нагреваются, а другие уже начали охлаждаться. Поэтому эти графики отражают процесс нагрева—охлаждения каждого слоя МФ и перемещения затухающей температурной "волны" в глубь МФ (на рис. 1 до  $x_{\phi} = 10$  мм). Начальные участки многих графиков практически прямолинейны.

Это затрудняет аппроксимацию всего графика одним типом уравнений. Поэтому графики аппроксимировали линейными на начальном участке и кубическими уравнениями на последующем участке каждой кривой (табл. 2).

Достоверность линейной аппроксимации  $R^2 = 0,9123...0,9999$ , а кубической — 0,8194...0,9996. Вычисления температур вблизи границ этих участков могут иметь повышенную погрешность. Ее устраняют расчетом одновременно по двум уравнениям и сопоставлением с графиком. Все это и затрудняет создание адекватной аналитической математической модели.

Практическая прямолинейность начального участка графиков существенно облегчает определение скорости нагрева слоев МФ. Так, для слоев  $x_{\phi} = 1$ ; 2 и

Г

x 10/	Yr	равнения для диапазонов времени <i>t</i> , с
<i>х</i> <sub>ф</sub> , мм	линейные	кубические
1	От 0 до 20 с	От 20 до 390 с
	$T_{\phi} = 52,375t + 113,75,  R^2 = 0,9123$	$T_{\Phi} = 2 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.015 t^2 + 2.3867 t + 1064.1$ , $R^2 = 0.9005$
2	От 0 до 30 с	От 30 до 390 с
	$T_{\Phi} = 34,7t + 82,  R^2 = 0,9441$	$T_{\Phi} = 7 \cdot 10^{-6} t^3 - 0,0043t^2 + 0,2622t + 1041,2$ , $R^2 = 0,9436$
3	$T_{\Phi} = 28,677t + 72,6,  R^2 = 0,9531$	$T_{\Phi} = 2 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.0117 t^2 + 2.2801 t + 826.97,  R^2 = 0.8194$
4	$T_{\Phi} = 22,653t + 63,2,  R^2 = 0,9637$	$T_{\oplus} = 2 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.0191 t^2 + 4.298 t + 612.7$ , $R^2 = 0.8641$
5	$T_{\oplus} = 16,63t + 53,8,  R^2 = 0,9721$	$T_{\oplus} = 3 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.0265 t^2 + 6.316 t + 398.43$ , $R^2 = 0.9308$
6	$T_{\Phi} = 14,878t + 47,08,  R^2 = 0,9774$	$T_{\phi} = 4 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.028 t^2 + 6.7632 t + 331.9$ , $R^2 = 0.9442$
7	$T_{\phi} = 13,126t + 40,36, R^2 = 0,9834$	$T_{\oplus} = 4 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.0295 t^2 + 7.2104 t + 265.37$ , $R^2 = 0.9543$
8	$T_{\phi} = 11,374t + 33,64,  R^2 = 0,9898$	$T_{\oplus} = 4 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.031 t^2 + 7.6576 t + 198.841$ , $R^2 = 0.962$
9	$T_{\phi} = 9,622t + 26,92,  R^2 = 0,9961$	$T_{\phi} = 4 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.0324 t^2 + 8.1048 t + 132.32$ , $R^2 = 0.9678$
10	От 0 до 60 с	От 60 до 390 с
	$T_{\phi} = 7,9991t + 18,623, \ R^2 = 0,9999$	$T_{\oplus} = 3 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.0218 t^2 + 5.8631 t + 237.61$ , $R^2 = 0.9747$
11	$T_{\Phi} = 7,1103t + 18,776, \ R^2 = 0,9999$	$T_{\Phi} = 2 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.0179 t^2 + 5.2764 t + 201.3$ , $R^2 = 0.9921$
12	$T_{\phi} = 6,2215t + 18,929, \ R^2 = 0,9999$	$T_{\oplus} = 1 \cdot 10^{-5} t^3 - 0,0141t^2 + 4,6896t + 164,98$ , $R^2 = 0,9986$
13	$T_{\phi} = 5,3327t + 19,082,  R^2 = 0,9999$	$T_{\oplus} = 9 \cdot 10^{-6} t^3 - 0.0102 t^2 + 4.1029 t + 128.67$ , $R^2 = 0.9996$
14	$T_{\phi} = 4,4439t + 19,235, \ R^2 = 0,9999$	$T_{\oplus} = 3 \cdot 10^{-6} t^3 - 0,0064t^2 + 3,5162t + 92,354$ , $R^2 = 0,9982$
15	$T_{\phi} = 3,5551t + 19,388, \ R^2 = 0,9999$	$T_{\phi} = -3 \cdot 10^{-6} t^3 - 0,0025 t^2 + 2,9295 t + 56,039$ , $R^2 = 0,9957$
16	$T_{\phi} = 2,6664t + 19,541,  R^2 = 0,9999$	$T_{\phi} = -9 \cdot 10^{-6} t^3 + 0,0013t^2 + 2,3428t + 19,724$ , $R^2 = 0,9929$
17	$T_{\phi} = 1,7776t + 19,694,  R^2 = 0,9999$	$T_{\oplus} = -1 \cdot 10^{-5} t^3 + 0.0052 t^2 + 1.756 t - 16.591$ , $R^2 = 0.9901$
18	$T_{\phi} = 0,8888t + 19,847,  R^2 = 0,9999$	$T_{\phi} = -2 \cdot 10^{-5} t^3 - 0,009 t^2 + 1,1693 t - 52,906$ , $R^2 = 0,9874$
19	От 0 до 90 с	От 90 до 390 с
		$T_{\phi} = -4 \cdot 10^{-6} t^3 - 0.004 t^2 + 4.621 t - 380.39$ , $R^2 = 0.9924$
20		$T_{\phi} = -7 \cdot 10^{-6} t^3 - 0,0012t^2 + 3,7274t - 318,05, \ R^2 = 0,9939$
21		$T_{\phi} = -9 \cdot 10^{-6} t^3 - 0,0015t^2 + 2,8338t - 255,71 ,  R^2 = 0,9953$
22		$T_{\Phi} = -1 \cdot 10^{-5} t^3 - 0,0043t^2 + 1,9401t + 193,37$ , $R^2 = 0,9965$
23		$T_{\phi} = -1 \cdot 10^{-5} t^3 + 0,0071 t^2 + 1,0465 t - 131,03$ , $R^2 = 0,9976$
24		$T_{\phi} = -2 \cdot 10^{-5} t^3 + 0,0098 t^2 + 0,1528 t - 68,693,  R^2 = 0,9985$
25		$T_{\phi} = -2 \cdot 10^{-5} t^3 + 0.0126 t^2 - 0.7408 t - 1 = 6.3534$ , $R^2 = 0.9992$
26	<i>T</i> 20	$T_{\phi} = -2 \cdot 10^{-5} t^3 + 0.0154 t^2 - 1.6344 t + 55.987$ , $R^2 = 0.9995$
27	$I_{\Phi} = 20$	$T_{\oplus} = -2 \cdot 10^{-5} t^3 + 0.0182 t^2 - 2.5281 t + 118.33$ , $R^2 = 0.9995$
28	-	$T_{\oplus} = -3 \cdot 10^{-5} t^3 + 0.0209 t^2 - 3.4217 t + 180.67 , R^2 = 0.9991$
29		$T_{\oplus} = -3 \cdot 10^{-5} t^3 + 0.0237 t^2 - 4.3154 t + 243.01, R^2 = 0.9983$
32		$T_{\Phi} = -29 \cdot 10^{-5} t^3 + 0.0191 t^2 - 3.4981 t + 201.61$ , $R^2 = 0.9982$
35		$T_{\oplus} = -2 \cdot 10^{-5} t^3 - 0.0145 t^2 - 2.6808 t + 160.22$ , $R^2 = 0.9982$
38		$T_{\oplus} = -1 \cdot 10^{-5} t^3 + 0.0099 t^2 - 1.8653 t + 118.83$ , $R^2 = 0.9979$
41		$T_{\Phi} = -6 \cdot 10^{-6} t^3 + 0.0053 t^2 - 1.0462 t + 77.431$ , $R^2 = 0.9961$
44		$T_{\oplus} = -1 \cdot 10^{-7} t^3 + 0,0008 t^2 - 0,2289 t + 36,037$ , $R^2 = 0,9591$

## 2. Уравнения аппроксимации зависимости $T_{\phi} = f(t)$



Рис. 2. Зависимости температуры  $T_{\phi}$  формы от расстояния  $x_{\phi}$  от отливки

3 мм скорость равна 80; 45 и 37 °C/с соответственно. Нагрев поверхности МФ происходит со скоростью ~120 °C/с.

Проверка адекватности уравнений для значений времени t = 180; 240 и 300 с при  $x_{\phi} = 19$  мм показала, что расчетные температуры равны  $T_{\phi} = 331$ ; 442 и 514 °C и отличаются от экспериментальных (300, 456 и 520) на +10; -3 и -1 % соответственно.

Из рис. 1 и табл. 2 можно определить, что через ~20 с на отливке образовался затвердевший поверхностный слой с температурой ≈1460 °С, меньшей температуры ликвидуса. За это время до температуры Кюри  $T_{\kappa}$ , составляющей для высокоуглеродистых сталей 730...750 °С, при которой в материале частицы ферромагнитное состояние заменяется парамагнитным, а прочность МФ становится минимальной, прогрелся слой глубиной  $x_{\rm cb} \approx 3$  мм. Для чугунной отливки это время составляет ~8,2 с, а слой – 1 мм [6, 7]. Поэтому разупрочненный слой поверхности МФ оказывается зажатым между затвердевшим слоем отливки и еще имеющим прочность массивом МФ и не влияет отрицательно на качество отливки.

Поскольку процесс нагрева—охлаждения МФ протекает и в пространстве, по этим же данным определили также и графические зависимости  $T_{\phi} = f(x_{\phi})$  в любой заданный момент времени *t* (рис. 2) и кубические уравнения их аппроксимации (табл. 3).

Анализ графиков на рис. 2 по-казал:

их практическую прямолинейность на коротких начальных участках с постепенным увеличением во времени угла наклона к оси температур и перегибом вправо к более длинным криволинейным участкам;

превращение этих длинных участков из вогнутой кривой (при 10 с) в практически прямую линию (при 330 с), а затем и в выпуклую кривую (360 и 390 с).

Последнее обстоятельство ставит еще раз под сомнение рекомендацию и уравнения А.И. Вейника об описании процесса нагрева формы именно вогнутой параболой с каким-то одним значением ее показателя *n* [см. подробно 3–7]. Особенно после затвер-



Рис. 3. Пространственный график (сплайн) функции  $T_{\phi} = f(t, x_{\phi})$ 

### 3. Уравнения аппроксимации зависимости $T_{\phi} = f(x_{\phi})$

Время <i>t</i> , с	Кубические уравнения аппроксимации
10	$T_{\phi} = -0.0348x_{\phi}^3 + 3.2183x_{\phi}^2 - 90.672x_{\phi} + 774.39,  R^2 = 0.8384$
20	$T_{\phi} = -0.0412 x_{\phi}^3 + 3.9224 x_{\phi}^2 - 115.66 x_{\phi} + 1054.8, \ R^2 = 0.9514$
30	$T_{\phi} = -0.0399x_{\phi}^3 + 3.909x_{\phi}^2 - 119.96x_{\phi} + 1158.4,  R^2 = 0.9778$
60	$T_{\phi} = -0.0298x_{\phi}^3 + 3.2433x_{\phi}^2 - 113.71x_{\phi} + 1293.5, \ R^2 = 0.9936$
90	$T_{\phi} = -0.0239x_{\phi}^3 + 2.8153x_{\phi}^2 - 107.15x_{\phi} + 1323.2,  R^2 = 0.987$
120	$T_{\phi} = -0.0158x_{\phi}^3 + 2.1427x_{\phi}^2 - 92.435x_{\phi} + 1283.1, \ R^2 = 0.9844$
150	$T_{\phi} = -0.0072 x_{\phi}^3 + 1.3725 x_{\phi}^2 - 74.06 x_{\phi} + 1225.7,  R^2 = 0.9855$
180	$T_{\phi} = -0,0012 x_{\phi}^3 + 0,788 x_{\phi}^2 - 58,737 x_{\phi} + 1171,4,  R^2 = 0,991$
210	$T_{\phi} = 0,0028x_{\phi}^3 + 0,3464x_{\phi}^2 - 45,926x_{\phi} + 1120,4,  R^2 = 0,9932$
240	$T_{\phi} = 0.004 x_{\phi}^3 + 0.1279 x_{\phi}^2 - 37.469 x_{\phi} + 1080.4,  R^2 = 0.9941$
270	$T_{\phi} = 0,0024 x_{\phi}^3 + 0.1305 x_{\phi}^2 - 33,287 x_{\phi} + 1051,5,  R^2 = 0,9943$
300	$T_{\phi} = -0,0006x_{\phi}^3 + 0,1638x_{\phi}^2 - 30,341x_{\phi} + 1026,8, \ R^2 = 0,9934$
330	$T_{\phi} = -0.0011x_{\phi}^3 + 0.2123x_{\phi}^2 - 28.457x_{\phi} + 1007.3,  R^2 = 0.9917$
360	$T_{\phi} = -0.0024 x_{\phi}^3 + 0.2466 x_{\phi}^2 - 26.52 x_{\phi} + 988.02,  R^2 = 0.9895$
390	$T_{\phi} = -0.0036x_{\phi}^3 + 0.2746x_{\phi}^2 - 25.001x_{\phi} + 972.3, R^2 = 0.9863$

девания отливки. Аппроксимация кубическими уравнениями обеспечивает удовлетворительную достоверность 0,9514...0,9943 (кроме t = 10 с). Как показано в [6, 7], ее можно еще более увеличить повышением степени уравнений.

Отметим, что сравнение значений температур на глубине  $x_{\phi} = 19$  мм, полученных расчетом по уравнениям табл. 3 в моменты времени t = 180; 240 и 300 с, показывает их совпадение с расчетом по уравнениям табл. 2.

По графику (см. рис. 2) можно определить средний градиент температуры (град.  $T_{\phi}$ ) при прогреве, например, до 500 °C, в разные моменты времени. Так, при 10 с град. *Т*<sub>ф</sub> ≈350 °С/мм, при 20 с – ≈159 °С/мм, при 30 с – ≈135 °С/мм, а при 180 с уже ≈ 47 °С/мм и т.д.

По рис. 1 и 2 можно определить, что температура Кюри  $T_{\kappa}$  достигается только в слое  $x_{d} \approx 10$  мм (для чугуна 8 мм) через 330 с (для чугуна через 210 с), когда отливка полностью затвердела, а температура ее поверхности снизилась до ~1190 °С (для чугуна 1050). Уменьшение прочности МФ в этом слое увеличивает его податливость и благоприятно сказывается на снижении усадочных напряжений в отливке.

Минимальная температура начала возможного спекания стальных частиц магнитомягкого формовочного материала в окислительной среде  $T_{cn} \ge 900$  °C появляется практически во время заливки и сохраняется в слое  $x_{\phi} = 3$  мм еще ~340 с. Максимальная температура начала возможного спекания составляет

~1200 °С и достигается только в слое ~1 мм (см. рис. 1 и 2), который нагревается до 1350 °С. Воздействие температур 1200...1350 °С на этот слой длится ~230 с. За это время частицы размером более 0,3 мм не спекаются, что подтверждается при разрушении МФ [5].

Среднеинтегральную температуру нагрева слоя  $x_{\rm d} = 50$  мм, равного толщине стенки формы, при выбивке отливки по истечении времени t = 390 с можно получить после интегрирования последнего из уравнений (см. табл. 3) и деления результата на  $x_{\phi} = 50$  мм. Она является исходной для разработки технологии охлаждения оборотного МФМ и составляет ~460 °С. Для чугунной отливки эта температура ~407 °С [7].

Наглядное представление процесса нагрева-охлаждения МФ и быстрое определение его параметров дает пространственный график (сплайн) функции  $T_{\phi} = f(t, x_{\phi})$ , построенный с использованием программы Mathcad и методики [7] (рис. 3).

#### Выводы

1. Предложенный в работах [6, 7] метод определения по сравнительно малому числу экспериментальных величин Т<sub>ф</sub> любого необходимого числа интерполяционных значений *t*, *x*<sub>ф</sub> и *T*<sub>ф</sub> пригоден также для математического и графического описания процесса прогрева МФ стальной отливкой.

2. Охлаждающаяся отливка, являясь затухающим источником тепла, вызывает процесс нагрева-охлаждения  $M\Phi$ , когда первоначально более нагретые поверхностные слои МФ начинают охлаждаться за счет передачи тепла последующим слоям, создавая подобие тепловой (температурной) затухающей "волны".

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Левшин Г.Е., Павлюк К.И. К определению термофизических характеристик материала разовой формы // Заготовитель-ные производства в машиностроении. 2009. № 7. С. 10–16.

2. Левшин Г.Е., Павлюк К.И. О термофизических характеристиках магнитомягких формовочных материалов и магнитных форм // Заготовительные производства в машиностроении. 2010. № 7. С. 7–11.

3. Левшин Г.Е., Павлюк К.И. О математическом моделировании прогрева литейной разовой объемной формы // Заготовительные производства в машиностроении. 2011. № 11. С. 6–9.

4. Левшин Г.Е. Проблемы математического моделирования прогрева разовой объемной формы // Ползуновский альманах. 2011. № 4. С. 26–28. 5. **Левшин Г.Е., Матюшков И.Л.** Литье в магнитные формы.

Барнаул: Изд-во АлтГТУ, 2006. 688 с.

6. Левшин Г.Е., Карих А.А. Математическое описание прогрева литейной магнитной формы в функции времени // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 7. C. 8–14.

7. Левшин Г.Е., Карих А.А. Прогрев литейной магнитной формы в функции времени и расстояния от отливки // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 5. С. 6–11.

> Геннадий Егорович Левшин, д-р техн. наук, ntsc@desert.secna.ru; Алексей Александрович Карих

**Н.Н. Малушин, Т.Г. Вострецова** (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

# Регулируемый термический цикл для плазменной наплавки прокатных валков теплостойкими сталями

Предложен регулируемый термический цикл для многослойной плазменной наплавки прокатных валков теплостойкими сталями высокой твердости. Наплавка прокатных валков по предложенному термическому циклу позволила повысить их износостойкость до 1,5–2,0 раз.

**Ключевые слова:** регулируемый термический цикл; многослойная плазменная наплавка; прокатные валки; теплостойкие стали; износостойкость.

The adjustable thermal cycle for multilayered plasma welding of rolls by high hardness heat-resistant steels is offered. Hard-facing of mill rolls on the proposed thermal cycle has allowed to increase their wear resistance to 1,5-2,0 times.

Keywords: adjustable thermal cycle; multilayered plasma welding; rolls; heat-resistant steels; wear resistance.

Теплостойкие стали типа P18, P6M5, P2M8 обладают неудовлетворительной свариваемостью, поэтому для предотвращения образования холодных трещин традиционная технология наплавки предусматривает обязательное применение высокотемпературного предварительного и сопутствующего подогрева ( $T_{\rm под} = 400...700 \,^{\circ}$ С) и замедленного охлаждения изделия. При этом происходит образование пластичных продуктов распада аустенита, обладающих низкой твердостью и износостойкостью, что вызывает необходимость проведения в последующем сложной термической обработки.

Цель работы — предотвращение образования холодных трещин при плазменной наплавке прокатных валков теплостойкими сталями высокой твердости путем регулирования термического цикла в процессе изготовления.

В разработанных на кафедре металлургии и технологии сварочного производства Сибирского государственного индустриального университета способах наплавки теплостойких сталей высокой твердости для предотвращения образования холодных трещин предложено использовать эффект кинетической пластичности ("сверхпластичности").

Проявление эффекта кинетической пластичности в процессе мартенситного или бейнитного превращения было отмечено при исследованиях свойств наплавленного теплостойкими сталями высокой твердости металла на установках тепловой микроскопии типа ИМАШ. Результаты исследования показали, что в инструментальных закаливающихся сталях наблюдается эффект повышенной пластичности в момент протекания мартенситного и бейнитного превращений [1].

Особенностью предложенных способов наплавки является применение низкотемпературного предварительного и сопутствующего подогрева ( $T_{\rm под} = 230...280$  °C). Для получения наплавленного металла с низкой склонностью к образованию трещин регулируется уровень временных напряжений в процессе наплавки путем их частичной релаксации за счет проявления эффекта кинетической пластичности в момент протекания мартенситного или бейнитного превращений.

Особенность предлагаемого термического цикла наплавки заключается в трех его стадиях. Первая стадия обеспечивает ограниченное время нагрева и повышенную скорость охлаждения в области высоких температур, предотвращает рост зерна и распад аустенита с образованием равновесных низкопрочных структур. Она может быть реализована применением высококонцентрированных источников нагрева (например, сжатой дугой) и сопутствующего охлаждения.

Вторая стадия термического цикла обеспечивает нахождение наплавленного металла в аустенитном состоянии при выполнении всех слоев в процессе наплавки. Это достигается применением подогрева с  $T_{\text{под}} = M_{\text{H}} + (50 \dots 100) \,^{\circ}\text{C}$ . Для получения наплавленного металла с низкой склонностью к образованию трещин регулируется уровень временных напряжений в процессе наплавки на третьей стадии термического цикла путем временного снижения  $T_{\text{под}}$  ниже температуры  $M_{\text{H}}$ . При этом временные напряжения снижаются за счет частичной релаксации в момент протекания мартенситного или бейнитного превращений. Это позволяет получить наплавленный металл в закаленном состоянии с низким уровнем остаточных напряжений [2].

Выбор плазменной наплавки как способа нанесения износостойких покрытий в целях изготовления новых и восстановления изношенных деталей объясняется следующими преимуществами перед другими способами: высокая производительность; широкая возможность легирования наплавленного металла; возможность применения различных наплавочных металлов.

Особенностью сжатой дуги, как источника тепла, является то, что ее тепловые и газодинамические характеристики могут легко регулироваться в широких пределах. Использование сжатой дуги обратной полярности позволяет устранить трудоемкие, усложняющие технологический процесс наплавки операции по предварительной очистке поверхности изделия.

Очистка наплавляемой поверхности от загрязнений происходит в этом случае непосредственно в процессе наплавки в результате эффекта катодного распыления, чем обеспечиваются необходимые условия для смачиваемости поверхности изделия наплавляемым металлом и бездефектное формирование наплавленного слоя.

При плазменной наплавке на обратной полярности достигается также меньшее разбавление наплавляемого металла основным. Наиболее эффективно для решения ряда технологических задач при наплавке тел вращения (роликов, прокатных валков, валов) применение процесса плазменной наплавки на обратной полярности в защитно-легирующей среде азота с нетоковедущей присадочной порошковой проволокой. Использование азота в качестве защитного газа по сравнению с аргоном позволяет не только снизить затраты на наплавку, но и эффективно легировать наплавленный металл азотом из газовой фазы непосредственно в процессе наплавки, что существенно повышает его твердость и износостойкость. Предотвращение образования пор в наплавленном металле достигается введением в порошковую проволоку элементов, имеющих большее сродство к азоту и связывающих его в стойкие нитриды.

Улучшить свойства наплавленного высоколегированного металла, а также обеспечить благоприятное напряженное состояние позволяет применение дополнительно после наплавки высокотемпературного отпуска. Так, твердость металла после наплавки составляет 52...57 HRC, а после отпуска на вторичную твердость достигает 62...64 HRC [1, 2].

Основой способа многослойной наплавки является соблюдение определенного термического цикла [3]. Применительно к случаю плазменной наплавки валков холодной прокатки быстрорежущими теплостойкими сталями термический цикл наплавки должен иметь следующие характеристики:

1) скорость нагрева должна быть максимально возможной в интервале температур 750 °C –  $T_{пл}$ ;

2) время пребывания при температурах выше точки A<sub>1</sub> должно быть как можно меньше и для быстрорежущей стали типа P18 не должно превышать 60 с;

3) скорость охлаждения в интервале  $T_{nn} - M_{\rm H} + (50 \dots 100)$  °C должна быть выше критической, равной 3 °C/с, что позволяет предотвратить процесс распада высо-колегированного аустенита;

4) температура подогрева в процессе наплавки не должна опускаться ниже  $M_{\rm H}$  + (50 ... 100) °C, что для стали P18 составляет 230...280 °C.

Предотвращение образования холодных трещин в наплавленном металле достигается кратковременным снижением температуры подогрева на 20...100 °С ниже  $M_{\rm H}$  перед нанесением слоя, в котором в процессе наплавки возникают трещины. Снижение уровня временных напряжений происходит за счет их частичной релаксации в момент протекания мартенситного превращения, сопровождающегося возникновением аномальной пластичности наплавленного металла.

После выполнения наплавки всех слоев деталь необходимо охладить до комнатной температуры. Быстрорежущие стали являются самозакаливающимися, поэтому охлаждение наплавленной детали на воздухе обеспечивает получение закаленной структуры. Для получения высокой твердости и износостойкости проводят последующую термическую обработку в виде трех-четырехкратного отпуска при 580 °C в течение 1 ч [1].

Рекомендуемый термический цикл для плазменной наплавки прокатных валков изображен на рис. 1. Такой термический цикл предотвращает образование трещин и обеспечивает высокую твердость наплавленного металла при относительно несложной технологии наплавки.

Правильность выдвинутых предпосылок проверяли путем записи реальных термических циклов наплавки. Измерение и контроль теплового состояния изделия при плазменной наплавке тел вращения осуществляли с помощью специально разработанного устройства платина–платинородиевыми термопарами. Были записаны термические циклы при плазменной наплавке рабочих валков стана 6/100×315 порошковой проволокой ПП-Р18ЮН.



Рис. 1. Схема термического цикла при плазменной наплавке

Режим наплавки рабочих валков стана холодной прокатки диаметром 100 мм и длиной бочки 315 мм: сварочный ток 150...160 А; напряжение дуги 50...55 В; скорость наплавки 18 м/ч; скорость подачи порошковой проволоки 60 м/ч; смещение с зенита 10...12 мм; длина дуги 20 мм; расход защитного газа азота 20...22 л/мин; расход плазмообразующего газа аргона 6...8 л/мин. Наплавку проводили на заготовки из стали 30ХГСА с присадкой порошковой проволоки ПП-Р18ЮН диаметром 3,7 мм.

В качестве основного металла выбрана сталь 30ХГСА, обладающая высоким комплексом механических свойств. Стали типа 30ХГС широко применяют в качестве основного материала при изготовлении деталей с помощью наплавки. Эти стали являются закаливающимися, и для предупреждения образования холодных трещин в них необходимо применение предварительного подогрева.

Температуру подогрева можно вычислить по формуле, определив полный эквивалент углерода С<sub>э</sub>:

$$T_{\rm под} = 350 \sqrt{C_{\rm g} - 0.25}$$
.

Температура подогрева, обеспечивающая отсутствие холодных трещин, составляет ~200 °С. Примерно такая же температура подогрева рекомендуется при наплавке по разработанному способу. Кроме того, при наплавке по рекомендуемому термическому циклу скорости охлаждения в области минимальной устойчивости аустенита стали 30ХГСА меньше допустимых, равных 2,5...6,0 °С/с. Поэтому холодные трещины в основном металле при наплавке по разработанному способу не образуются.

Наплавку заготовки осуществляли на установке для плазменной наплавки тел вращения. Установка для плазменной наплавки деталей металлургического оборудования (прокатных валков и роликов) скомпонована из серийно выпускаемого оборудования. Для плазменной наплавки нетоковедущей порошковой проволокой была использована установка, состоящая из манипулятора, задней бабки, модернизированного аппарата А-384 и пульта управления. Источником питания служит выпрямитель аппарата АПР- 401У4. В качестве плазмотрона использован плазмотрон, разработанный сотрудниками кафедры и успешно зарекомендовавший себя в эксплуатации [1].

Валки наплавляли плазменной дугой с подачей в сварочную ванну нетоковедущей присадочной порошковой проволоки ПП-Р18ЮН. В качестве плазмообразующего газа использовали аргон, в качестве защитного газа — азот. Плаз-



Рис. 2. Реальный термический цикл четырехслойной плазменной наплавки рабочего валка диаметром 100 мм

Время, мин

менную наплавку осуществляли по термическому циклу, приведенному на рис. 2.

Заготовку с припусками под наплавку 10...12 мм на сторону устанавливали в центрах наплавочной установки, затем проводили предварительный подогрев до температуры



Рис. 3. Схема наплавки с принудительным охлаждением шеек валка

230 °С сжатой дугой на режимах, приведенных выше, без подачи порошковой проволоки. В процессе наплавки шейки валка охлаждали с помощью душирующего устройства с расходом холодной воды до 2 л/мин. После завершения подготовительных операций проводили четырех-шестислойную наплавку. Режим наплавки приведен выше.

Реальный термический цикл при плазменной наплавке с низкотемпературным подогревом и принудительным охлаждением шеек валка приведен на рис. 2.

Схема плазменной наплавки с принудительным охлаждением шеек валка представлена на рис. 3.

Параметры реального термического цикла соответствуют ют рекомендуемым. В наплавленном металле отсутствуют трещины, поры и шлаковые включения. Твердость металла после наплавки порошковой проволокой ПП-Р18ЮН составляет 52...57 HRC. Структура наплавленного металла при этом близка по своему составу к структуре быстрорежущей стали типа Р18 в закаленном состоянии и состоит из мартенсита (около 60 %), карбидов (до 20 %) и остаточного аустенита (до 30 %).

Трех-четырехкратный высокотемпературный отпуск при температуре 580 °С увеличивает твердость наплавленного металла до 62...64 HRC. Повышение твердости объясняется превращением остаточного аустенита в мартенсит и эффектом дисперсионного твердения.

По предложенному термическому циклу была изготовлена и прошла промышленные испытания опытно-промышленная партия рабочих валков холодной прокатки. Опытно-промышленная партия наплавленных валков при испытаниях показала повышенную (в 1,5–2,0 раза выше по сравнению с серийными валками) износостойкость.

Увеличение износостойкости наплавленных валков можно объяснить наличием в структуре мелкодисперсных карбидов  $M_6C$ , MC, сжимающих напряжений в поверхностном слое и благоприятным термическим циклом наплавки.

Заключение. Для изготовления рабочих валков стана холодной прокатки с применением плазменной наплавки активного слоя теплостойкими сталями высокой твердости предложен и реализован термический цикл с низкотемпературным подогревом и охлаждением в процессе наплавки.

Особенность предлагаемого термического цикла наплавки заключается в трех его стадиях.

Реализацию разработанного термического цикла наплавки предложено проводить с помощью регулируемого подогрева сжатой дугой и регулируемого охлаждения душирующими устройствами, что позволило повысить износостойкость наплавленных валков.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

 Малушин Н.Н. Повышение качества и долговечности рабочих валков станов холодной прокатки плазменной наплавкой теплостойкими сталями // Технологии ремонта, восстановления и упрочнения деталей машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки от нанодо макроуровня: материалы 13-й Междунар. науч.-практ. конф.: в 2 ч. Ч. 1. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. С. 203–209.

2. Малушин Н.Н., Вострецова Т.Г. Повышение качества и долговечности наплавленных прокатных валков путем регулирования напряженного состояния в процессе их изготовления и эксплуатации // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 12. С. 12–17.

3. Малушин Н.Н. Регулирование термического цикла в процессе плазменной наплавки прокатных валков теплостойкими сталями высокой твердости // Технологии упрочнения, нанесения покрытий и ремонта: теория и практика: материалы 15-й Междунар. науч.-практ. конф.: в 2 ч. Ч. 1. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. С. 118–123.

Николай Николаевич Малушин, канд. техн. наук, malushin\_nn@mtsp.sibsiu.ru; Татьяна Геннадьевна Вострецова КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНОЕ

произвойство



УДК 621.762

С.Е. Александров (Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, г. Москва), А.Р. Пирумов (Московский государственный университет приборостроения и информатики)

## Исследование процесса прессования порошкового материала в закрытой пресс-форме<sup>\*</sup>

Получено новое полуаналитическое решение для прессования порошкового материала в закрытой пресс-форме. Принято, что материал подчиняется условию текучести, которому в пространстве главных напряжений соответствует цилиндрическая поверхность текучести, и ассоциированному закону течения.

Ключевые слова: порошковый материал; прессование; трение; полуаналитическое решение; обработка металлов давлением.

New semi-analytical solution is found for compaction of powder material in closed container. It is assumed that material obeys the yield criterion which is represented by cylindrical yield surface in the space of principal stresses and its associated flow rule.

Keywords: powder material; pressing; friction; semi-analytic solution; metal forming.

В теории пластичности традиционных металлов обычно используют два условия текучести: Мизеса и Треска, которые не зависят от среднего напряжения. При исследовании пластического деформирования пористых и порошковых материалов необходимо учитывать зависимость условия текучести от среднего напряжения и пористости. Для таких материалов предложено и применяют большое число условий текучести.

Так как применение того или иного условия текучести зависит от обрабатываемого материала, то для анализа и разработки одного и того же процесса обработки давлением необходимо иметь теоретическое прогнозирование напряженно-деформированного состояния и распределения пористости, полученные с использованием разных условий текучести. В частности, одним из основных процессов является прессование в закрытой пресс-форме.

Теоретический анализ этого процесса выполнен, например, в [1, 2]. Отличительной особенностью решения в [1] является прогнозирование фронта уплотнения, который перемещается от поверхности пуансона к дну матрицы. Фронт уплотнения в этом процессе возникает вследствие трения на поверхности матрицы. Вырожденный фронт уплотнения, возникающий на начальной стадии процесса экструзии вследствие резкого изменения формы инструмента, показан в [2]. В этом случае фронт уплотнения не пе-

\*Работа выполнена при поддержке грантов РФФИ-11-01-00987\_а и 12-I-ОЭММПУ-06

ремещается относительно материала. Решения, полученные в [1, 3], являются приближенными.

Однако невозможность процесса пластического деформирования при определенных условиях во всем замкнутом объеме порошкового материала отмечена в [4] с использованием точных уравнений теории пластичности.

Таким образом, результаты, полученные в [1, 3], не являются следствием допущений, сделанных в этих работах. В [1] применяли условие текучести, предложенное в работе Р.Дж. Грина (Теория пластичности пористых тел // Сб. переводов "Механика". 1973. № 4. С. 109–120).

В исследованиях процессов деформирования порошковых и пористых материалов также широко используют кусочно-гладкое условие текучести, которое в пространстве главных представляется круговым цилиндром и двумя плоскостями, ортогональными гидростатической оси [3, 5, 6]. В связи с этим представляет интерес распространить метод анализа, примененный в [1], на модель теории пластичности, основанную на этом условии текучести и ассоциированном законе течения. В частности, решение, полученное в [1], основано на методе из работы R. Hill (A general method of analysis for metal-working processes // J. Mech. Phys. Solids. 1963. V. 11. P. 305–326). На этом же методе основано решение, полученное в [2]. Однако в этой работе не предсказано существование фронта уплотнения.

Постановка краевой задачи и общее решение. Рассмотрим прессование втулки внутреннего радиуса *R*<sub>1</sub>



**Рис. 1. Геометрическая схема процесса:** *1* – пресс-форма; *2* – пуансон; *3* – стержень

и внешнего радиуса  $R_2$  в замкнутой пресс-форме радиуса  $R_2$ . Начальную высоту прессуемого изделия обозначим  $h_0$ , а текущую — h. Геометрическая схема процесса показана на рис. 1.

Введем цилиндрическую систему координат  $(r, \theta, z)$ , ось *z* которой совпадает в осью симметрии процесса, а плоскость *z* =0 соответствует дну прессформы. В [1] при выводе приближенного уравнения равновесия использовали метод из работы R.Hill, предполагая, что

$$u_r = 0; \ u_{\theta} = 0; \ u_z = -u_0 U(z),$$
 (1)

где  $u_r$ ,  $u_{\theta}$ ,  $u_z$  — радиальная, окружная и осевая скорость соответственно; U(z) — произвольная функция z, удовлетворяющая условию dU / dz > 0;  $u_0$  — скорость пуассона.

Очевидно, что

$$dh / dt = -u_0; \quad U(h) = 1,$$
 (2)

где t – время.

В результате в [1] получено приближенное уравнение равновесия в виде

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{2 T_1 R_1}{(R_2^2 - R_1^2)} + \frac{2 T_2 R_2}{(R_2^2 - R_1^2)} = 0, \qquad (3)$$

где  $\sigma_z$  – осевое напряжение;  $T_1$  и  $T_2$  – удельные силы трения на поверхности стержня и стенках пресс-формы соответственно.

Принятое условие текучести имеет вид [3]:

$$\sigma \ge -p_s \; ; \quad \sigma_{eq} \le \sigma_s \; , \tag{4}$$

где  $\sigma$  – среднее напряжение;  $\sigma_{eq}$  – эквивалентное напряжение;  $p_s$ ,  $\sigma_s$  – известные функции пористости 9. В терминах главных напряжений  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  и  $\sigma_3$  величины  $\sigma$  и  $\sigma_{eq}$  представляются как

$$\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3};$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left[ (\sigma_1 - \sigma)^2 + (\sigma_2 - \sigma)^2 + (\sigma_3 - \sigma)^2 \right]^{1/2}.$$
 (5)

Условие текучести (4) записано в предположении, что  $\sigma < 0$ , которое заведомо выполняется при прессовании в закрытой пресс-форме. Состояние пластического течения может возникать если равенство выполняется в одном из неравенств (4) или обеих неравенствах. Функции  $p_s$  и  $\sigma_s$  удовлетворяют условиям  $p_s \to \infty$  и  $\sigma_s \to \sigma_0$  при  $\vartheta \to 0$ . Таким образом, при  $\vartheta \to 0$  условие (4) сводится к условию Мизеса для материала с пределом текучести при одноосном растяжении, равным  $\sigma_0$ .

Из (1) видно, что все сдвиговые скорости деформации в цилиндрической системе координат равны нулю. Следовательно, нормальные напряжения в этой системе координат являются главными напряжениями. Обозначая радиальное напряжение  $\sigma_r$  и окружное напряжение  $\sigma_{\rm B}$ , в (5) можно принять  $\sigma_1 = \sigma_r$ ,  $\sigma_2 = \sigma_{\theta}$  и  $\sigma_3 = \sigma_r$ .

Рассмотрим уравнения ассоциированного закона течения. Если в пластической зоне условие (4) сводится к  $\sigma > -p_s$ ,  $\sigma_{eq} = \sigma_s$ , то выполняется уравнение нескимаемости, что противоречит (1). Если в пластической зоне условие (4) сводится к  $\sigma > -p_s$ ,  $\sigma_{eq} = \sigma_s$ , то выполняется уравнение нескимаемости, что противоречит (1). Если в пластической зоне условие (4) сводится к  $\sigma > -p_s$ ,  $\sigma_{eq} = \sigma_s$ , то выполняется уравнение несжимаемости, что противоречит (1). Если в пластической зоне условие (4) сводится в  $\sigma = -p_s$ ,  $\sigma_{eq} < \sigma_s$ , то все нормальные скорости деформации в цилиндрической системе координат равны между собой, что также противоречит (1). Таким образом, необходимо принять

$$\sigma = -p_s ; \quad \sigma_{eq} = \sigma_s . \tag{6}$$

Закон течения, ассоциированный с (6), имеет вид

$$\begin{aligned} \xi_r &= -\lambda_1 / 3 + \lambda_2 (\sigma_r - \sigma) ; \\ \xi_\theta &= -\lambda_1 / 3 + \lambda_2 (\sigma_\theta - \sigma) ; \\ \xi_z &= -\lambda_1 / 3 + \lambda_2 (\sigma_z - \sigma) , \end{aligned}$$
(7)

где  $\xi_r$ ,  $\xi_{\theta}$  и  $\xi_z$  – радиальная, окружная и осевая скорости деформации соответственно;  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$  – произвольные положительные (при пластическом течении) множители. Из (1) находим, что  $\xi_r = 0$  и  $\xi_{\theta} = 0$ . Тогда, складывая три уравнения системы (7), получим  $\xi_z = -\lambda_1$ , а из первых двух уравнений этой системы найдем

$$\sigma_r = \sigma_{\theta}; \quad \xi_z = \lambda_2 (\sigma_z - \sigma_r). \tag{8}$$

Выполнение неравенства  $\lambda_1 > 0$  обеспечивается условием  $\xi_z < 0$ , которое следует из (1). Второе уравнение системы (8) служит только для проверки неравенства  $\lambda_2 > 0$ . Так как  $\xi_z < 0$ , то неравенство выполняется при

$$\sigma_r > \sigma_z \,. \tag{9}$$

Исключая во втором уравнении (5) напряжение  $\sigma_{\theta}$ с помощью (8) и подставляя полученное значение  $\sigma_{eq}$ во второе уравнение системы (6) с учетом (9), найдем

$$\sigma_r - \sigma_z = \sigma_s \ . \tag{10}$$

Первое уравнение системы (5) с помощью (8) преобразуется к виду  $2\sigma_r + \sigma_z = -3p_s$ . Решая систему, состоящую из этого уравнения и (10), относительно  $\sigma_r$  и  $\sigma_z$ , получим

$$\sigma_r = -p_s + \sigma_s / 3; \quad \sigma_z = -p_s - 2\sigma_s / 3. \tag{11}$$

Примем сначала, что на стенке матрицы и на поверхности стержня действует закон трения Кулона. Тогда, учитывая, что  $\sigma_r < 0$ , из (11) следует

$$T = T_1 = T_2 = f(p_s - \sigma_s / 3), \qquad (12)$$

где f — постоянный коэффициент трения. Подставляя (11) и (12) в (3), получим

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \chi} = \frac{1}{\Omega(\vartheta)};$$

$$\Omega(\vartheta) = \frac{(R_2 - R_1)}{2 f h_0 (p_s - \sigma_s / 3)} \frac{d(p_s + 2 \sigma_s / 3)}{d\vartheta};$$

$$\chi = \frac{z}{h_0}.$$
(13)

Положим, что в начальном состоянии пористость распределена равномерно

$$\vartheta = \vartheta_0 \tag{14}$$

при  $h = h_0$ . Общее решение уравнения (13) можно представить в виде

$$G(\vartheta) = \chi - h / h_0 + \varphi(h / h_0);$$
  

$$G(\vartheta) = \int_{\vartheta_0}^{\vartheta} \Omega(s) \, ds,$$
(15)

где *s* – немая переменная интегрирования;  $\phi$  (*h* / *h*<sub>0</sub>) – произвольная функция *h* / *h*<sub>0</sub>.

Из решения (15) видно, что условие (14) не может быть удовлетворено никаким выбором функции  $\varphi(h / h_0)$ . Таким образом, для получения решения поставленной краевой задачи необходимо считать, что пластическая зона, в которой происходит уплотнение материала, начинает развиваться от поверхности пуансона. По мере продвижения фронта уплотнения к дну пресс-формы, в пластической зоне устанавливается распределение пористости, удовлетворяющее уравнению (15).

Помимо уравнения (15) в пластической зоне имеет силу уравнение неразрывности, которое с учетом (1) и (2) записывается как  $\partial \vartheta / \partial h + U \partial \vartheta / \partial z - (1-\vartheta) dU / dz = 0$ . Заменяя производную  $dU / \partial z$  на  $(\partial U / \partial \vartheta) (\partial \vartheta / \partial \chi) \eta_0^{-1}$ , найдем

$$h_0 \partial \vartheta / \partial h + [U - (1 - \vartheta) dU / d\vartheta] \partial \vartheta / \partial \chi = 0.$$
 (16)

Дифференцируя (15) по *h*, получим  $h_0 \Omega(9) \partial 9 / \partial h = \dot{\varphi} - 1$ , где  $\dot{\varphi} \equiv h_0 d \varphi / dh$ . Исключая с помощью этого уравнения и (13) производные  $\partial 9 / \partial h$  и  $\partial 9 / \partial \chi$  в (16), найдем  $(1-9) dU / d9 - U = \dot{\varphi} - 1$ . Общее решение этого уравнения имеет вид

$$U = (1 - \vartheta)^{-1} \psi(h / h_0) - \dot{\varphi} + 1, \qquad (17)$$

где  $\psi(h / h_0)$  — произвольная функция  $h / h_0$ .

Пусть  $\vartheta = \vartheta_m$  при z = h (или  $\chi = h / h_0$ ). Из (15) видно, что  $\varphi(h / h_0) = G(\vartheta_m)$  или, после дифференцирования по  $h, \dot{\varphi} = h_0 \Omega(\vartheta_\mu) d\vartheta_m / dh$ . Тогда решения (15) и (17) записываются в виде

$$\chi = G(\vartheta) - G(\vartheta_m) + h / h_0; \qquad (18)$$

$$U = (1 - \vartheta)^{-1} \psi(h / h_0) - h_0 \Omega(\vartheta_m) d\vartheta_m / dh + 1.$$
(19)

Из (2) следует, что U = 1 при  $\vartheta = \vartheta_m$ . Подставляя это условие в (19), получаем

$$\psi(h/h_0) = h_0(1-\vartheta_m)\Omega(\vartheta_m)d\vartheta_m/dh$$

и, таким образом,

$$U = (1-\vartheta)^{-1} (\vartheta - \vartheta_m) h_0 \Omega(\vartheta_\mu) d\vartheta_m / dh + 1.$$
 (20)

**Решение с фронтом уплотнения.** Как отмечено выше, в начале процесса деформирования материал не может уплотняться сразу во всем объеме. Пусть фронт уплотнения (жесткопластическая граница) определяется уравнением  $\chi = \chi_c$ , где  $\chi_c$  зависит от *h*. На этой границе пористость и осевая скорость непрерывны. Таким образом, U = 0 при  $\vartheta = \vartheta_0$  и из (20) следует, что

$$d(h / h_0) = (1 - \vartheta_0)^{-1} (\vartheta_m - \vartheta_0) \Omega(\vartheta_m) d\vartheta_m. \quad (21)$$

В начале процесса  $\vartheta_m = \vartheta_0$ . Поэтому краевое условие для уравнения (21) имеет вид  $\vartheta_m = \vartheta_0$  при  $h = h_0$ . Следовательно, его решение:

$$\frac{h}{h_0} = (1 - \vartheta_0)^{-1} \int_{\vartheta_0}^{\vartheta_m} (s - \vartheta_0) \,\Omega(s) \, ds + 1.$$
 (22)

Численное интегрирование в этом уравнении позволяет найти зависимость  $h / h_0$  от  $\vartheta_m$  при заданном значении  $\vartheta_0$ . Зависимость U от  $\vartheta$  определяется из (20) и (21) как

$$U = \frac{(1 - \vartheta_m)(\vartheta - \vartheta_0)}{(\vartheta_m - \vartheta_0)(1 - \vartheta)}.$$
 (23)

Зависимость *U* от  $\chi$  определяется из (18) и (23) в параметрическом виде. При этом  $\vartheta_m$  можно выразить через  $h / h_0$  с помощью (22). Так как  $\vartheta = \vartheta_0$  при  $\chi = \chi_c$ , то из (18) следует

$$\chi_c = h / h_0 - G(\vartheta_m). \tag{24}$$

Рассматриваемая стадия процесса заканчивается, когда  $\chi_c = 0$ . Уравнения для вычисления соответствующих величин  $h = h_c$  и  $\vartheta_m = \vartheta_c$  следуют из (22) и (24) в виде

$$G(\vartheta_{c}) = (1 - \vartheta_{0})^{-1} \int_{\vartheta_{0}}^{\vartheta_{c}} (s - \vartheta_{0}) \Omega(s) \, ds + 1;$$
  
$$h_{c} / h_{0} = G(\vartheta_{c}).$$
(25)

После определения зависимости  $\vartheta_m$  от  $h/h_0$  численным интегрированием в (22) распределение пористости, осевой скорости и напряжений по высоте

изделия вычисляется из (1), (11), (18) и (23) при любом заданном значении h из интервала  $h_0 \ge h \ge h_c$ . При  $h < h_c$  уплотнение происходит во всем объеме материала.

Решение при уплотнении во всем объеме материала (этап 1). Принятая модель материала предполагает, что касательные напряжения не могут превышать величины  $\sigma_s / \sqrt{3}$ . Ввиду приближенного характера применяемого подхода формальное решение может быть построено при  $T > \sigma_s / \sqrt{3}$ . Однако целесообразнее учесть отмеченное выше ограничение, следующее из модели материала, и считать, что  $T \le \sigma_s / \sqrt{3}$ . Таким образом, с учетом (12), закон трения принимает форму

$$T = \begin{cases} f(p_s - \sigma_s / 3), & \vartheta \ge \vartheta_t \\ \sigma_s / \sqrt{3}, & \vartheta < \vartheta_t \end{cases}.$$
(26)

Величина  $\Theta_t$  определяется из уравнения

$$f\sqrt{3}(p_s - \sigma_s / 3) = \sigma_s . \tag{27}$$

В дальнейшем считали, что коэффициент трения достаточно мал, чтобы выполнялось неравенство  $\vartheta_t < \vartheta_c$ . В этом случае решение, полученное в предыдущем пункте, имеет силу и существует некоторый интервал изменения величины  $h_c < h \le h_1$ , когда закон трения (12) выполняется на всей поверхности трения (первый этап процесса уплотнения во всем объеме материала). В настоящем пункте решение строится для этого этапа процесса уплотнения, из которого, в частности, определяется величина  $h_1$ .

Пусть  $\vartheta_{b}$  — значение  $\vartheta$  при  $\chi = 0$  (на дне пресс-формы). Очевидно, что

$$\vartheta_{b} = \vartheta_{0} \tag{28}$$

при  $h = h_c$  и, таким образом, при  $\vartheta_m = \vartheta_c$ . Общее решение (18) и (20) имеет силу. Однако краевое условие для *U* принимает форму при U = 0 при  $\vartheta = \vartheta_b$ . Используя это условие, из (20) получаем

$$d(h/h_0) = (1-\vartheta_b)^{-1} (\vartheta_m - \vartheta_b) \Omega(\vartheta_m) d\vartheta_m.$$
(29)

Из (18) следует, что

$$G(\mathfrak{P}_m) = G(\mathfrak{P}_b) + h / h_0. \tag{30}$$

Дифференцируя это равенство и учитывая (15), получаем  $\Omega(\mathfrak{P}_m) d\mathfrak{P}_m - \Omega(\mathfrak{P}_b) d\mathfrak{P}_b = d(h/h_0)$ . Исключая с помощью этого соотношения  $d(h/h_0)$  в (29), получаем уравнение, связывающее  $\mathfrak{P}_m$  и  $\mathfrak{P}_b$ , в виде  $(1-\mathfrak{P}_b) \Omega(\mathfrak{P}_b) d\mathfrak{P}_b = (1-\mathfrak{P}_m) \Omega(\mathfrak{P}_m) d\mathfrak{P}_m$ . Интегрируя с использованием условия (28), получаем:

$$\int_{\vartheta_0}^{\vartheta_b} (1-s) \,\Omega(s) \, ds = \int_{\vartheta_c}^{\vartheta_m} (1-s) \,\Omega(s) \, ds \,. \tag{31}$$

Зависимость  $\vartheta_b$  от  $\vartheta_m$  определяется из (31) численно. Зависимость  $h / h_0$  от  $\vartheta_m$  затем непосредственно следует из (30). Подставляя (29) в (20), найдем

$$U = \frac{(\vartheta - \vartheta_b)(1 - \vartheta_m)}{(\vartheta_m - \vartheta_b)(1 - \vartheta)}.$$
(32)

Окончание этого этапа определяется условием  $\vartheta_m = \vartheta_t$ . Поскольку величина  $\vartheta_t$  известна из решения уравнения (27), то соответствующая величина  $\vartheta_b = \vartheta_{b1}$  находится из (31), в котором  $\vartheta_m$  следует заменить на  $\vartheta_t$ . Тогда значение  $h_1$  вычисляется из (30). После определения зависимости  $\vartheta_m$  от  $\vartheta_b$  численным интегрированием в (31), распределение пористости, осевой скорости и напряжений по высоте изделия вычисляется из (1), (11), (18) и (32) при любом заданном значении h из интервала  $h_c < h \le h_1$ .

Решение при уплотнении во всем объеме материала (этап 2). При  $h_1 \le h < h_1$  необходимо считать, что на поверхности трения имеются две зоны. В зоне  $0 \le \chi \le \chi_1$  действует закон трения (12), а в зоне  $\chi_1 < \chi \le h / h_0$  — закон трения (26) при  $9 < 9_1$ . Величина  $h_2$  определяется из решения для второго этапа процесса уплотнения во всем объеме материала.

В зоне  $0 \le \chi \le \chi_t$  имеет силу общее решение (15) и (17). Комбинируя это решение с краевыми условиями  $\vartheta = \vartheta_b$  при  $\chi = 0$ ,  $\vartheta = \vartheta_t$  при  $\chi = \chi_t$  и U = 0 при  $\chi = 0$ (или  $\vartheta = \vartheta_b$ ), получаем

$$\chi = G(\vartheta) - G(\vartheta_b); \quad U = \frac{h_0 (\vartheta - \vartheta_b) \Omega(\vartheta_b)}{(1 - \vartheta)} \frac{d\vartheta_b}{dh}.$$
(33)

Для получения общего решения в зоне  $\chi_t < \chi \le h / h_0$  достаточно в (15) и (17) заменить функции  $\Omega(\vartheta)$  и  $G(\vartheta)$  на

$$\Omega_{1}(\vartheta) = \frac{\sqrt{3} (R_{2} - R_{1})}{2 h_{0} \sigma_{s}} \frac{d(p_{s} + 2 \sigma_{s} / 3)}{d\vartheta};$$

$$G_{1}(\vartheta) = \int_{\vartheta_{0}}^{\vartheta} \Omega_{1}(s) ds. \qquad (34)$$

Комбинируя полученное таким образом решение с краевыми условиями  $\vartheta = \vartheta_m$  при  $\chi = h / h_0$ ,  $\vartheta = \vartheta_t$  при  $\chi = \chi_t$  и U = 1 при  $\chi = h / h_0$  (или  $\vartheta = \vartheta_m$ ) и исключая  $\chi_t$  с помощью (33), найдем

$$\chi = G_{1}(\vartheta) - G_{1}(\vartheta_{t}) + G(\vartheta_{t}) - G(\vartheta_{b});$$

$$\frac{h}{h_{0}} = G(\vartheta_{t}) - G(\vartheta_{b}) + G_{1}(\vartheta_{m}) - G_{1}(\vartheta_{t});$$

$$U = \frac{h_{0}(\vartheta - \vartheta_{m})\Omega_{1}(\vartheta_{m})}{(1 - \vartheta)} \frac{d\vartheta_{m}}{dh} + 1;$$

$$d\left(\frac{h}{h_{0}}\right) = \Omega_{1}(\vartheta_{m})d\vartheta_{m} - \Omega(\vartheta_{b})d\vartheta_{b}.$$
(35)

При выводе последнего соотношения учтено, что  $\vartheta_t = \text{const}$ . Функция *U* должна быть непрерывна при  $\chi = \chi_t$  (или  $\vartheta = \vartheta_t$ ). Поэтому из (33) и (35) следует  $(1 - \vartheta_m) \Omega_1 (\vartheta_m) d\vartheta_m = (1 - \vartheta_b) \Omega (\vartheta_b) d\vartheta_b$ . Краевое условие к этому уравнению имеет вид  $\vartheta_b = \vartheta_{b1}$  при  $\vartheta_m = \vartheta_t$ . Поэтому решение может быть представлено в виде

$$\int_{\vartheta_{t}}^{\vartheta_{m}} (1-s) \,\Omega_{1}(s) \, ds = \int_{\vartheta_{b1}}^{\vartheta_{b}} (1-s) \,\Omega(s) \, ds.$$
(36)

Окончание рассматриваемого этапа определяется условием  $\vartheta_b = \vartheta_t$ . Из (36) вычисляют соответствующую величину  $\vartheta_m$ , которую обозначили  $\vartheta_{m2}$ , а из (35) – величину  $h_2$ . После определения зависимости  $\vartheta_m$  от  $\vartheta_b$  численным интегрированием в (36) распределение пористости, осевой скорости и напряжений по высоте изделия вычисляется из (1), (11), (33) и (35) при любом заданном значении *h* из интервала  $h_2 \le h < h_1$ .

Решение при уплотнении во всем объеме материала (этап 3). При  $h < h_2$  на всей поверхности трения действует закон трения (26) при  $\vartheta < \vartheta_t$ . Поэтому во всем объеме материала имеет силу общее решение (15) и (17), в котором функции  $\Omega(\vartheta)$  и  $G(\vartheta)$  должны быть заменены на  $\Omega_1(\vartheta)$  и  $G_1(\vartheta)$  из (34). Комбинируя это решение с краевыми условиями  $\vartheta = \vartheta_m$  при  $\chi = h / h_0$ ,  $\vartheta = \vartheta_b$  при  $\chi = 0, U = 0$  при  $\chi = 0$  (или  $\vartheta = \vartheta_b$ ) и U = 1 при  $\chi = h / h_0$  (или  $\vartheta = \vartheta_m$ ), найдем

$$\chi = G_1(\vartheta) - G_1(\vartheta_b);$$
  

$$\frac{h}{h_0} = G_1(\vartheta_m) - G_1(\vartheta_b); \quad U = \frac{(1 - \vartheta_m)(\vartheta - \vartheta_b)}{(1 - \vartheta)(\vartheta_m - \vartheta_b)}.$$
<sup>(37)</sup>

Кроме того, связь между  $\vartheta_m$  и  $\vartheta_b$  определяется решением уравнения

$$(1 - \vartheta_m) \Omega_1(\vartheta_m) d\vartheta_m = (1 - \vartheta_b) \Omega_1(\vartheta_b) d\vartheta_b , \quad (38)$$

удовлетворяющего условию  $\vartheta_m = \vartheta_{m2}$  при  $\vartheta_b = \vartheta_t$ . Тогда из (38)

$$\int_{9_{m2}}^{9_m} (1-s)\Omega_1(s) \, ds = \int_{9_t}^{9_b} (1-s)\Omega_1(s) \, ds.$$
(39)

После определения зависимости  $\vartheta_m$  от  $\vartheta_b$  численным интегрированием в (39) распределение пористости, осевой скорости и напряжений по высоте изделия вычисляется из (1), (11) и (37) при любом заданном значении *h* из интервала  $h < h_2$ .

**Численный расчет.** Примем, что f = 0,2,  $h_0 / (R_2 - R_1) = 2$  и  $\vartheta_0 = 0,6$ . Типичные зависимости  $p_s$  и  $\sigma_s$  от пористости имеют вид

$$p_{s} = \frac{2}{3} \frac{(1-\vartheta)^{2} \sigma_{0}}{\vartheta^{1/2}}; \quad \sigma_{s} = (1-\vartheta)^{3/2} \sigma_{0}.$$

Подставляя эти зависимости в (27), найдем  $\vartheta_t \approx 0.04$ . Численное интегрирование в (25) показало, что  $\vartheta_c \approx 0.57$ и  $h_c / h_0 \approx 0.96$ . Таким образом, фронт уплотнения достаточно быстро достигает дна пресс-формы.

Численное решение уравнений, определяющих окончание различных этапов при уплотнении во всем объеме материала, имеет вид  $\vartheta_{b1} \approx 0.07$ ;  $h_1 / h_0 \approx 0.42$ ;  $\vartheta_{m2} \approx 0.03$ ;  $h_2 / h_0 \approx 0.41$ .



Рис. 2. Распределение пористости по высоте изделия при различных значениях  $h/h_0$ :

1 - 0,9; 2 - 0,8; 3 - 0,7; 4 - 0,6; 5 - 0,5; 6 - 0,45

Отметим, что теоретически минимальное значение h, при котором  $\vartheta = 0$  во всем объеме обрабатываемого материала, равно  $(1 - \vartheta_0)h_0 = 0, 4h_0$ . Следовательно, при выбранных параметрах почти весь процесс состоит из этапа 1.

Распределение пористости по высоте изделия для нескольких значений  $h / h_0$  показано на рис. 2.

Заключение. Приведено полуаналитическое решение для процесса прессования порошкового материала в закрытой пресс-форме. Показано существование нескольких стадий процесса. Значимость каждой из этих стадий определяется геометрическими параметрами, начальной пористостью, формой поверхности текучести и коэффициентом трения. Решение может быть использовано для предварительной разработки процесса прессования. В рамках примененного метода при необходимости можно уточнить полученное решение с использованием поля скорости, предложенного в [2].

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Александров С.Е., Друянов Б.А. Прессование уплотняемого пластического материала // ПМТФ. 1990. № 1. С. 117–123.

2. Doege E., Bagaviev A. On the analytical modeling of the compacting process of a porous metal ring // Int. J. Mech. Sci. 1997. V. 39.  $\mathbb{N}$  10. P. 1151–1159.

3. Друянов Б.А., Пирумов А.Р. Исследование процесса экструзии пористого материала // Вестник машиностроения. 1980. № 9. С. 61–62.

4. Анохина А.В., Головешкин В.А., Пирумов А.Р., Пономарев А.В. Исследование осесимметричного процесса деформации пластически сжимаемых сред при наличии неподвижной границы // Вестник машиностроения. 2006. № 10. С. 17–22.

5. Залазинский А.Г., Поляков А.П. Модель пластически сжимаемого материала и ее применение к исследованию процесса прессования пористой заготовки // ПМТФ. 2002. Т. 43. № 3. С. 140–151.

6. Залазинский А.Г., Поляков А.А., Поляков А.П. О пластическом сжатии пористого тела // Известия РАН МТТ. 2003. № 1. С. 123–134.

Сергей Евгеньевич Александров, д-р физ.-мат. наук; Александр Ремальевич Пирумов, канд. техн. наук, alpirumov@mail.ru УДК 62-403/-405:669

Б.И. Семёнов, А.Б. Семёнов, Н.А. Джиндо, Нго Тхань Бинь (Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана), И.Я. Белоусов, И.М. Койдан (ОАО АКХ "ВНИИМЕТМАШ им. академика А.И. Целикова", г. Москва)

# Экспериментальное изучение процесса тиксоштамповки фасонной модельной детали из сплава АК7

Проанализирован процесс формирования фасонной заготовки с использованием принципов тиксотропии и сверхпластичности. Изучены макро- и микроструктура и механические свойства тиксоштампованной детали из сплава АК7.

Ключевые слова: тиксотропия; сверхпластичность; тиксоформинг; микроструктура; свойства.

The part forming process using the principles of thixotropy and superplasticity is analyzed. Macro- and microstructure evolution and the mechanical properties of AK7 alloy part are investigated.

Keywords: thixotropy; superplasticity; thixoforming; microstructure; properties.

Одним из главных приоритетов современного автомобилестроения является снижение массы основных деталей при одновременном повышении их надежности в условиях серийного производства. В зарубежном коммерциализованном производстве качество новых изделий, изготовленных в частности и тиксоштамповкой, позволило резко увеличить долю использования алюминиевых сплавов в различных узлах автомобиля.

Из сплава АК7 средней прочности литьем и штамповкой в твердожидком состоянии в настоящее время в мире производят огромное количество сложных фасонных заготовок массой от нескольких граммов до 30 кг. Достигнутые результаты позволили сместить направленность исследований "от автомобилестроения к изделиям ракетно-космической техники" [1].

На основании проведенных исследований по тиксоэкструзии алюминиевых сплавов [2] установлен новый эффект и определены необходимые условия для его проявления. Это эффект сверхпластичности твердой фазы суспензии в очаге интенсивной деформации, а условия его проявления в объеме изделия — выдавливание твердожидкой заготовки из нагретого контейнера со скоростью  $v_{np} = 8,5\,$  мм/с при степени вытяжки  $R_e = 17...36$  и при начальной доле жидкой фазы 40...45 %. Оптимальная температура оснастки  $T_{och} = 350$  °C.

В результате формируется стержень с незначительной степенью анизотропии в продольном и поперечном сечениях (рис. 1) и существенно более высокими механическими характеристиками (рис. 2). Установлено, например, что после тиксопрессования в режиме сверхпластичности у литейного сплава АК7 возможен одновременный рост прочности (на 15...20 %) и пластичности (в 10 раз). Это происходит за счет вытягивания исходных гранул твердого раствора в волокна со средним диаметром ~14,0 мкм и изменения морфологии эвтектического кремния (средний диаметр частиц ~2,8 мкм, фактор формы 1,13).



Рис. 1. Измеренные значения твердости тиксопрессованных материалов в поперечном сечении прутка (нетермообработанное состояние)



Рис. 2. Диаграммы деформации при растяжении литейных и деформируемых алюминиевых сплавов ( $R_e = 36$ , без термической обработки) после тиксопрессования

На основе достигнутых результатов можно прогнозировать возможность тиксоштамповки фасонных изделий с мелкокристаллическим или волокнистым строением во всем объеме детали, что должно способствовать получению изделий с предельно высокими механическими свойствами.

Полученная информация позволяет осуществить выбор режимов прессования и провести оптимизацию конструкции пресса и используемой оснастки в направлении, обеспечивающем их пригодность для проведения процессов прессования и штамповки с одновременным использованием эффектов тиксотропии и сверхпластичности.

В качестве модельного образца сплошного фасонного изделия со значительным перепадом толщин стенок выбран поршень компрессора ДРЦ-85, как наиболее подходящий по размерам для проведения



Рис. 3. Чертеж модельного образца поршня



Рис. 4. Схема штамповой оснастки

экспериментов, регистрации параметров процесса и последующего изготовления образцов для структурных исследований и испытаний (рис. 3). Схема штамповой оснастки, спроектированной и изготовленной для этого поршня и под универсальный штамповый блок пресса 4 MH, показана на рис. 4.

Нагрев штамповой оснастки перед штамповкой осуществляли устройством, оснащенным двумя жидкостными горелками на дизельном топливе "GIERSCH R1-V(L)" (рис. 5, *a*) и контролировали кабельной термопарой указанного выше типа, установленной в матрице штамповой оснастки (рис. 5, *в*), выводом показаний на блок измерения технологических параметров (рис. 5,  $\delta$ ) и последующей записью на компьютер.

Требуемую температуру нагрева штамповой оснастки (матрицы и пуансона) определяли проведением пробных штамповок тиксозаготовок [3] при последовательном увеличении температуры оснастки и неизменной температуре нагрева тиксозаготовки.

Технологическую смазку наносили на формообразующие поверхности матрицы и пуансона посредством пульверизатора. В качестве смазки применяли эмульсионную графитовую смазку на водной основе марки ПСВ. Смазку наносли при температуре инструмента 180...200 °С слоем 0,05 мм, после чего нагрев продолжали до заданных температур.

На основе проведенных ранее исследований были установлены следующие технологические параметры процесса для сплава AK7:

температура заготовки 580 °C; температура оснастки: матрицы 350 °C; пуансона 330 °C; толщина слоя технологичес

толщина слоя технологической смазки ПСВ 0,05 мм;



Рис. 5. Штамповая оснастка с устройствами нагрева на гидравлическом прессе 4 MH (*a*), блок измерения и регистрации параметров штамповки (*б*), контроль нагрева матрицы штампа кабельной термопарой (*в*)

время загрузки заготовки 5 с; интервал прессования 575...570 °C; скорость холостого хода пресса 40 мм/с; скорость рабочего хода пресса 6 мм/с; время выдержки под давлением 90 с.

Тиксозаготовки перед штамповкой нагревали в муфельной печи сопротивления ЮТ-217 "ЮНИ-ТЕРМ", оснащенной устройством для нагрева тиксозаготовок в инертной среде. Устройство состоит из капсулы, изготовленной из листового титана, к нижней части которой приварена титановая трубка для подачи аргона от баллона со сжиженным газом. Газ подается к трубке через редуктор и расходомер ротаметр посредством шарового разъема с накидной гайкой (рис. 6).

Капсула представляет собой стакан с прорезью в верхней части, в которую вставляется крышка. В стакане устанавливается тиксозаготовка с зачеканенной в нее кабельной термопарой с выходом на измеряющий прибор "Center-209" (рис. 7).

Для наиболее полной изоляции от кислорода воздуха при нагреве и подаче тиксозаготовок в штамп принят следующий порядок операций:

• зачеканивание термопары в заготовку, установка ее в капсулу и закрытие капсулы крышкой;

 подсоединение трубки капсулы к системе подачи газа посредством шарового разъема;

• открытие запорных вентилей, установка необходимого минимального давления и расхода посредством редуктора и ротаметра; • выдержка в течение определенного времени (2 мин) для заполнения капсулы аргоном;

• установка капсулы в предварительно нагретую до рабочей температуры печь;

• нагрев тиксозаготовки до заданной температуры;

• отсоединение капсулы от системы подачи аргона посредством шарового разъема;

• закрытие запорных вентилей — отключение подачи газа;

• извлечение капсулы из печи и удаление крышки и термопары;

• подача тиксозаготовки в штамп пресса опрокидыванием капсулы;

• штамповка.

В результате соблюдения всех технологических параметров процесса была получена партия образцов



Рис. 6. Схема устройства для нагрева тиксозаготовок в инертной среде



Рис. 7. Капсула с тиксозаготовкой и термопарой в нагревательной печи ЮТ-217 "Юнитерм"

поршней из сплава АК7 (рис. 8) с высоким качеством воспроизведения гравюры штампа.

Термообработку изделий осуществляли по режиму T6: гомогенизация 6 ч при  $T = 515 \,^{\circ}$ C, закалка в холодную воду + старение при  $T = 200 \,^{\circ}$ C, 10 ч.

Микроструктуру образцов, штампованных из нагретых в инертной среде тиксозаготовок, изучали на инвертированном металлографическом микроскопе IM 7200 на шлифах, приготовленных с помощью шлифовально-полировальной машины "Полилаб". Характер сформированной структуры представлен на рис. 9: микроструктура фасонной детали близка к микроструктуре исходной тиксозаготовки. Размер глобулярных зерен 80...100 мкм, окисление по границам зерен отсутствует.



Рис. 8. Партия отштампованных изделий



Рис. 9. Макро- и микроструктура штампованного изделия в термообработанном состоянии (Тб)

Хорошо видно (см. рис. 9), как однородное течение однофазной среды у боковой стенки преобразуется в двухфазное течение, в котором согласованно происходит одновременное утонение и кристаллов  $\alpha$ -фазы, и жидких прослоек между ними, т.е. в сконструированной оснастке у поверхности детали наряду с эффектом тиксотропии наблюдается локальное проявление эффекта сверхпластичности твердой фазы. Толщина слоя 1 мм. Геометрия кристаллов  $\alpha$ -фазы в юбке детали характеризуется слабой вытянутостью. Микроструктурная эволюция не наблюдается в большей части головки поршня.

Микротвердость измеряли на шлифах на автоматическом микротвердомере "DuraScan 20" фирмы Struers при нагрузке, равной 0,098 H (10 гс) (рис. 10).

Отштампованные изделия были разрезаны в соответствии со схемой на рис. 11, исключавшей сохранение в образце волокнистой структуры поверхностного слоя. Образцы для механических испытаний изготовлены по ГОСТ 1497—84. Испытания проведены в сер-



Рис. 10. Твердость по Виккерсу штампованной детали: 1 – юбка поршня; 2 – головка поршня



Рис. 11. Схема разрезки модельного образца поршня на образцы для механических испытаний

тифицированной лаборатории разрушающих видов испытаний МГУПИ КАСКАД. \_ Полученные результаты представлены в табл. 1.

Средние значения для детали составили:  $\sigma_{\scriptscriptstyle B} = 288$  МПа;  $\sigma_{0,2} = 236$  МПа; модуль упругости 5961 H/MM<sup>2</sup>; δ<sub>max</sub>= 7,9 %.

Изучение структуры и изломов образцов (рис. 12) показало, что повторный нагрев тиксозаготовок, осуществленный в защитной атмосфере Рис. 12. Характер разрушения образцов № 3 (а) и № 8 (б) из инертного газа, позволил избежать образования макродефектов (поры, оксидные плены) и





6)

Номер образца	Диаметр, мм	Рабочая длина образца, мм	$\sigma_{_{B}}, M \Pi a$	$\sigma_{0,2}, MПа$ Модуль упругости, $H/mM^2$		$\delta_{\rm max}, \%$		
	Юбка поршня							
1	3,93	35	310,18	246,20	6637,01	8,5		
2	3,97	35	308,90	255,82	6240,90	8,2		
3	3,97	35	304,00	255,34	6354,50	8,3		
4	4,00	35	297,85	248,11	6032,90	8,3		
5	3,99	35	319,16	280,85	6442,70	6,8		
6	3,95	35	316,90	262,57	5033,60	9,7		
Среднее значение	_	_	309,45	258,14	6123,60	8,3		
			Головка поршня					
7	3,96	35	277,30	238,03	6100,40	6,3		
8	3,90	35	258,15	190,10	5499,90	9,00		
Среднее значение	_	_	267,72	214,06	5800,15	7,65		

1. Результаты исследований

2.	Механичеси	сие сво	йства	сплава	I AK7	в изд	елиях,
пој	іученных по	ГОСТ	1583-	-93 и 1	гиксо	формо	ванием

Материал	σ <sub>в</sub> , МПа	σ <sub>0,2</sub> , МПа	Твердость, HV	δ, %
AK7	200230	110180	5075	24
АК7 (тиксо)	260320	240280	70110	79

обеспечил высокий уровень механических свойств в изделии. Затруднение течения суспензии в головке поршня в сконструированной оснастке привело к снижению средних характеристик материала относительно свойств, достигнутых в юбке поршня.

Проведенные испытания дают возможность сопоставить механические характеристики сплава АК7 в изделиях, полученных тиксоформованием и по классическим технологиям (ГОСТ 1583–93) (табл. 2).

Установлено, что механические свойства штампованного материала с тиксоструктурой у экспериментальных модельных образцов поршней превышают механические свойства аналогичного материала с дендритной структурой в 1,3 раза, а по пластичности — в 3 раза. Твердость изучаемого сплава в тиксоштампованной детали также значительно превышает

\*\*\*

УДК 621.735

твердость сплава того же состава, достигаемую в других способах формообразования.

Данный анализ позволяет рекомендовать разработанную технологию тиксоформования сплава АК7 для изготовления различных фасонных изделий.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Kapranos P.** Thixoforming: from automotive to aerospace. www.aluplanet.com.

2. Семёнов Б.И., Куштаров К.М., Джиндо Н.А., Нго Тхань Бинь. Тиксоштамповка и тиксопрессование суспензированных сплавов // Заготовительные производства в машиностроении. 2011. № 2. С. 21–23; № 3. С. 17–19. № 4. С. 10–13.

3. Семёнов Б.И., Куштаров К.М. Производство изделий из металла в твердожидком состоянии. Новые промышленные технологии. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010. 223 с.

> Борис Иванович Семёнов, д-р техн. наук, semenovbi@bmstu.ru; Алексей Борисович Семёнов; Никита Андреевич Джиндо; Нго Тхань Бинь; Игорь Яковлевич Белоусов, канд. техн. наук; Иван Михайлович Койдан

Ю.Н. Логинов, В.В. Котов (Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург)

# Накопление деформации при ковке длинномерной полосы бойком с треугольным несимметричным вырезом

Предложен новый способ накопления деформации в переходах ковки с использованием вырезного бойка несимметричного треугольного профиля. Расчетными методами установлены геометрические соотношения, описывающие конфигурацию профиля ручья, не приводящую к появлению дефектов, характерных для ковочных операций. Предложенный метод ковки длинномерных заготовок в вырезных бойках с несимметричной треугольной формой ручья позволяет накапливать деформацию по переходам и обеспечивает относительно равномерное распределение деформаций.

Ключевые слова: накопление деформации; ковка; метод конечных элементов.

New method of strain accumulation in the forging operations using asymmetric triangular profile die is presented. Calculation methods set geometric relations describe the configuration profile of the die, which does not lead to defects characteristic of forging operations. The proposed method of forging of long cut-out pieces with asymmetrical triangular shape allows to accumulate strain and provides relatively uniform distribution of strains.

Keywords: accumulation of deformation; forging; finite element method.

Постановка задачи. Наравне с приемами измельчения структуры металла при кристаллизации расплава [1] для проработки литой структуры металла используют различные методы деформации заготовок, в том числе прокатку, прессование, кузнечную протяжку и т.п. Однако эти методы направлены исключительно на изменение формы заготовок в сторону их вытягивания и уменьшения площади поперечного сечения, что не всегда соответствует запросам технологии.

Поэтому относительно недавно для накопления деформаций в полупромышленных масштабах начали применять процессы равноканального углового прес-

сования, закручивания и др. [2]. В этом случае конфигурация заготовки до и после деформации не изменяется, что создает возможность повторять деформацию вновь и вновь без утонения заготовки вплоть до достижения наноструктурного состояния[3].

В области кузнечно-штамповочных операций применяют вариант ковки исходной длинномерной заготовки плоским верхним бойком и нижним вырезным бойком, снабженным треугольным ручьем, при этом поперечному сечению заготовки придают в переходе ковки треугольную форму. Точнее, поперечное сечение заготовки имеет форму равнобедренного треугольника, сформированного за счет обжатия заготовки в ручье, также имеющем форму равнобедренного треугольника. Такой прием используется в целях получения в результате ковки заготовки треугольной формы.

В данной статье предложено схему ковки треугольной заготовки сделать многопереходной для того, чтобы создать возможность накопления деформации по переходам и в результате улучшить свойства обрабатываемого металла.

Аналогичная техническая задача решена при создании условий плоской деформации при ковке в двух вырезных бойках [4]. Однако при простом увеличении последовательности операций можно столкнуться с рядом трудностей, о которых будет идти речь в данной работе.

Предлагаемая схема деформации. Треугольная форма заготовки имеет преимущества перед другими вариантами, которые заключаются в том, что для ее повторения по переходам требуется не два вырезных бойка, а только один, второй может быть плоским. Таким образом отпадает необходимость изготовления второго вырезного бойка и самое главное нет необходимости устанавливать бойки соосно, что значительно упрощает наладку инструментальной оснастки.

Предлагаемая схема деформации изображена на рис. 1, *a*, где показано, что верхний плоский боек *1* деформирует исходную круглую заготовку *2* в треугольном ручье вырезного бойка *3* с приданием заготовке в поперечном сечении формы неравнобедренного треугольника *4* (рис. 1, *б*). Стрелкой показано направление перемещения верхнего бойка.

В следующем переходе заготовку располагают в тех же бойках с опорой меньшей стороны треугольника на большую сторону треугольного ручья (рис. 1, *в*). Длинная сторона треугольника остается свободной от воздействия инструмента. Как видно из рисунка, при таком расположении остается свобода уширению металла как в левом, так и в правом направлении без образования дефектов.

В промежуточной стадии металл принимает форму четырехугольника 5 в поперечном сечении (рис. 1,  $\epsilon$ ). В конечный момент металл заготовки претерпевает пластическую деформацию, принимая форму треугольника  $\delta$  (рис. 1,  $\partial$ ), находясь внутри ручья без опасности его переполнения.

Установление границ допускаемых параметров. Процесс осадки по схеме, представленной на рис. 1, выполним не при всех значениях углов треугольного выреза, они обозначены на рис. 1 как  $\alpha$  и  $\beta$  — наибольший и наименьший углы в треугольнике соответственно. Для подбора параметров ковки проводили компьютерное моделирование с помощью прикладных программ расчета напряженно-деформированного состояния ПЛАСТ и QForm-2D, реализующих метод конечных элементов.

По переходам ковки можно не допускать удлинения заготовки за счет ее большой длины, тогда один и тот же вырезной боек можно применять многократ-



Рис. 1. Схемы ковки плоским верхним бойком и нижним вырезным бойком с формой выреза в виде неравнобедренного треугольника:

*а* – ковка круглой исходной заготовки; *б* – после первого акта деформации; *в* – после кантовки, *г* – заполнение ручья; *д* – получение второй треугольной заготовки; *е* – потеря устойчивости при  $\alpha = 91^{\circ}$ ; *ж* – одностороннее переполнение ручья при  $\beta = 20^{\circ}$ ; *з* – односторонний зажим при  $\beta = 39^{\circ}$  но, используя лишь промежуточные кантовки заготовки. Одновременно сформулированное условие приводит к реализации схемы плоского деформированного состояния в каждом из переходов, что было учтено при постановке задачи.

Варьируемыми параметрами для треугольного ручья были приняты тупой угол при основании и меньший острый угол. Этих двух величин достаточно для задания всех размеров треугольника, так как его площадь — это фиксированная величина из условия плоской деформации, а сумма углов является величиной постоянной и равна 180°. В качестве исходной заготовки использовали цилиндрический пруток диаметром 20 мм.

На первом этапе значение острого угла фиксировали, варьировали значение тупого угла. Если тупой угол треугольника меньше 100°, то формоизменение треугольного профиля происходит с потерей устойчивости после первой кантовки, что показано на рис. 1, *е* (решение получено в пакете ПЛАСТ).

Потерю устойчивости также наблюдали при значении тупого угла 110° во время первого перехода. По результатам моделирования установили, что при использовании инструмента с углами  $\alpha = 100...105^{\circ}$  происходит деформация без потери устойчивости.

На втором этапе значение угла  $\alpha$  принимали равным 100°, а значение меньшего острого угла  $\beta$  варьировали. На рис. 1, *ж* видно, что при  $\beta = 20°$  левая часть ручья осталась незаполненной, а правая часть ручья переполнилась металлом с образованием заусенца. Наличие такого заусенца не позволит выставить заготовку в последующем переходе с опорой меньшего основания треугольного профиля заготовки на большее основание треугольного профиля ручья. Наличие заусенца приводит к появлению дефектов на готовом изделии.

Ковка в ручье с меньшим острым углом  $\beta = 39^{\circ}$  (рис. 1, 3) в первом переходе не ведет к образованию дефектов. Однако дальнейшая деформация после

кантовки во втором проходе приводит к образованию заусенца и сильному незаполнению левой части ручья. Таким образом, установлено, что в интервале углов  $\beta = 20...39^{\circ}$  ковка по предлагаемой схеме возможна без образования дефектов.

Расчет накопления деформации по переходам. Поскольку предлагаемый метод направлен на проработку структуры металла, то необходимо определить, насколько возрастает накопленная степень деформации по переходам. Пакет программ ПЛАСТ не дает возможности моделировать передачу заготовки по переходам деформации, поэтому расчет осуществляли в программном модуле QForm-2D.

Моделирование деформации проводили следующим образом: заготовку помещали на нижний боек с вырезом, затем верхний плоский боек опускали до контакта с заготовкой и начинали процесс деформации. Сближение бойков продолжалось до тех пор, пока между ними не оставалось заданное расстояние (в данном случае оно равно 3 мм), после чего их разводили на начальное расстояние. Кантовку заготовки осуществляли таким образом, что меньшая сторона треугольника заготовки совмещалась с большой стороной треугольного ручья. Сводили бойки и процесс деформации повторяли.

Осуществлено моделирование ковки за четыре перехода. На рис. 2 приведены эпюры распределения эквивалентных деформаций в заготовке после каждого из четырех этапов деформации перед осуществлением операций кантовки.

На рис. 2 эквивалентные деформации представлены в виде линий равного уровня, имеющих буквенные обозначения. Эквивалентная деформация  $\varepsilon_{eqv}$  связана со степенью деформации сдвига  $\Lambda$  соотношением

$$\Lambda = \sqrt{3} \epsilon_{eav}$$



Рис. 2. Распределение эквивалентных деформаций после первого (а), второго (б), третьего (в) и четвертого (г) прохода ковки

Рис. 3. Диаграммы изменения по переходам параметра неоднородности (a) и средней эквивалентной деформации ( $\delta$ )



Построенные эпюры распределений позволяют определить такую важную характеристику, как равномерность деформации. Коэффициент неравномерности деформации  $K_{\varepsilon}$  определяли по формуле

$$K_{\varepsilon} = \frac{\varepsilon_{eqv}^{\max}}{\varepsilon_{eav}^{\min}},$$
(1)

где  $\varepsilon_{eqv}^{\min}$ ,  $\varepsilon_{eqv}^{\max}$  — максимальная и минимальная эквивалентная пластическая деформация соответственно. Эти величины определены из полученных эпюр распределений. Для четырех проходов значения  $K_{\varepsilon}$  приведены на рис. 3, *а*.

Значение  $K_{\varepsilon}$  для четвертого прохода получено с учетом того, что области со значениями деформаций, превышающими 4,5 и меньшими 1,8, крайне малы, по сравнению с объемом всей заготовки. Таким образом, эти значения были исключены из отображения. Из рис. 3 видно, что уже к четвертому проходу накопленные деформации распределяются достаточно равномерно, чему способствует принятая схема кантовок.

На рис. 3, *б* приведены значения эквивалентных деформаций  $\varepsilon_{cp}$  во всех четырех проходах, которые были определены, как среднее арифметическое между значениями  $\varepsilon_{eqv}^{min}$  и  $\varepsilon_{eqv}^{max}$ . Диаграмма показала, что наблюдается интенсивное накопление деформации по переходам, окончательное среднее значение равно  $\varepsilon_{eav} = 3$ ,





 $\varepsilon_{eqv} = 3$ , что соответствует накопленному относительному обжатию  $e = 100 [1 - 1 / \exp(\varepsilon_{eqv})] = 95 \%$ .

Экспериментальная проверка устойчивости. Для проверки устойчивости заготовки в ручье изготовлен инструмент, фотография которого представлена на рис. 4. Проведенные испытания по ковке свинцовых заготовок показали наличие небольшого бочкообразования, незначительную вытяжку в направлении длины заготовки и хорошую устойчивость при ее кантовке. Как видно из рис. 4, полученная после ковки заготовка имеет правильные очертания, повторяющие контур инструмента, без заусенцев и зажимов. Таким образом, показана практическая осуществимость способа.

#### Выводы

1. Для накопления деформаций в режиме ковки предложен новый способ с использованием вырезного бойка несимметричного треугольного профиля и применением заданного режима кантовок.

2. Выявлено, что углы при вершине треугольного профиля влияют на устойчивость профиля в ручье и на правильность оформления заготовки после ковочной операции.

3. Расчеты деформированного состояния, выполненные методом конечных элементов, показали относительно равномерное распределение деформаций.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Семёнов В.И. Измельчение кристаллизационной структуры сплавов путем управления межатомным взаимодействием // Заготовительные производства в машиностроении. 2008. № 11. С. 10–15.

2. Логинов Ю.Н., Буркин С.П. Оценка неравномерности деформаций и давлений при угловом прессовании // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2001. № 3. С. 29–34.

3. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М.: Логос, 2000. 272 с.

4. Логинов Ю.Н., Котов В.В. Условия приближения к плоской деформации при ковке в вырезных бойках // Известия вузов. Черная металлургия. 2008. № 7. С. 64–65.

Юрий Николаевич Логинов, д-р техн. наук, unl@mtf.ustu.ru; Вячеслав Валерьевич Котов, канд. техн. наук С.И. Закарлюкин (ООО НПП "МЕТЧИВ", г. Челябинск), Г.И. Коваль (Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск)

## Применение радиальной ковки для получения шестигранных профилей

Подтверждена эффективность применения радиально-ковочной машины SKK-14 фирмы GFM, эксплуатируемой в ООО "МЕТЧИВ" (г. Челябинск) при получении шестигранных профилей с "размером под ключ" 35...75 мм. Изложены результаты экспериментальных исследований и опытных работ, позволивших освоить промышленное производство шестигранных профилей путем горячей ковки, соответствующих требованиям к прокату стальному горячекатаному шестигранному по ГОСТ 2879–88.

Ключевые слова: радиально-ковочная машина SKK-14 фирмы GFM; шестигранные профили; экспериментальные исследования; опытные работы.

The effectiveness of radial and forging machine SKK-14 by company GFM has operated until 2012 in Ltd. "METCHIV" (Chelyabinsk) with preparation of hexagonal profiles with "the size of key" 35...75 mm is confirmed. Results of pilot studies and development works allowed to master industrial production of six-sided profiles by the hot forging, conforming to requirements to hire steel hot-rolled six-sided in accordance with GOST 2879–88 are stated.

Keywords: radial and forging mashine SKK-14 by company GFM; six-sided profiles; pilot studies; development works.

Развитие современного машиностроения невозможно без совершенствования его заготовительного производства, в частности, применения нового оборудования, имеющего широкие технологические возможности, и разработки с его использованием технологий получения малых партий машиностроительных заготовок, форма и размеры которых приближены к размерам деталей машиностроения.

Для выполнения этих задач в ООО НПП "МЕТ-ЧИВ" (г. Челябинск) в 2012 г. смонтирована и пущена в эксплуатацию *радиально-ковочная машина* (РКМ) мод. SKK-14 фирмы GFM, имеющая следующие основные технические характеристики:

Число бойков	. 4
Ход бойка, мм	. 10
Диапазон радиальной регулировки бойков, мм	90
Число ходов бойков в минуту	800
Максимальный размер исходной заготовки, мм	150
Максимальная сила ковки, кН	. 2000

Данная РКМ имеет значительные технологические возможности. На ней можно получать широкий сортамент круглых, квадратных, прямоугольных, шестигранных и других профилей, включая профили переменного по длине сечения из черных и цветных металлов.

Однако реализация технологических возможностей данной машины невозможна без разработки конкретных технологических режимов ковки для каждого профиля и размера машиностроительной заготовки.

Известные исследования по технологии ковки на РКМ выполнены в основном применительно к получению на РКМ мод. SX-55 из слитков передельной заготовки.

Вместе с тем в работе [1] охарактеризована принципиальная возможность получения на РКМ круглых, квадратных, шестигранных и полосовых заготовок без указания числа проходов, режимов обжатий, калибровок бойков, точности геометрических размеров поперечного сечения получаемых профилей, их кривизны и т.п. Описано влияние подачи заготовки на ее уширение. Даны формулы для расчета уширения при ковке по схеме круг—круг. Приведены диапазоны угла наклона бойков на обжимном участке и их влияние на условия деформации, методы расчета геометрических параметров очага деформации, а также ограничения по величине подачи при получении профилей постоянного по длине сечения, не превышающей длину калибрующего участка бойков.

Известны рекомендации по режимам подачи, калибровке бойков по ковке на РКМ мод. SX-55 двухзаходными бойками полос 216×118 мм для ножей горячей и холодной резки из заготовки 250×250 мм стали 5Х2МНФ.

Наиболее полно опыт получения на РКМ мод. SXP-26 фирмы GFM готовых сортовых профилей представлен в работе А.М. Смурова (Технология и оборудование кузнечно-штамповочного производства // Экспресс-информация. М.: ВИНИТИ, 1983. № 16. С. 11–14).

Шестигранные профили по ГОСТ 2879–88 получают многопроходной горячей прокаткой в двухвалковых [2] и трехвалковых калибрах. Однако технологии получения шестигранных профилей прокаткой многооперационны. При смене сортамента требуется замена технологического инструмента (прокатных валков, проводковой арматуры) в нескольких прокатных клетях. Учитывая это и высокую производительность процесса прокатки, его неэффективно применять при малотоннажном производстве шестигранных профилей широкого марочного и размерного сортамента. Ограничен и марочный сортамент прокатываемых профилей, в том числе и шестигранных.

Калиброванные шестигранные профили с "размером под ключ" до 38 мм по ГОСТ 8560—78 получают горячей прокаткой в трехклетевых калибрующих блоках с трехвалковыми клетями и холодным волочением. Первому процессу можно дать характеристику, аналогичную процессу горячей прокатки шестигранных профилей. Процесс волочения трудоемок, обеспечивает небольшие обжатия за проход, при смене сортамента требуется замена инструмента. Волочильное оборудование не отличается универсальностью, так как его можно применять только для осуществления процесса волочения. Хотя он обеспечивает высокое качество получаемых шестигранных профилей.

Возможность получения шестигранных профилей в четырехбойковых и шестибойковых радиально-ковочных машинах отмечена в работе [1].

В работах [1 и др.] рассмотрена также возможность получения точных сортовых профилей как в горячем, так и в холодном состоянии на радиально-ковочных машинах без указания конкретных примеров и применяемых технологических режимов.

В данных условиях представляют интерес результаты исследований и промышленного освоения технологии получения на РКМ мод. SKK-14 путем горячей ковки шестигранных профилей, соответствующих требованиям к прокату стальному горячекатаному шестигранному по ГОСТ 2879–88, а также технологические рекомендации по получению шестигранных профилей, соответствующих требованиям к прокату калиброванному шестигранному по ГОСТ 8560–78.

Техническая документация фирмы GFM содержит схемы с рекомендуемыми режимами обжатий для некоторых шестигранных профилей, рабочие чертежи бойков, схемы установки бойков в ковочном блоке.

На рис. 1 показаны бойки со схемой их установки при получении шестигранных профилей на РКМ мод. SKK-14. Согласно данной схеме одна пара бойков *1* имеет гладкую рабочую поверхность, вторая пара бойков *2* — вырезные ручьи с поверхностями, наклоненными друг к другу под углом 120°.

Бойки двухзаходные, позволяющие осуществлять ковку в четных и нечетных проходах. На каждом из



Рис. 1. Бойки для ковки шестигранных профилей и схема их установки

них выполнены два калибрующих участка общей длиной  $l_{\kappa}$ , параллельные оси ковки, и два обжимных участка каждый длиной  $l_{oбж}$ , наклоненные под углом  $\beta$  к оси ковки. Рабочие поверхности пар бойков при установке в ковочном блоке смещены вдоль оси ковки. Это обеспечивает возможность одновременной деформации заготовки двумя парами бойков, исключая выход металла в разъем между соседними бойками, в случае невыполнения при ковке "правила вписанных фигур", и удержание заготовки строго по оси ковки.

Опыт ковки на РКМ мод. SKK-14 шестигранных профилей с "размером под ключ" 35; 42; 46; 52; 55; 65; 70 и 75 мм с использованием данной технической документации показал, что на радиально-ковочной машине можно получать шестигранные профили, которые удовлетворяют требованиям ГОСТ 2879–88 на прокат стальной горячекатаный шестигранный. Применение радиальной ковки обеспечивает получение широкого марочного и размерного сортамента шестигранных профилей с использованием одного комплекта бойков.

Однако имеющиеся данные фирмы GFM по технологии радиальной ковки, а также опубликованная информация не содержат достаточных сведений о технологических режимах ковки шестигранных профилей, обеспечивающих точность геометрических размеров их поперечного сечения, требуемую кривизну, высокую производительность при требуемом качестве профилей, параметры исходной заготовки и другие технологические приемы, позволяющие получать шестигранные профили со сформированными ребрами без заусенцев.

В связи с этим на РКМ мод. SKK-14 проведен комплекс исследований и опытных работ.

При проведении исследований ковки шестигранных профилей установлены такие важные характеристики процесса, как оптимальная подача, минимальные размеры круглой исходной заготовки для обеспечения заполнения ребер шестигранника с соответствующим их притуплением, эффективность применения подачи заготовки в "бойки" или из "бойков", определяющая направления действия осевой силы на деформируемую заготовку, требования к положению направляющих люнетов по отношению к оси ковки, форме их направляющих планок, форма и длина губок зажимных головок манипулятора и т.п.

Для повышения температуры конца ковки при обес-

печении точности геометрических размеров готовых шестигранных профилей разработаны рекомендации по скоростным режимам перемещения манипуляторов.

Скорость перемещения манипулятора должна определяться из соотношения

$$\mathbf{v}_{\mathrm{M}} \leq l_{\mathrm{K}} \ n / k_{\mathrm{\Pi}} , \qquad (1)$$

где  $l_{\rm K}$  — длина калибрующих участков одного бойка; n — число ходов бойков в минуту;

 $k_{\rm m}$  — коэффициент перекалибровки, который согласно проведенным экспериментальным исследованиям  $k_{\rm m} \ge 3$ .

Установлено, что минимальный диаметр исходной круглой заготовки для обеспечения заполнения ребер шестигранника должен выбираться с использованием соотношения

$$d_{3 \min} > 1,2 a_{\mu},$$
 (2)

где  $a_{\rm III}$  – размер шестигранника под ключ.

Установлено, что для обеспечения прямолинейности шестигранного профиля, устранения его скручивания, получения профилей с требуемым поперечным сечением необходим комплексный учет известных закономерностей формоизменения металла при обработке металлов давлением. В частности, учет влияния уровня и направления задачи заготовки в бойки, распределения обжатия по высоте и ширине калибров бойков, направления действия осевых сил на заготовку, положения губок зажимных головок манипулятора по отношению к бойкам в момент выхода из них шестигранного профиля.

Учет этих закономерностей позволил решить один из наиболее сложных вопросов при реализации технологии — обеспечение прямолинейности шестигранных профилей, особенно их переднего и заднего концов, и точности геометрических размеров поперечного сечения.

Решение этих вопросов достигнуто следующими мероприятиями.

Для точной фиксации шестигранной заготовки вдоль оси ковки, обеспечения требуемого углового положения шестигранника при задаче его в бойки разработаны специальные губки зажимных головок манипулятора.

Для снижения изгиба концов шестигранных профилей на выходе из бойков рекомендовано увеличение хода манипуляторов или применение специальных удлиненных губок их зажимных головок.

Разработана новая форма направляющих планок люнетов, соответствующая форме шестигранного профиля и ее положению при задаче в бойки, обеспечивающая снижение их износа и центрирование шестигранной заготовки вдоль оси ковки непосредственно перед задачей ее в бойки. На рис. 2 изображена существующая и предложенная формы направляющих планок люнета.





Учитывая отсутствие в ковочной машине специальных механизмов изменения положения бойков (кроме радиального), которые позволяли бы регулировать положения рабочих поверхностей бойков относительно оси ковки (при неточном их изготовлении, износе и т.п.), предложено осуществлять регулирование положения бойков с помощью специальных калиброванных прокладок, применения несимметрично выполненных сменных направляющих вкладышей бойков, устанавливаемых в пазы подбойковых плит. Это позволяет устранить получение в вырезных ручьях бойков разных значений расстояний между гранями шестигранника и несимметричные условия ковки, приводящие к изгибу шестигранного профиля.

Для устранения возможности возникновения аварийных ситуаций при задаче заготовки в бойки рекомендован режим, при котором заготовка в промежуточных проходах не выводится из зоны деформации бойков.

Постоянно совершенствуемую технологию горячей ковки шестигранных профилей на РКМ мод. SKK-14, соответствующих требованиям к прокату стальному горячекатаному шестигранному по ГОСТ 2879–88, применяют в промышленном производстве малых партий шестигранных профилей с "размером под ключ" 35; 42; 46; 52; 55; 65; 70 и 75 мм из легированных и коррозионно-стойких сталей.

Экспериментальные исследования получения шестигранных профилей, соответствующих требованиям к прокату калиброванному шестигранному по ГОСТ 8560—78, проводили по двум вариантам. По первому варианту в качестве исходной заготовки использовали шестигранные профили, полученные горячей ковкой. Далее осуществляли их холодную ковку в бойках, предназначенных для этих целей. Однако в связи с неравномерностью деформации в бойках с вырезными калибрами и сложностью формирования одновременно всех ребер шестигранного профиля получить удовлетворительные результаты не удалось.

Более перспективным представляется применение для получения шестигранного профиля горячей ковки. Для этих целей разработаны новые технологические приемы, обеспечивающие получение одинаковых расстояний между гранями шестигранника с одновременным формированием его ребер. Ведутся опытные работы по освоению данной технологии.

Таким образом, в результате проведения комплекса экспериментальных исследований и опытных работ показаны фактические технологические возможности РКМ мод. SKK-14 при производстве шестигранных профилей с использованием разработанного и опробованного комплекса технических решений.

#### 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.

2. Калибровка прокатных валков: учеб. пособие для вузов / В.К. Смирнов, В.А. Шилов, Ю.В. Игнатович. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Теплотехник, 2010. 490 с.

Сергей Иванович Закарлюкин, генеральный директор; Григорий Иванович Коваль, д-р техн. наук, g.i.koval@susu.ac.ru ПРОКАТНО-ВОЛОЧИЛЬНОЕ



# ПЬОИЗВОЙСТВО

УДК 621.778

В.А. Харитонов, Д.Э. Галлямов (Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова)

## Влияние масштабного фактора на выбор способа волочения проволоки

Рассмотрен вопрос влияния масштабного фактора на свойства проволоки при волочении в монолитной волоке. Введено понятие поверхностного фактора для определения оптимальных способов ОМД, обеспечивающих равномерность деформации. Рассмотрены преимущества роликовых волок. Дана оценка эффективности их применения.

**Ключевые слова:** волочение; масштабный фактор; монолитная волока; роликовая волока; равномерная и неравномерная деформация; поверхностный фактор.

Question of influence of scale factor on properties of wire due to drawing in wire die is considered. Introduced the concept of surface factors to determine the best ways to material working by pressure provides the homogeneous deformation. The article discusses the advantages of roller die. Estimation of efficiency of their application is given.

Keywords: drawing; scale factor; wire die; roller die; homogenous and inhomogeneous deformation; surface factor.

Стальная проволока является основным видом метизной продукции. Ее изготовляют способом волочения в монолитных волоках в широком ассортименте и с заданным комплексом свойств, регламентируемым различной нормативно-технической документацией.

Технология производства должна обеспечивать высокое качество проволоки и гарантировать ее конкурентоспособность на рынке метизов. Готовая проволока должна обладать достаточным запасом прочности и пластичности, позволяющим без осложнений вести ее дальнейшую переработку у потребителей.

Технологические процессы ОМД характеризуются различными условиями напряженно-деформированного состояния в очаге деформации. Преобладающие схемы главных напряжений при разных операциях обработки металлов давлением неодинаковы, следовательно, металл будет проявлять различную склонность к пластической деформации, что в итоге будет определять характер изменения его физико-механических свойств при деформировании.

Деформация при волочении основана на принципе протягивания металла через клиновидную зону волочильного инструмента. Напряженное состояние в этом случае характеризуется растяжением вдоль оси проволоки и сжатием по двум другим осям. Максимальной главной деформацией процесса волочения в монолитной волоке является вытяжка.

В результате взаимодействия деформируемого металла с конической рабочей зоной волоки возникают силы контактного трения. Контактное трение существенно влияет на силовые условия процесса, приводит к возникновению неравномерности деформации, снижает стойкость волочильного инструмента в результате непосредственного износа контактной поверхности и вследствие дополнительного ее нагрева.

В клиновидной зоне волоки происходит дополнительный сдвиг поверхностных слоев проволоки, который увеличивает общую пластическую деформацию и упрочняет поверхность проволоки. Неравномерность деформации по диаметру может быть вызвана не только контактным трением и избыточной деформацией, но и недостаточным проникновением деформации вглубь. В результате снижается пластичность проволоки, ограничивается число переходов при волочении, единичные и суммарные обжатия, повышаются сила волочения и расход энергии.

Таким образом, пластическое течение в клиновидной зоне монолитной волоки связано с увеличением неравномерности деформации. Возникающие при этом деформационные и температурные градиенты отрицательно влияют на качество проволоки, ее кристаллографическую структуру и микроструктуру, уровень остаточных напряжений и т.д.

Потеря пластичности и увеличение неравномерности деформации при волочении растут с увеличением диаметра обрабатываемой проволоки. Это явление, получившее в литературе название масштабного фактора, обычно связывают с интенсивным раскрытием микротрещин и повышением уровня остаточных напряжений при волочении проволоки больших диаметров [1].

Волочение проволоки больших диаметров характеризуется повышенным нагревом проволоки. Разогрев приводит к деформационному старению, которое отрицательно сказывается на пластических свойствах проволоки. Как следствие снижается способность металла к дальнейшей пластической

						I	Маршру	Г					
Параметр	8,0	7,1	6,3	5,7	5,0	4,5	4,0	3,6	3,2	2,8	2,5	2,2	2,0
Вытяжка μ		1,26											
Площадь $S$ , мм <sup>2</sup>	_	196	156	123	99	78	62	45	40	35	23	17	15
Объем <i>V</i> , мм <sup>3</sup>	_	371	264	185	132	93	65	43	34	26	15	10	8
$S / V, MM^{-1}$	_	0,53	0,59	0,67	0,75	0,84	0,94	1,06	1,19	1,33	1,49	1,68	1,89

Расчетные значения поверхностных параметров проволоки

деформации. Для снижения нагрева обычно уменьшают единичные обжатия по маршруту волочения, но при этом увеличиваются дробность деформации и энергозатраты.

Любой способ ОМД должен обеспечивать наиболее высокие технико-экономические показатели процесса. Эти показатели связаны с характерными показателями технологического процесса: числом операций (переходов), зависящим от допустимой деформации заготовки без разрушения [ $\varepsilon_i$ ], средней удельной силой q и гидростатическим давлением p.

Наиболее обобщенным фактором, влияющим на эти параметры, является отношение площади контактной поверхности  $F_c$  заготовки, участвующей в пластической деформации. Значение поверхностного фактора  $n = F_k / F_c$  в зависимости от способа ОМД может меняться в пределах 0 ...  $\infty$  и растет с увеличением площади контактной поверхности. При этом возрастает средняя удельная сила и допустимая степень деформации.

Гидростатическое давление претерпевает качественное изменение, переходя от схемы с растягивающими напряжениями для процессов с малым значением показателей к схеме с неравномерными сжимающими напряжениями для процессов с высоким значением показателя.

Влияние масштабного фактора также можно учитывать через коэффициент  $C_{\phi} = 4/d$ , с уменьшением величины которого снижается доля растягивающих напряжений в поверхностных слоях протягиваемой проволоки [2, 3].

В работе М.Я. Дзугутова (см. кн.: Пластичность, ее прогнозирование и использвание при ОМД. М.: Металлургия, 1984. 64 с.) для объяснения влияния размеров тела на его деформируемость предложена трактовка понятия "поверхностный фактор" как отношение площади контакта металла с инструментом  $S_{\rm K}$  к его объему в очаге деформации V. С увеличением сечения деформируемого тела отношение S / Vуменьшается, при этом увеличивается доля растягивающих напряжений в очаге деформации и ухудшается его деформируемость.

Рассмотрим влияние этого фактора подробнее. В процессе волочения проволоки происходит постоянное уменьшение ее диаметра и, соответственно, увеличение соотношения S / V. Определим диаметр проволоки, для которого поверхностный фактор S / V = 1. Тогда при дальнейшем волочении с уменьшением диаметра проволоки площадь контакта S будет превышать объем металла в очаге деформации V, т.е. S / V > 1.

Логично предположить, что в этом случае при оптимальных углах волок и единичных обжатиях наряженное состояние в очаге деформации будет преимущественно определяться сжимающими напряжениями. С уменьшением диаметра протягиваемой проволоки эти сжимающие напряжения будут только увеличиваться. Известно, что сжимающие напряжения в большей мере способствуют пластичности, чем растягивающие.

Площадь поверхности контакта металла с деформирующим инструментом может быть выражена зависимостью:

$$S = \frac{\pi \left( d_0 - d_1 \right) \left( d_0 + d_1 \right)}{4 \, \alpha} \,, \tag{1}$$

где  $d_0$  — диаметр проволоки на входе в волоку, мм;  $d_1$  — диаметр проволоки на выходе из волоки, мм;  $\alpha$  — рабочий угол волоки, рад.

Объем металла в очаге деформации определяется выражением:

$$V = \frac{\pi \left( d_0 - d_1 \right) \left( d_0^2 + d_0 d_1 + d_1^2 \right)}{24 \ \alpha} . \tag{2}$$

Тогда отношение поверхности контакта к объему:

$$\frac{S}{V} = \frac{6(d_0 + d_1)}{d_0^2 + d_0 d_1 + d_1^2}.$$
(3)

Из полученного выражения видно, что соотношение *S* / *V* зависит от начального и конечного диаметра протягиваемой проволоки и, следовательно, от степени деформации.

Рассмотрим маршрут волочения проволоки, построенный по равным вытяжкам, и вычислим для него значения S, V и S / V. Результаты расчетов приведены в таблице.

На рис. 1 приведено изменение параметров S, V и S / V по маршруту волочения

Видно, что условию S / V = 1 отвечает диаметр, приблизительно равный 4,0 мм, т.е. с уменьшением диаметра при дальнейшем волочении отношение S / V будет расти. Для случая волочения в монолитной волоке равномерная деформация и хорошая деформируемость металла могут быть обеспечены для проволоки диаметром менее 4,0 мм. С увеличением диаметра протягиваемой проволоки более 4,0 мм деформируемость металла будет снижаться.

Полученные результаты согласуются с выводами, приведенными в работе [4], в которой на основе анализа энергозатрат было установлено, что достаточно равномерная деформация обеспечивается при волочении в монолитных волоках проволоки диаметром менее 4,0 мм.

Определим, является ли полученная величина постоянной, т.е.  $d_1 = \text{const}$ . Для этого выразим отношение (3) через коэффициент вытяжки  $\mu$  и получим:

$$\frac{S}{V} = \frac{6(\sqrt{\mu}+1)}{d_1(\mu+\sqrt{\mu}+1)} \qquad \text{или} \qquad \frac{S}{V} = \frac{6\left(\sqrt{\frac{1}{\mu}}+1\right)}{d_0\left(\frac{1}{\mu}+\sqrt{\frac{1}{\mu}}+1\right)} \quad . (4)$$



Рис. 1. Изменение параметров S, V и S / V по маршруту волочения

Для случая, когда отношение S / V = 1, диаметр проволоки на входе в волоку и диаметр проволоки на выходе из волоки можно вычислить как

$$d_{1} = \frac{6\left(\sqrt{\mu} + 1\right)}{\mu + \sqrt{\mu} + 1} ; \qquad d_{0} = \frac{6\left(1 + \sqrt{\frac{1}{\mu}}\right)}{1 + \sqrt{\frac{1}{\mu}} + \frac{1}{\mu}} .$$
(5)

Принимаем условие, что поверхностный фактор S / V = 1, и рассмотрим, как будет изменяться диаметр проволоки на входе в волоку  $d_0$  и диаметр проволоки на выходе из волоки  $d_1$  в зависимости от степени деформации. На рис. 2 представлена полученная зависимость.

Следовательно, при выполнении условия S / V = 1 с увеличением деформации будет происходить монотонное повышение начального диаметра и уменьшение конечного диаметра. Это доказывает, что величина  $d_1$  не является константой и с ростом деформации уменьшается: для принятых в практике волочения единичных обжатий от 10 до 25 % ( $\mu = 1,1$  и 1,3 соответственно) она меняется от 3,9 до 3,7 мм. Таким образом, диаметр  $d_1$  зависит от схемы напряженного состояния, определяемого способом деформации.



Рис. 2. Изменение начального и конечного диаметров проволоки в зависимости от вытяжки при значении поверхностного фактора S/V = 1

Приведенный на рис. 2 график позволяет определить начальный и конечный диаметры для разных значений коэффициента вытяжки  $\mu$  при *S* / *V* = 1.

Равномерная деформация и хорошая деформируемость металла могут быть обеспечены при волочении проволоки диаметром 4,0 мм и менее, причем при оптимальном сочетании угла рабочего конуса волоки, единичного обжатия и значении Δ-параметра, равного 1,0...1,5, рассчитываемых по формуле

$$\Delta = \frac{\alpha}{\delta} \left( 1 + \sqrt{1 - \delta} \right)^2 \,, \tag{6}$$

где <br/>  $\alpha-$  полуугол рабочего конуса волоки, рад;<br/>  $\delta-$ единичное обжатие.

Повысить деформируемость металла при волочении проволоки диаметром более 4,0 мм можно, если учесть, что поверхностный фактор зависит не только от размеров заготовки, но и от формы деформирующего инструмента. Чем больше поверхность контакта проволоки и деформирующего инструмента, а следовательно, и S / V, тем больше доля сжимающих напряжений в очаге деформации и лучше деформируемость металла. Используя соответствующий инструмент, можно увеличить значение S / V и тем самым компенсировать снижение этого фактора, полученное при увеличении размеров деформируемого тела.

Учитывая, что круг имеет минимальный периметр и, соответственно, круглая проволока имеет минимальную поверхность, увеличить величину S можно протяжкой в фасонных (овальных, квадратных или треугольных и др.) калибрах. Наиболее предпочтительным в этом случае является волочение не в монолитных, а в роликовых волоках по схемам "овал-круг", "стрельчатый треугольник – круг" или "стрельчатый квадрат – круг". Протяжка в роликовых волоках с указанной калибровкой будет способствовать увеличению площади контакта металла с инструментом и, следовательно, фактора S / V и уменьшению растягивающих напряжений.

Некоторый рост поверхностного фактора  $n = F_{\rm k} / F_{\rm c}$ вследствие появления свободной поверхности  $F_{\rm c}$  в отличие от волочения в монолитной волоке компенсируется увели-



# Рис. 3. Изменение суммарной силы волочения в зависимости от числа проходов при волочении:

1 — маршрут волочения в роликовых волоках; 2 — маршрут фирмы MFL; 3 — стандартный маршрут; 4 — рассчитанный маршрут с учетом параметра  $\Delta$ 

чением площади контактной поверхности  $F_{\rm k}$  и позволяет повысить степень деформации.

В роликовой волоке увеличение диаметра ролика соответствует уменьшению угла рабочего конуса в стандартной волоке. Изменением диаметра валков и повышением обжатия можно легко добиться параметров очага деформации, обеспечивающих равномерную деформацию. При протяжке силы трения носят подпирающий характер, и металл в очаге деформации испытывает всестороннее сжатие. Поскольку всестороннее сжатие — наиболее благоприятная схема деформации, то пластичность металла при протяжке в роликах выше, чем при обычном волочении [5].

Протяжка в роликовой волоке позволяет существенно изменить условия волочения проволоки: снизить силы трения, уменьшить силу волочения и энергозатраты. Для определения эффективности роликовых волок в сравнении с монолитными волоками в работе [4] был выполнен расчет силовых условий волочения круглой проволоки.

Для сравнительной оценки использованы стандартный маршрут волочения, взятый из практики метизных заводов; аналогичный маршрут, предлагаемый фирмой MFL (Италия), маршрут волочения, рассчитанный с учетом параметра  $\Delta$ , и маршрут волочения в роликовых волоках.

Для расчета использовали следующие характеристики материала и процесса: заготовка — патентированная катанка диаметром 12,0 мм из стали марки 80 и временным сопротивлением 1270 Н/мм<sup>2</sup>; диаметр проволоки 6,0 мм; коэффициент трения 0,05.

На рис. 3 представлены результаты расчетов суммарной силы волочения проволоки.

Получили, что общая сила волочения, а следовательно, энергозатраты при волочении в роликовых волоках значительно ниже, чем при волочении проволоки с использованием стандартных волок.

Очевидно, что построение маршрутов волочения в монолитных волоках с обеспечением равномерности деформации по параметру  $\Delta$  возможно для любых диаметров проволоки. Выполненный анализ энергозатрат доказывает, что с увеличением диаметра протягиваемой проволоки значительно возрастает сила волочения, т.е. необходимо более мощное волочильное оборудование. Поэтому в этом случае целесообразно осуществлять волочение в роликовых волоках.

Результаты компьютерного моделирования методом конечных элементов в программном комплексе DEFORM-3D подтвердили, что при волочении в роликовых волоках проволока сохраняет высокий коэффициент запаса прочности в сравнении с волочением в монолитных волоках [6].

#### Выводы

1. Волочение в монолитной волоке характеризуется неравномерностью распределения деформации сжатия по сечению проволоки, определяемой, прежде всего, значениями обжатия и рабочего угла волок.

2. С увеличением диаметра протягиваемой проволоки растут силы и напряжения волочения, уменьшается коэффициент запаса прочности, увеличивается мощность оборудования, что определяет использование на практике режимов волочения с высокой степенью неоднородности деформации по сечению проволоки.

3. Изменение диаметра проволоки вызывает изменение объема и поверхности очага деформации, причем с уменьшением диаметра проволоки в формировании ее качества большее влияние оказывает поверхностный фактор.

4. Для получения высококачественной проволоки больших диаметров ее волочение целесообразно проводить в роликовых волоках, как и волочение катанки на первых проходах комбинированных маршрутов. Проволоку диаметром 4,0 мм и менее экономически целесообразно волочить в монолитных волоках, выбирая режимы обжатия по соотношению "единичное обжатие — рабочий угол волоки".

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Кулеша В.А., Клековкина Н.А., Белалов Х.Н. и др. Изготовление высококачественных метизов. Белорецк, 1999. 327 с.

2. Харитонов В.А. Классификация способов ОМД по технологическим признакам при производстве проволоки // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: междунар. сб. науч. тр. / под ред. В.М. Салганика. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. С. 49–59.

3. **Лясников А.В.** Основы разработки технологических процессов обработки металлов давлением // Кузнечно-штамповое производство. Обработка материалов давлением. 2002. № 3. С. 6–9.

4. Харитонов В.А., Галлямов Д.Э. Влияние способа волочения на конкурентоспособность стальной проволоки // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: междунар. сб. науч. тр. / под ред. В.М. Салганика. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. С. 49–59.

5. Битков В.В. Технология и машины для производства проволоки. Екатеринбург: УрОРАН, 2004. 343 с.

6. **Харитонов В.А., Галлямов Д.Э.** Исследование эффективности способов волочения стальной проволоки // Вестник "НТУ ХПИ". 2012. № 46 (952). С. 192–198.

Вениамин Александрович Харитонов, канд. техн. наук; Денис Эдуардович Галлямов, gallyamov2010@gmail.com

# МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НОВЫЕ



МАТЕРИАЛЫ

УДК 621.762

С.И. Богодухов, Е.С. Козик, Е.В. Солосина, Д.И. Чурносов (Оренбургский государственный университет)

# Упрочнение поверхности низкоуглеродистой стали самофлюсующимися твердыми сплавами

Рассмотрены процессы упрочнения поверхности низкоуглеродистой стали самофлюсующимися твердыми сплавами. Исследования показали возможность повышения твердости и износостойкости путем наплавки на поверхность заготовки самофлюсующихся твердых сплавов.

Ключевые слова: низкоуглеродистая сталь; наплавка; самофлюсующиеся твердые сплавы; твердость; износ.

The processes of surface hardening of low-carbon steel by self-fluxing hard alloys are considered. Studies have shown the possibility of increasing the hardness and wear resistance by surfacing on surface of blank of self-fluxing hard alloys.

Keywords: low-carbon steel; surfacing; self-fluxing hard alloys; hardness; wear.

Наплавку износостойких твердых сплавов на рабочие органы почвообрабатывающих машин до настоящего времени осуществляют в основном двумя способами: электродуговым и газопламенным. Оба способа в связи со спецификой наплавки высоколегированных сплавов слабо поддаются механизации и не позволяют получить равномерный и достаточно тонкий слой наплавленного металла. Это послужило основанием поиска более совершенных методов упрочнения рабочих поверхностей и одним из таких методов является метод наплавки с помощью токов высокой частоты.

К преимуществам способа индукционной наплавки относят:

• получение высокой износостойкости наплавленного слоя;

• отсутствие проплавления основного материала и, как следствие, остаточных напряжений и деформаций;

• возможность регулирования состава и свойств наплавляемого металла.

При наплавке используют специальную шихту, состоящую из металлического порошка, наплавляемого твердого сплава и флюсов. Шихту слоем определенной толщины наносят сверху на наплавляемую поверхность.

Для получения высокого качества наплавленного слоя необходимо, чтобы температура плавления шихты была на 150...200 °С ниже температуры плавления основного металла, а компоненты металлического порошка имели небольшую разность температур плавления и хорошо растворялись одни в других. Иначе металлургический процесс не успевает завершиться.

Наилучшие результаты получают при введении в состав шихты порошка готового сплава, но магнитная проницаемость его должна быть минимальной, так как под действием магнитного поля индуктора при определенных частотах (ниже 100 000 Гц) возможно осыпание шихты с наплавляемой поверхности.

Шихта включает в состав флюсы и расплавляется главным образом за счет тепла нагреваемой поверхности основного металла.

Состав	флюса,	%:
--------	--------	----

1. Бура (ГОСТ 8429—69)	!	60
------------------------	---	----

2.	Борная кислота	(ГОСТ 2629–94)	3	0
----	----------------	----------------	---	---

3. Фтористый кальций (ГОСТ 7167–68) . . . . . . . 10

Была проведена работа по исследованию упрочнения поверхности низкоуглеродистой стали самофлюсующимися твердыми сплавами на установке ТВЧ ВЧГ2-100/0,066 образцов из стали Ст3.

Для экспериментов использовали прямоугольные образцы с размерами сторон ( $a \times b \times h$ ) 18×18×10 мм из стали Ст3 (рис. 1). На их поверхности осуществляли индукционную наплавку на установке ТВЧ ВЧГ2-100/0,066 самофлюсующихся твердых сплавов.

В начальной серии опытов на зачищенную поверхность образцов из стали Cr3 наносили различные вещества и про-



Рис. 1. Внешний вид образцов, наплавленных самофлюсующимися твердыми сплавами ПГ-10H-01, смазанных маслом И20

Время наплавки, с	Условия подготовки поверхности к наплавке	Характеристика процесса наплавки и полученного слоя	Твердость наплавленного слоя, HRC		
28	Поверхность образца перед нанесе- нием шихты смазана маслом И20	Растекаемость хорошая. Наплавленный слой плотный, без видимых пор. Зеленова- тый налет на поверхности слоя	5560		
27	Поверхность образца перед нанесе- нием шихты смочена водой	Растекаемость хорошая	5560		
23	Поверхность образца смочена 10 %-ным раствором жидкого стекла	При нагревании порошок собрался в каплю от краев к центру образца	5560		
30	Порошок пропитан (смешан) сили- катным клеем	Порошок при нагреве вспучивается, кипит. Поверхность наплавки шероховатая. Расте- каемость плохая	5155		

#### 1. Условия подготовки образцов к наплавке сплавом ПГ-10Н-01 и полученные результаты

#### 2. Состав исходных порошков для наплавки ТВЧ

	Химический состав по основным элементам, %							
Марка порошка	В	С	Si	Cr	Fe	Ni	Mn	
ПГ-10Н-01	2,83,4	0,61,0	4,0	1420	4,04,5	Основа	_	
ПС-12НВК-01		Композиция: 65 % ПГ-10Н-01 + 35 % WC						
ПГ-С27 (У40Х28Н2С2ВМ)	_	3,34,0	1,5	2528	Основа	1,52,0	1,1	
ПГ-СР-2 (ПГ-ХН80СР2)	1,52,5	0,30,6	2,5	1215	5,0	Основа	_	

#### 3. Зависимость твердости покрытия и температуры плавления от различных марок покрытия

Марка порошка	Температура плавления, °С	Твердость покрытия, HRC
ПГ-10Н-01	1050	5562
ПС-12НВК-01	1050	5764
ПГ-С27 (У40Х28Н2С2ВМ)	1300	5056
ПГ-СР-2 (ПГ-ХН80СР2)	1050	3540

водили наплавку порошка из сплава ПГ-10H-01. Результаты данного этапа исследования приведены в табл. 1.

Подготовленные поверхности быстро теряют свои требуемые свойства (из-за окисления и адсорбции газов) и поэтому перерыв между операциями подготовки поверхности и ее наплавлением должен быть по возможности минимальным.

Наилучший внешний вид наблюдали на образцах, смазанных индустриальным маслом И20.

4.	Режим	наплавки
----	-------	----------

+ •C	I	$N_{r}$ ,	Іи	Ι <sub>r</sub>	<i>U</i> <sub>и</sub>	$U_{ m r}$	
$l_{\rm H}, C$	$L_{\mathrm{M}}$	"и кВт А		4	кВ		
1100	0,005	63	78	5,3	0,8	5,7	
0.5.			<b>TO</b> ) ( <b>TO</b> )		- HODIVILI	I III	

Обозначения:  $I_{\rm H}$  – температура наплавки;  $L_{\rm u}$  – индуктивность генератора;  $N_{\rm r}$  – мощность генератора;  $I_{\rm u}$ ,  $I_{\rm r}$  – сила тока в индукторе и генераторе;  $U_{\rm H}$ ,  $U_{\rm r}$  – напряжение в индукторе и генераторе. Состав наплавляемых порошков и твердость приведены в табл. 2 и 3.

Технологический процесс наплавления состоит в следующем: включение генератора, нагрев детали до заданной температуры, выдержка и выключение генератора. Наплавку выполняли в следующей последовательности. Деталь с насыпанной смесью устанавливали в индукторе и нагревали до температуры размягчения флюса с выдержкой 8...15 с до полной кристаллизации жидкого слоя. Наплавленную деталь удаляли из зоны индуктора. Режим наплавки представлен в табл. 4.

Образцы с наплавленным покрытием подвергали очистке от флюсов и окалины. Затем измеряли твердость на приборе TK-2M (рис. 2) и взвешивали образец до и после испытаний на износ (рис. 3) и подвергали микроструктурному анализу.

По сравнению с твердостью твердого сплава BK8 (68 HRC) твердость наплавляемых слоев уменьшается от 62 HRC для наплавленного слоя из материала ПС-12HBK-01 до 36 HRC для наплавленного слоя из материала ПГ-СР-2.

Для определения износа применяли машину трения:

диаметр абразивного круга	200 мм
марка круга	25A25MCT26
частота вращения круга	200 мин <sup>-1</sup>
нагрузка на образец	2 кг
продолжительность испытания	10 мин

Машина с помощью реле времени может автоматически отключаться через заданный интервал времени.

Минимальный износ 0,008 имеет твердый сплав BK8, для трех наплавленных слоев из материалов ПС-12HBK-01,





Рис. 2. Твердость наплавленных образцов



Рис. 3. Интенсивность изнашивания наплавленных образцов



#### Рис. 4. Микроструктура наплавленного слоя:

*a* – наплавляемый материал ПГ-СР-2, твердость 36 HRC, структура – ледебуритная эвтектика и вторичные карбиды хрома, крупное зерно 5...10 мкм, ×640; *b* – ΠΓ-10H-01, 52 HRC, ×640; *b* – ΠΓ-С27, 55 HRC, ×600

ПГ-СР-2 и ПН -10Н-01 износ увеличился в 1,5–2 раза, износ для наплавленного материала ПГ-С27 составил 0,09, что в 8 раз больше по сравнению с другими наплавленными слоями.

Для травления самофлюсующихся сплавов применяли 3...5%-ный раствор азотной кислоты в этиловом спирте, а для выявления карбидов — растворы азотной и плавиковой кислот, время травления — 1 мин.

Структура наплавленных образцов при наплавке порошка ПГ-10Н-01 показана на рис. 4 (верх – наплавленный слой, низ – основной металл).

Изучение микроструктуры наплавленных образцов проводили на металлографическом микроскопе ALTAMY MET 3.

Самое крупное зерно (4...5 мкм) имеет наплавляемый материал ПГ-СР-2, более мелкое зерно (2...3 мкм) — наплавляемый материал ПГ-10Н-0,1 и самое мелкое зерно и наименьший размер вторичных карбидов (1...2 мкм) материал ПГ-С27.

#### Выводы

 Показана возможность повышения твердости и износостойкости путем наплавки на поверхность заготовки самофлюсующихся твердых сплавов. 2. Наиболее эффективна наплавка порошков ПС-12НВК-01, в результате которой твердость наплавленного слоя составила 60...62 НRС, и ПГ-С27 (твердость до 55 HRC).

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Материаловедение: учеб. для вузов / С.И. Богодухов, Е.С. Козик. Оренбург: ИПК "Университет", 2011. 649 с.

2. **Курс** материаловедения в вопросах и ответах: учеб. пособие для вузов / С.И. Богодухов, А.В. Синюхин, Е.С. Козик. 3-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 2010. 352 с.

3. Богодухов С.И., Бондаренко Е.В., Схиртладзе А.Г., Сулейманов Р.М. Технологические процессы в машиностроении: учеб. для вузов. М.: Машиностроение, 2009. 640 с.

4. Богодухов С.И., Гребенюк В.Ф., Проскурин А.Д. Обработка упрочненных поверхностей в машиностроении и ремонтном производстве. М.: Машиностроение, 2005. 256 с.

*Станислав Иванович Богодухов, д-р техн. наук,* ogu@mailgate.ru;

Елена Станиславовна Козик, канд. техн. наук; Екатерина Валерьевна Солосина; Дмитрий Иванович Чурносов **В.С. Муратов, Н.В. Трефилова, О.Н. Хамин** (Самарский государственный технический университет)

## Формирование повышенной твердости деформируемых алюминиевых сплавов для обеспечения нанесения высококачественных ионно-плазменных декоративных покрытий

Исследованы различные варианты деформационно-термического упрочнения алюминиевых деформируемых сплавов для подготовки сплавов к нанесению ионно-плазменных декоративных покрытий различной цветовой гаммы. Установлены варианты и параметры деформационной и термической обработки сплавов, обеспечивающие наилучшие показатели качества ионно-плазменных покрытий.

Ключевые слова: деформируемые алюминиевые сплавы; термическое упрочнение сплавов; декоративные покрытия; ионно-плазменные покрытия.

Various schemes for strain-thermal hardening of wrought aluminium alloys for preparation of alloys for application of high-quality ion-plasma decorative coatings of various color scale are studied. Options and parameters of deformation and heat treatmant of the alloys, providing the best parameters of quality of ion-plasma coatings are established.

Keywords: wrought aluminium alloys; thermal hardening of alloys; decorative coatings; ion-plasma coatings.

Среди методов нанесения защитных покрытий особое место занимают вакуумно-плазменные и плазмохимические методы, которые позволяют получать покрытия из различных материалов, обладающих высокой адгезией к подложке, износостойкостью, твердостью, коррозионной стойкостью и другими свойствами.

Одним из таких методов является метод вакуумно-дугового напыления, который применяют, главным образом, для увеличения износостойкости изделий, а также при нанесении декоративного покрытия.

Среди существующих методов широко применяют метод формирования покрытий из потоков металлической плазмы вакуумной дуги. Наибольшее распространение получили вакуумно-дуговые покрытия на основе нитрида титана.

Для деформируемых алюминиевых сплавов наиболее важными с точки зрения получения качественных покрытий являются вопросы структурной однородности поверхности и ее шероховатости. Первое обеспечивает однородность свойств покрытий по поверхности изделия, а минимальная шероховатость — адгезионную прочность, стойкость при окислении и абразивном износе.

При одинаковой шероховатости микрогеометрия поверхности после таких финишных операций, как шлифование и полирование, будет зависеть от ее твердости. При механической обра-

ботке при низкой твердости поверхности доля процессов срезания микровыступов будет меньше, чем доля их пластической деформации. Соответственно будет происходить загиб микровыступов от пластической деформации, а не их срезание.

При загибе микровыступов под ними остаются различные загрязнения даже после тщательной очистки поверхности перед нанесением покрытий. Этим объясняется снижение качества ионно-плазменных покрытий и наличие микродуг на поверхности после их нанесения. Этот негативный эффект еще более усиливается в случае структурной поверхностной неоднородности сплавов алюминия при легировании несколькими элементами.



Рис. 1. Образец с областью внедрения индентора

Таким образом, при нанесении декоративных ионно-плазменных покрытий на деформируемые алюминиевые сплавы важными являются вопросы обеспечения однородности структуры поверхности сплавов и повышения ее твердости. Эти вопросы могут быть решены с помощью подбора режимов деформирования изделий, а также в результате их термического упрочнения.

Пластическая деформация алюминиевых сплавов является не только методом получения изделий необходимой формы, но и значительно изменяет структуру сплавов [1–3]. Метод индентирования в настоящее время является одним из основных методов исследования упругопластических свойств материалов на всех масштабных уровнях ниже макроскопического. В литературе описана возможность определения различных количественных прочностных характеристик материала путем обработки по различным методикам эксперементальных диаграмм вдавливания [4].

Для исследования использовали образцы сплава 1160 в виде пластин толщиной 5 мм. Образцы нагревали в электрической печи до температуры 500 °С и затем локально деформировали стальным коническим индентором (рис. 1).

При этом реализованы различные схемы подстуживания и деформирования образцов: варьировали скорость охлаждения после деформации, длительность подстуживания до и после деформации, а также направление измерения твердости на образцах (рис. 2).





Рис. 2. Направления измерения твердости в образцах



Рис. 3. Зоны деформационного воздействия в образцах

Твердость определяли по методу Виккерса при нагрузке 50 Н. После измерения твердости в деформированном состоянии образцы подвергали термической обработке: закалке с различным временем выдержки и естественному старению.

Выделим относительно области внедрения индентора четыре зоны его деформационного воздействия (рис. 3):

зона I — на расстоянии 0 мм (прилегающая к поверхности области внедрения индентора) — зона максимальной деформации;

зона II — на расстоянии 5 мм от поверхности области внедрения индентора — зона промежуточного деформационного воздействия;

зона III – на расстоянии 10 мм от поверхности области внедрения индентора – зона минимального деформационного воздействия;

зона IV – на расстоянии 15 мм – зона отсутствия деформационного воздействия.

Такое выделение зон основано на полученном в работе [4] распределении эквивалентной пластической деформации в материале при внедрении конического индентора.

В табл. 1 приведены результаты определения твердости образцов после деформирования индентором.

Из анализа данных, приведенных в табл. № 1, установлено следующее. В случае, когда термическая обработка образцов отсутствует, охлаждение после деформации на воздухе без подстуживания позволяет получить в зоне I деформационного воздействия твердость выше, чем в зоне IV (на 25...160 HV), при этом максимальная твердость наблюдается при  $\theta = 90^{\circ}$  (1250 HV).

Также выявлено влияние подстуживания в отсутствие термической обработки: эффект упрочнения от деформации снижается при времени подстуживания 5 с: на 50...80 HV, а при  $\theta = 90^{\circ}$  до 0. При времени подстуживания 25 с – упрочнение от деформации при большинстве  $\theta$  отсутствует.

При отсутствии термической обработки с охлаждением образца после деформации в воду выявлено, что твердость в зоне

	1.	Распределение	твердости,	HV,	В	образце	без	термической	обработки
--	----	---------------	------------	-----	---	---------	-----	-------------	-----------

Расстоя-	Bnewg	Охл	аждение по	сле деформа	ации на возд	духе	Охлаждение после деформации в воде					
ние от зоны ле-	подсту-					Направл	іение θ, °					
форма- ции, мм	живания, с	0	15	40	55	90	0	15	40	55	90	
	0	1050	1100	1120	1100	1250	1100	1150	1350	1400	1300	
	5	1000	1000	1000	900	950	1100	1100	1100	1000	1000	
0	10						1000/970	900/750	900/800	1100/850	1200/950	
	25	900	850	1000	900	900	<u> </u>				_	
	60	_	_	_	_	_	-/1300	-/1150	-/1300	-/1310	-/1300	
	0	950	1070	1117	1112	1200	1160	1087	1312	1370	1220	
	5	966	966	1033	775	766	1010	1036	1056	950	940	
5	10	_	_	_	_	_	1080/915	975/937	987/916	920/910	1150/1116	
	25	900	975	950	895	1125		_		_	_	
	60	_	_	_	_	_	-/1300	-/1233	-/1300	-/1166	-/1200	
	0	937	1025	1162	1125	1080	1166	1200	1350	1333	1232	
	5	850	942	950	862	912	867	952	970	916	982	
10	10	_	_		_	_	1077/857	937/1110	1005/1140	930/925	1012/962	
	25	904	900	950	890	962			_	_	_	
	60	_	_		_	_	-/1150	-/1250	-/1250	-/1283	-/1250	
	0	926	987	960	950	1000		1050	1325	1300	_	
	5	973	950	917	850	962	1025	1052	990	1077	1013	
15	10	_	_	_	_	_	1115/883	1012/-	1062/-	930/-	1137/900	
	25	926	900	910	875	920	_	_	_	_	_	
	60	_					-/1137		-/1266	-/1162	-/1100	
Прим на воздухе	иечание. В после дефор	числителе г эмации.	іриведены з	начения при	1 подстужив	ании на воз,	духе до дефо	рмации, а в	знаменателе	е — при подс	туживании	

IV по сравнению с зоной I выше на 100...300 HV, при этом максимально высокие значения зафиксированы при  $\theta = 55...90^{\circ}$ .

Твердость в зоне I также возросла по сравнению с охлаждением на воздухе на 50...300 HV и максимальна при  $\theta = 55...90^{\circ}$ .

При введении подстуживания после деформации на воздухе перед охлаждением в воде получено, что в зоне I при времени подстуживания 10 с твердость снижается на 30...250 HV, максимальное снижение установлено при  $\theta = 55...90^{\circ}$  в сравнении с подстуживанием до деформации. При этом в зоне IV при времени подстуживания 10 с твердость снижается на 222...237 HV при сравнении с подстуживанием до деформации. При увеличении времени подстуживания до 60 с твердость не изменяется или незначительно снижается.

При охлаждении после деформации на воздухе при отсутствии подстуживания в зоне II твердость выше по сравнению с зоной IV до ~100 HV. Максимальное значение наблюдается при  $\theta = 90^{\circ}$  (1200 HV). При рассмотрении зоны III в сравнении с зоной IV твердость выше на ~100 HV, при этом наибольшее значение прироста установлено при  $\theta = 40...90^{\circ}$  (102 HV).

Если в данный режим добавить подстуживание до деформации, то при времени подстуживания 5 с твердость снижается до 70 HV, а при  $\theta = 55...90^{\circ}$  становится ниже, чем без деформации. При времени подстуживания 25 с твердость уменьшается до 10 HV.

В случае охлаждения образцов после деформации в воду твердость в зоне II возрастает на 17...250 HV, при этом твердость в зоне III также увеличивается на 200 HV. При подстуживании после деформации на воздухе перед охлаждением в воде в зоне II при времени подстуживания 10 с твердость снижается на 10...165 HV. Максимально низкое значение наблюдается при  $\theta = 0^{\circ}$  по сравнению с подстуживанием до деформации.

В зоне III при времени подстуживания 10 с твердость снижается на 5...200 HV, а максимально низкое значение твердости установлено при  $\theta = 0^{\circ}$  в сравнении с подстуживанием до деформации. При времени подстуживания 60 с твердость не изменяется или снижается незначительно.

В табл. 2 приведены результаты определения твердости образцов после деформирования и последующей термической обработки.

При термообработке в зоне IV с увеличением времени закалки от 5 до 25 мин твердость растет как при охлаждении на воздухе, так и в воде.

При рассмотрении влияния термообработки на зону I установлено, что при режиме без подстуживания при охлаждении на воздухе с повышением времени закалки от 5 до 25 мин твердость увеличивается на 50...80 HV, кроме  $\theta = 90^{\circ}$ . При охлаждении в воде при увеличении времени закалки от 5 до 25 мин твердость возрастает на 20...150 HV, за исключением  $\theta = 40...90^{\circ}$ .

Таким образом, показано, что твердость сплава 1160 может варьироваться в достаточно широких пределах в зависимости от режимов деформационно-термической обработки. В связи с этим следует ожидать, что различный уровень твердости создает неидентичные условия шлифования и полирования поверхности, что предопределяет разброс и по качеству ионно-плазменных покрытий.

В качестве приемов, обеспечивающих повышенный уровень твердости, можно использовать: интенсивную пластическую деформацию, ускоренное охлаждение после деформации,

2.	Распределение	твердости,	HV,	воб	бразцах	после	те	рмической	об	работки

Расстояние	Время подстужи-	Охл	аждение по	сле деформ	ации на воз,	цухе	Охлаждение после деформации в воде					
от зоны деформа-						Направл	іение θ,°					
ции, мм	вания, с	0	15	40	55	90	0	15	40	55	90	
	0	1470/1520	1520/1600	1500/1550	1470/1550	1550/1500	1400/1550	1500/1520	1550/1500	1500/1470	1550/1570	
0	5	1300/1550	1400/1500	1400/1470	1550/1550	1420/1430	1550/1700	1400/1680	1400/1500	1500/1450	1500/1500	
0	10	_	_	_	_	-	1410	1700	1250	1600	1700	
	25	1550/1500	1400/1600	1500/1500	1370/1570	1300/1470	_	1300	1600	1400	1400	
	0	1433/1576	1500/1570	1513/1502	1433/1550	1530/1510	1437/1543	1505/1555	1500/1580	1513/1502	1575/1492	
	5	1410/1516	1436/1550	1400/1500	1523/1523	1492/1545	1474/1634	1376/1730	1400/1567	1456/1536	1521/1483	
5	10	_	_	_	_	_	$1410^{*}$	1683 <sup>*</sup>	1536*	1576*	1666*	
	25	1500/1500	1423/1573	1490/1503	1375/1502	1350/1472	_	$1500^{*}$	1412*	1390*	$1400^{*}$	
	0	1393/1560	1460/1593	1433/1554	1390/1525	1530/1510	1430/1536	1522/1570	1462/1512	1434/1577	1633/1535	
10	5	1400/1510	1425/1546	1450/1490	1480/1462	1490/1515	1400/1533	1442/1632	1425/1647	1440/1716	1383/1490	
10	10	_	_	_	_	_	1433*	1542*	$1600^{*}$	1495*	1507*	
	25	1418/1516	1487/1487	1463/1485	1380/1465	1400/1482	1353*	1565*	1326*	1300*	1410*	
	0	1370/-	1400/-	1340/1580	1370/1512	1440/1476	1466/1566	1506/1490	1490/1525	1512/-	1630/1620	
15	5	1410/1533	1450/1490	1440/1516	1440/-	1520/1530	1375/-	1500/-	1446/1550	-/1600	_	
15	10	_	_	_	_	_	1510*	1606*	1583*	1550*	_	
	25	1380/1450	1500/1510	1450/1433	1370/1510	-/1466	1320*	1360*	1275*	1325*	_	
*Подсту	живание на	воздухе про	ведено посл	е деформац	ии.							
Приме 25 мин прит	Подстуживание на воздухе проведено после деформации. П р и м е ч а н и е. В числителе приведены значения при выдержке 5 мин при температуре закалки, а в знаменателе – при выдержке 25 мин при температуре закалки.											



Рис. 4. Изделия с ионно-плазменными декоративными покрытиями

отсутствие подстуживания до и после деформирования, термическую обработку с определенными временными параметрами, установленными с учетом предшествующей деформационной обработки.

В работе изучено влияние различных вариантов термической обработки сплава 1160 на твердость, шероховатость поверхности и параметры наносимых покрытий из нитрида титана.

Исследовали следующие варианты термической обработки: свежезакаленное состояние; закалка + старение; кратные закалки + старение. При этом рассматривали варианты с естественным и искусственным старением. Оптимальный вариант и параметры термической обработки устанавливали из условия получения минимальной шероховатости и максимальной твердости поверхности. Шероховатость поверхности определяли на профилометре с цифровым отсчетом и индуктивным преобразователем мод. 296. Шероховатость измеряли после термической обработки и полирования поверхности. Микротвердость поверхности измеряли на приборе ПМТ-3 с нагрузкой 0,49 H.

В качестве оптимальных вариантов термической обработки установлены следующие: четырехкратная закалка при 490...500 °С + искусственное старение при 115 °С в течение 150 мин; трехкратная закалка + старение в течение 4 сут. Эти варианты обеспечивают одинаковые и максимальные значения микротвердости (1100 МПа) и минимальный параметр шероховатости (Ra = 0.08...0.1 мкм).

Нанесение ионно-плазменных покрытий осуществляли на модернизированной вакуумной установке ННВ-6.6 И1 по методу КИБ. Перед нанесением покрытий образцы подвергали ультразвуковой очистке в моющем водном растворе и бензине БР-1 с последующей сушкой и протиркой спиртом. После нагрева в сушильном шкафу до температуры 150...200 °C образцы помещали в вакуумную камеру.

Технология нанесения покрытий включала в себя следующие стадии:

 ионная очистка ионами титана до заданной температуры (ток дуги испарения 75 А; напряжение на подложке 1000 В; ток фокусирующей катушки 0,4 А; температура образцов 350 °С);

• конденсация покрытий (ток дуги испарителя 75 А, напряжение на подложке 100 В, время конденсации покрытия 25 мин; температура изделия при конденсации 300...350 °C, давление азота в камере  $(3...5) \cdot 10^{-1}$  Па).

Получены следующие параметры покрытий на образцах:

- микротвердость покрытий 18...25 ГПа;

– толщина покрытий 1,5 мкм;

- отсутствие осыпания покрытий с изделий;

 одинаковый уровень адгезии для установленных вариантов термической обработки (оценивали с помощью клейкой ленты);

- пористость покрытий не более 2 пор на 1 мм<sup>2</sup>;

- стабильность цветовой гаммы по поверхности образцов.

Для сравнения оценивали состояние покрытия TiN, нанесенного на образцы без их термической обработки (в состоянии поставки). Покрытие имело большое количество следов микродуг при практически том же уровне остальных параметров. Это позволяет рекомендовать предложенные режимы термической обработки деформируемых алюминиевых сплавов системы Al–Cu–Mg для получения качественных декоративных ионно-плазменных покрытий на изделиях из этих сплавов.

Результаты работы апробированы при нанесении ионно-плазменных декоративных покрытий из нитрида титана и карбонитрида титана на ряд изделий, полученных из сплавов систем Al-Mg (1520) и Al-Cu-Mg (1160) после их деформационной и термической обработок. На рис. 4 показаны изделия с этими покрытиями.

#### Выводы

1. Использование метода индентирования позволило установить закономерности комбинированного влияния на твердость сплава 1160 деформации, скорости последеформационного охлаждения, наличие подстуживания на воздухе до и после деформации, режимов термической обработки.

 Оптимальные с точки зрения качества ионно-плазменных покрытий варианты деформационной и термической обработки должны обеспечивать минимальную шероховатость и максимальную твердость поверхности сплава.

3. Повышенную твердость сплава 1160 обеспечивают пластическая деформация, ускоренное последеформационное охлаждение, отсутствие подстуживания на воздухе до и после деформации, закалка с определенными временными параметрами и старение. Режимы положительного воздействия для получения максимального эффекта должны назначаться взаимосогласованно.

4. Режимы термической обработки сплава 1160, максимально повышающие твердость, предусматривают кратную закалку и искусственное (115 °C) или естественное старение. Упрочнение алюминиевых сплавов перед нанесением покрытий позволяет обеспечить стабильность цветовой гаммы изделий, исключив следы микродуг на их поверхности.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Фазовые и структурные превращения в алюминиевом сплаве АМц при разных методах интенсивной пластической деформации / И.Г. Ширинкина, А.Н. Петрова, И.Г. Бродова, В.П. Пилюгин, О.В. Антонова // Физика металлов и металловедение. 2012. Т. 113. № 2. С. 181–186.

2. Совершенствование технологий получения литых и деформируемых заготовок из алюминиевых сплавов / В.С. Муратов, Е.А. Морозова, Н.В. Дворова, О.И. Закопец // Материалы 4-й Всероссийской науч.-техн. конф. "Взаимодействие науки и литейно-металлургического производства". 28–30 марта 2012 г. С. 237–243.

 Муратов В.С., Дворова Н.В., Хамин О.Н. Влияние структурного состояния деформируемых сплавов алюминия на качество ионно-плазменных покрытий // Актуальные проблемы физического металловедения сталей и сплавов. Магнитогорск, 2012. С. 179–180.

4. Смирнов С.В., Экземплярова Е.О. Влияние радиуса скругления вершины индентора на напряженно-деформированное состояние при внедрении индентора в упругопластический материал // Физическая мезомеханика. 2009. № 6. С. 73–78.

Владимир Сергеевич Муратов, д-р техн. наук, ftf@samgtu.ru; Наталья Владимировна Трефилова; Олег Николаевич Хамин, канд. техн. наук УДК 621.742.42

В.А. Кукарцев (Сибирский федеральный университет, г. Красноярск)

## Alphaset-процесс и формовочные пески России

информация

Рассмотрены преимущества Alphaset-процесса, особенности его применения, требования к используемым материалам. Проанализированы формовочные пески, выпускаемые в России. Сделан вывод по применению Alphaset-процесса, основанного на применении формовочных песков, выпускаемых по ГОСТ 2138–91.

Ключевые слова: Alphaset-процесс; требования к материалам; формовочные пески.

Alphaset-process advantages, its using features, demands to using materials are considered. Moulding sands making in Russia are analyzed. Conclusion of Alphaset-process use, based on moulding sands according to GOST 2138–91 using is made.

Keywords: Alphaset-process; demands to materials; moulding sands.

Alphaset-процесс начали применять на рынке западных стран с 1982 г. [1]. За прошедшие годы эта технология завоевала международное признание, особенно за счет появления новых смол и катализаторов, которые позволили устранить неприятный запах на формовочном, заливочном и выбивном участках.

Alphaset-процесс выгодно применять в цехах с широкой номенклатурой отливок в единичном, мелкосерийном и серийном производствах, что особенно актуально в настоящее время, когда резко изменилось отношение к массовому и крупносерийному производствам.

Эта технология обладает следующими преимуществами:

1. Alphaset-процесс позволил применение техники безопочной формовки с расходом 2...3 т песка на 1 т жидкого (при изготовлении стальных отливок необходимо применение экзотермических стаканов для прибылей).

2. Доля регенерированного песка в формовочной смеси может составлять 70...90 %.

3. Alphaset признан эффективным, щадящим к окружающей среде процессом формовки и изготовления стержней, который позволяет изготовлять ответственное стальное, чугунное и цветное литье с хорошим качеством поверхности при небольших затратах труда на очистку и окончательную обработку. Таким образом, Alphaset-процессом можно заменить литье в оболочковые формы, а также, в некоторых случаях, точное литье, насколько это позволяет конструкция изделия.

4. Легкое извлечение стержня из остнастки, значительное снижение износа моделей, уменьшение загрязнения и поломок моделей позволяют организовать хранение стержневых ящиков и моделей как можно ближе к месту их использования. Таким образом, облегчается операция смены моделей и особенно при изготовлении небольших серий изделий, упрощается ведение и управление процессом формовки.

5. Alphaset-связующее разлагается термически полностью вокруг отливки, при литье бронзы, чугуна и стали, поэтому выбивка форм и стержней происходит легко.

6. Связующей системе Alphaset присущи некоторые свойства, которые не встречаются у других холодно-твердеющих смесей. Когда под воздействием расплавленного металла сразу после начала заливки формы растет температура поверхностного слоя формы, то происходит температурное затвердевание поверхностного слоя смеси. Его прочность может возрасти в 2 раза, прежде чем начнется термическое разложение связующей смолы. Благодаря такому поверхностному затвердеванию дефекты, связанные с размывом литниковой системы возникают крайне редко. Такое температурное затвердевание поверхностного слоя формы позволяет в некоторых случаях, например, при легком литье чугуна и цветных металлов не использовать противопригарные покрытия.

7. Незначительный запах при перемешивании и заполнении оснастки, ограниченная токсичность.

8. Водорастворимость связующего, что позволяет очистку смесителей водой.

9. Слабая прилипаемость к деревянной и металлической (кроме алюминия) оснастке.

10. Время хранения стержней и форм не ограничено, затвердевающая или уже затвердевшая смесь не гигроскопична.

Сравнение системы Alphaset с другими системами холодного отверждения приведено в табл. 1 [2].

Все эти преимущества можно достигать только при условии применения качественных материалов.

Для связующей Alphaset-системы важно, чтобы содержание пыли в формовочном песке было как можно ниже. В остальном система сравнительно не чувствительна в отношении свежего песка. Наилучшие значения прочности достигаются на кварцевом песке, с содержанием мелкодисперсных частиц пыли размером от 0 до 0,125 мм меньше 2 % и остатком на сетке 0,125 мм максимально 5 %. Средний размер зерен такого песка должен составлять 0,25...0,30 мм.

Однако средний размер зерна песка многих песчаных карьеров России составляет 0,20...0,22 мм, доля мелкодисперсной пыли в нем превышает 2 %, а остаток на сетке 0,125 мм выше 5 %. При работе на таком свежем песке потребность в Alphaset-смоле составляет 1,4...1,6 %, тогда как при работе на свежем песке с содержанием мелкодисперсной пыли менее 2 % потребность в смоле – 1,2...1,3 %.

Форма песчинок свежего кварцевого песка также оказывает определенное влияние на прочностные характеристики. Наилучшие результаты при Alphaset- формовке достигаются на песках с круглой и овальной поверхностью частиц. Песок с остроугольной формой песчинок имеет большую удельную площадь, что приводит к снижению прочности форм.

Формовочные пески в России в соответствии с требованиями ГОСТ 2138-91 изготовляют следующие производители:

1. Quarzwerke Gruppe:

1.1. ЗАО "Балашейские пески" (Самарская область);

1.2. ОАО "Горно-обогатительная компания "Мураевня" (Рязанская область).

Параметр	Alphaset	Отверждаемые кислотой фурановые смолы	Фенольные кислоты	Фенольно- уретановые	Алкидно- изоцианатовые	Силикатно- эфирные
Уровень запаха при смешивании	Очень низкий	Высокий	Высокий	Высокий	Умеренный	Очень низкий
Извлечение из формы	Отличное	Слабое	Слабое	Слабое/ умеренное	Отличное	Хорошее
Возможность очистки водой	Есть	Частичная	Частичная	Нет	Нет	Есть
Соотношение рабочего времени к времени извлечения, %	30	3040	50	25	25	25
Воздействие температуры песка	Умеренное	Сильное	Сильное	Умеренное	Умеренное	Умеренное
Использование различных видов песка	Дa	Нет	Нет	Нет	Дa	Нет
Срок хранения стержня/ формы	Длительный	Длительный	Длительный	Средний	Средний	Короткий
Возможность быстрого затвердевания смеси	Дa	Дa	Нет	Дa	Нет	Нет
Возможность медленного затвердевания смеси	Дa	Дa	Дa	Нет	Дa	Дa
Способность к регенера- ции	Высокая/ умеренная	Высокая	Высокая	Высокая	Высокая	Низкая

1. Сравнение	системы Alph	iset с другими	системами хо	олодного отверждения
--------------	--------------	----------------	--------------	----------------------

2. ООО "Кичигинский горно-обогатительный комбинат "Кварц" (Челябинская область).

3. Sibelco:

3.1. ОАО "Раменский ГОК" (Московская область);

3.2. ЗАО "Неболчинское карьероуправление" (Новгородская область);

3.3. ЗАО "Русская горная компания" (Новгородская область);

4. ООО "Балкум" (Нижегородская область).

5. ОАО "Лужский ГОК" (Ленинградская область).

6. ОАО "Миллеровский ГОК" (Ростовская область).

7. ОАО "Янгелевский ГОК" (Иркутская область).

8. ООО "Нерудстром" (Чувашская Республика).

9. ООО "Горностроительный холдинг" (Свердловская область).

Наиболее подходящими марками для Alphaset-системы являются марки песков, приведенные в табл. № 2.

Исходя из данных табл. 2, невозможно выбрать песок, отвечающий требованию Alphaset-системы по содержанию мелкодисперсных частиц пыли размером от 0 до 0,125 мм меньше 2 % и остатком на сетке 0,125 мм максимально 5 %. Объяснить это можно только тем, что в ГОСТ 2138–91 не прописано применение сита с ячейкой 0,125 мм, а следовательно, производство не оснащено необходимым оборудованием. Если ориентироваться на сетки с ячейками 0,1 и 0,16 мм, то ни одна из марок песка при соблюдении требования к содержанию глинистой составляющей не соответствует требованию Alphaset-системы.

Наличие пыли в свежем кварцевом песке наносит существенный вред процессу формовки. Содержание пыли (класс <0,09 мм) в свежем формовочном песке должно быть минимально возможным (<0,2 %).

2.	Характеристика	формовочных песков,	, изготовляемых	российскими	производителями
		в соответствии с тре	бованиями ГОС	T 2138–91	

Manua	Содержание		Остатки на ситах, %											Momm	Коэффи- Ср	Средний
песка (ГОСТ 2138–91)	глинистои составляю- щей, %, не более	1,6	1,0	0,63	0,4	0,315	0,2	0,16	0,1	0,063	0,05	Тазик Всего, %		мелко- сти	циент однород- ности, %	ент размер эрод- зерна, ги, % мм
1K <sub>2</sub> O <sub>2</sub> O3	0,2	I	0,12	2,82	5,12	43,28	32,28	12,3	3,06	0,86	_	l	100	49	74	0,34
2K <sub>2</sub> O <sub>2</sub> O3	0,5	_	0,2	2,4	11,54	27,8	49,54	6,04	2,22	-	_	_	100	48	77	0,30
1K <sub>2</sub> O <sub>2</sub> O25	0,2	_	0,12	0,17	7,74	17,3	55,92	9,76	6,44	0,54	0,32	_	100	53	73	0,27
2K <sub>2</sub> O <sub>2</sub> O25	0,5	_	0,10	1,38	7,62	18,82	56,22	9,24	5,52	0,76	0,06	_	100	46	74	0,28
1K <sub>2</sub> O <sub>2</sub> O2	0,2	_	_	0,46	2,10	8,06	53,92	25,47	9,37	0,42	0,04	_	100	59	79	0,22
2K <sub>2</sub> O <sub>2</sub> O2	0,5	_	_	0,46	2,07	8,99	58,98	19,04	9,60	0,40	0,06	_	100	59	75	0,23

#### ИНФОРМАЦИЯ

Сферичность	Высокая угловатость	Угловатые	Приближенные к угловатым	Приближенные к округлым	Округлые	
0,9	Ø	C	Ð	$\mathfrak{S}$	E	Высокая сферичность
0,7			Ŵ	$\bigcirc$		Сферичные
0,5		F		E		Средняя сферичность
0,3	\$	9	ß	0	6	Низкая сферичность
Угловатость	0,1	0,3	0,5	0,7	0,9	

#### Рис. 1. Классификация зерен песка по форме

Не менее вредны очень мелкие фракции песка (+0,09...0,125 мм). Удаляются они намного сложнее, чем фракции пыли, так как это требует от поставщика песка не сухой, а влажной промывки. Содержание очень мелкой фракции в свежем формовочном песке не должно превышать 2,0 %.

Обычно при Alphaset-формовке, по данным С.-J. Nybergh, за границей используют обеспыленный кварцевый песок со средним размером зерна 0,22...0,34 мм, и содержанием очень мелкой фракции менее 2,0 %. Содержание очень мелкой фракции, существенно превышающее 2,0 %, ведет к увеличению удельной площади песка, что влечет за собой повышение расхода связующих.

Применение песка со средним размером зерна, приближающегося к 0,4 мм и превышающего 0,4 мм, также приводит к ухудшению прочностных характеристик, несмотря на то, что количество пыли в таких песках меньше. Количество точек контакта между песчинками уменьшается, в результате чего уменьшается прочность формы.

Форма песчинок также оказывает влияние на качество работы Alphaset-системы на ее прочностные характеристики. Наилучшие результаты при Alphaset-формовке достигаются на песках с круглой и овальной поверхностью частиц. Песок с остроугольной формой песчинок имеет большую удельную площадь, что приводит к снижению прочности форм.



Рис. 2. Форма зерен песка, необходимого для Alphaset-системы По ГОСТ 2138–91 различают округлые, полуокруглые и угловатые зерна, причем это в наибольшей степени характеризует наличие либо отсутствие острых выступов на поверхности зерен. Более полная характеристика формы зерна включает в себя степень его сферичности и склонность к остроугольности. Различают следующую классификацию зерен песка по форме (рис. 1).

Зерна песка, отвечающие требованиям системы Alphasetпроцесса по форме, приведены на рис. 2. В последние годы Alphaset-процесс активно внедряется в литейных производствах России, которые применяют материалы не только зарубежных производителей, но и российских предприятий.

Значительный объем смол и катализаторов до 2012 г. производила фирма Уралхимпласт—Кавенаги (с 2013 г. это фирма ООО "Уралхимпласт—Хюттенес Альбертус"), которая следила за работой предприятий, использующих их продукцию. В результате анализа, проведенного этой фирмой, для получения необходимых технологических свойств смесь на основе российских песков на этих предприятиях содержит 1,8...2,0 мас. ч. смолы и 25...35 % катализатора [3]. По этой причине преимущества Alphaset-процесса снижаются, а именно:

1. Появляется значительный запах не только на участке заливки и выбивке, но и на формовке.

2. Затрудняется очистка смесителя водой.

 Затрудняется выемка полуформы или стержня из оснастки.

4. Ухудшается выбивка смеси при изготовлении отливок сложной геометрии.

 Увеличенный расход смолы и отвердителя приводит к повышению затрат на материалы, а следовательно, и на производимые отливки.

Таким образом, применение Alphaset-процесса, основываясь на его преимуществах, целесообразно только при применении материалов, отвечающих требованиям разработчиков Alphaset-системы.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Nyberg C.-J.** AlpHaset процесс и его использование в России // Литейщик России. 2002. № 3.

2. Григорьев А.Г., Юрков И.И. Система связующих альфа-сет. Фенольная No-Bake система с эфирным отверждением // ИТБ "Литье Украины". 2008. № 12 (100).

3. Жуковский С.С. Технологические показатели синтетических связующих, производимых предприятием "Уралхимпласт-Кавенаги" // Литейщик России. 2007. № 4, 5.

Виктор Алексеевич Кукарцев, sarabernar777@mail.ru

## К 80-летию со дня рождения заслуженного деятеля науки и техники РФ, доктора технических наук, профессора Сергея Петровича Яковлева (1934–2010)

Сергей Петрович Яковлев родился в г. Ростов-на-Дону в семье служащих.

С 1963 г. С.П. Яковлев работал в Тульском государственном университете ассистентом, старшим преподавателем, доцентом, профессором, заведующим кафедрой технологии штамповочного производства, проректором по научной работе, заведующим кафедрой "Механика пластического формоизменения".

Успешно сочетая педагогическую, научную и общественную деятельность, Сергей Петрович Яковлев в 1972 г. защитил докторскую диссертацию, а в 1973 г. утвержден в ученом звании профессора.

Профессор С.П. Яковлев – крупный специалист в области теории процессов об-

работки металлов давлением и технологии кузнечно-штамповочного производства. Им опубликовано 20 монографий и учебных пособий, справочник, более 350 научных статей, получено 13 авторских свидетельств на изобретения.

На протяжении 16 лет Сергей Петрович Яковлев осуществлял научное руководство отраслевой научно-исследовательской лабораторией. Научные исследования, проведенные под руководством С.П. Яковлева и внедренные в производство, дали большой экономический эффект.

Сергей Петрович Яковлев являлся руководителем научной школы "Теория и технология формоизменения изотропных и анизотропных упрочняющихся материалов при различных термомеханических режимах в процессах обработки давлением". По научному направлению С.П. Яковлева с 1968 г. началась подготовка кадров высшей квалификации. Под его научным руководством и при его консультациях выполнили и защитили кандидатские диссертации более 100 человек, докторские диссертации — 35 человек.

В течение 8 лет профессор Сергей Петрович Яковлев работал проректором по научной работе, где наиболее полно проявились его организаторские и деловые качества.

По результатам научно-исследовательской работы С.П. Яковлев трижды удостоен звания лауреата премии



им. С.И. Мосина (1976, 2002 и 2006 гг.) в области разработок военной техники, технологии и оборудования, имеющих двойное применение.

В 1982 г. профессору Сергею Петровичу Яковлеву присуждена премия Совета Министров СССР за создание и внедрение новых технологических процессов и специального оборудования в области машиностроения, в 1998 г. – Государственная премия РФ в области науки и техники за разработку научных основ и ресурсосберегающих процессов деформирования при изготовлении изделия машиностроения с высокими техническими требованиями, в 2006 г. – премия Правительства Российской Федерации в области науки и техники

за разработку комплекса технологий и научное обеспечение производственных процессов пластического формообразования особо ответственных деталей машиностроения из высокопрочных анизотропных материалов.

За большие достижения в области развития экономики России С.П. Яковлев удостоен звания лауреата премии имени А.Н. Косыгина Российского Союза товаропроизводителей (2005 г.) и премии Тульской области в области науки и техники имени академика Б.С. Стечкина (2006 г.).

За достигнутые успехи в развитии науки и техники, подготовку научных и инженерных кадров С.П. Яковлев удостоен почетного звания "Заслуженный деятель науки и техники РСФСР" (1990 г.) и награжден медалью "Ветеран труда" (1984 г.), орденом Почета (2000 г.), медалью "300 лет Российскому флоту" (1996 г.), нагрудным знаком "Почетный работник высшего профессионального образования Российской Федерации" (2003 г.), почетным знаком "За заслуги перед университетом" (2006 г.), юбилейной медалью за большой вклад в развитие космонавтики "50 лет космической эры" (2007 г.).

Научная школа С.П. Яковлева успешно продолжает его дело.

ООО "Издательство Машиностроение", 107076, Москва, Стромынский пер., 4 Учредитель ООО "Издательство Машиностроение". E-mail: zpm@mashin.ru Телефоны редакции журнала: (499) 268-47-19, 268-36-54, 268-69-19. http://www.mashin.ru Дизайнер Подживотов К.Ю. Технический редактор Жиркина С.А. Корректоры Сажина Л.И., Сонюшкина Л.Е. Сдано в набор 13.01.2014 г. Подписано в печать 26.02.2014 г. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена. Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ОООО "Издательство Машиностроение". Отпечатано в ООО "Белый ветер". 115407, Москва, Нагатинская наб., д. 54, пом. 4.