ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)

№ 7 июль 2013

Председатель редакционного совета и Главный редактор
СЕМЁНОВ Е.И.

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

Зам. Главного редактора
СЕРИКОВА Е.А.

Редакционный совет:
БЕЛЯКОВ А.И.
БЛАНТЕР М.С.
БОГАТОВ А.А.
БОКОВ А.А.
ГАРИБОВ Г.С.
ГРОМОВ В.Е.
ГУН И.Г.
ЕВСЮКОВ С.А.
ЕРШОВ М.Ю.
КАСАТКИН Н.И.
КИДАЛОВ Н.А.
КОРОТЧЕНКО А.Ю.
КОШЕЛЕВ О.С.
КРУК А.Т.
МОРОЗ Б.С.
МУРАТОВ В.С.
НАЗАРЯН Э.А.
ОВЧИННИКОВ В.В.
ПАСЕЧНИК Н.В.
ПОВАРОВА К.Б.
ПОЛЕТАЕВ В.А.
СЕМЁНОВ Б.И.
СУБИЧ В.Н.
ТРЕГУБОВ В.И.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А.
ШЕРКУНОВ В.Г.
ШЕСТАКОВ Н.А.
ШПУНЬКИН Н.Ф.
ЯКОВЛЕВ С.С.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М.
БАСТ Ю.
ТУТМАН Т.
ЭРКСЛЕБЕН С.

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

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

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

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

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Беляков А.И. Производство и контроль качества железного порошка-сырца 3
Безъязычный В.Ф., Виноградова О.В., Гладков В.А., Серебряков С.П., Шатульский А.А., Шишкин В.Н. Использование ранговых оценок качества стержневой массы охлаждаемых лопаток турбин при оптимизации ее состава . . . 7
Лебедев В.А., Плющ Д.В. Обеспечение технологической надежности сварочного оборудования 11

Кузнечно-штамповочное производство

Соков В.И., Крук А.Т., Соков И.И. Определение силы удара поршня в крышку уравновешивателя при обрыве штока 15
Вяткин А.Г., Матвеев С.В. Точность осадки при штамповке на винтовом прессе 22
Кочетков А.В. Технологические роботы для силовых операций: гибка с растяжением деталей авиастроения 26

Прокатно-волочильное производство

Арюлин С.Б., Халипов И.В. Получение многослойных композиционных материалов методом горячей прокатки 31
Харитонов В.А., Таранин И.В. Моделирование продольной прокатки в калибрах с дополнительными сдвиговыми деформациями 36

Материаловедение и новые материалы

Иванов Ю.Ф., Громов В.Е., Райков С.В., Петрикова Е.А., Тересов А.Д., Филимонов С.Ю., Соскова Н.А. Комбинированная обработка поверхности металлов и сплавов электровзрывным легированием и облучением высокоинтенсивным электронным пучком 39
Титова Ю.В., Шиганова Л.А., Майдан Д.А., Бичуров Г.В. Получение наноструктурированного порошка нитрида алюминия по азидной технологии самораспространяющегося высокотемпературного синтеза 44

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", 2013

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Forging and stamping, foundry and others productions)

№ 7 July 2013

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.
BOKOV 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.
KOSHELEV O.S.
CRUCK A.T.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
OVCHINNIKOV V.V.
PASECHNIK N.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
SUBICH V.N.
TREGUBOV V.I.
SHATULSKY A.A.
SHERKUNOV V.G.
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

Casting and Welding Productions

Belyakov A.I. Production and quality control of iron powder raw 3
Bezyazychny V.F., Vinogradova O.V., Gladkov V.A., Serebryakov S.P., Shatul'sky A.A., Shishkin V.N. Rank estimations of core material quality of cooled blades in turbines by optimization of its chemical composition. 7
Lebedev V.A., Plyushch D.V. Providing of technological reliability of welding equipment 11

Forging and Stamping Productions

Sokov V.I., Kruk A.T., Sokov I.I. Determination of impact force of piston in cover of counter balancer at rod breakage 15
Vyatkin A.G., Matveev S.V. Accuracy of upsetting in stamping on screw press . . . 22
Kochetkov A.V. Technological robots for power operations: bending with stretching of aircraft engineering details. 26

Rolling and Drawing Productions

Aryulin S.B., Halipov I.V. Preparation of multilayer composite materials by hot rolling 31
Kharitonov V.A., Taranin I.V. Simulation of longitudinal rolling in calibers with additional shear deformations. 36

Physical Metallurgy and New Materials

Ivanov Yu.F., Gromov V.E., Raykov S.V., Petrikova E.A., Teresov A.D., Filimonov S.Yu., Soskova N.A. Combined method of metals and alloys surface treatment uniting electroexplosive alloying and high intensive electron beam irradiation 39
Titova Yu.V., Shiganova L.A., Maydan D.A., Bichurov G.V. Obtaining of nanostructured aluminum nitride powder by azide technology of self-propagating high-temperature synthesis 44

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

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

© "Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2013

УДК 621.74

А.И. Беляков *(ООО "МеталЛитМаш", г. Коломна)*

Производство и контроль качества железного порошка-сырца*

Исследовано влияние химического состава на содержание кислорода в железном порошке-сырце. Приведена диаграмма оптимального содержания кислорода в порошке-сырце в зависимости от содержания углерода. Показана возможность применения термографического анализа для определения химического состава железного порошка-сырца.

Ключевые слова: порошок-сырец; химический состав; термографический анализ; углерод; марганец; углеродный эквивалент.

Influence of chemical composition on the content of oxygen in iron powder raw is studied. The diagram of the optimum content of oxygen is provided in powder raw depending on the content of carbon is presented. Possibility of using of thermographic analysis for definition of chemical composition of iron powder raw is shown.

Keywords: powder raw; chemical composition; thermographic analysis; carbon; manganese; carbon equivalent.

Порошковая металлургия занимает особое место в машиностроении, так как позволяет получать изделия различных форм и назначений, а также создавать принципиально новые материалы, которые получить другим путем очень трудно или невозможно. Обладая заданными, уникальными свойствами, они могут существенно повысить экономические показатели производства.

Основные области применения порошков – производство порошковых изделий в таких областях, как автомобильная промышленность и транспортное машиностроение, изготовление бытовых приборов и электронной аппаратуры, инструмента и технологической оснастки, труб и арматуры; строительное, горно-шахтное и сельскохозяйственное машиностроение.

В порошковой металлургии коэффициент использования исходного материала составляет, как правило, около 100 %.

Методы получения металлических порошков могут быть разделены на химические, при которых металлический порошок получают в результате химической реакции, и механические, сущность которых состоит в измельчении различными способами исходного материала. От метода получения порошков в значительной степени зависит их себестоимость.

В ООО "ССМ-Тяжмаш" (г. Череповец) организовано и освоено производство железного порошка для изготовления материалов и изделий практически всех групп сложности в широком диапазоне плотностей, а также электротехнического назначения (изделия сложных форм, конструкционные, фрикционные, антифрикционные, фильтровые и т.д.).

На предприятии порошки получают механическим методом.

В качестве шихтовых материалов используют следующие материалы: чугун передельный П2, полупродукт углеродистый, окалину, концентрат плавиково-шпатовый, известь цирконовую. Плавку ведут в дуговой печи ДСП-3. Расплавленный металл подвергают распылению струей воды под давлением 400...1500 кПа. Распыление и грануляция жидких металлов является наиболее простым и дешевым способом изготовления порошков металлов с температурой плавления до 1600 °С.

Известно, что качество порошка-сырца зависит от массовой доли элементов, а также от содержания в нем кислорода. При получении порошка-сырца обычного качества массовая доля элементов составля-

* В работе принимали участие инженеры В.М. Галяткин, Т.В. Чеснокова.

ет, % мас.: 2,2...3,0 C; 0,05...0,10 Si; <0,15 Mn; <0,02 S; <0,02...0,03 P; 4,0...6,0 O_2, а порошка-сырца особой чистоты: 2,5...2,8 C; <0,03 Si; <0,08 Mn; <0,01 S; <0,015 P; 4,5...5,0 O_2.

Поэтому в работе исследовали влияние химического состава порошка на оптимальное содержание кислорода в порошке-сырце и возможности регулирования содержания кислорода в зависимости от содержания значимых элементов. Исследования проводили в ООО "ССМ-Тяжмаш" в литейном цехе изложниц.

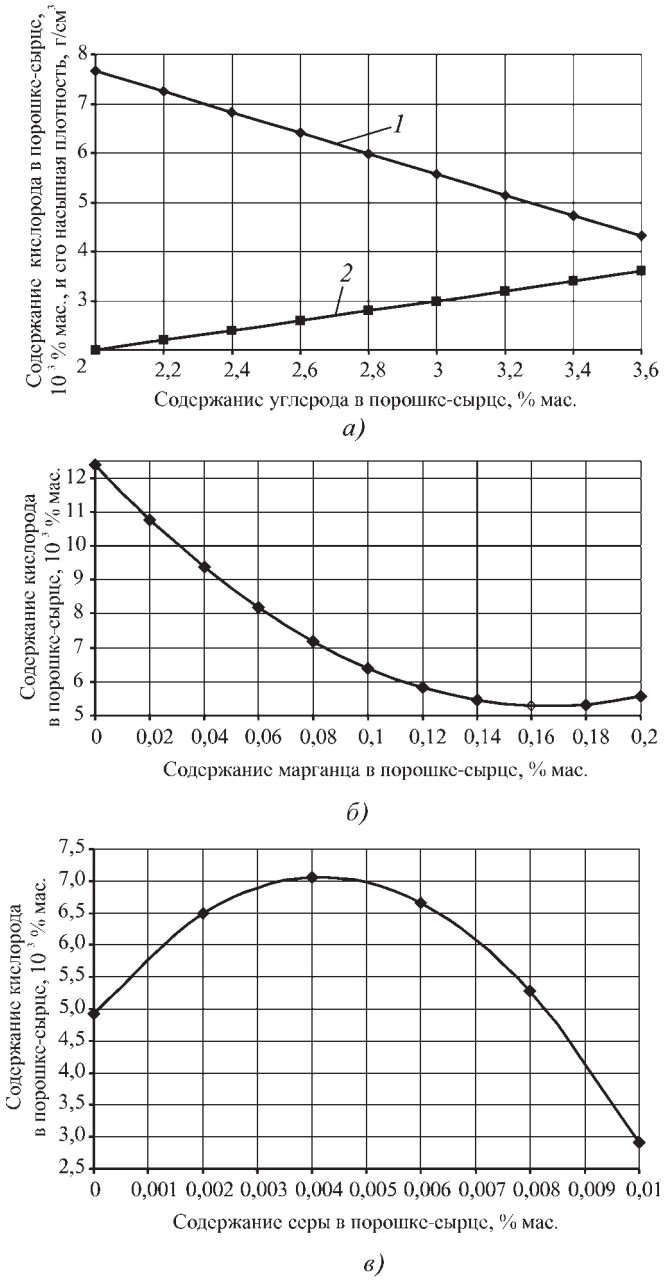


Рис. 1. Влияние углерода (*а*) на насыпную плотность, марганца (*б*) и серы (*в*) на содержание кислорода в порошке-сырце:
1 – содержание кислорода; *2* – насыпная плотность

Степень и характер влияния химического состава на содержание кислорода и насыпную плотность порошка-сырца определяли методом корреляционно-регрессионного анализа с использованием программы STATISTICA 6.0. В процессе исследований было проведено около 150 плавок по получению порошка-сырца, содержание элементов изменялось в следующих пределах, % мас.: 2,50...4,38 C; 0,002...0,52 Si; 0,016...0,80 Mn; 0,005...0,065 P; 0,002...0,040 S.

С помощью математического пакета были получены математические модели, устанавливающие взаимосвязь между химическим составом, содержанием кислорода и насыпной плотностью порошка-сырца:

содержание кислорода в порошке-сырце, % мас.:

$$\begin{aligned} O_2 &= 7{,}241 - 1{,}582\,C\,(1 + 37{,}9\,Si) + \\ &+ 468{,}835\,P\,(1 + 28{,}3P) - \\ &- 10215{,}15\,S\,(11{,}971\,S - Mn) - \\ &- 53{,}21Mn\,(105{,}87\,P - 4{,}824\,Mn + 1) + \\ &+ 0{,}558\,C + 185\,Si; \\ R &= 0{,}751; \quad \Delta O_2 = \pm 0{,}65\ \%\ \text{мас.}; \end{aligned} \tag{1}$$

насыпная плотность порошка-сырца, г/см^3:

$$\begin{aligned} \rho &= 4{,}145 - 43{,}56\,Si\,(1 + 3{,}39\,Si) - 0{,}155\,C - \\ &- 31{,}21\,S + 32{,}623\,P\,(5{,}833\,Mn - 1) - \\ &- 0{,}071C\,(C - 363{,}253\,Si) - 76{,}767\,Si \cdot Mn; \\ R &= 0{,}853; \quad \Delta\rho = \pm 0{,}11\ \text{г/см}^3. \end{aligned} \tag{2}$$

Анализ полученных математических зависимостей (1) и построенных по ним графиков (рис. 1) показал, что увеличение содержания углерода, марганца и серы от 2,0 до 2,8 %; от 0 до 0,18 % и от 0,004 до 0,010 % соответственно в порошке-сырце приводит к снижению содержания кислорода (см. рис. 1, *а*, *б*).

Это можно объяснить тем, что при распылении расплава чугуна часть углерода, соединяясь с кислородом, образуя CO_2, удаляется из расплава, снижая его в порошке-сырце. Как известно, к общепринятым раскислителям железа относится марганец, сродство которого к кислороду значительно больше, чем у железа (рис. 2). Степень сродства к кислороду заметно увеличивается с повышением концентрации данного элемента. Следовательно, чем выше концентрация того или иного элемента, тем больше его сродство к кислороду и тем сильнее этот элемент будет окисляться.

В процессе подготовки расплава для порошка-сырца проводят рафинирование с применением кислорода. После полного расплавления чугуна и достижения температуры 1320...1380 °С осуществляют скачивание шлака периода расплавления и наведение шлака пе-

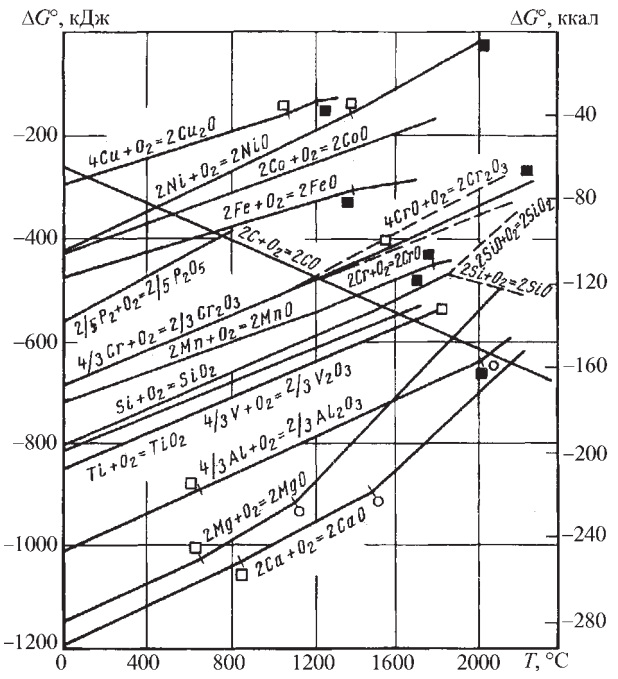


Рис. 2. Температурные функции Δ*G*° образования оксидов

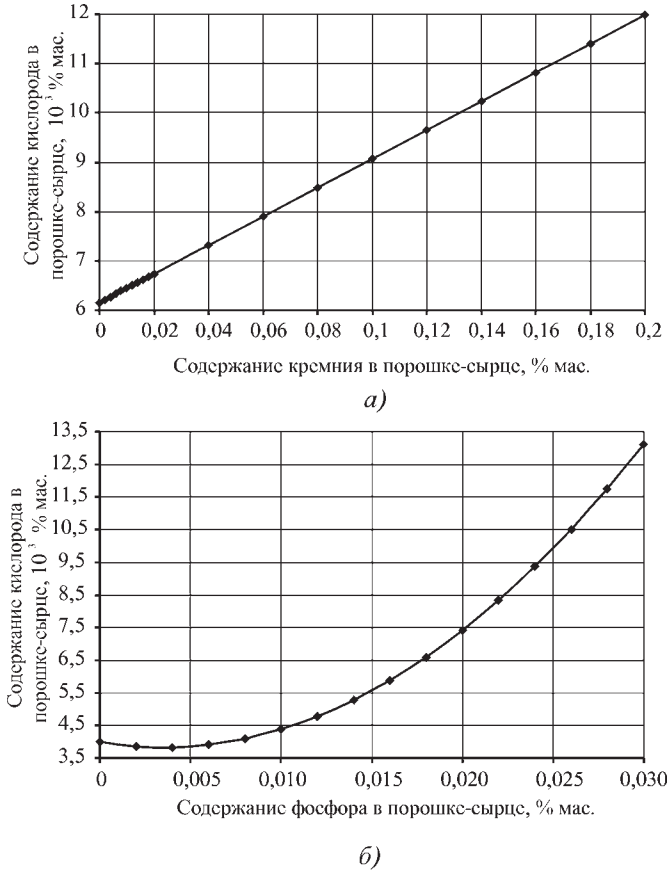


Рис. 3. Влияние кремния (*а*) и фосфора (*б*) на содержание кислорода в порошке-сырце

риода окисления путем ввода извести и плавиково-шпатового концентрата.

При достижении расплавом температуры 1170...1230 °С начинают продувку кислородом в течение 40...45 мин. Поэтому при воздействии струей кислорода на расплав термодинамически возможна реакция окисления серы и переход ее в газовую фазу и, как следствие, уменьшение кислорода в порошке-сырце.

Увеличение содержания кремния от 0 до 0,2 % и фосфора от 0 до 0,03 % ведет к возрастанию содержания кислорода в порошке-сырце (рис. 3), поскольку кремний также является раскислителем, как и марганец. Поэтому, окисляясь при распылении, он не успевает уйти из расплава, оставаясь при этом в порошке.

Анализ уравнения (2) и графика (см. рис. 1, *а*) показал, что на насыпную плотность порошка-сырца влияет в основном углерод. С увеличением содержания углерода от 2,0 до 3,6 % насыпная плотность по-

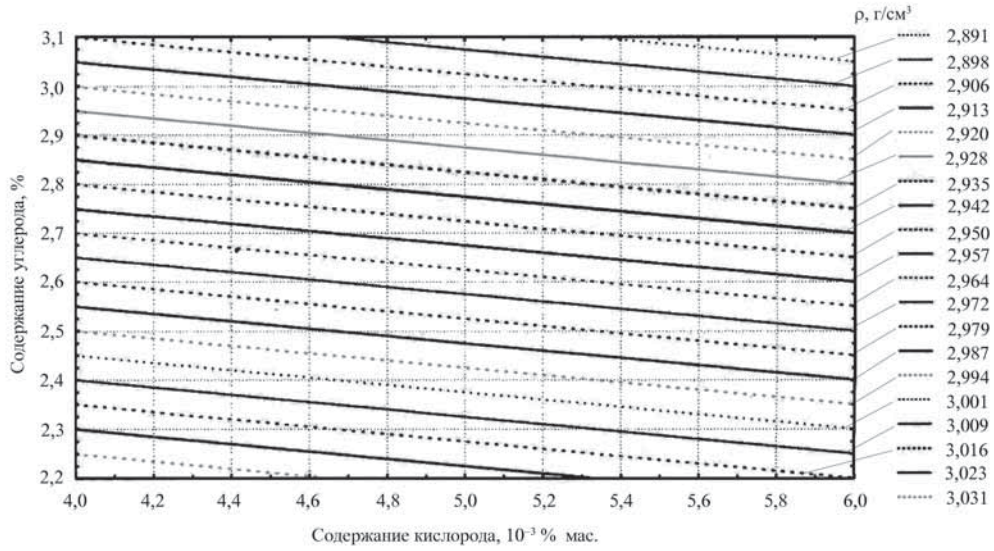


Рис. 4. Диаграмма зависимости содержания кислорода от углерода и плотности порошка-сырца

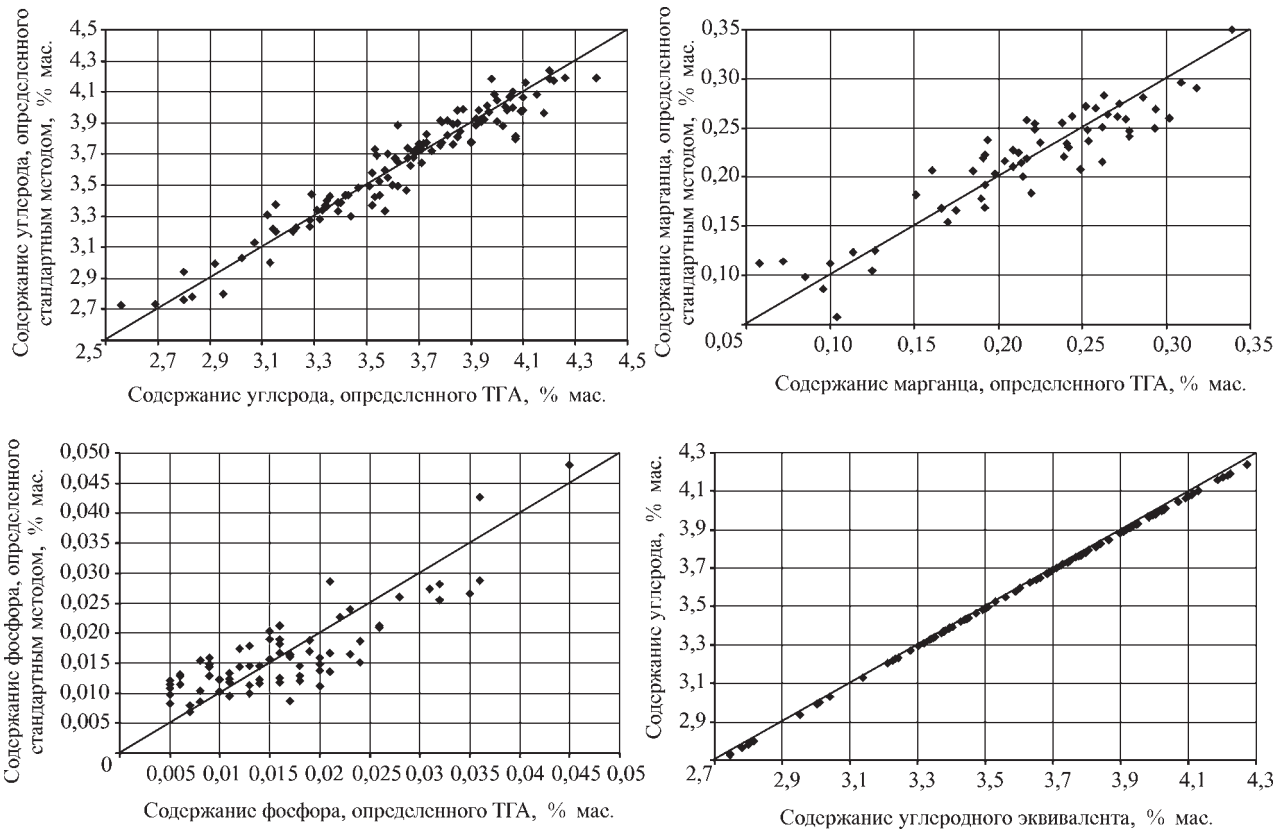


Рис. 5. Результаты исследований по определению химического состава расплава порошка-сырца методом ТГА

рошка-сырца повышается от 2,0 до 3,6 г/см^3. Остальные элементы – кремний, марганец, фосфор и сера порошка-сырца в изученных пределах влияют незначительно.

По результатам анализа уравнения (1), графиков (см. рис. 1) и производственной практики получили, что оптимальное содержание кислорода в порошке-сырце можно регулировать всеми элементами состава, а также режимами ведения плавки. Оптимальная массовая доля кислорода в порошке-сырце должна находиться в области данных (в зависимости от массовой доли углерода, плотности порошка), указанной на диаграмме (рис. 4).

Производственный опыт ООО "ССМ-Тяжмаш" показал, что для оперативного контроля химического состава чугуна оптимальным является метод *термографического анализа* (ТГА) "ЛИТИС" [1]. Было проанализировано более 150 плавок порошка-сырца.

Установлено, что метод ТГА можно применять только для контроля углерода, марганца, фосфора и углеродного эквивалента (рис. 5). Определение кремния (0,05...0,10 %) и серы (0,015...0,020 %) методом ТГА в изучаемых пределах невозможно, так как точность измерения сопоставима с интервалом исследования. Поэтому содержание кремния и серы косвенно можно определить по углеродному эквиваленту.

На рис. 5 приведена зависимость между углеродным эквивалентом и углеродом в расплаве чугуна или стали. Если углеродный эквивалент будет значительно отклоняться от показаний по углероду в пределах ±0,05 %, то в расплаве порошка-сырца содержится повышенное содержание кремния, фосфора или марганца.

Заключение. Получены математические уравнения, позволяющие оптимизировать содержание кислорода и насыпную плотность порошка-сырца в зависимости от состава порошка. Выявлено, что наиболее оперативным и надежным методом определения углерода, марганца, фосфора и особенно углеродного эквивалента в жидком расплаве является способ термографического анализа "ЛИТИС", который хорошо себя зарекомендовал в ООО "ССМ-Тяжмаш".

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Производство** отливок из высокопрочного чугуна с шаровидным графитом / А.И. Беляков, А.А. Жуков, В. Маццарелли, А.А. Беляков; под ред. А.И. Белякова. М.: Машиностроение, 2010. 712 с.

Алексей Иванович Беляков, канд. техн. наук,
bai49@mail.ru

УДК 621.438

В.Ф. Безъязычный, О.В. Виноградова, В.А. Гладков, С.П. Серебряков, А.А. Шатульский, В.Н. Шишкин
(Рыбинский государственный авиационный технический университет им. П.А. Соловьёва)

Использование ранговых оценок качества стержневой массы охлаждаемых лопаток турбин при оптимизации ее состава

Предложен метод оптимизации стержневой массы охлаждаемых лопаток газовых турбин на основе регрессионного обобщения эвристических, ранговых оценок качества различных вариантов керамического материала. Показано, что создатель и исследователь этого сплава, ранжируя его варианты, получает непротиворечивые, согласованные между собой обобщенные зависимости размытых характеристик качества от химического состава материала. Это позволяет решать целый класс экстремальных задач не на психофизическом, а на количественном уровне.

Ключевые слова: керамические стержневые массы; ранговые оценки; охлаждаемые лопатки турбин; главные компоненты.

The method for optimization of core material of cooled blades in gas turbines on basis regression generalisation of the heuristic, rank estimations of different options of ceramic material is offered. It is shown that the founder and the researcher of this alloy ranging its options, receives the consistent, generalised dependences of bleed characteristics of quality coordinated among themselves on material chemical composition. It allows to solve the whole class of extreme problems not on psychophysical, and at quantitative level.

Keywords: core ceramic materials; rank estimations; gas turbines cooled blades; main components.

Задача повышения качества стержневой массы является задачей с размытыми целями. Обычно используют следующие критерии оценки качества стержневой массы:

Y_1 – параметр шероховатости поверхности (*Ra*, мкм) – среднее арифметическое из абсолютных значений отклонений профиля в пределах базовой длины;

Y_2 – прочность на изгиб ($\sigma_и$, МПа), которая характеризует способность материала сопротивляться разрушению при воздействии на него внешних сил, в частности, при установке и закреплении стержня;

Y_3 – пористость (%), которая характеризует объем открытых пор и определяется путем взвешивания сухих и пропитанных водой образцов;

Y_4 – линейная усадка;

Y_5 – огнеупорность;

Y_6 – удаляемость стержня (кислотостойкость или щелочеустойчивость).

Эти характеристики отрабатываются на стандартных образцах и не связаны непосредственно с поведением самого стержня при заливке. Особенно это касается трех последних характеристик. Усадка керамического стержня сложной формы всегда нелинейна, как и его коробление. Огнеупорность является недостаточно определенной характеристикой, выбор которой связан с требованиями технического задания. Удаляемость стержня, скорее, относится к качественным физико-химическим характеристикам, чем к четким количественным оценкам.

Выходом из этих противоречий может стать интуиция и опыт исследователя, "чувствующего" качество стержневой массы при том или ином наборе ее компонентов (эвристическое прогнозирование).

В данном случае нет смысла использовать известные методы обработки априорной информации – методы ранговой корреляции и конкордации, так как в сложной системе взаимодействующих элементов анкетирование даст противоречивые оценки с минимальным коэффициентом конкордации (степень согласия экспертов). Если, например, по 5-балльной системе для каждого варианта компонент стержневой массы поставить в соответствие оценки качества с позиций одного конкретного исследователя, то в этом случае легко оценить согласованность оценок для каждой целевой функции методом регрессионного анализа.

Степень согласованности вариантов прогноза качества определяется по коэффициенту множественной корреляции, как меры функциональной связи входных переменных с каждой ранговой целевой функцией. По величине отклонений предсказанных и заданных в таблице результатов наблюдений величин рангов можно судить о наличии ошибок и противоречий, которые легко устраняет сам исследователь. В этом состоит идея эвристической самоорганизации. Полученные уравнения связи используются для поиска компонент стержневой массы, для которых величина ранга имеет максимальное значение "5".

1. Процентное содержание стержневых масс, %

Компоненты шихты		Стержневая масса										
		ЭМ58-18-К8,5	Э26-12-34Г8Д4	С-074-018	М074-018	С-037-009	КЦ-1	ЭКЦ-2	ЭКЦ-3	ЭКЦ-4	ЭКЦ-4/230	"М-О"
Электрокорунд Al_2O_3	F-150	0,1*	26,0	26,0	0,1	26,0	0,1	0,1	14,0	14,0	14,0	14,0
	F-180	17,8	12,0	12,0	0,1	12,0	0,1	25,0	10,0	10,0	10,0	12,0
	F-230	0,1	34,0	33,08	70,58	35,54	0,1	0,1	30,0	0,1	20,0	27,0
	F-360	50,0	0,1	0,1	0,1	0,1	48,5	25,0	0,1	20,0	0,1	0,1
	F-800	8,4	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	6,54	6,5	6,5	6,0
Глинозем Al_2O_3		0,1	8,0	8,0	8,0	8,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
Концентрат дистенсиллиманита КДСП		0,1	4,0	4,0	4,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
Кварц молотый пылевидный SiO_2		8,4	0,1	0,1	0,1	2,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
Кварц плавленый SiO_2		0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	18,5	18,0	8,0	18,0	18,0	10,0
Двуоксид циркония ZrO_2		0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	14,0	14,0	14,0	14,0	14,0	14,0
Двуоксид титана TiO_2		0,1	0,1	0,74	0,74	0,37	0,1	0,1	0,37	0,1	0,1	0,1
Оксид магния MgO		0,1	0,1	0,18	0,18	0,09	0,1	0,1	0,09	0,1	0,1	0,1
Пластификатор	ППэ2,5	0,1	16,0	16,0	16,5	16,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
	ППэ5	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	18,0	17,0	17,5	17,5	17,0
	ППэ10	15,4	0,1	0,1	0,1	0,1	19,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1

*Значение 0,1 соответствует отсутствию данного фактора в стержневой массе.

В табл. 1 приведено процентное содержание 15 компонент (X_1–X_{15}) 11 вариантов стержневых масс, применяемых в производстве лопаток. Основу стержневой массы составляет электрокорунд различной зернистости, а в виде добавок используют оксид кремния, двуоксид титана, оксид магния, пылевидный кварц и др.

Сложность априорного ранжирования состоит в том, что особую роль в данной задаче играет эффект взаимодействия элементов керамической массы. Применение порошкового электрокорунда крупных фракций не позволяет получить малую шероховатость. Использование двуоксида кремния не позволяет получить огнеупорность. Применение в составе шихты микропорошков обязательно увеличит усадку массы при обжиге и т.д.

Тем не менее, попытаемся сформировать матрицу рангов (табл. 2) и получить соответствующие уравнения регрессии.

Для сокращения числа варьируемых параметров матрицу X (см. табл. 1) преобразуем в матрицу главных компонент $U = F\,X$ (табл. 3), где F – матрица собственных векторов. Такое преобразование позволило сократить входное описание более чем в 2 раза с 15 до 7 факторов.

По данным табл. 2 и 3 методом случайного поиска с адаптацией получены следующие уравнения связи [1]:

$$Y_1 = 3{,}223371 - 0{,}3672237\,U_6 + 0{,}4921703\,U_1U_2 + 0{,}6971432\,U_1U_4 + 0{,}5765671\,U_2U_5 - 0{,}1650076\,U_3U_6,$$
$$S_R = 0{,}443,\ R = 0{,}952;$$

$$Y_2 = 3{,}954933 + 1{,}052922\,U_1 + 0{,}1931508\,U_2 - 0{,}8329163\,U_6 + 3{,}321241\,U_2U_5 - 1{,}024495\,U_2U_6,$$
$$S_R = 0{,}829,\quad R = 0{,}891;$$

$$Y_3 = 4{,}27363 + 0{,}5512868\,U_1 - 0{,}3705567\,U_1U_2 + 0{,}2802235\,U_1U_7 + 0{,}506362\,U_2U_3 - 0{,}3341196\,U_2U_4,$$
$$S_R = 0{,}735,\ R = 0{,}804;$$

$$Y_4 = 2{,}994337 - 0{,}4347322\,U_3 + 1{,}554522\,U_4U_5 + 0{,}6985693\,U_4U_6 + 1{,}804972\,U_5U_7 - 0{,}3113477\,U_6U_7,$$
$$S_R = 0{,}337,\ R = 0{,}970;$$

2. Ранговые оценки по шести критериям качества стержневой массы

Стержневая масса	Параметр шероховатости *Ra*	Прочность на изгиб	Пористость	Линейная усадка	Огнеупорность	Удаляемость
	Y_1	Y_2	Y_3	Y_4	Y_5	Y_6
ЭМ58-18-К8,5	5	5	4	5	2	4
Э26-12-34Г8Д4	2	2	4	3	3	4
С-074-018	2	5	5	3	2	4
М074-018	3	5	5	2	2	4
С-037-009	3	4	4	4	3	4
КЦ-1	5	4	3	2	3	3
ЭКЦ-2	3	4	3	2	4	4
ЭКЦ-3	4	2	3	2	4	4
ЭКЦ-4	4	2	3	2	3	4
ЭКЦ-4-230	3	2	3	3	3	3
"М-О"	3	4	5	3	4,5	3

3. Главные компоненты процентного содержания стержневых масс

Стержневая масса	U_1	U_2	U_3	U_4	U_5	U_6	U_7
ЭМ58-18-К8,5	2,68751	0,96351	0,28947	0,29337	–1,76547	–2,13372	–1,30771
Э26-12-34Г8Д4	–0,26977	–0,17608	0,06765	0,69968	–1,15567	3,37605	0,09294
С-074-018	0,50678	–0,65173	–0,41870	0,47714	–0,21356	3,45714	0,67419
М074-018	0,64517	1,24842	1,02470	–0,00964	1,90323	3,72281	–0,14280
С-037-009	0,05451	–0,46817	–0,33496	–1,37440	–1,16710	2,60731	–0,30439
КЦ-1	0,00631	–0,68084	3,50728	–0,16477	0,24561	–1,99888	0,22179
ЭКЦ-2	–1,48015	1,05677	–0,30826	–0,19237	–0,80724	–2,09899	2,09611
ЭКЦ-3	–1,56918	0,00437	–0,91508	–0,17972	0,82889	–0,80503	–0,76952
ЭКЦ-4	–1,75840	–0,56318	–0,26275	0,45876	0,09461	–1,87682	–0,09100
ЭКЦ-4/230	–2,09723	–0,25114	–0,57141	0,14674	0,55145	–1,32433	–0,45281
"М-О"	–1,80532	0,09314	–0,83545	–0,05914	0,39337	–0,96502	–0,57929

$$Y_5 = 2{,}953041 - 0{,}2658138\,U_1 - 1{,}49859\,U_2 U_3 - 0{,}1363448 U_2 U_7 + 1{,}779344\,U_3 U_4 + 0{,}341802\,U_3 U_6,$$

$$S_R = 0{,}404, \quad R = 0{,}942;$$

$$Y_6 = 4{,}163045 + 0{,}3843717 U_1 - 0{,}09194238\,U_4 + 0{,}3081213 U_1 U_5 - 0{,}5886801 U_3 U_5 + 0{,}09552877\,U_3 U_6,$$

$$S_R = 0{,}394, \quad R = 0{,}803,$$

где S_R – стандартное отклонение относительно уравнения регрессии; R – коэффициент множественной корреляции.

Следует отметить, что получены очень высокие значения коэффициентов множественной корреляции для всех шести целевых функций. Это означает, что все ранговые оценки согласуются между собой и для каждой их них получено состоятельное, эффективное и несмещенное уравнение регрессии, которые позволяют решать экстремальные задачи – получение одновременно для всех характеристик высокого балла или повышение части из них.

В качестве базового (начального) значения компонент входных переменных U_1–U_7 выберем вариант смеси, соответствующий строке № 11 (см. табл. 3).

Методом случайного поиска с направляющим конусом найдем максимум функционала:

$$Q = 1/(1+(Y_1-5))/(1+(Y_2-5))/(1+(Y_3-5))/(1+(Y_4-5))/(1+(Y_5-5))/(1+(Y_6-5)).$$

В результате поиска получим следующие компоненты стержневой массы:

U_1	U_2	U_3	U_4	U_5	U_6	U_7
–0,671	0,696	–0,256	–3,171	0,779	–0,666	–1,374

Конечным результатом поиска являются баллы:

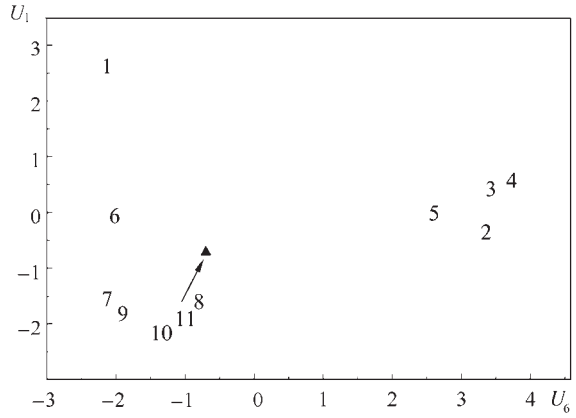
Y_1	Y_2	Y_3	Y_4	Y_5	Y_6
5	5	4,98	5	5	4,17

Значения процентного содержания элементов состава стержневой массы, полученные путем обратного восстановления:

X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	X_6	X_7	X_8	X_9	X_{10}	X_{11}	X_{12}	X_{13}	X_{14}	X_{15}
4,46	7,41	53,06	0,49	3,35	2,09	0	3,17	5	10,7	0,5	0,1	3,5	10,4	2,5

Анализ полученного варианта показал, что он является перспективным для дальнейшей работы с керамическими материалами.

На рисунке в пространстве двух главных компонент приведено распределение вариантов керамической массы (см. табл. 3). Треугольником указан полученный вариант при поиске. Градиент поиска направлен внутрь статистических данных. Это означает, что приемлемый результат может быть получен в рамках имеющихся вариантов керамической массы.



Данные табл. 1 в пространстве главных компонент:
1–11 – номер состава стержневой смеси

В табл. 4 приведены отклонения прогнозируемых и заданных значений априорных рангов для шести уравнений регрессии.

Наибольшие отклонения соответствуют двум целевым функциям прочности на изгиб Y_2 и пористости Y_3. Однако эти характеристики имеют четкие количественные оценки: МПа и %, которые могут быть использованы в смешанном варианте оптимизации по ранговым и количественным критериям.

Замена больших отклонений Y_2 и Y_3 нулевыми значениями не привела к существенному изменению найденных закономерностей и результату поиска. Это означает, что предложенный метод самоорганизации при поиске оптимальной керамической массы является эффективным средством принятия технических решений в очень сложных и неопределенных ситуациях, но его можно применять только при наличии большего опыта работы с керамическими материалами.

4. Отклонения

Номер состава стержневой смеси	ΔY_1	ΔY_2	ΔY_3	ΔY_4	ΔY_5	ΔY_6
1	0,05	–0,20	0,14	0,08	0,07	0,05
2	0,04	–0,11	–0,14	–0,07	–0,21	–0,16
3	–0,28	0,75	–0,01	–0,18	0,38	–0,09
4	0,01	0,10	0,04	–0,17	–0,18	–0,01
5	0,34	–0,82	–0,17	–0,02	–0,20	0,02
6	–0,02	0,45	–0,03	0,13	–0,13	0,00
7	0,18	0,21	–0,07	0,03	0,14	0,10
8	0,41	–0,99	–0,75	0,08	0,08	0,31
9	0,27	–0,30	–0,14	–0,51	–0,15	0,54
10	–0,55	0,00	–0,27	0,40	–0,39	–0,24
11	–0,46	0,91	1,40	0,22	0,58	–0,53

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Безъязычный В.Ф., Шишкин В.Н., Виноградова О.В.** Квалиметрия в авиадвигателестроении. М.: Спектр, 2010. 218 с.

Вячеслав Феоктистович Безъязычный, д-р техн. наук, technology@rgata.ru;
Ольга Владимировна Виноградова, канд. техн. наук;
Владимир Александрович Гладков;
Сергей Павлович Серебряков, д-р техн. наук;
Александр Анатольевич Шатульский, д-р техн. наук;
Владимир Никифорович Шишкин, д-р техн. наук

УДК 621.791.014

В.А. Лебедев *(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины, г. Киев),*
Д.В. Плющ *(ООО "Навко-Тех", г. Киев)*

Обеспечение технологической надежности сварочного оборудования

Рассмотрена технологическая надежность сварочного оборудования для дуговой сварки плавящимся электродом, как составная часть общей надежности механизированных и автоматических систем. Показано на реальном примере, что технологическая надежность оказывает существенное влияние на качество сварного соединения, расход электродных материалов, электроэнергии, а также производительность выполнения работ по сварке и наплавке. Определены пути повышения технологической надежности механизированного и автоматизированного оборудования для дуговой сварки и наплавки плавящимся электродом.

Ключевые слова: сварка; соединение; формирование; надежность; оборудование; параметры; качество.

The technological reliability of the equipment for gas metal arc welding as part of total reliability of the mechanized and automated systems is considered. Based on the real example it is shown, that the technological reliability essentially influences on the weld quality, wire consumption, electricity and welding or surfacing performance. The ways of increasing of the technological reliability of the mechanized and automated equipment for gas metal arc welding and surfacing are determined.

Keywords: arc welding; joining; forming; reliability; equipment; parameters; quality.

Одним из важнейших технико-экономических показателей качества любого изделия является его надежность [1] (в соответствии с ГОСТ Р 53480–2009 "Надежность в технике", понятие "изделие" является общим; примерами изделия могут выступать устройства, оборудование, системы и др.). В стандартной формулировке надежность изделия рассматривается как его свойство обеспечивать установленные значения параметров функционирования при заданных условиях эксплуатации.

Обычно говорят о технической надежности изделия. При этом выделяют такие ее компоненты, как безотказность, долговечность, ремонтопригодность и сохраняемость.

Безотказность характеризуется техническим состоянием изделия (исправностью, неисправностью, работоспособностью, неработоспособностью, дефектом, повреждением и отказом).

Свойство ремонтопригодности заключается в приспособленности изделия к предупреждению и обнаружению причин отказов, повреждений и восстановлению работоспособного состояния путем проведения технического обслуживания и ремонтов.

Долговечность определяется, как свойство изделия сохранять работоспособное состояние до наступления предельного состояния при установленной системе технического обслуживания и ремонта.

Сохраняемость – это свойство изделия сохранять значение показателей безотказности, долговечности и ремонтопригодности в течение и после хранения и (или) транспортирования [2]. Все перечисленные выше компоненты надежности должны быть обеспечены для любого типа оборудования, в том числе и для автоматического сварочного оборудования.

Применительно к сварочному оборудованию высокие показатели безотказности, ремонтопригодности, долговечности и сохраняемости должны быть в основном заложены в его конструкции при изготовлении путем обеспечения высокого уровня надежности технических решений, высокого качества изготовления, контроля, испытания и доводки, а также обеспечены организацией соответствующих условий хранения и должного уровня обслуживания при эксплуатации [3].

Для стандартного сварочного оборудования, выпускаемого серийно, показатели надежности известны и должны соответствовать параметрам, изложенным в ГОСТах (например, ГОСТ 18130–79 "Полуавтоматы для дуговой сварки плавящимся электродом", ГОСТ 8213–75 "Автоматы для дуговой сварки плавящимся электродом" и т.п.).

Степень надежности сложной сварочной системы, состоящей из стандартных и нестандартных узлов, определяется в результате поузлового анализа системы. При этом, рассматривая ее как систему последовательных элементов (поскольку отказ одного элемента приводит к отказу всей системы), анализируются характеристики надежности наиболее сложного и специфичного узла. Пример такого анализа приведен в работе [4].

Целью работы является анализ одного из возможных вариантов обеспечения технологической надежности сварочного оборудования как примера составляющей его технической надежности с точки зрения обеспечения требуемого качества сварного соединения и его повторяемости от изделия к изделию.

Любое сварочное производство сопряжено с широким спектром технологических возмущений. Для процесса дуговой сварки плавящимся электродом в среде защитных газов такими возмущениями являются: избыточный зазор (постоянный или переменный), смещение электрода от линии соединения, изменение вылета и пространственного положения электрода (отклонение от нормали или заданного угла наклона), а также превышение кромок (депланация) и неодинаковая толщина металла по длине шва (последние два относятся только к стыковым швам). В целях компенсации этих возмущений необходимо вводить коррекцию параметров режима сварки, а когда этого недостаточно – использовать соответствующие конкретным условиям системы слежения, применять другие процессы и т.п.

Рассмотрим распространенный случай смещения электрода с линии стыкового шва без скоса кромок в нижнем положении при однопроходной сварке со сквозным проплавлением в среде защитных газов. Этот случай характерен для работы сварщика, оперирующего сварочной горелкой вручную, и для автоматизированной сварочной системы.

Одним из распространенных технологических приемов, компенсирующих такое смещение, является корректировка режима сварки для получения поперечного сечения шва, обеспечивающего полное сплавление кромок деталей.

Площадь поперечного сечения шва $F_ш$ равна сумме площадей поперечного сечения расплавленных основного $F_{пр}$ и наплавленного $F_н$ металла [5]:

$$F_ш = F_{пр} + F_н . \quad (1)$$

Площадь поперечного сечения наплавленного металла определяют как произведение ширины шва e, выпуклости g и коэффициента полноты валика $\mu_в$ (для данных условий $\mu_в$ обычно принимают равным 0,73) [5]:

$$F_н = e g \mu_в . \quad (2)$$

При расчетном определении теплоты, получаемой по схеме точечного быстродвижущегося источника сварочного тока при дуговой сварке, площадь проплавления $F_{пр}$ (площадь, ограниченная изотермой плавления $T_{пл}$) вычисляют по формуле [5]:

$$F_{пр} = \frac{q_п}{e c\gamma T_{пл}} , \quad (3)$$

где $c\gamma$ – объемная теплоемкость; $q_п$ – погонная энергия, которая может быть определена в виде [5]:

$$q_п = \frac{0{,}24\, I_{св} U_д \eta_д}{v_{св}} , \quad (4)$$

где $I_{св}$, $U_д$, $\eta_д$ – сварочный ток, напряжение на дуге и эффективный КПД дуги соответственно; $v_{св}$ – скорость сварки.

В то же время площадь проплавления [5]:

$$F_{пр} = \frac{\pi \psi_{пр} h_{пр}^2}{4} , \quad (5)$$

где $\psi_{пр}$ – коэффициент провара: отношение ширины шва к глубине проплавления основного металла $h_{пр}$.

Для рассматриваемого случая условно можно принять $h_{пр} = S$ (где S – толщина свариваемой кромки).

При смещении электрода от оси шва на расстояние δ для обеспечения полного сплавления кромок необходимо получить увеличенное значение площади проплавления:

$$F'_{пр} = F_{пр} + \Delta F_{пр} , \quad (6)$$

где $\Delta F_{пр}$ – приращение площади проплавления.

В этом случае из условия симметрии шва произойдет увеличение ширины шва на величину 2δ до e' (рис. 1):

$$e' = e + 2\delta . \quad (7)$$

При условии необходимости сохранения глубины проплавления новое значение коэффициента провара $\psi'_{пр}$ составит:

$$\psi'_{пр} = \frac{e'}{h_{пр}} = \frac{e + 2\delta}{h_{пр}} . \quad (8)$$

Тогда, учитывая (8), можно записать:

$$F'_{пр} = \frac{\pi \psi'_{пр} h_{пр}^2}{4} = \frac{\pi S\,(e + 2\delta)}{4} = F_{пр} + \frac{\pi S \delta}{4} . \quad (9)$$

Изменение площади поперечного сечения наплавленного металла, исходя из (7), с некоторой степенью условности, но в достаточно простом для практиче-

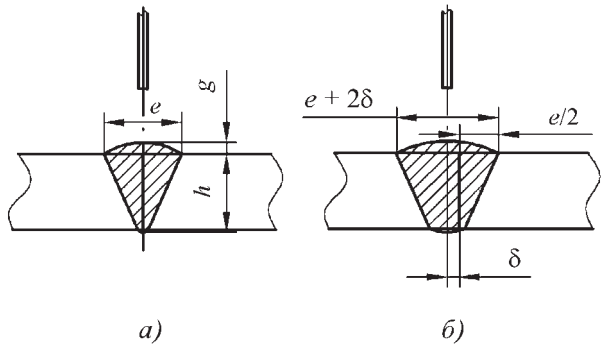


Рис. 1. Форма сварного соединения, полученного при точном ведении электрода вдоль свариваемого шва (*а*) и при смещении электрода от линии шва на величину δ (*б*)

ского применения виде можно оценить следующим образом:

$$F'_{н} = (e + 2\delta)\, g\mu_{в} = F_{н} + 2\delta g\mu_{в} = F_{н} + 1{,}46\,\delta g\,, \quad (10)$$

где e – ширина шва, получаемого для заданной толщины кромки при нулевом смещении.

Исходя из (9) и (10), можно сделать вывод, что для компенсации смещения электрода на величину δ необходимо увеличить погонную энергию на величину, достаточную для увеличения площади проплавления на $\frac{\pi S\delta}{4}$ и площади наплавки на 1,46 δg.

Чтобы изменить коэффициент проплавления требуемым для данных условий образом, необходимо увеличить напряжение на дуге $U_{д}$ [5]. Из выражений (3), (4) и (9) получаем:

$$\Delta F_{пр} = \frac{\Delta q_{п}}{ec\gamma T_{пл}} = \frac{0{,}24 I_{св}\,\Delta U_{д}\,\eta_{д}}{v_{св}\, ec\gamma T_{пл}} = \frac{\pi S\delta}{4}. \quad (11)$$

Тогда необходимое повышение напряжения $\Delta U_{д}$ может быть определено следующим образом:

$$\Delta U_{д} = \frac{\pi S\,\delta v_{св}\, ec\gamma T_{пл}}{0{,}96\, I_{св}\,\eta_{д}}. \quad (12)$$

Из известного выражения [5]:

$$F_{н} = \frac{\pi d_{э}\, v_{п}}{4 v_{св}},$$

где $d_{э}$, $v_{п}$ – диаметр электрода и скорость его подачи соответственно, и выражения (10) следует:

$$\Delta F_{н} = \frac{\pi d_{э}\,\Delta v_{п}}{4 v_{св}} = 1{,}46\,\delta g\,, \quad (13)$$

где $\Delta F_{н}$ – приращение площади поперечного сечения наплавленного металла; $\Delta v_{п}$ – изменение скорости подачи электрода.

Следовательно, для увеличения площади наплавки на требуемую для данных условий величину необходимо увеличить скорость подачи присадочной проволоки на величину:

$$\Delta v_{п} = \frac{5{,}84\,\delta g\, v_{св}}{\pi d_{э}^{2}}. \quad (14)$$

При этом за единицу времени расход сварочной проволоки возрастет на величину:

$$\frac{\Delta m_{пр}}{t} = \frac{\gamma\,\Delta v_{п}\,\pi d_{э}^{2}}{4} = 1{,}46\,\gamma\,\delta g\, v_{св}\,, \quad (15)$$

где γ – плотность электродной проволоки.

Из выражений (4) и (12) следует, что погонная энергия процесса $\Delta q_{п}$ возрастет на величину:

$$\Delta q = \frac{\pi S\, ec\gamma\, T_{пл}}{4}. \quad (16)$$

Очевидно, что компенсация отклонения электрода от стыка приведет к перерасходу материальных и энергетических ресурсов с неизбежным перегревом металла в зоне сварки-наплавки с завышенными параметрами процесса сварки.

Основная проблема, возникающая при увеличении тепловложения в основной металл, в частности при сварке низкоуглеродистых и низколегированных сталей, связана с чрезмерным ростом зерен на участке перегрева металла околошовной зоны (интервал температур от 1100...1150 °С до линии солидуса).

Крупнозернистая структура металла на этом участке перегрева может даже привести к образованию неблагоприятной видманштеттовой структуры [5]. Металл с такой структурой обладает пониженной ударной вязкостью и малой стойкостью против перехода в хрупкое состояние, сталь плохо выдерживает динамические нагрузки и непригодна для изделий более или менее ответственного назначения.

Следовательно, для получения качественного сварного соединения необходимо определить допустимую область применения данного технологического приема, исходя из допустимого диапазона скоростей охлаждения металла околошовной зоны в каждом конкретном случае (для низколегированных сталей скорость охлаждения должна быть не менее 0,8 °С/с) и допустимых пределов изменения погонной энергии.

Следует заметить, что даже просто перегретый металл конструкционно ненадежен. Существенный перегрев металла шва и околошовной зоны в ряде случаев может вести к выборке этого металла и повторному перевариванию, что также связано с лишними затратами времени, электродных материалов и энергии.

Практически аналогичная задача возникает при сварке по увеличенному зазору, который может быть следствием некачественной сборки или технологической необходимости, связанной с конструкционной кривизной изделия и др.

С достаточной степенью условности можно считать условия формирования сварного шва углового соединения в нижнем положении схожими с условиями формирования сварного шва стыкового соединения в таком же положении, а следовательно, степень влияния указанных возмущений будет такой же, как описано выше. Далее приведен пример, демонстрирующий результаты применения двух технологических приемов – сварки на завышенном режиме и сварки модулированным током.

На рис. 2 показаны сварные швы углового соединения, выполненные по повышенному зазору механизированной сваркой в среде CO_2. Сварка соединения (см. рис. 2, *в*) проведена по режиму, рекомендованному в работе А.Г. Потапьевского [6]. Шов при этом получался неравномерный с протеками сварочной ванны.

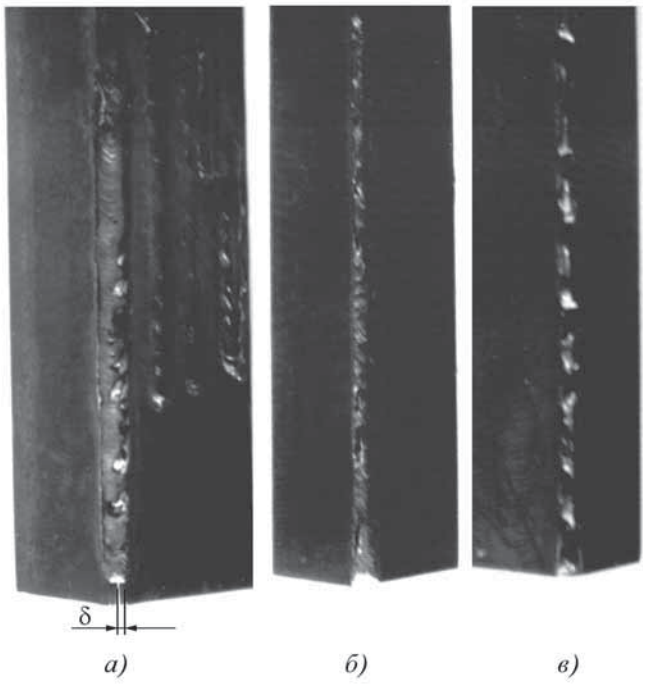


Рис. 2. Сварные швы углового соединения с зазором δ:
а – завышенный режим; *б* – заниженный режим; *в* – режим, рекомендуемый А.Г. Потапьевским

Для варианта шва, приведенного на рис. 2, *б*, параметры режима несколько занижены, использована синхронная модуляция сварочного тока и напряжения. Шов равномерен и обеспечивает перекрытие зазора. Микрошлиф этого процесса представлен на рис. 3, *а*.

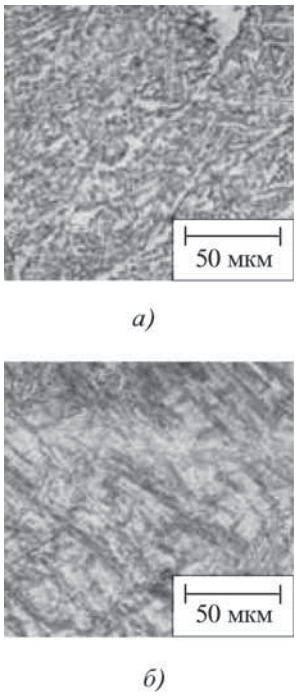


Рис. 3. Микроструктуры металла сварного шва

При завышенной корректировке режима сварки (см. рис. 2, *а*) получили полное перекрытие зазора и достаточно хороший вид шва, однако исследование микроструктуры металла шва (см. рис. 3, *б*) и механических свойств показали, что такой шов недостаточно надежен, что в данном случае обусловлено перегревом металла шва и околошовной зоны.

В качестве других технологических приемов для компенсации указанных технологических возмущений могут быть использованы: сварка с поперечными колебаниями электрода относительно линии соединения, сварка с управляемыми параметрами подачи проволоки, системы слежения коррекции положения электрода относительно линии соединения (система наведения на стык), а также улучшение технологической подготовки изделий под сварку, если это возможно.

Выбор, целесообразность и возможность применения того или иного технологического приема определяются величиной и характером возникающих возмущений, а также экономическим расчетом, оправдывающим то или иное решение. При равных условиях получения качественного сварного соединения общая надежность сварочной системы будет тем выше, чем меньше последовательных элементов она будет содержать.

Выводы

1. Технологическая надежность сварочного оборудования, в том числе механизированного, автоматического и также роботизированного, являясь составной частью его общей надежности, обусловливает качество выполнения технологических операций сварки и наплавки, оказывает существенное влияние на решение задач энерго- и ресурсосбережения.

2. Способами повышения технологической надежности сварочного оборудования являются:

- совершенствование способов подготовки изделий под сварку или наплавку, в случаях, где это достаточно эффективно;
- совершенствование сварочного оборудования;
- использование специальных технологических приемов, в том числе импульсных и модулированных режимов, обеспечиваемых введением специальных алгоритмов в работу сварочного оборудования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Шишмарев В.Ю.** Надежность технических систем: учеб. для студ. высш. учеб. заведений. М.: Издательский центр "Академия", 2010. 304 с.

2. **Острейковский В.А.** Теория надежности: учеб. для вузов. М.: Высшая школа, 2003. 463 с.

3. **Машиностроение.** Энциклопедия / ред. совет: К.В. Фролов. Оборудование для сварки. Т. IV-6 / под ред. Б.Е. Патона. М.: Машиностроение, 1999. 496 с.

4. **Лебедев В.А., Гедрович А.И.** Полуавтоматы для элетродуговой сварки плавлением. Луганск: Ноулидж, 2010. 444 с.

5. **Акулов А.И., Бельчук Г.А., Демянцевич В.П.** Технология и оборудование сварки плавлением: учеб. для студ. вузов. М.: Машиностроение, 1977. 432 с.

6. **Потапьевский А.Г.** Сварка в защитных газах плавящимся электродом. Ч. 1. Сварка в активных газах. Изд. 2-е, перераб. Киев: Экотехнология, 2007. 192 с.

Владимир Александрович Лебедев, д-р техн. наук,
lebedevvladimir@ukr.net;
Денис Валентинович Плющ

УДК 621.979.134.004

В.И. Соков, А.Т. Крук, И.И. Соков
(Воронежский государственный технический университет)

Определение силы удара поршня в крышку уравновешивателя при обрыве штока

Рассмотрены конструкции уравновешивателей и предложен метод расчета устройств, обеспечивающих безопасные условия работы уравновешивателей кривошипных горячештамповочных прессов, предусматривающих сохранение замыкающих деталей уравновешивателя, крышки и шпилек, при аварийном обрыве штока.

Ключевые слова: кривошипные горячештамповочные прессы; уравновешиватель; пневмодемпфер; амортизатор; обрыв штока; безопасность работы пресса.

The constructions of counter balancers are considered and method of calculation of devices ensuring safe conditions of operation of counter balancers of crank hot forming presses with preservation of counter balancer locking parts (covers and pins) in case of emergency rod breakage is offered.

Keywords: crank hot forming presses; counter balancer; air dash-pot; shock-absorber; breakage of rod; safety of press work.

Конструкция уравновешивателя *кривошипных горячештамповочных прессов* (КГШП), имевших на определенном этапе развития, как правило, ползун с хоботом для обеспечения направляющих ползуна большей длины и жесткое крепление штока в соединении с поршнем, предусматривала в соединении с хоботом ползуна наличие зазоров в вертикальном и горизонтальном направлениях.

Это обеспечивалось увеличенным диаметром отверстия относительно вставляемой в него шейки штока до 5 мм на диаметр, наличием комплекта сферических шайб, устанавливаемых под гайку, и обязательным обеспечением осевого зазора при наворачивании гайки на резьбовую часть штока относительно тела ползуна.

Это решение в сочетании с незначительными осевыми нагрузками, воспринимаемыми штоком уравновешивателя при работе, должны были обеспечивать надежную безаварийную работу данных узлов.

Однако в процессе эксплуатации кривошипных горячештамповочных прессов происходили случаи обрыва штоков с последующим вылетом поршней уравновешивателей за пределы цилиндров (случалось и пробивание крыши производственного помещения). Следует отметить, что при наличии растягивающих сил незначительной расчетной величины штоки уравновешивателей (при нормальной эксплуатации) обрываться не должны.

К обрыву штоков уравновешивателей, основанному на результатах исследования известных случаев обрыва штоков, имевших, как правило, боковые надиры, которые возникают при относительном смещении оси штока и оси крепежного отверстия в хоботе ползуна, что приводит к появлению изгибных напряжений, а это становится возможным в результате износа направляющих ползуна, неправильного монтажа соединения штока с ползуном или других причин. Это осложняется также и неправильным выбором марки стали для изготовления штока.

Опыт показал, что при наличии концентраторов напряжений в виде резьбы сталь 40Х (ГОСТ 4543) на изгиб работает значительно хуже, чем сталь 40ХН (ГОСТ 4543) или даже сталь 45 (ГОСТ 1051) (все известные случаи обрыва приходились на штоки уравновешивателей, изготовленные из стали 40Х).

В целях обеспечения условий безопасности в конструкцию уравновешивателя сначала были введены усиленные верхние крышки, соединяемые специальными удлиненными шпильками с нижними днищами уравновешивателей или непосредственно со станиной.

Эта конструкция должна была за счет собственной упругой податливости гасить кинетическую энергию оборвавшегося поршня и обеспечивать его удерживание в рамках полости цилиндра уравновешивателя даже ценой пластической деформации крышки и шпилек, так как исправление или изготовление новых крышки и шпилек в условиях эксплуатации, особенно тяжелых КГШП, связана с большими затратами, в том числе и времени на ремонт. Поэтому в конструкцию уравновешивателей начали вводить специальные устройства для гашения кинетической энергии оборвав-

шегося поршня, обеспечивающие минимизацию силы удара путем увеличения пути деформации.

Несмотря на то что в последних конструкциях тяжелых КГШП в связи с переходом на рамную конструкцию ползуна (без хобота), соединение штока уравновешивателя с ползуном выполняется с помощью двух взаимно перпендикулярных горизонтальных шарниров, позволяющих иметь большую относительную свободу перемещения осей штока уравновешивателя и ползуна, следуя требованиям условий безопасности и рациональной эксплуатации, становится уже обязательной установка демпфирующих устройств, обеспечивающих удерживание оборвавшегося поршня в корпусе уравновешивателя без деформации его элементов.

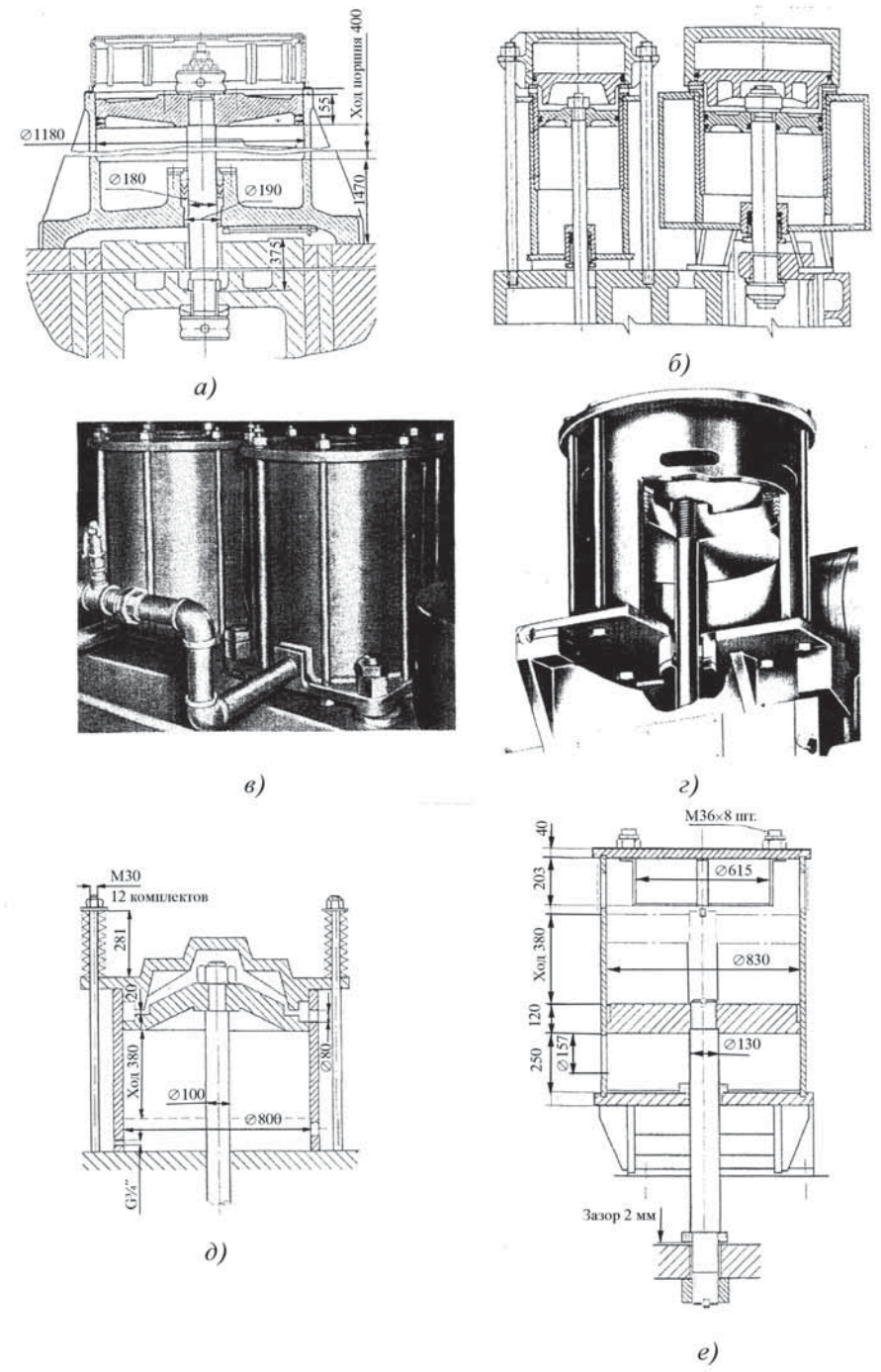


Рис. 1. Конструктивное исполнение демпфирующих устройств уравновешивателей: *а* – без демпфера, НКМЗ; *б* – с пневмодемпфером, НКМЗ; *в* – без демпфера, National Machinery; *г* – с пневмодемпфером, National Machinery; *д* – с тарельчатыми пружинами на шпильках, Šmeral; *е* – с упругим буфером на крышке, Sumitomo

Конструктивное исполнение демпфирующих устройств у разных фирм-производителей КГШП различно. Например, на Новокраматорском машиностроительном заводе (НКМЗ, Украина) сначала устанавливали на КГШП уравновешиватели вообще без защиты, предотвращающей вылет поршня (рис. 1, *а*), а затем предусмотрели на верхней части уравновешивателя пневматические буферные цилиндры, закрытые снизу специальными поршнями, закрепляемые теми же удлиненными стяжными шпильками к станине пресса (рис. 1, *б*).

Фирма National Machinery (США) сначала ограничивалась утолщенной крышкой с центральным отверстием для сапуна и удлиненными шпильками, крепящими эту крышку к основанию уравновешивателя (рис. 1, *в*).

Однако в дальнейшем на КГШП той же номинальной силы 25 МН (2500 тс) для создания демпфирующего устройства верхнюю утолщенную крышку изготовляли сплошной, без отверстий, а отверстия для сообщения поршневой полости с атмосферой (сапуны) выполнены в стенке цилиндра на некотором расстоянии от крышки (рис. 1, *г*).

При нормальной работе поршень не доходит до отверстий, а при обрыве штока эти отверстия перекрываются поршнем и в замкнутом пространстве над поршнем сжимается оставшийся там воздух, при этом одновременно сбрасывается воздух из рабочей полости в атмосферу через открывающиеся (после прохода поршня) боковые отверстия. Крышка крепится к днищу уравновешивателя восемью шпильками. Нижняя часть уравновешивателя укорочена за счет подвода трубопровода снизу через дно уравновешивателя [1].

На прессах мод. LZK 4000 KA фирмы Šmeral (Чехия) крышка урав-

новешивателя крепится удлиненными шпильками через набор тарельчатых пружин (рис. 1, *д*).

В конструкции уравновешивателей КГШП номинальной силой 160 МН (16 000 тс) фирмы Sumitomo Heavy Industries (Япония) на утолщенной верхней крышке внутри уравновешивателя дополнительно к боковым отверстиям по типу конструкции фирмы National Machinery закреплен упругий элемент (материал этого элемента авторами статьи не установлен) диаметром 615 мм и высотой 203 мм (рис. 1, *е*).

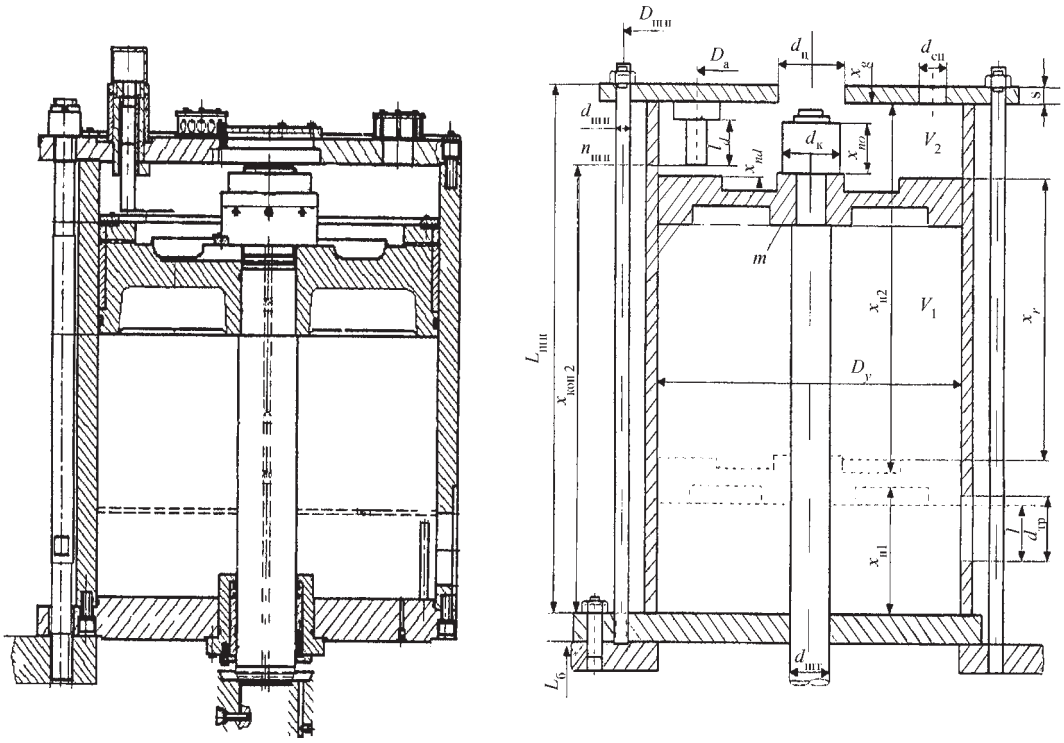
Кривошипные горячештамповочные прессы ОАО "Тяжмехпресс" (г. Воронеж) оснащали дополнительно к утолщенной крышке со стяжными шпильками различными типами пневмобуферных устройств. Например, гайка, крепящая поршень на штоке и изготовленная круглой и удлиненной, при обрыве штока входила в круглое отверстие в крышке уравновешивателя, создавая при этом кольцевой дроссель с размером щели от 2 до 10 мм. При этом высоту цилиндра уравновешивателя в верхней части увеличивали для обеспечения необходимого запаса хода поршня для сжатия воздуха.

Одним из решений ОАО "Тяжмехпресс" является оснащение уравновешивателей (с усиленной крышкой и со стяжными шпильками) буферным устройством (рис. 2, *а*), ограничивающим силу удара и поглощающим кинетическую энергию движущегося поршня за счет пластического деформирования (выдавливания) металлического элемента через специальную фильеру [2].

В связи с тем, что в настоящее время не существует удобных методик расчета силы удара поршня в крышку уравновешивателя после обрыва штока, в статье предложен алгоритм, описывающий процесс движения оборвавшегося поршня, на основании которого составлена программа расчета силы удара поршня в крышку или буферное устройство уравновешивателя. Расчетная схема для решения этого процесса приведена на рис. 2, *б*.

Дифференциальное уравнение движения поршня (после обрыва штока) с наружным диаметром $D_у$, штоком $d_{шт}$ и силой веса $G_{порш}$ с учетом силы трения $F_{тр}$ при его движении, демпфирующих сил, пропорциональных скорости перемещения $K_{демп}\,\dot{x}$ (где $K_{демп}$ – коэффициент демпфирования) для каждого i-го момента в процессе его разгона после обрыва штока и силы удара поршня в крышку $P_i^{уд}$ при его торможении, имеет следующий вид:

$$m\ddot{x}_i = \frac{\pi}{4} p_i^{у} (D_у^2 - d_{шт}^2) - \\ - \frac{\pi}{4} p_i^{о} D_у^2 - F_{тр} - P_i^{уд} - G_{порш} + K_{демп}\,\dot{x}_i\,, \qquad (1)$$



а) *б)*

Рис. 2. Конструкция уравновешивателя с пластическими амортизаторами КГШП номинальной силой 80 МН ОАО "Тяжмехпресс" (*а*) и его расчетная схема (*б*)

где $p_i^{\text{у}}$, $p_i^{\text{о}}$ – давление в нижней (рабочей) полости и верхней (обратной) полости.

Решение данного нелинейного дифференциального уравнения осуществляется методом численного интегрирования при допущении, что в каждый бесконечно малый промежуток времени Δt движение массы поршня m имеет равноускоренный или равнозамедленный характер.

Тогда скорость $\dot{x}_i$ и перемещение x_i будет определяться через ускорение $\ddot{x}_i$ с помощью служебных уравнений, описывающих процесс равноускоренного или равнозамедленного движения в рамках элементарного промежутка времени Δt:

$$\dot{x}_i = \dot{x}_{i-1} + \dot{x}_i\,\Delta t\,;$$

$$x_i = x_{i-1} + \dot{x}_{i-1}\,\Delta t + \dot{x}_i\,\frac{\Delta t^2}{2}\,p_i^{\text{у}}\,.$$

Скорость движения вверх свободного (после обрыва штока) поршня зависит от соотношения давлений $p_i^{\text{у}}$, $p_i^{\text{о}}$ и давления в ресивере $p_i^{\text{р}}$.

Формулы для определения изменения давления $\Delta p_i^{\text{у}}$ и давления $p_i^{\text{у}}$ в нижней (рабочей) полости уравновешивателя за элементарно малый промежуток времени Δt после преобразований и подстановки постоянных (R – газовая постоянная, R = 8,31 Дж/моль·К; T – абсолютная температура, К) запишем в следующем виде:

$$\left.\begin{aligned} \Delta p_i^{\text{у}} &= \frac{n}{x_i^{\text{у}}}\left[\frac{1\,081\,871\,G_{i-1}^{\text{у}}}{D_{\text{у}}^2 - d_{\text{шт}}^2} + p_{i-1}^{\text{у}}\,\dot{x}_{i-1}\right]\Delta t\,; \\ p_i^{\text{у}} &= p_{i-1}^{\text{у}} + \Delta p_i^{\text{у}}\,, \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

где n – показатель адиабаты; $G_{i-1}^{\text{у}}$ – массовый расход; $x_i^{\text{у}}$ – высота воздушного столба.

Приращение давления $\Delta p_i^{\text{о}}$ в верхней полости с учетом истечения воздуха в атмосферу через сапуны с диаметрами отверстий $d_{\text{сп}}$ и специальных центральных или боковых отверстий (с учетом прогиба крышки уравновешивателя и растяжения шпилек), как от приращения давления, так и от последующего удара определяем также через уравнения состояния газа, используя выражение (2).

Для верхней (обратной) полости изменение давления $\Delta p_i^{\text{о}}$ за тот же промежуток времени будет описываться аналогичной формулой:

$$\left.\begin{aligned} \Delta p_i^{\text{о}} &= \frac{n}{x_i^{\text{о}}}\left[\frac{1\,081\,871\,G_{i-1}^{\text{о}}}{D_{\text{у}}^2} - p_{i-1}^{\text{о}}\,\dot{x}_{i-1}\right]\Delta t\,; \\ p_i^{\text{о}} &= p_{i-1}^{\text{о}} + \Delta p_i^{\text{о}}\,. \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

Текущее давление в ресивере $p_i^{\text{р}}$ определяем уравнением состояния газа при истечении из постоянного объема

$$\left.\begin{aligned} p_i^{\text{р}} &= p_{i-1}^{\text{р}} + \Delta p_i^{\text{р}}\,; \\ \Delta p_i^{\text{р}} &= \frac{849\,700\,n_{\text{ур}}\,G_i^{\text{у}}\,\Delta t}{n\,V}\,, \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

где V – объем ресивера; $n_{\text{ур}}$ – число уравновешивателей; n – число ресиверов, устанавливаемых на прессе.

В каждом из уравнений (2)–(4) массовый расход воздуха G_i через расчетное сечение f вычисляют по выражениям, полученным на основании решения известных уравнений газодинамики, в том числе и уравнений первого закона термодинамики применительно к движущемуся газу.

Для истечения воздуха из ресивера в рабочую полость уравновешивателя и обратно формула массового расхода будет иметь вид:

$$G_i^{\text{у}} = 0{,}048\,\mu^{\text{у}}\,f^{\text{у}}\,p_{i-1}^{\text{у}}\,\sqrt{Y'\,(1-Y')} \qquad (5)$$

при $0 < Y' < 0{,}5$, $G_i^{\text{у}} = 0{,}024\,\mu^{\text{у}}\,f^{\text{у}}\,p_{i-1}^{\text{у}}$ при $Y' \geq 0{,}5$, где $Y' = \dfrac{p_{i-1}^{\text{у}}}{p_{i-1}^{\text{р}}}$, если $p_i^{\text{у}} < p_i^{\text{р}}$ и $Y' = \dfrac{p_{i-1}^{\text{р}}}{p_{i-1}^{\text{у}}}$, если $p_i^{\text{у}} > p_i^{\text{р}}$.

Массовый расход при истечении воздуха из обратной полости в атмосферу равен:

$$G_i^{\text{о}} = 0{,}048\,\mu^{\text{о}}\,f^{\text{о}}\,p_{i-1}^{\text{о}}\,\sqrt{Y\,(1-Y)} \qquad (6)$$

при $0{,}5 < Y < 1{,}0$, $G_i^{\text{о}} = 0{,}024\,\mu^{\text{о}}\,f^{\text{о}}\,p_{i-1}^{\text{о}}$ при $Y \leq 0{,}5$, где $Y = \dfrac{p_{\text{а}}}{p_{i-1}}$, если $p_{\text{а}} < p_i$ и $Y = \dfrac{p_i}{p_{\text{а}}}$, если $p_i < p_{\text{а}}$,

$\mu^{\text{у}}$, $\mu^{\text{о}}$ – коэффициенты расхода при истечении из рабочей и обратной полостей, определяемые экспериментально.

Площадь открытого трубопровода $f^{\text{у}}$ для связи нижней (рабочей) полости уравновешивателя с ресивером определяется расчетным путем и зависит от конструкции уравновешивателя: со встроенным ресивером, с отдельным ресивером, с отсечкой или с частично перекрываемым отверстием.

Площадь отверстия $f^{\text{о}}$ для верхней (обратной) полости уравновешивателя также определяется конструктивными особенностями и прежде всего конструкцией демпфирующих устройств. Это могут быть круглые отверстия $d_{\text{отв}}$ в крышке, кольцевой дросселирующий зазор между отверстием в крышке и входящим в него демпфирующим штоком (гайкой), круглые отверстия сапунов в крышке $d_{\text{отв1}}$ или прямоугольные

отверстия сапунов в боковых стенках цилиндра высотой h и шириной b:

$$\left.\begin{aligned} f^{\text{о}} &= \frac{\pi d_{\text{отв}}^2}{4} + n_1 \frac{\pi d_{\text{отв1}}^2}{4}; \\ f^{\text{о}} &= \frac{\pi d_{\text{отв}}^2}{4} + n_1 b_{\text{отв1}} h_{\text{отв1}}. \end{aligned}\right\} \quad (7)$$

Движение поршня (после обрыва штока) массой от 1000 до 4500 кг со скоростью, достигающей 12...17 м/с, может сопровождаться значительным ростом давления в верхней (обратной) полости уравновешивателя, что приводит на этом этапе к деформации крышки и стяжных шпилек.

В результате контакта поршня с крышкой возникает удар, силу которого определяют через жесткость замыкающих деталей и величину их деформации.

Деформация шпилек, определяемая через их жесткость, при совместном действии распределенного давления $p_i^{\text{о}}$ и удара P_i:

$$x_i^{\text{шп}} = \frac{4 L_{\text{шп}} (P_i - \pi p_i R_{\text{у}}^2)}{\pi N_{\text{шп}} E d_{\text{шп}}^2}, \quad (8)$$

где $R_{\text{у}}$ – радиус поршня уравновешивателя; $N_{\text{шп}}$ – число стяжных шпилек; $d_{\text{шп}}$ – диаметр шпилек; E – модуль упругости.

Суммарную деформацию крышки от совместного действия давления и силы удара для пластины с центральным отверстием и условиями принятия одинакового коэффициента заделки по контуру вычисляют по формуле

$$x_{i\,\text{кр}}^{\text{сум}} = x_{i\,\text{кр}}^{\text{дав}} + x_{i\,\text{кр}}^{\text{уд}} = \frac{0{,}3644\, R_{\text{у}}^2}{E s^3}(p_i R_{\text{у}}^2 + P_i). \quad (9)$$

Среднее значение коэффициента заделки 0,3644 принято исходя из того, что для шарнирного крепления крышки по контуру коэффициенты заделки составляют 0,17...0,70, а для жесткого крепления 0,218... 0,550.

Суммарная жесткость шпилек длиной $L_{\text{шп}}$:

$$C_{\text{шп}} = \frac{\pi d_{\text{шп}}^2 E N_{\text{шп}}}{4 L_{\text{шп}}}. \quad (10)$$

Расчет жесткости крышки $C_{\text{кр}}$ уравновешивателя выполнен для случая защемленной по контуру круглой пластины радиуса a, нагруженной силой P в центре по радиусу r_0 толщиной s. В этом случае прогиб пластины по центру f определяется следующим выражением:

$$C_{\text{кр}} = \frac{P}{f} = \frac{1}{\dfrac{3(m^2-1)}{2\pi E m^2 s^3}\left[\dfrac{1}{2}(a^2 - r_{\text{о}}^2) - r_{\text{о}}^2 \ln(a / r_{\text{о}})\right]}, \quad (11)$$

где $m = 1/\mu$, μ – коэффициент Пуассона.

Силу удара $P^{\text{уд}}$ определяем через суммарную жесткость упора $C^{\text{уп}}$, формируемую последовательными жесткостями крышки $C_{\text{кр}}$ и шпилек $C_{\text{шп}}$ и их деформаций:

$$P_i^{\text{уд}} = C^{\text{уп}} x_i^{\text{деф}}, \quad (12)$$

где $C^{\text{уп}}$ – суммарная жесткость упора:

$$C^{\text{уп}} = \frac{C_{\text{кр}} C_{\text{шп}}}{C_{\text{кр}} + C_{\text{шп}}};$$

$x_i^{\text{деф}}$ – суммарная деформация крышки и шпилек от удара:

$$x_i^{\text{деф}} = (x_i^{\text{шп}} + x_i^{\text{кр}}) - (x_{p\neq 0}^{\text{шп}} + x_{p\neq 0}^{\text{кр}});$$

$(x_{p\neq 0}^{\text{шп}} + x_{p\neq 0}^{\text{кр}})$ – суммарная деформация крышки и шпилек непосредственно перед ударом в результате действия давления в верхней (обратной) полости при $P^{\text{уд}} = 0$.

Считаем, что сила удара поршня в крышку уравновешивателя максимальна при обрыве штока в крайнем нижнем положении ползуна. При движении поршня принимаем за начало отсчета (начало координат) уровень дна цилиндра уравновешивателя и введем следующие обозначения (см. рис. 2, *б*):

$x_{\text{н}}^{\text{у}}$ – приведенная начальная высота мертвой зоны в рабочей полости (или координата положения поршня относительно дна уравновешивателя в крайнем нижнем положении ползуна);

$x_{\text{раб}} = 2R$ – рабочий ход поршня;

$x_i^{\text{у}}$ – текущее значение координаты поршня, определяемое как сумма $x_i + x_{\text{н}}^{\text{у}}$.

Координату положения поршня $x_i^{\text{кон}}$ в момент контакта с крышкой перед ударом вычисляют с учетом предварительного прогиба крышки от действия давления $p_i^{\text{о}}$:

$$x_i^{\text{кон}} = x_{\text{н}}^{\text{у}} + x_{\text{раб}} + x_{no} + x_g + x_{nd} + x_i^{\text{дав}},$$

где x_g – расстояние от торца штока до нижней поверхности крышки уравновешивателя; x_{no} – ход поршня от начала перекрытия центрального отверстия в крышке до удара поршня без учета прогиба крышки от давления (путь дросселирования для пневматического демпфера); x_{nd} – расстояние поршня от КВП ползуна до начала соприкосновения поршня с демпферами.

Оценку допустимости силы от удара или давления, возникающего в верхней (обратной) полости, осуществляют по максимальному напряжению σ:

$$\sigma = \frac{P_{\max}^{\text{уд}} + p_{\text{о}}^{\max} 0{,}735\, D_{\text{у}}^2}{0{,}735\, N_{\text{шп}} d_{\text{шт}}^2}, \quad (13)$$

где $P_{\max}^{\text{уд}}$ – сила удара поршня в крышку уравновешивателя; $p_{\text{о}}$ – давление в полости над поршнем; $D_{\text{ур}}$ – диаметр поршня уравновешивателя; $d_{\text{шт}}$ – диаметр расчетного сечения шпильки; $N_{\text{шп}}$ – число шпилек.

Проведем расчет на примере (см. рис. 2, *а* – конструктивная схема, рис. 2, *б* – расчетная схема) уравновешивателя ползуна КГШП производства ОАО "Тяжмехпресс" номинальной силой 80 МН, подъемной силой уравновешивателя $P = 594280$ Н (59428 кгс) при давлении в отдельном ресивере 0,5 МПа (5 кгс/см^2) (на прессе установлены два ресивера с диаметром поршней $D_у = 1250$ мм и массой поршней со штоком $m = 4100$ кг). Каждый уравновешиватель оснащен четырьмя амортизаторами пластического деформирования (выдавливания), ограничивающими суммарную силу удара 2,64 МН (264 тс) на пути деформирования до 90 мм.

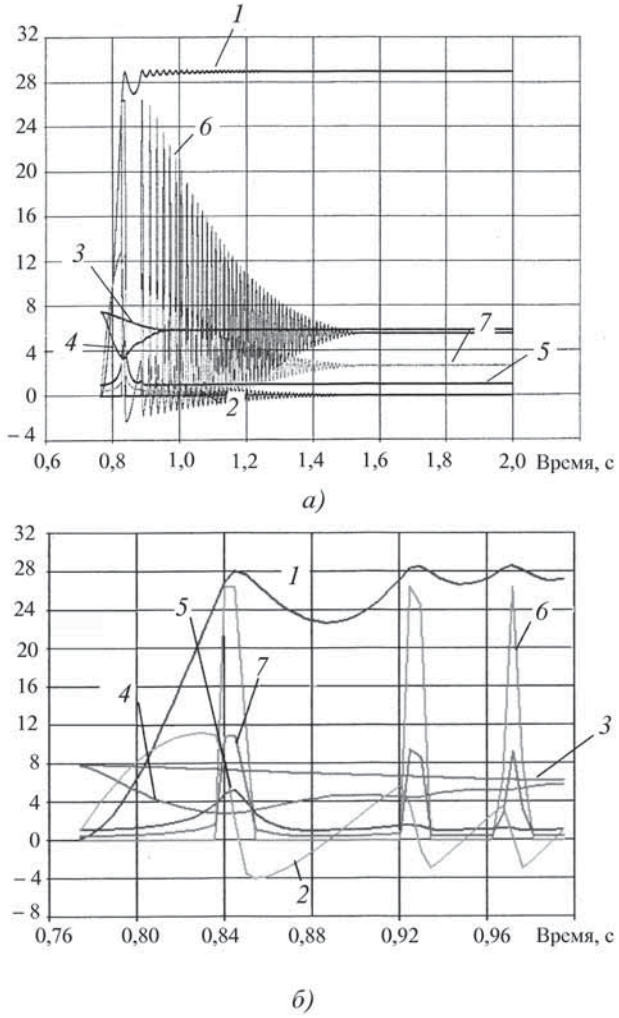


Рис. 3. Расчетная диаграмма процессов, происходящих после обрыва штока уравновешивателя по рис. 2:
1 – перемещение поршня с крайнего нижнего положения ползуна x, 20 мм; *2* – скорость перемещения поршня $\dot{x}$, мм/с; *3* – падение давления в ресивере p, 0,1 МПа (кгс/см^2); *4* – давление в рабочей (нижней) полости $p^у$, 0,1 МПа (кгс/см^2); *5* – давление в обратной (верхней) полости $p^о$, 0,1 МПа (кгс/см^2); *6* – сила удара в крышку, ограничиваемая суммарной силой четырех амортизаторов, равной 2,64 МН, $p^{уд}$; *7* – напряжение в замыкающих шпильках σ, 10 МПа (100 кгс/см^2)

Расчеты, выполненные с применением разработанной подразделением надежности и экспериментальных исследований ОАО "Тяжмехпресс" программы Uravn_udar/Udar_KA8549 и представленные на рис. 3, *а* (общая картина удара) и рис. 3, *б* (три первых удара), позволяют определить силу удара поршня в крышку, напряжения в шпильках уравновешивателя после обрыва штока в крайнем нижнем положении ползуна и дают наглядную картину процесса удара, в том числе колебательный характер перемещений поршня до полной его остановки.

В данном случае энергия при ударе поглощается применением четырех амортизаторов суммарной силой 2,64 МН (264 тс). При этом напряжение в шпильках от суммарного действия силы удара и возросшего примерно до 0,5 МПа (5 кгс/см^2) давления в верхней (поршневой) полости достигает 127 МПа (1270 кгс/см^2), что является допустимым для примененной стали 45, имеющей предел пластичности $\sigma_{0,2} = 440$ МПа.

При расчете учтены предварительный прогиб крышки уравновешивателя за счет нарастания давления в верхней (надпоршневой) полости уравновешивателя, наличие шести шпилек М80 (расчетный диаметр 74 мм) для крепления крышки и суммарное воздействие на крышку и шпильки силы удара и силы от давления в верхней полости.

Для сравнения с помощью разработанного алгоритма проведен анализ эффективности демпфера конструктивного исполнения (см. рис. 1, *г*). Расчетная схема приведена на рис. 4 (размеры для проведения

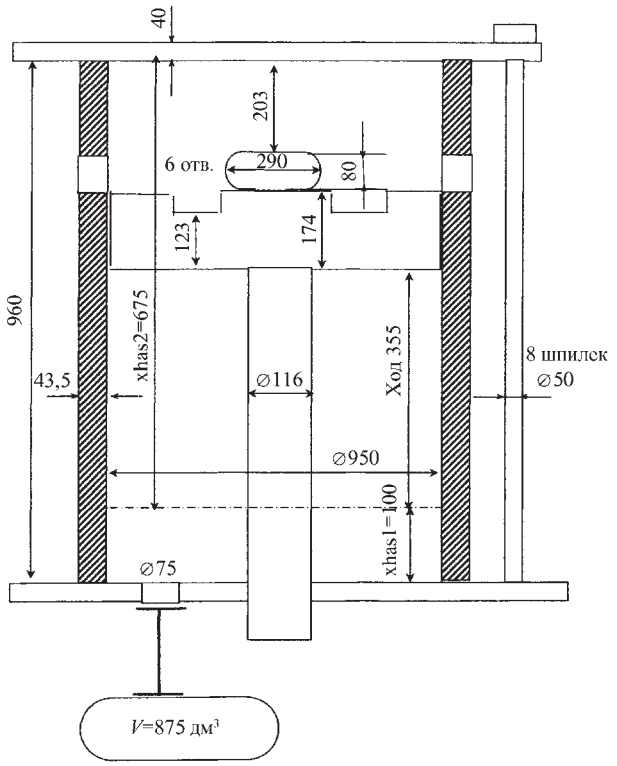


Рис. 4. Расчетная схема уравновешивателя КГШП мод. MAXI PRESS номинальной силой 25 МН фирмы National Machinery (США)

расчета определены оценочно, за основу оценки масштаба взяты размеры шевронных манжет американских стандартов). Результаты проверочного расчета действия пневмодемпфера представлены на рис. 5.

Цель расчета – определение давления воздуха при демпфировании удара.

В данном случае для обеспечения демпфирующего эффекта верхняя крышка уравновешивателя толщиной 36...40 мм изготовлена сплошной, без отверстий, а отверстия для сообщения поршневой полости с атмосферой выполнены в стенке цилиндра на расстоянии 208 мм от крышки. Крышка крепится к днищу уравновешивателя восемью шпильками диаметром 58...60 мм. Нижняя часть уравновешивателя укорочена. При крайнем нижнем положении ползуна от поршня до дна остается расстояние около 100 мм и эта полость соединена с ресивером объемом $V \approx 875$ дм^3 посредством трубопровода диаметром примерно 75 мм. Ход поршня уравновешивателя равен приблизительно 355 мм, масса поршня 967 кг, масса штока 73 кг.

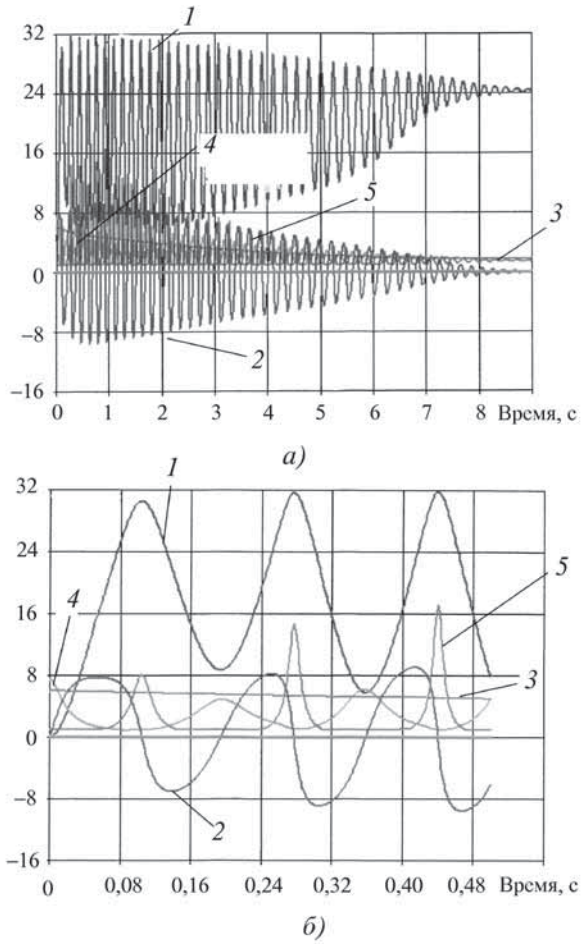


Рис. 5. Расчетная диаграмма процессов, происходящих после обрыва штока уравновешивателя по рис. 1, *г*:
а – полный процесс остановки поршня в верхнем положении; *б* – первые три колебания поршня; *1–5* – см. обозначения на рис. 3

Все расчеты проведены с использованием программы Uravn_udar/Udar_MAXI.

На рис. 5, *а* представлен результат расчета всего процесса затухания колебаний поршня (весь процесс протекает в течение 9 с после осуществления 45 колебаний), а на рис. 5, *б* показаны три первых колебания.

В результате процесса торможения поршня со штоком массой 1040 кг после обрыва штока в крайнем нижнем положении ползуна получено сжатие воздуха в демпфирующей полости после отсечки выхлопных отверстий (сапунов) до ≈ 0,8 МПа (8 кгс/см^2) при первом движении вверх, недоход поршня до крышки примерно 43 мм и упругую отдачу с ходом поршня назад до 420 мм, на втором и третьем движении поршня вверх (в результате раскачки поршня) давление в демпфирующей полости увеличивается до соответственно 0,14 (14) и 0,18 (18) МПа (кгс/см^2) (см. рис. 5, *б*). Максимальная скорость поршня при первом ударе не превысила 8 м/с. Максимальные напряжения, возникающие в шпильках, равны 90,25 МПа (902,5 кгс/см^2), что допустимо.

Выводы

1. Предлагаемый алгоритм и разработанные на его базе программы расчета Uravn_udar/Udar_KA8549 и Uravn_udar/Udar_MAXI позволяют оценить характер и величину нагружения замыкающих деталей уравновешивателя, верхней крышки и шпилек и предусмотреть необходимую минимизацию воздействия после обрыва штока кинетической энергии поршня на замыкающие детали уравновешивателя для любого конструктивного решения демпфирующего устройства.

2. При разработке конструкций демпфирующих устройств для уравновешивателей рекомендуется для снижения силы удара минимизировать скорость движения поршня после обрыва к моменту его удара в крышку уравновешивателя. Существенным фактором, влияющим на снижение этой скорости, является минимизация высоты рабочей пневмополости уравновешивателя (с этой точки зрения оптимальным является уравновешиватель с отдельным ресивером).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Проспект** MAXI 2500. National Machinery C^{O}. Tiffin. OHAIO. USA. 44833.

2. **Пат. 2213664.** Уравновешиватель ползуна кривошипного пресса / В.И. Авилов, Ю.А. Дибнер, В.А. Крук, В.Я. Мороз, В.И. Соков, Р.Н. Пруцков. 2003.

Владимир Ильич Соков, канд. техн. наук;
Александр Тимофеевич Крук, д-р техн. наук,
kruk938@mail.ru;
Илья Ильич Соков

УДК 621.735.32

А.Г. Вяткин, С.В. Матвеев *(Калужский филиал Московского государственного технического университета им. Н.Э. Баумана)*

Точность осадки при штамповке на винтовом прессе

Показаны факторы, определяющие точность высотных размеров поковок при осадке на винтовом прессе. В результате применения расчетно-аналитического метода выявлены закономерности влияния различных факторов на отклонения выходного параметра в общем виде.

Ключевые слова: винтовой пресс; точность; параметрическая чувствительность; погрешность; факторы.

Factors which determine accuracy of long forgings while being settled on screw press are shown. As result of application of design-analytical method laws of influence of various factors on deviations from the output parameter are established.

Keywords: screw press; accuracy; parametrical sensitivity; error; factors.

Применение ресурсосберегающих технологий в основных направлениях современного машиностроения является неотъемлемой частью современного производства. *Холодная объемная штамповка* (ХОШ) позволяет получить заготовки, наиболее полно соответствующие форме и размерам готовых деталей, что позволяет сократить расход материала, а также затраты, связанные с последующей механической обработкой.

Однако при изготовлении заготовок методом ХОШ возникает проблема обеспечения точности заготовок, а именно, вероятности нахождения размерных параметров поковок в пределах допуска. Следует отметить, что чем меньше допуск на размеры заготовок, тем меньше объем механической обработки. Важной проблемой также является надежное прогнозирование точности размеров поковок.

Одной из достаточно распространенных операций ХОШ является операция осадки, которая может быть как промежуточным переходом при деформировании исходной заготовки, так и окончательным переходом (калибровка, чеканка).

Осадка может выполняться на различных типах прессов (кривошипных, гидравлических и винтовых). Точность осадки, выполняемой на кривошипных и гидравлических прессах, изучена достаточно хорошо [1, 2]. Работ по исследованию точности осадки, осуществляемой на винтовых прессах, значительно меньше.

Существуют два основных метода, применяемых при исследованиях: расчетно-аналитический и опытно-статистический. В основу первого метода положены теоретические исследования влияния различных факторов на точность выходного параметра, а второго – исследование влияния факторов посредством проведения экспериментов и обработки их результатов.

Для анализа и расчета точности выполнения технологических процессов предпочтительно использовать такие методы, где учитывается максимальное число факторов, влияющих на точность, с учетом их взаимовлияния. Одним из таких методов является метод, основанный на применении основных положений теории параметрической чувствительности.

Теория чувствительности базируется на представлении технологической системы в виде замкнутой системы и предусматривает комплексное, с учетом всех взаимосвязей, изучение рассматриваемого объекта как единого целого с позиций системного анализа.

Под параметрической чувствительностью технологической системы пресс–штамп–поковка понимают ее свойство изменять свои выходные характеристики, например, отклонения высоты поковок от параметров (погрешностей) исходной заготовки и технологического процесса.

Основное преимущество расчетно-аналитических методов заключается в том, что они не только позволяют произвести расчеты для частных конкретных случаев, но и дают представление о закономерностях влияния тех или иных параметров и их погрешностей на отклонения выходного параметра в общем виде. Таким образом, создаются предпосылки для возможности управления точностью обработки.

Для применения данного метода сначала необходимо определить, какие связи существуют в исследуемой системе, так как от этого зависят сила и характер влияния факторов на выходной параметр.

Винтовой пресс относится к машинам, для которых присущ энергетический тип связи, когда в конечный момент деформирования взаимное положение подвижной и неподвижной части штампа устанавливается исчерпанием накопленной кинетической энергии до начала рабочего хода.

Вся энергия, накопленная до начала рабочего хода, расходуется на пластическое деформирование исходной заготовки, упругое деформирование системы

пресс–штамп и на преодоление сил трения в паре винт–гайка. Исходя из этого, необходимую энергию можно определить следующим образом:

$$E = E_f + A + E_C\,, \qquad (1)$$

где A – работа пластического деформирования поковки; E_C – энергия, затраченная на упругое деформирование системы пресс–штамп; E_f – потери энергии на трение.

Учитывая, что $E_f = k_f\,(A + E_C)$ и $E_C = \dfrac{P^2}{2C}$, формула (1) приобретает вид:

$$E = (1 + k_f)\left(A + \frac{P^2}{2C}\right), \qquad (2)$$

где k_f – коэффициент, учитывающий потери на трение; P – сила полезного сопротивления поковки деформированию; C – жесткость системы пресс–штамп.

Функцию, описывающую технологический процесс деформирования исходной заготовки на винтовом прессе, можно представить в виде формулы (2), а с учетом того, что A и P являются функциями первичных параметров, она имеет следующий вид:

$$E = (1 + k_f)\times$$
$$\times\left(A(x_1,\ x_2, \ldots, x_i, \ldots, x_n) + \frac{P^2(x_1,\ x_2,\ \ldots,\ x_i,\ \ldots,\ x_n)}{2C}\right), \qquad (3)$$

где x_1, x_2, ..., x_i, ..., x_n – параметры поковки и технологического процесса, влияющие на силу полезного сопротивления.

Так как осадка относится к операциям, которые выполняются с сохранением всего объема исходной заготовки в полости штампа, функцию (3) необходимо дополнить условием постоянства объема:

$$V = V(x_1,\ x_2)\,, \qquad (4)$$

где x_1, x_2 – геометрические параметры поковки, связанные условием постоянства объема, причем x_1 – высотный размер поковки, а x_2 – так называемый компенсационный размер (для осадки – диаметр поковки).

Принимая функции (3) и (4) непрерывными и дифференцируемыми при наличии только одной погрешности Δx_i и после перехода к малым конечным приращениям ($dx_i \approx \Delta x_i$) и преобразований, получаем следующую систему уравнений:

$$\begin{cases} \left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_1} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_1}\right)\Delta x_1 + \left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_2} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_2}\right)\Delta x_2 = \\ = -\left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_i} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_i}\right)\Delta x_i\,; \\ \dfrac{\partial V}{\partial x_1}\Delta x_1 + \dfrac{\partial V}{\partial x_2}\Delta x_2 = 0\,. \end{cases} \qquad (5)$$

Известно, что система линейных уравнений с определителем основной матрицы, отличным от нуля, имеет единственное решение, определяемое формулой Крамера:

$$\Delta x_{1_i} = \frac{D x_{1_i}}{D}\,,$$

где D – определитель основной матрицы; $D x_{1_i}$ – определитель, получаемый из определителя основной матрицы заменой в данном случае первого столбца столбцом из свободных членов системы (5).

Таким образом, после преобразований получим формулу для определения погрешности Δx_1, вызванной погрешностью Δx_i, при отсутствии других погрешностей:

$$\Delta x_{1_i} = \frac{C\dfrac{\partial A}{\partial x_i} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_i}}{\left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_2} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_2}\right)\dfrac{\partial V}{\partial x_1}\dfrac{1}{\dfrac{\partial V}{\partial x_2}} - \left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_1} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_1}\right)}\Delta x_i\,. \qquad (6)$$

При наличии только одной погрешности объема исходной заготовки (ΔV) система (5) будет иметь вид:

$$\begin{cases} \left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_1} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_1}\right)\Delta x_1 + \left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_2} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_2}\right)\Delta x_2 = 0\,; \\ \dfrac{\partial V}{\partial x_1}\Delta x_1 + \dfrac{\partial V}{\partial x_2}\Delta x_2 = \Delta V\,. \end{cases}$$

При ее решении получим формулу для определения погрешности высотного параметра поковки при наличии только одной погрешности объема исходной заготовки:

$$\Delta x_{1_V} = \frac{\left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_2} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_2}\right)\dfrac{1}{\dfrac{\partial V}{\partial x_2}}}{\left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_2} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_2}\right)\dfrac{\partial V}{\partial x_1}\dfrac{1}{\dfrac{\partial V}{\partial x_2}} - \left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_1} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_1}\right)}\Delta V\,. \qquad (7)$$

Формулы (6) и (7) можно представить в следующем виде:

$$\Delta x_{1_i} = A_i \cdot \Delta x_i\,;$$

$$\Delta x_{1_V} = A_V \cdot \Delta V\,,$$

где A_i и A_V – так называемые функции чувствительности или функции преобразования, показывающие, как абсолютные исходные погрешности (Δx_i, ΔV) преобразуются в абсолютную погрешность высоты поковки (Δx_1).

Переходя к относительным погрешностям, получаем относительные функции чувствительности K_{x_i} и K_V:

$$K_{x_i} = \frac{C\dfrac{\partial A}{\partial x_i} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_i}}{\left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_2} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_2}\right)\dfrac{\partial V}{\partial x_1}\dfrac{1}{\dfrac{\partial V}{\partial x_2}} - \left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_1} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_1}\right)}\frac{x_i}{x_1}; \quad (8)$$

$$K_V = \frac{\left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_2} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_2}\right)\dfrac{1}{\dfrac{\partial V}{\partial x_2}}}{\left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_2} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_2}\right)\dfrac{\partial V}{\partial x_1}\dfrac{1}{\dfrac{\partial V}{\partial x_2}} - \left(C\dfrac{\partial A}{\partial x_1} + P\dfrac{\partial P}{\partial x_1}\right)}\frac{V}{x_1}. \quad (9)$$

Определим относительные коэффициенты (функции) чувствительности для процесса холодной осадки цилиндрических поковок на винтовом прессе. При осадке x_1 – это размер, замыкаемый упругой связью (высота поковки h), x_2 – компенсационный размер (диаметр осаживаемой поковки d). Факторами (первичными параметрами x_i), влияющими на точность замыкающего размера, являются погрешность объема исходной заготовки (ΔV); колебания напряжения текучести материала заготовки ($\Delta\sigma_s$); параметры заготовки, влияющие на колебание коэффициента контактного трения ($\Delta\mu$) [3].

Используя формулу (8), получаем зависимости для определения относительных коэффициентов (функций) чувствительности для процесса осадки на винтовом прессе.

Работу пластического деформирования поковки можно представить как:

$$A = \int_h^{h_0} P(h,\ d)\, dh, \quad (10)$$

где $P(h,\ d)$ – сила деформирования как функция параметров h и d; h_0, h – высота исходной заготовки и высота поковки в конечный момент деформирования соответственно.

Силу пластического деформирования поковки представим в виде формулы Зибеля:

$$P = \frac{\pi d^2}{4}\sigma_s\left(1 + \mu\frac{d}{3h}\right), \quad (11)$$

а условие сохранения объема в виде

$$V = \frac{\pi d^2}{4}h = \text{const}. \quad (12)$$

Определив частные производные функций (10)–(12) и подставив с преобразованиями в (8), получим выражения для определения относительных коэффициентов преобразования погрешностей $\delta\sigma_s$ и $\delta\mu$ в относительную погрешность высоты поковки (δh) при выполнении операции осадки на винтовом прессе:

$$K_\sigma = \frac{C\left(\dfrac{1}{1-\varepsilon} - 1 + \dfrac{\mu}{3}\dfrac{d}{h}\ln\dfrac{1}{1-\varepsilon}\right) + \dfrac{P}{h}\left(1 + \dfrac{\mu}{3}\dfrac{d}{h}\right)}{C\left(\dfrac{1}{1-\varepsilon} + \dfrac{\mu}{6}\dfrac{d}{h}\left(2 + 3\ln\dfrac{1}{1-\varepsilon}\right)\right) + \dfrac{P}{h}\left(1 + \dfrac{5\mu}{6}\dfrac{d}{h}\right)}; \quad (13)$$

$$K_\mu = \frac{C\dfrac{\mu}{3}\dfrac{d}{h}\ln\dfrac{1}{1-\varepsilon} + \dfrac{P}{h}\dfrac{\mu}{3}\dfrac{d}{h}}{C\left(\dfrac{1}{1-\varepsilon} + \dfrac{\mu}{6}\dfrac{d}{h}\left(2 + 3\ln\dfrac{1}{1-\varepsilon}\right)\right) + \dfrac{P}{h}\left(1 + \dfrac{5\mu}{6}\dfrac{d}{h}\right)}. \quad (14)$$

Используя выражение (9), получаем формулу для определения относительного коэффициента преобразования погрешности δV в относительную погрешность высоты поковки (δh):

$$K_V = \frac{C\left(\dfrac{1}{1-\varepsilon} - 1 + \dfrac{\mu}{2}\dfrac{d}{h}\ln\dfrac{1}{1-\varepsilon}\right) + \dfrac{P}{h}\left(1 + \dfrac{\mu}{2}\dfrac{d}{h}\right)}{C\left(\dfrac{1}{1-\varepsilon} + \dfrac{\mu}{6}\dfrac{d}{h}\left(2 + 3\ln\dfrac{1}{1-\varepsilon}\right)\right) + \dfrac{P}{h}\left(1 + \dfrac{5\mu}{6}\dfrac{d}{h}\right)}. \quad (15)$$

Из полученных выражений (13)–(15) видно, что на коэффициенты K_σ, K_μ и K_V влияют как жесткость системы пресс–штамп, так и жесткость поковки. Последняя зависит от отношения ее размеров d/h, напряжения текучести материала и коэффициента контактного трения. Очевидно, что при одних и тех же σ_s и μ жесткость поковок будет определяться отношением их размеров d/h.

Для примера выполнен расчет коэффициентов K_σ, K_μ и K_V для поковок диаметром 25 мм и различной высотой из стали 45, напряжение текучести которой при относительной осадке 0,34 составляет 790 МПа. Коэффициент контактного трения μ принят равным 0,1 [3], а жесткость системы пресс–штамп – 150 МН/м.

На рис. 1 приведены результаты расчетов в виде графиков, из которых видно, что с увеличением отношения d/h (или жесткости поковки) коэффициенты повышаются, что означает возрастание влияния рассматриваемых факторов ($\delta\sigma_s$, $\delta\mu$, δV) на точность высоты осаживаемой поковки с увеличением жесткости поковки.

Однако интенсивность возрастания влияния этих факторов с повышением жесткости поковок снижается. Так, если для поковок при изменении отношения d/h от 1 до 4 коэффициент K_V увеличивается на 28 %, то для поковок с $d/h = 7$ и $d/h = 10$ повышение составляет всего 8 %. Это означает, что для жестких поковок (с отношением их размеров $d/h > 7$) влияние рассматриваемых факторов на точность высотных размеров при осадке практически одинаково.

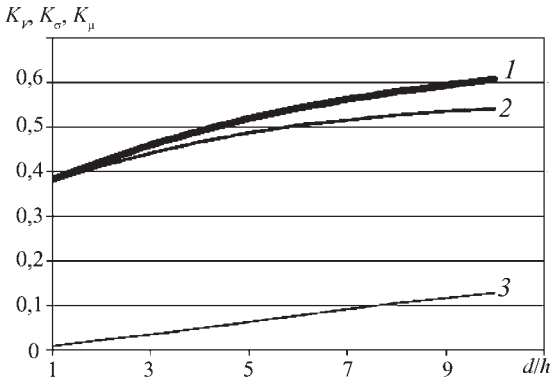


Рис. 1. Зависимость коэффициентов K_σ, K_μ и K_V от жесткости поковки (отношения d/h):
1 – K_V; 2 – K_σ; 3 – K_μ

На рис. 2 представлены результаты расчетов, показывающих зависимость коэффициентов K_V и K_μ от жесткости системы пресс–штамп для стальных поковок диаметром 25 мм с относительными размерами $d / h = 2$; 4 и 8.

Из анализа полученных зависимостей видно, что с увеличением жесткости системы винтовой пресс–штамп точность высотных размеров поковок возрастает (уменьшаются значения коэффициентов K_V и K_μ), но это повышение не является значительным. При увеличении жесткости системы пресс–штамп в 1,5 раза уменьшение коэффициента K_V для поковки с отношением $d / h = 8$ составило всего 8 %, а уменьшение коэффициента K_μ – 10 %.

Таким образом, влияние жесткости системы винтовой пресс–штамп на точность высотных размеров осаживаемых поковок не является существенным, что согласуется с данными работы [4].

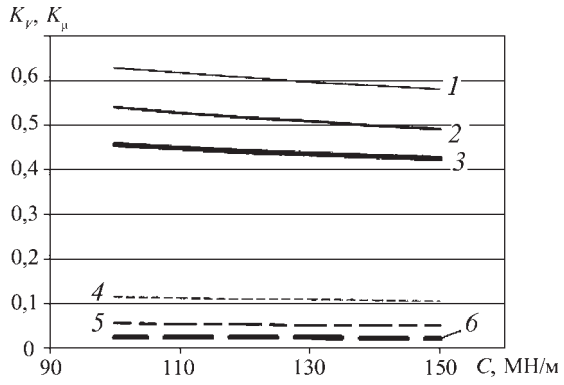


Рис. 2. Зависимость коэффициентов K_V и K_μ от жесткости системы пресс–штамп:
1 – K_V (d/h = 8); 2 – K_V (d/h = 4); 3 – K_V (d/h = 2); 4 – K_μ (d/h = 8); 5 – K_μ (d/h = 4); 6 – K_μ (d/h = 2)

Полученные аналитические зависимости позволяют определить погрешность высотных размеров поковок, вызванной влиянием различных факторов, возникающих при выполнении операции осадки, а также выявить факторы, оказывающие доминирующее влияние на точность деталей.

Предложенная методика была принята в ООО "КЗАЭ–Инструмент" (г. Калуга) и ООО "Калужский электротехнический завод КВТ" для расчета ожидаемой погрешности высотных размеров штампуемых поковок и пути уменьшения указанных погрешностей для совершенствования действующих технологических процессов.

Выводы

1. Использование коэффициентов (функций) чувствительности при расчете погрешностей высотных размеров поковок позволило определить, что при выполнении операции осадки доминирующее влияние на точность оказывают погрешность объема исходных заготовок (δV) и колебания механических свойств материала поковок ($\delta\sigma_s$).

2. Жесткость поковки, характеризуемая ее относительными размерами, влияет на чувствительность погрешности высотных размеров поковок к исходным погрешностям. С повышением жесткости поковок при штамповке на винтовых прессах чувствительность увеличивается.

3. Жесткость системы пресс–штамп при штамповке на винтовом прессе влияния на точность высотных размеров практически не оказывает.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Антонюк Ф.И., Вяткин А.Г.** Точность холодной осадки цилиндрических заготовок // КШП. ОМД. 2000. № 10. С. 16–20.

2. **Антонюк Ф.И., Вяткин А.Г.** Влияние погрешности наладки кривошипных и гидравлических прессов на точность поковок, получаемых холодной объемной штамповкой // Вестник МГТУ. Сер. Машиностроение. 2002. № 2. С. 115–126.

3. **Дмитриев А.М., Воронцов А.Л.** Технология ковки и объемной штамповки. Ч. 1. Объемная штамповка выдавливанием: учебник для вузов по специальности "Машины и технология обработки металлов давлением". М.: Машиностроение-1, 2005. 500 с.

4. **Бочаров Ю.А.** Кузнечно-штамповочное оборудование: учебник для студ. высш. учеб. заведений. М.: Издательский центр "Академия", 2008. 480 с.

Андрей Геннадьевич Вяткин, канд. техн. наук;
Сергей Валентинович Матвеев,
k4kf@bmstu-kaluga.ru

УДК 621.7.043

А.В. Кочетков *(Пермский национальный исследовательский политехнический университет)*

Технологические роботы для силовых операций: гибка с растяжением деталей авиастроения

Рассмотрены вопросы повышения точности изготовления деталей из авиационных сплавов гибкой с растяжением на технологических роботах для обеспечения требуемой точности формообразования в технологическом процессе многономенклатурного штампо-заготовительного производства в реальных условиях значительных изменений размерно-механических параметров заготовок и пуансонов.

Ключевые слова: технологический робот; силовые операции; формообразование; деформации; доводка; погрешность изготовления.

Questions for accuracy increase of manufacturing of details made of aviation alloys by flexible with stretching on technological robots for maintenance of demanded accuracy of forming in technological process of multinomenclature stamping and blanking production in the real significant changes of size-mechanical parameters of preparations and punches are considered.

Keywords: technological robot; power operations; forming; deformations; operational development; manufacturing error.

Поставлена цель – повышение точности изготовления сложнопрофильных деталей из авиационных сплавов на технологических роботах гибки с растяжением типа ПГР-6АД в результате формирования требуемых системных свойств оборудования и разработки новых способов организации и управления технологическими процессами формообразования и контроля для многономенклатурного роботизированного производства в реальных условиях значительных изменений размерно-механических параметров заготовок и пуансонов [1–3].

Гибка с растяжением как этап общего технологического процесса решает задачу конкретного вида пластического деформирования и сопровождается другими этапами технологического процесса, такими как термическая обработка, обсечка на штампе, фрезерование, отрезка, правка, зачистка заусенцев и внешнего слоя профиля и т.д.

Требуемые отклонения реального контура детали от номинального, задаваемого по чертежу, не должны отличаться более чем на +0,5 мм. При этом вариации размерных параметров заготовок (прессованных профилей) достигают 20 % от номинального размера, а механические свойства свежезакаленных заготовок из алюминиевого сплава Д16 в интервале 1,5...2,0 ч после термической обработки могут непредсказуемо изменяться, достигая состояния неудовлетворительной технологической пластичности.

Экспериментально установлено, что достижение такой точности при гибке с растяжением практически возможно только на больших радиусах кривизны контура пуансона, на малых значениях отклонения составляют 2...5 мм и доходят до 10...20 мм. Причем разброс значений относительно среднего может превосходить на порядок допустимые максимальные отклонения, заданные чертежом.

С учетом того, что результаты операции гибки с растяжением определяют технологическую наследственность, значительную актуальность приобретает необходимость повышения точности именно при формообразовании гибкой с растяжением для обеспечения точности общего технологического процесса.

Следует отметить усиливающуюся тенденцию к увеличению номенклатуры заготовок, подвергающихся предварительной механической обработке и закалке (с последующей гибкой в свежезакаленном состоянии), а также возрастание доли единичных заказов и уменьшение серийных. Учитывая высокую трудоемкость и стоимость изготовления пуансонов, необходимы разработка и внедрение новых технологических процессов гибки с растяжением по имеющимся и подбираемым, близким к требуемым обтяжным пуансонам, сокращение их номенклатуры.

Человек-оператор обычно используется в основном контуре управления (обучения). Это относится как к реализации ручного обучения режима предварительного растяжения, так и к формированию параметров настройки технологического оборудования (например, заданию углов гибки), к выбору и формированию корректирующих приращений управляющих параметров.

Вследствие внедрения результатов исследований удалось осуществить выведение оператора из основного контура управления (обучения), придать ему функции принятия стратегических и обобщающих решений, обеспечить вывод технологического робота на уровень второго поколения.

Предлагаемое решение важной прикладной проблемы основано на формировании требуемых системных свойств технологического оборудования. К системным свойствам относятся гибкость и адаптивность (приспособляемость к новым условиям применения, например, номенклатуре заготовок и пуансонов); слабая зависимость от влияния возмущающих факторов и меняющихся параметров различной природы; хорошая наблюдаемость (высокая степень достоверности информации о входных, функциональных и выходных параметрах); управляемость (в том числе в режимах обучения, отслеживания, воспроизведения, при выборе способов управления и коррекции, адаптируемость).

Формирование совокупности указанных системных свойств соответствует известной концепции промышленного робота как автоматически управляемого многофункционального перепрограммируемого манипулятора, снабженного аппаратными и программными средствами адаптации, позволяющими учесть изменение технологической обстановки и внешних факторов [1], способного перенастраиваться на выполнение новых заданий без замены технологического оборудования.

Разработана идеология реализации новой совокупности процессов формообразования и контроля, объединенных общей идеей разделения задач изгиба и растяжения при теоретическом анализе процесса формообразования, определяющей разделение функций механизмов и приводов, осуществляющих изгиб и растяжение при выборе и проектировании технологического оборудования, автономизацию управления гибочными и растяжными перемещениями рабочих органов, формирование координатных сеток для управляющей программы и технологически заданной естественной системы отсчета отклонений реального контура детали от номинальной кривой, раздельное обучение при формировании программ по углам гибки и в режиме предварительного растяжения.

Предложенная концепция объединяет и обобщает существующие и новые технологические процессы формообразования и контроля сложнопрофильных деталей. Решен оригинальный комплекс взаимосвязанных групп задач, направленных на создание программно-аппаратных средств реализации требуемых системных свойств оборудования и новой совокупности технологических процессов формообразования и контроля.

Указанная проблема в авиационной и оборонной отраслях промышленности относится к комплексным. В статье рассмотрен один аспект технической проблемы, а именно: повышение точности изготовления сложнопрофильных деталей из авиационных сплавов гибкой с растяжением на технологических роботах для обеспечения требуемой точности формообразования в технологическом процессе многономенклатурного штампо-заготовительного производства в реальных условиях значительных изменений размерно-механических параметров заготовок и пуансонов. Проблемность ситуации заключается в невозможности ее решения существующими техническими средствами.

До настоящего времени структура проблемы, условия, цели и пути решения задачи не были оформлены и отдельные частные задачи решали в производственных условиях эмпирически, в основном путем организационных и организационно-технических мероприятий. При этом получаемые удовлетворительные производственные результаты оказывались локальными, они сводились к рекомендациям по ограничениям на конструкционные, функциональные и технологические параметры и режимы. Логических и аналитических обобщений полученных результатов не проводили.

Для решения проблемы предложена единая концепция методических, математических, алгоритмических и программно-аппаратных средств формирования требуемых системных свойств технологического оборудования, позволяющих повысить точность процесса гибки с растяжением на технологических роботах.

Получены следующие результаты исследований:

- новая совокупность технологических процессов формообразования и контроля для многономенклатурного роботизированного производства, позволяющая расширить применение существующих пуансонов и сократить их номенклатуру путем подбора их по геометрическим параметрам и целеобусловленного оперативного формирования параметров управляющей программы;
- методология, принципы формирования координатной сетки, структуры управления технологического робота гибки с растяжением, методика формирования специального формализованного описания схем и законов управления, позволяющая формализовать структуру манипулятора и законы управления перемещениями его звеньев, описать управление формообразованием по перемещениям, силам, моментам, скоростям перемещений, комбинированное и с переменной структурой;
- обобщенный метод обеспечения точности формообразования сложнопрофильных деталей на технологических роботах гибки с растяжением, реализующий формирование целеобусловленной последовательности правил принятия решений по коррекции формообразующего контура обтяжного пуансона, методов обучения и адаптации параметров управляющей программы;
- описание, определение основных свойств и формализация эффекта неустойчивости процесса формообразования на профилегибочных машинах, обусловленного значительным изменением опрокидывающего момента силы растяжения.

По результатам исследования научно-технической информации, лабораторных и многопрофильных производственно-экспериментальных исследований был проведен анализ доминирующих факторов и причин возникновения погрешностей формообразования сложнопрофильных деталей при гибке с растяжением.

Значительная группа причин обусловлена влиянием системы "заготовка–обтяжной пуансон–исполнительные устройства" на процесс формообразования. Среди причин и доминирующих факторов, влияющих на возникновение погрешности детали, связанных с заготовкой, можно выделить вариации размерно-механических параметров. К размерным параметрам относятся изменения размеров поперечных сечений по длине, толщины полки, а также их различия в партии.

Изменение свойств материала заготовки связано со способом изготовления профиля (гибкой из листа на штампах, фрезерованием), а также термической обработкой (отжигом, закалкой на воздухе или селитровой ванне). Для авиационных сплавов, упрочняемых термической обработкой, в частности Д16Т, происходят значительные изменения механических свойств во времени, поэтому для этих сплавов разрешена гибка с растяжением в свежезакаленном состоянии только в течение первых 2 ч. В соответствии с технологией, применяемой в авиационной промышленности, детали изготовляют обязательно партиями.

Формообразование заготовок осуществляют при различной температуре в зависимости от требований технологического процесса. Применяют операцию дополнительного нагрева заготовки до температуры 420 °С (ПГР-7), при которой получают высокие пластические свойства заготовки, уменьшающие момент внутренних нагрузок [1–3]. Погрешности установки имеют случайные и систематические со-

ставляющие. К ним относятся погрешности установки по высоте, в горизонтальной плоскости, углы перекоса и наклона.

Использование смазки может оказывать различное влияние на точность и надежность процесса формообразования. Смазка при ориентации "полка внутрь" уменьшает остаточные деформации пружинения, для ориентации "полка наружу" – наоборот, может их увеличить.

К факторам технологической наследственности, которые в разное время и в разных условиях влияют на выходные параметры, относятся вариации механических свойств поверхностного слоя (в зависимости от способа предварительного формообразования), шероховатость поверхности, наличие смазки, технологических отверстий на концах профиля и др.

Анализ причин погрешностей формообразования, связанных с обтяжным пуансоном, проводят с учетом погрешностей изготовления его контура и базовых отверстий пуансона, случайных и систематических относительных смещений его сегментов.

Также к влияющим факторам относится температура пуансона, что особенно проявляется при предварительном нагреве заготовки. Очевидно влияние износа контура пуансона и налипания на него посторонних частиц на точность формообразования.

Жесткость материала обтяжного пуансона, стыков соединения его сегментов также определяет изменение выходных параметров детали, причем в ряде случаев малая жесткость пуансона, особенно на его концах, приводит к уменьшению погрешностей формообразования.

Погрешности установки оказывают различное влияние на возникновение погрешностей формообразования. Например, самоустанавливаемость в плоскости гибки пуансона для формообразования по силам практически не влияет на изменение остаточных деформаций, а при управлении по перемещениям остаточные деформации возрастают для схемы установки пуансона с самоустановлением. Погрешности установки разделяют на линейные, угловые, в плоскости и из плоскости гибки, комбинированные.

Различные причины, связанные с исполнительными устройствами оборудования гибки с растяжением, также вызывают снижение точности и надежности формообразования. К ним относятся температуры узлов машины и рабочей жидкости. Геометрические параметры, износ подшипников, кулачков патронов, вылет зажимных патронов, деформации узлов влияют на точность в зависимости от конкретных условий и способа управления формообразованием по перемещениям, силам, скоростям и моментам [1–3].

Последние условия определяют кинематические факторы. Неудачный выбор способа управления формообразованием в зависимости от размерно-механических параметров увеличивает погрешность формообразования. К погрешности настройки кинематической схемы относятся погрешности задания расстояния между центрами качания крыльев, диапазон рабочих перемещений зажимных патронов и другие.

Влияние условий формообразования также во многом задает априорную неопределенность протекания процесса. Температура внешней среды влияет на точность формообразования опосредовано через температуру заготовки, пуансона, узлов и рабочей жидкости. Трение между заготовкой и пуансоном и их взаимная ориентация изменяют напряженно-деформированное состояние контактирующего слоя профиля, положение нейтрального слоя и, следовательно, необходимую силу растяжения. Закрепление профиля в нулевой точке технологического робота для гибки с растяжением (ТРГР) предотвращает перетягивание одного гидроцилиндра другим, уменьшает деформации пуансона и снижает влияние нежелательных режимов.

Программно-математическое обеспечение устройства ЧПУ, система автоматизированного проектирования, система контроля и управления точностью также оказывают влияние на выходные параметры процесса формообразования через параметры силового нагружения. Однако это влияние имеет ряд специфических особенностей, связанных с заданием количества опорных точек в управляющей программе (УП), погрешностями задания управляющих параметров в УП, погрешности интерполяции и др. Необходимо учитывать, что погрешности измерения, неоптимальное формирование корректирующих приращений и погрешности отработки управляющих параметров могут уменьшить потенциальные возможности системы контроля.

К одному из слабых мест технологии формообразования на профилегибочных машинах относится необходимость регулировки гидроаппаратуры, например, электрогидроусилителей, требующей высокой квалификации обслуживающего персонала.

Последовательность приложения нагрузок вида "изгиб–растяжение", "растяжение–изгиб", "растяжение–изгиб–растяжение" определяет различные результаты по увеличению или уменьшению погрешностей формообразования в зависимости от угла гибки, условий формообразования и других факторов. В частности, последовательность "изгиб–растяжение" позволяет достичь наибольшей точности на малых углах гибки. Выбор и задание регулируемых направляющих параметров (момента, скорости, перемещения, силы) в зависимости от входных факторов может оказывать влияние различной степени на вариации выходных параметров.

Условия освобождения профиля, ориентированного "полкой внутрь", часто приводят к растяжению профиля или боковому изгибу. Рекомендуется освобождать профиль из пуансона ударами по торцу детали в осевом направлении. Прикатка доводочным устройством внешнего слоя профиля может привести к различным результатам в зависимости от числа проходов и силы прижима ролика.

При формообразовании могут возникать нестационарные процессы, отклонения от нормального режима, часто приводящие к аварийным ситуациям. В основном эти явления возникают при отладке управляющей программы. При воспроизведении отлаженной программы вероятность их возникновения достаточно низка.

Возмущающие факторы (например, износ контура пуансона, вариации размерно-механических параметров заготовки и пуансона) могут оказывать доминирующее влияние на точность и надежность процесса формообразования в различных условиях и в разные моменты времени.

Наличие возмущающих факторов и параметров различной природы, в частности, труднопрогнозируемые деформации контура обтяжного пуансона, не позволяют непосредственно использовать методы аналитического программирования на этапе подготовки производства.

По смыслу любые задачи управления формообразованием сложно-профильных деталей на технологических роботах гибки с растяжением относятся к задачам терминального управления, поскольку важно конечное состояние объекта производства. Поэтому программы изменения параметров состояния принципиально не могут быть выбраны однозначно, при этом нужно удовлетворять большому числу ограничений, учитывать возможности реальных регуляторов и приводов исполнительных устройств, а также возможности измерения различных параметров состояния. При этом обычно существенны факторы неопределенности, отражающие различия материала заготовок, погрешности размеров сечений и т.д. [1–3].

При построении алгоритмов управления необходимо учитывать то, что технологический процесс определяется параметрами, задаваемыми в системах координат, связанными с концевыми сечениями заготовок, а непосредственно управляемыми являются другие величины (обобщенные координаты штоков и давления в полостях растяжных гидроцилиндров). Это представляет различную сложность в зависимости от того, осуществляется ли программирование методом обучения или аналитически.

При программировании обучением программы могут быть заданы по любым параметрам, только чтобы эти программы можно было воспроизводить и это давало однозначность состояния в любой момент времени. Так, если при обучении регистрируются последовательности значений обобщенных координат по сигналам датчиков линейных перемещений и углов поворота, то в рабочих режимах при воспроизведении программы естественным образом задаются по этим же обобщенным координатам, а те же датчики используются как датчики обратных связей. При аналитическом программировании необходимо преобразование координат от концов заготовки к осям элементов исполнительных механизмов.

Рассмотрим путь практического решения вспомогательной задачи геометрического преобразования. В зависимости от метода управления (он может быть координатным, силовым или комбинированным) нужно преобразовывать линейные координаты или силы, или и то и другое. Преобразование может быть непосредственным (когда формулы преобразования просты) или двухэтапным, с приведением, с одной стороны, параметров изгиба заготовки, а с другой – координат условного центра схвата (выраженных через обобщенные координаты механизма манипулятора) к единой, например, прямоугольной системе координат.

При управлении целесообразно осуществлять линеаризацию геометрических соотношений относительно программ. Программная траектория, соответствующая отсутствию дополнительного растяжения заготовки, представляет собой эвольвенту контура пуансона.

При программировании для устройства ЧПУ, способного выполнять круговую интерполяцию, эвольвента должна быть аппрокисимирована дугами окружностей. Необходимое число дуг, расположение центров и точек сопряжения можно определять по методу наименьших квадратов, однако с тем ограничением, что деформирование по получаемому приближенному закону нигде не приводит к отрицательным деформациям. Поэтому при численных расчетах аппроксимации следует проверять и в случае необходимости корректировать. Необходимое число дуг окружностей при аппроксимации определяется допустимой максимальной погрешностью, а также контуром пуансона. Основной характеристикой профиля можно считать максимальный угол наклона касательной к контуру пуансона (на его конце).

Стандартное программное обеспечение устройства ЧПУ предполагает программирование траекторий в явном виде. Однако существует другой способ программирования, при котором законы движения получаются, как решения дифференциальных уравнений при определенных начальных условиях.

Интегрирование дифференциальных уравнений осуществляется в реальном времени шаг за шагом. Таким образом, программная траектория не рассчитывается заранее, а определяется рекуррентно в процессе самого движения. При силовом управлении тригонометрическим преобразованиям подвергаются силы и моменты. Исходно условия на силу растяжения и изгибающий момент задаются в последовательности точек схода заготовки с пуансона. В одних случаях их целесообразно приводить к концу заготовки, в других – приведение следует осуществлять к оси шарнира захватного устройства.

Если схват самоустанавливающийся, а привод ориентирующей степени подвижности отсутствует, то сила и момент преобразуются к обобщенным силам в соответствии с кинематической схемой манипулятора.

Важным преимуществом силового управления является то, что сила растяжения может быть постоянной или незначительно изменяющейся. Однако при переходе к обобщенным координатам и силам, развиваемым приводами, для большинства схем обобщенные силы должны изменяться при этом в довольно широких пределах. Поэтому значительные преимущества имеют схемы, в которых растяжение создается специальными растяжными гидроцилиндрами, качающимися и фактически следящими за касательными в концевых точках заготовки. Этим объясняется широкая распространенность указанных схем.

При выборе между основными путями (управления по деформациям или силам) следует отдавать предпочтение первому, так как, во-первых, именно по деформациям налагаются ограничения, вытекающие из условия неразрушения, а, во-вторых, при наличии ярко выраженной площадки текучести стабилизировать пластические деформации только по силам невозможно. Но при монотонном нарастании сил растяжения или при их стабилизации пластический изгиб вполне допустим.

При комбинированном управлении программа задается по линейной комбинации отклонений обобщенных координат и обобщенных сил. Особенности такого управления зависят от выбора коэффициентов в соответствующих слагаемых закона управления. Другая возможность комбинированного управления реализуется при переходе от одной программы к другой, что в теории управления квалифицируется как переменная структура, т.е. необходимо, чтобы на первом этапе увеличением силы растяжения довести заготовку до начала пластических деформаций, а затем, контролируя дополнительные деформации и ограничивая их, осуществлять изгиб. Такой способ дает значительные преимущества, когда момент начала пластических деформаций заранее не может быть оценен с удовлетворительной точно-

стью вследствие разброса характеристик материала, наличия остаточных напряжений, возникающих на предыдущих этапах технологического процесса, отличий размеров сечений от номинальных значений.

Процесс формообразования сложнопрофильных деталей на технологических роботах имеет различные режимы реализации последовательности приложения нагрузок вида "изгиб–растяжение", "растяжение–изгиб", "растяжение–изгиб–растяжение". Известно, что наиболее оптимален по условию суммарной деформации длины профиля режим "изгиб–растяжение". При этом формообразование осуществляется следующим образом.

Профильную заготовку устанавливают в зажимные патроны ТРГР, после чего проводят ее рихтовку с незначительным давлением в полостях растяжных самоустанавливающихся гидроцилиндров, осуществляют поворот крыльев на требуемый угол, в результате чего происходит деформация изгиба профиля.

Реализуется последующее пластическое деформирование растяжения профиля за счет осевого перемещения зажимных патронов, при этом профиль плотно прилегает к формообразующему контуру пуансона с незначительным проскальзыванием. После чего деталь освобождается из зажимных патронов, а крылья ПГР-6АД выходят в исходное положение.

Дополнительное приложение осевого растяжения позволяет обеспечить на малых углах гибки параметры формы в сечениях, а также параметры остаточных деформаций пружинения детали после ее освобождения. К существенным преимуществам способа относится возможность достаточно простой корректировки параметров управляющей программы (угла поворота крыла) в зависимости от деформации контура обтяжного пуансона под действием распределенной нагрузки. Деформации пуансона приводят к изменению длины изгибаемого участка профиля.

При осуществлении способа не требуется программирования скоростей перемещения рабочих органов – они выбираются из имеющихся в программе электроавтоматики машины. Фактически способ реализует натяжку формообразуемого профиля на контур пуансона (в отличие от обтяжки при реализации режима "растяжение–изгиб"). Применение смазки в данном случае особенно необходимо для ориентации профиля "полкой внутрь".

В качестве вывода эффективно использование режима "изгиб–растяжение" на малых углах гибки при формообразовании профильных заготовок из авиационных сплавов со значительными вариациями размерно-механических параметров заготовок и пуансонов, а режим "изгиб–растяжение" может быть воспроизведен при разработке и эксплуатации простейших штампов гибки с растяжением.

Заключение. При изготовлении мелкосерийных и единичных партий деталей для изделий авиационной техники во многих случаях отсутствуют справочные данные о параметрах и их пространственно-временных изменениях процесса, также нет практической возможности в проведении полных экспериментальных исследований.

С учетом поставленной цели, заключающейся в повышении точности формообразования сложнопрофильных деталей на технологических роботах гибки с растяжением в условиях априорной неопределенности мелкосерийного и единичного производства изделий авиационной техники, была разработана целеобусловленная последовательность правил принятия решений по оперативному формированию управляющей программы УЧПУ.

Данное исследование позволило подтвердить возможность уменьшения случайной коррелированной составляющей погрешностей изготовления, вызванной влиянием различных возмущающих факторов и параметров различной природы, за счет реализации контурного (координатного) управления на технологических роботах гибки с растяжением (ПГР-6АД) в сравнении с ручным управлением по давлению в растяжных самоустанавливающихся гидроцилиндрах на ПГР-6 (ПГР-7).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Аналитическое** решение задачи гибки с растяжением / А.В. Кочетков, И.Б. Челпанов, В.Б. Гнитько, В.И. Ермолаев // Вестник машиностроения. 2000. № 7. С. 46–49.

2. **Ермолаев В.И.** Повышение эффективности управления на автоматизированных профилегибочных машинах за счет уточнения математической модели процесса формообразования и оперативной коррекции управляющих программ: автореф. дис. ... канд. техн. наук. Саратов, 2004. 16 с.

3. **Гнитько В.Б.** Исследование технологических роботов для гибки с растяжением: автореф. дис. ... канд. техн. наук. Санкт-Петербург, 2004. 16 с.

Андрей Викторович Кочетков, д-р техн. наук,
soni.81@mail.ru

ООО "Издательство Машиностроение"
продолжает подписку на журнал
«ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ»

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

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

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

УДК 621.77.01

С.Б. Арюлин, И.В. Халипов *(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)*

Получение многослойных композиционных материалов методом горячей прокатки

Приведено решение практических задач экспериментальной технологии получения композиционных материалов на основе железа. Рассмотрен наиболее ответственный этап процесса от выбора композиции металлов и изготовления слоистого пакета до его горячей прокатки в вакуумной капсуле. Особое внимание уделено расчету режимов деформации композита на первых проходах горячей прокатки, обеспечивающих требуемую ламинарную структуру слоистого металла.

Ключевые слова: многослойные листы; вакуумные пакеты; горячая прокатка; режимы деформации; уширение; ламинарная структура металла.

The solution of practical problems in experimental technology of obtaining of composite materials based on iron is presented. The most important stage of the process from of selecting of metals composition and production of layered package for hot-rolled metal in vacuum capsule is considered. Particular attention is paid to the calculation of deformation regimes of the composite for the firsts passings of hot rolling, that provide the required laminar structure of the layered metal.

Keywords: laminated sheets; vacuum bags; hot rolling; deformation; broadening; laminar structure of metal.

Введение. В настоящее время в научных изданиях, относящихся к области металлургии, появилось много публикаций, посвященных исследованиям возможности получения в многослойных металлических материалах субмикро- и наноразмерной структуры. Такой интерес обусловлен особыми свойствами многослойного материала, который позволяет изготовленным из него деталям машин и механизмов длительное время работать в условиях высокого температурно-силового воздействия, что недостижимо при использовании монометаллических деталей.

Среди известных способов получения слоистых композиционных материалов [1] наиболее перспективным является способ пакетной прокатки многослойной заготовки, состоящей из промышленно выпускаемых металлов и сплавов.

Метод многократной прокатки многослойных композитов, состоящих из металлов, обладающих минимальной растворимостью друг в друге, был применен и развит группой исследователей Института физики твердого тела РАН [2], получивших слоистый материал со слоя толщиной 10 нм.

Представляет интерес работа по реализации технологии производства многослойных листов методом газостатического изотермического прессования в газостате с последующей прокаткой [3].

Сотрудники МГТУ им. Н.Э. Баумана разработали технологический процесс получения субмикро- и наноструктурированных материалов листового сортамента на основе горячей прокатки многослойных композиционных заготовок. Полный технологический цикл получения многослойного листового материала состоит из следующих основных повторяющихся операций [4]:

сборка пакета из определенного числа пластин толщиной 0,35...1 мм;

горячая прокатка пакета в вакууме;

холодная прокатка на воздухе до толщины, равной первоначальной толщине одной исходной пластины, составляющей композит.

Во втором и последующих циклах сборка пакетов происходила из пластин, являющихся продуктом предыдущего цикла.

Важной задачей, требующей серьезной проработки, является выбор материалов для получения исходных композиций многослойных заготовок, обеспечивающий формирование наноразмерной структуры в процессе дальнейшего технологического передела. Как показали исследования [5, 6], получение многослойной ламинарной структуры в материале, созданной на основе одного металла, возможно в том случае, если в исходной композиции участвуют сплавы, имеющие различное кристаллическое строение (например, ОЦК- и ГЦК-решетка).

Результаты эксперимента и обсуждение. В статье рассмотрено решение практических задач при получении композитного материала из сталей 08Х18Н10 и 40Х13 методом горячей прокатки на этапе первого технологического цикла. Такая пара сталей представляет интерес, так как в полученном материале будут наследоваться коррозионная стойкость и высокая прочность, т.е. необходимые свойства, например, для изготовления резервуаров высокого давления для химически активных сред. Характеристики сталей 08Х18Н10 и 40Х13 приведены в табл. 1.

Исходным материалом для изготовления карточек является холоднокатаный лист сталей 08Х18Н10 и 40Х13 толщиной 0,5 мм, изготовленный по ГОСТ 5582–75. Карточки из листа вырубаются на гильотинных ножницах в соответствии

1. Характеристики исследуемых сталей

Химический состав стали 40Х13, % мас.						
C	Cr	Fe	Mn	P	S	Si
0,36....0,45	12...14	Основа	≤ 0,8	≤ 0,030	≤ 0,025	≤ 0,8

Механические свойства стали 40Х13 при повышенных температурах					
$t_{исп}$, °С	$\sigma_в$	$\sigma_{0,2}$	δ_5	ψ	*KC*U, Дж/см^2
	Н/мм^2		%		
Сталь 40Х13 (закалка с 1000 °С на воздухе, отпуск при 650 °С)					
20	965	715	16	52	55
200	835	670	14	57	130
300	790	640	13	53	125
400	720	585	12	52	160
500	620	540	14	54	165
600	460	420	21	80	160
Сталь 40Х13 (закалка с 1050 °С на воздухе, отпуск при 600 °С, твердость 311...331 НВ)					
20	1140	910	12,5	32,0	12
200	960	830	11,0	40,0	50
300	920	730	10,0	38,5	70
400	795	685	11,5	45,0	75
500	530	475	19,5	76,5	80
600	310	260	21,0	84,0	120
Сталь 40Х13 (закалка с 1050 °С на воздухе, отпуск при 650 °С, твердость 277...286 НВ)					
20	950	725	14,0	41,5	25
400	–	–	–	–	95
450	650	555	15,0	44,0	–
500	555	–	18,0	67,0	135

Химический состав стали 08Х18Н10, % мас.							
C	Cr	Fe	Mn	Ni	P	S	Si
≤ 0,08	17...19	Основа	≤ 2,0	9...11	≤ 0,035	≤ 0,020	≤ 0,8

Механические свойства стали 08Х18Н10 при повышенных температурах (данные ЦНИИТМАШ)				
$t_{исп}$, °С	$\sigma_в$	$\sigma_{0,2}$	δ_5	ψ
	Н/мм^2		%	
20	570	210	60	70
400	410	110	46	69
480	380	98	45	69
540	360	96	40	70
600	330	82	39	58
650	290	76	37	44
700	235	74	35	36
750	185	73	31	28
800	150	69	30	28

с рациональным раскроем, после чего осуществляют снятие заусенцев, контроль линейных размеров, отбраковку по принципу наличия царапин, вмятин и прочих дефектов.

Важным этапом подготовки контактных поверхностей является обезжиривание. Для обезжиривания используют следующие средства: щелочные (погружение, облив, орошение или обрызгивание); растворители (погружение, подача растворителя в паровой фазе, комбинированный способ); эмульсии (орошение или обрызгивание); электролитические способы (анодное, катодно-анодное).

В качестве основных компонентов очистительных средств применяют гидроксиды, карбонаты, фосфаты, силикаты, бораты или сульфаты щелочных металлов, в качестве растворителей – трихлорэтилен и тетрахлорэтилен, хорошо растворяющие жиры и масла [1].

В данной работе, исходя из состояния поверхности первичных карточек, для удаления возможного загрязнения их жировыми фракциями применяли ультразвуковую очистку карточек в ультразвуковой ванне УЗВ-28 (рабочая частота 35 кГц) при температуре моющего раствора 55 °С в течение 10 мин с последующей промывкой в отфильтрованной проточной воде и сушкой в низкотемпературной лабораторной печи (SNOL 75/350) при температуре 350 °С в течение 15 мин.

После завершения очистки необходимого количества первичных заготовок следует операция укладки первичных заготовок двух марок сталей в корпус капсулы через одну. Корпус с пакетом заготовок накрывают крышкой, которую обваривают по периметру. Для удаления воздуха из капсулы, что важно для предотвращения образования оксидов на поверхностях заготовок, составляющих многослойный пакет в результате последующего термомеханического воздействия, ее подвергают вакуумированию путем откачки воздуха специальной станцией через трубку капсулы. При достижении в капсуле давления вакуума $1 \cdot 10^{-4}$ мм рт. ст. (0,013 Па) ее герметизируют сваркой. После отсоединения от вакуумной станции капсулы осуществляют ее проверку на герметичность.

Основная задача в технологии производства многослойных материалов состоит в создании прочного соединения между слоями. Экспериментально доказано, что соединение металлов главным образом зависит от их физико-химических свойств, в частности от соотношения атомных диаметров, ориентации кристаллических решеток в плоскости контакта, наличия различных структурных дефектов и других факторов.

В настоящее время можно считать, что в основе соединения однородных и разнородных металлов в твердом состоянии лежит схватывание, заключающееся в образовании металлической связи между атомами соединяемых поверхностей, которые должны быть ювенильными, т.е. свободными от оксидных пленок и адсорбированных слоев, и находиться в состоянии физического контакта [1].

Опыт получения композитных материалов методом горячей прокатки показал, что в некоторых случаях операции вакуумирования первичного многослойного пакета в капсуле перед прокаткой для получения монолитного материала, не имеющего в процессе деформации расслоения, сдвигов и смещения слоев, недостаточно. В таких случаях необходимо провести подготовительные операции по компактированию пакетов и оболочки капсулы.

В качестве подготовительной операции рассматривали: газостатическое изотермическое прессование капсул с пакетами в специальных машинах – газостатах; предварительную горячую деформацию капсул осадкой на прессе в свободной пресс-форме с выдержкой под нагрузкой до полного остывания; диффузионную сварку многослойного пакета в вакуумном конверте (капсуле) с высокотемпературной выдержкой в электропечи.

Среди экспериментов, в которых непосредственно горячей прокатке предшествовало предварительное компактирование, осуществляли горячую прокатку некоторых композиций слоистых металлов без предварительной подготовки.

В процессе получения многослойных материалов наблюдается значительная межслойная диффузия легирующих элементов [6, 7]. Поэтому выбор температуры горячей прокатки, помимо прочих технологических задач, должен был обеспечить сохранение ламинарного строения материала.

Известно, что управление диффузионным потоком углерода можно облегчить, если горячую деформацию многослойной заготовки проводить в таком температурном интервале, в котором компонент, претерпевающий полиморфное превращение, переходит в аустенитное состояние, а его упрочняющая фаза еще не начинает растворяться. Таким образом, температура горячей прокатки 1050 °С является предельной для композиции, в состав которой входит сталь 40Х13.

Нагретая в электропечи под прокатку капсула (с минимальными, по возможности, затратами времени), подавалась либо на стан дуо 260 (рис. 1), либо на стан продольной прокатки дуо 160 (рис. 2), где прокатывалась с относительными обжатиями в каждом проходе, рассчитанными по специальной методике. После каждого прохода осуществлялся подогрев капсулы под прокатку для следующего прохода.

Рис. 1. Горячая прокатка многослойной заготовки на стане дуо 260

В данной статье рассмотрен вопрос выбора режимов горячей прокатки многослойного материала на стане дуо 160; деформация от прохода к проходу велась до минимально возможной толщины заготовки, когда приращения обжатия после прохода при установке валков "взабой" (нулевой зазор) не наблюдается, т.е. до того момента, когда конечная толщина полосы определяется упругой деформацией клети. Опыт горячей прокатки сталей подобного марочного состава на стане дуо 160 показал, что подобная ситуация наблюдается при достижении толщины прокатываемой полосы $h_1 \approx 1{,}5$ мм.

Фактором, ограничивающим получение более тонкой полосы при этом, является быстрое остывание металла при переносе его из нагревательной печи на вводные проводки прокатного стана, в результате чего прокатка ведется при низкой температуре. Высокое сопротивление деформации металла при этом обусловливает, с одной стороны, практическое отсутствие его пластической деформации и с другой – большие упругие деформации элементов прокатной клети.

При проведении поисковых научно-исследовательских работ, когда на начальном этапе нет рекомендаций по выбору режимов деформации, величину обжатия на каждом из проходов выбирают исходя из следующих критериев:

1. Учитывая пропускную способность лабораторной электрической печи (внутренний объем) и большое число экспериментов (количество прокатываемых капсул с многослойными пакетами), а также в целях экономии времени и энергоресурсов прокатку на конечную толщину предпочтительнее вести с меньшим числом проходов (промежуточных подогревов), т.е. с максимальным обжатием за проход.

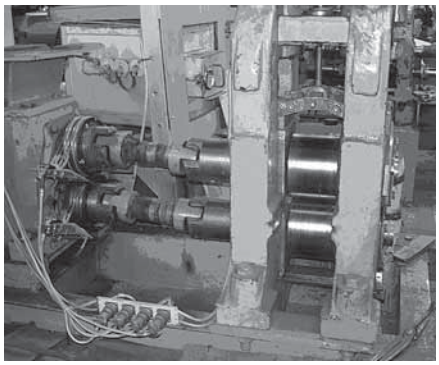


Рис. 2. Стан продольной прокатки дуо 160

При этом максимальное обжатие за проход ограничено условием захвата полосы валками, которая характеризуется углом захвата $\alpha_{зах}$. Угол захвата определяют по формуле

$$\sin \alpha_{зах} = \sqrt{\Delta h / R},$$

где $\Delta h = H_0 - h_1$ – абсолютное обжатие за проход; H_0 – начальная высота полосы перед проходом; h_1 – высота полосы после прохода; R – радиус рабочего валка прокатной клети (в данном случае R = 80 мм).

Из опытных данных для случая горячей прокатки стальных листов угол захвата не может превышать 22...23°. Исходя из этого, можно определить максимальное обжатие за проход. Угол захвата 22...23°, соответствующий обжатию ε = 20...22 %, тем более оправдан ввиду того, что при первых опытных прокатках капсул с многослойными пакетами были отмечены случаи незахвата полосы при обжатии Δh = 15 мм, ε = 27 % на первых проходах, что соответствовало углу захвата (скорее "незахвата") 25,5°. Таким образом, максимальное обжатие за проход не может превышать 22 % до тех пор пока высота полосы значительно не уменьшится (на 50...70 %).

2. Как следует из теории пластичности, в которой рассматривался вопрос совместной пластической деформации разных металлов, при обработке давлением двухкомпонентной комбинации слоистого материала (в данном случае составленной из сталей 08Х18Н10 и 40Х13) для начала совместной деформации разнородных слоев необходимо, чтобы в процессе обжатия текущий предел текучести материала, обладающего изначально меньшим значением $\sigma_т$, был равен начальному пределу текучести материала с более высоким показателем $\sigma_т$, т.е. первый металл должен упрочниться. Только после этого начинаются деформация слоя с более высоким начальным значением $\sigma_т$ и равномерная совместная деформация всего слоистого пакета.

Приведенные зависимости позволяют определить минимальную степень обжатия слоистого пакета, при которой начинается совместная пластическая деформация всех слоев, что важно для расчета режимов горячей прокатки по проходам.

В работе [4] на основании анализа кривых деформационного упрочнения сталей 08Х18Н10 и 40Х13 установлено, что уже при относительной деформации 10 % пределы текучести этих сталей равны и при дальнейшей деформации будут меняться без существенных отличий между собой. Таким образом, прокатку композита, составленного из этой пары сталей, можно вести с обжатиями не меньше ε = 10 %.

3. Из теории и опыта прокатки известно, что чем больше обжатие за проход, тем больше величина уширения $\Delta b = b_1 - b_0$, где b_0 – ширина полосы до прохода; b_1 – ширина полосы после прохода.

При прокатке капсулы с многослойным пакетом при достижении высоты заготовки $h_1 \approx 1{,}5$ мм важно иметь у нее максимальную длину и, соответственно, минимальную ширину. Из конечного на этом этапе продукта в соответствии с разработанной технологией изготовляют первичные карточки для формирования многослойных пакетов последующего передела. Ширина такой карточки 50 мм. Таким образом, прокатная полоса при толщине 1,5 мм должна иметь ширину, минимально отличающуюся от 50 мм. Чем меньше это отличие (минимальное уширение), тем больше длина полосы и большее количество карточек может быть из нее изготовлено.

При горячей прокатке листов замечено, что этот процесс часто сопровождается появлением на боковых кромках деформируемого металла дефектов в виде растрескивания, расслоения. Дефекты могут распространяться на расстояние от единиц до десятка миллиметров от края кромки к центру полосы и обычно подлежат удалению путем обрезки на дисковых ножницах. Учитывая перечисленные факторы, выявлено, что оптимальной шириной готовой полосы является ширина 80 мм.

Опыт горячей прокатки прямоугольных заготовок показал, что с увеличением ширины деформируемой полосы уширение уменьшается, а при достижении соотношения $b_0 / h_{ср} \approx 5$, где $h_{ср}$ – средняя высота полосы в очаге деформации, существенного уширения полосы при последующей прокатке не наблюдается.

Таким образом, исходя из желательной ширины полосы (при h_1 = 1,5 мм), равной 80 мм, соотношение $b_0 / h_{ср} \approx 5$ достигается при $h_{ср} \approx 16$ мм. Следовательно, прокатку нужно вести, начиная с первого прохода (H_0 = 54 мм) до высоты $h \approx 16$ мм с такими обжатиями, чтобы по достижении размера $h_1 \approx 16$ мм ширина полосы составляла около 80 мм.

Обобщая ограничения и рекомендации, изложенные выше, необходимо найти оптимальное решение в расчете режимов обжатия.

Исходные данные для оптимизации:

1. Обжатия по проходам (до высоты ≈16 мм) должны составлять от 7 до 20 % за проход.

2. Начальная высота капсулы 54 мм.

3. Начальная ширина капсулы (с учетом изменения размеров при компактировании) B_0 = 58 мм.

4. Суммарное уширение при прокатке от H_0 = 54 мм до $h \approx 16$ мм равно $\Delta b_\Sigma = 22$, что соответствует суммарному обжатию $\varepsilon_\Sigma \approx 70$ %.

Для расчета выбирают шаг изменения обжатия (минимум шага ограничен точностью установки раствора валков).

Расчет ведут последовательно от обжатия 7 % в каждом проходе. При этом по формуле Б.П. Бахтинова:

$$\Delta b = 1{,}15 \frac{\Delta h}{2 h_0} \left(\sqrt{R\, \Delta h} - \frac{\Delta h}{2 \mu} \right),$$

где μ – коэффициент трения (в данном случае μ = 0,35), определяют уширение в проходе и ведут до высоты h_1 = 16 мм.

Далее рассчитывают суммарное уширение b_Σ, если оно менее 22 мм, что соответствует конечной ширине полосы меньше 80 мм, расчет повторяют с обжатием 7 % + шаг изменения обжатия %, до тех пор, пока при высоте полосы 16 мм суммарное уширение станет равно b_Σ = 22 мм, что соответствует конечной ширине полосы 80 мм.

Расчеты показали, что полоса приобретает ширину 80 мм за пять проходов со средним обжатием за проход около 16 %, среднее уширение за проход 2 мм. Абсолютное обжатие за проход Δh = 5,0...7,5 мм.

Прокатку от 16 до 1,5 мм ведут с большими обжатиями за проход $\varepsilon \approx 52$ %, уширение практически равно 0.

По результатам расчетов был выбран режим прокатки капсул с многослойными пакетами композиции 40Х13 и 08Х18Н10 на стане дуо 160, во время прокатки проводили замеры (в горячем состоянии) высоты и ширины полосы (рис. 3). Факторами, влияющими на расхождение расчетных значений режимов прокатки и расчетов, полученных по факту (после прокатки), являются точность настройки, колебания упругой деформации клети, погрешности замеров проката в горячем состоянии и т.д.

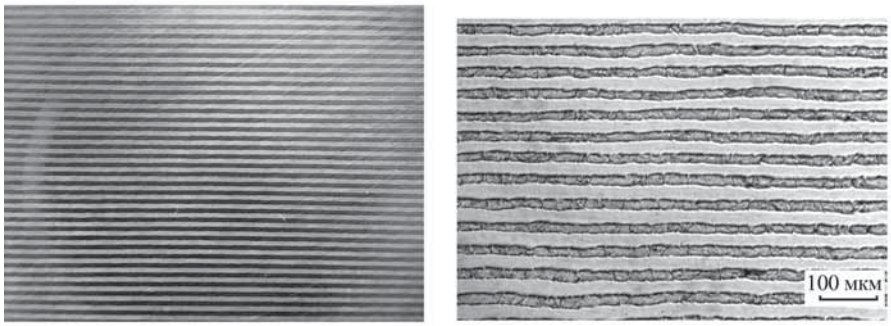
Рассчитанные режимы удается выдержать при прокатке, что подтверждается получением заданных размеров конечного продукта $h \approx 1{,}5$ мм; $b \approx 80$ мм, при общем числе проходов, равном 10. В табл. 2 представлен фактический график

Рис. 3. Контроль размеров полосы во время прокатки

2. Фактический график прокатки

Номер прохода	H_0	$H_в$	h_1	Δh	ε, %	b, мм
	мм					
1	54,0	48,0	49,0	5,0	9	63
2	49,0	42,5	43,5	5,5	11	65
3	43,5	35,0	36,0	7,5	17	67
4	36,0	29,0	30,0	6,0	17	70
5	30,0	23,0	24,0	6,0	20	73
6	24,0	18,0	19,0	5,0	21	76
7	19,0	11,0	12,5	6,5	34	80
8	12,5	6,0	6,5	6,0	48	80
9	6,5	3,0	4,5	2,5	38	80
10	4,5	0,8	1,5	3,0	66	80

Обозначение. $H_в$ – устанавливаемый зазор между валками по проходам.



а) *б)*

Рис. 4. Макро- (*а*) и микроструктура (*б*) многослойной заготовки

прокатки многослойного материала из композиции 40Х13 и 08Х18Н10 на стане дуо 160.

В силу достаточно высокой трудоемкости разработанного экспериментального технологического процесса, который включает в себя помимо описанного этапа горячей прокатки большого числа капсул до h_1 = 1,5 мм, дальнейшую холодную прокатку металла до толщины исходной первичной заготовки особое внимание уделяется контролю качества и структуре многослойного материала на начальных этапах деформационного воздействия, т.е. на первых проходах горячей прокатки.

Подтверждением для всего приведенного выше стали результаты металлографических исследований макроструктуры слоистого материала композиции 40Х13 и 08Х18Н10, прошедшего предварительную подготовку диффузионным спеканием, из которого были вырезаны поперечные темплеты и изготовлены микрошлифы после первого деформационного перехода горячей прокатки (после 1-го прохода).

На рис. 4, *а* приведена макроструктура центральной зоны заготовки после 1-го прохода, которая характеризуется ровным и параллельным расположением слоев друг относительно друга. Именно такая структура является обязательной для успешного осуществления полного цикла разработанной технологии. Последующая прокатка приводит к формированию достаточно совершенной слоистой структуры, годной к дальнейшему технологическому переделу (см. рис. 4, *б*).

Заключение. Изложен первый этап технологического процесса получения субмикро- и наноструктурированных материалов листового сортамента на основе прокатки многослойных композиционных заготовок. На этом этапе в результате горячей деформации на стане продольной прокатки капсулы с многослойным пакетом получают заготовку с требуемой структурой и размерами под дальнейшую холодную прокатку до толщины исходной карточки.

Представлены критерии выбора температуры деформации и оптимизации режимов горячей прокатки по проходам для получения из капсулы наибольшего количества заготовок требуемого качества.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Производство** слоистых композиционных материалов / А.Г. Кобелев, В.И. Лысак, В.Н. Чернышев, А.А. Быков, В.П. Востриков. М.: Интермет-Инжиниринг, 2002. 496 с.

2. **Карпов М.И., Внуков В.И. и др.** Возможности метода вакуумной прокатки как способа получения многослойных композитов с нанометрическими толщинами слоев // Материаловедение. 2004. № 1. С. 48–53.

3. **Бурмистров В.И.** Технология производства многослойных листов методом ГИП и прокатки // Технология металлов. 2004. № 5. С. 6–11.

4. **Исследование** процессов компактирования первичных заготовок многослойных материалов на основе железа / А.Г. Колесников, А.И. Плохих, И.Ю. Михальцевич, Ш.Т. Мечиев // Неделя металлов в Москве: сб. тр. конф. М., 2008. С. 366–373.

5. **Исследование** особенностей формирования субмикро- и наноразмерной структуры в многослойных материалах методом горячей прокатки / А.Г. Колесников, А.И. Плохих, Ю.С. Комиссарчук, И.Ю. Михальцевич // МиТОМ. 2010. № 6. С. 44–49.

6. **Колесников А.Г., Плохих А.И., Михальцевич И.Ю.** Исследование возможности получения субмикро- и наноразмерной структуры в многослойных материалах методом горячей прокатки // Производство проката. 2010. № 3. С. 25–31.

7. **Исследование** влияния диффузионной подвижности легирующих элементов на стабильность структуры многослойных металлических материалов / А.И. Плохих, Д.В. Власова, О.М. Ховова, В.М. Полянский // Наука и образование: электронное научно-техническое издание. 2011. № 11. Эл № ФС 77-30569, № гос. регистрации 0421100025. URL: http://technomag.edu.ru/ doc/ 262116.html.

Сергей Борисович Арюлин,
nukmt@bmstu.ru;
Игорь Валентинович Халипов

УДК 621.771.011

В.А. Харитонов, И.В. Таранин
(Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова)

Моделирование продольной прокатки в калибрах методом конечных элементов

На основе моделирования методом конечных элементов в среде программного комплекса DEFORM-3D проанализировано деформированное состояние металла при сортовой прокатке круглого профиля в двухвалковых калибрах, образованных коническими валками. Отмечено, что прокатка в неравноосных калибрах, выполненных с углом скоса 30°, способствует увеличению сдвиговых деформаций в поперечном сечении металла.

Ключевые слова: продольная сортовая прокатка; сдвиговая деформация; конические валки.

Strain conditions of metal at the rolling of round billet in double roll calibers, which form by conic rolls are analyzed, using finite element method by means computer simulation in program system DEFORM-3D. The rolling in non-equiaxed calibers, which form with bevel angle 30°, promote to increase shear strain in cross-section of metal.

Keywords: longitudinal grade rolling; shear strain conditions; conic rolls.

Повышение свойств готового проката – актуальная и важная проблема при проектировании технологических процессов обработки металлов давлением. Применительно к производству круглого проката важнейшими задачами являются: получение требуемой микроструктуры и улучшение комплекса механических свойств продукции.

В современных условиях при горячей прокатке данные задачи решаются с помощью управления температурно-скоростными условиями прокатки и охлаждения полосы (процессы термомеханической обработки), а в процессах с использованием холодной деформации – с помощью операций термической обработки.

Потенциал пластической деформации, как способа управления структурными преобразованиями в металле, при сортовой прокатке используется не в полной мере. Калибровка валков, как один из основных элементов технологии производства сортового проката и управления пластическим течением, в настоящее время решает задачи получения требуемой точности геометрии, стабильности процесса непрерывной прокатки, обеспечения необходимой вытяжной способности калибров при максимально возможной плавности формоизменения.

Для решения этих задач разработаны различные подходы к проектированию калибровок валков, которые на сегодняшний день успешно применяются. При этом следует отметить, что способ продольной прокатки в калибрах относится к монотонным процессам, поэтому возможности управления пластическим течением металла в технологических процессах производства сортового проката, в том числе и катанки, существенно ограничены.

Известные методы интенсивной пластической деформации [1, 2], позволяющие управлять структурными изменениями в металле и получать ультрамелкозернистую и наноструктуру в сталях, малопригодны в условиях современных прокатных станов, волочильных машин и других промышленных агрегатов. Однако теоретические предпосылки данных методов, касающиеся управления структурными преобразованиями в металле за счет пластической деформации, можно применять для разработки новых и совершенствования действующих технологических процессов получения сортового проката.

Значительным потенциалом при управлении структурными преобразованиями в металле обладают технологические схемы, реализуемые в кузнечно-штамповочном производстве. Накопленный опыт получения поковок с заданными механическими свойствами в условиях ограничений степени деформации [3] позволяет заимствовать идеи управления пластическим течением металла для реализации их в сортовой прокатке.

Схема пластического течения является макрохарактеристикой очага деформации и образуется совокупностью предписанных потоков и потоков вытеснения металла [4]. Управление деформационными потоками, а также характеристикой нормального и сдвигового воздействий на заготовку позволяет проектировать новые и совершенствовать известные процессы ОМД.

В кузнечно-штамповочном производстве высоким потенциалом в данном направлении обладают схемы деформирования с дополнительными макросдвигами [5, 6]. В работе [6] описаны и классифицированы способы, обеспечивающие дополнительные макросдвиги в заготовке при ее деформировании ковкой, исследовано напряженно-деформированное состояние заготовки при протяжке бойками со скосом и показано, что сдвиговые деформации по поперечному сечению заготовки при протяжке возрастают с увеличением угла скоса бойков. Высокая интенсивность деформаций сдвига, как отмечено ранее, благоприятно сказывается на измельчении зерна в структуре заготовки.

Течение металла в результате сдвиговой деформации может быть реализовано и в процессах продольной прокатки. Известен способ продольной прокатки круглого профиля в двухвалковом круглом калибре, нарезанном на конических бочках валков (см. а.с. 1202645 СССР. Узел валков прокатного стана / Ю.В. Полтавченко, В.А. Феник, В.Г. Гром; заявитель ДонНИИЧермет. Заявл. 02.07.84; опубл 1986, Бюл. № 1). По данным авторов, при прокатке круглого профиля в предлагаемом калибре обеспечивается кручение заготовки, способствующее увеличению точности профиля и выкатываемости поверхностных дефектов. Данный способ не нашел

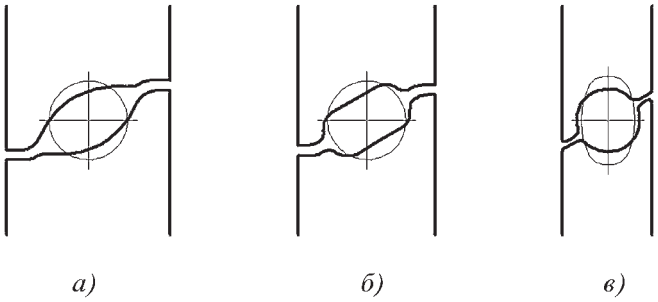


Рис. 1. Схемы прокатки в скошенных калибрах:
а – "круг–однорадиусный овал"; *б* – "круг–плоский овал"; *в* – "овал–круг"

применения, однако идея использования конических валков получила развитие.

В работах [7, 8] описан и проанализирован способ прокатки прутков и труб в четырехвалковых калибрах, образованных коническими валками по схемам "квадрат–квадрат", "квадрат–круг", "круг–квадрат" и "круг–круг". Отмечены преимущества данного способа по сравнению с традиционно применяемыми цилиндрическими валками. Показано, что при прокатке в конических валках возрастает степень деформации сдвига, наблюдаются скручивание заготовки и образование спиралевидной структуры. Данный способ представляет практический интерес, однако его применение в условиях непрерывной сортовой прокатки технически затруднено ввиду скручивания заготовки, выходящей из калибра, также вызывает сомнение возможность технической реализации прокатки прутков по схеме "круг–круг" без образования закатов и заусенцев на их поверхности.

С точки зрения управления деформационным течением металла за счет интенсификации сдвиговой деформации без существенного усложнения технологического процесса непрерывной прокатки и состава оборудования современных сортовых станов прокатка в двухвалковых калибрах, нарезанных на конических валках, может стать рациональным решением для получения проката с качественно новыми физико-механическими свойствами. Поэтому изучение процесса прокатки в системах калибров, выполненных с определенным углом скоса (рис. 1), является актуальным и значимым.

Целью работы является теоретическое изучение деформированного состояния металла при двухвалковой продольной прокатке в скошенных калибрах.

Для анализа деформированного состояния металла использовали метод конечных элементов, с помощью которого моделировали процесс продольной прокатки в калиброванных валках в традиционном исполнении без скоса и со скошенными калибрами, как показано на рис. 1. В качестве системы-решателя применяли программный комплекс DEFORM-3D.

Прокатку круглой заготовки моделировали в однорадиусном и плоскоовальном калибрах без скоса, а также с углом скоса $\beta = 30°$; прокатку овальной заготовки – в круглом калибре при $\beta = 0$ и 30°. Начальная температура заготовки 900 °С. Диаметр валков по дну калибра 210 мм. Скошенные и традиционные калибры имели одинаковые геометрические размеры.

При постановке задач были приняты следующие допущения: рабочий инструмент рассматривали как абсолютно жесткое тело с постоянной температурой; прокатываемый материал считали однородным, изотропным; деформируемую среду – вязкопластической; начальную температуру заготовки – равномерной по сечению. Трение описывали по закону Зибеля (Shear). Показатель трения задавали постоянным и равным 0,4. В качестве деформируемой среды использовали материал сталь AISI-1045 (аналог стали 45).

По результатам моделирования получены поля распределения интенсивности деформаций ε_i (рис. 2) и сдвиговых деформаций γ_{yz} (рис. 3) в поперечно-вертикальной плоскости.

Интенсивность деформаций рассчитывали по формуле

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2},$$

где ε_1, ε_2, ε_3 – главные деформации.

При анализе полученных результатов отмечено, что уширение заготовки и вытяжная способность при прокатке

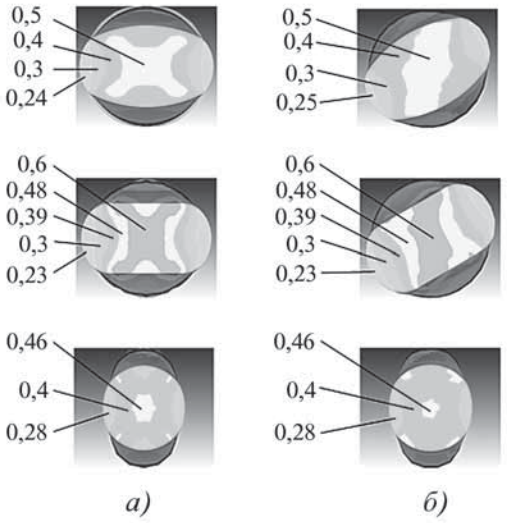


Рис. 2. Поля распределения интенсивности деформации ε_i в поперечном сечении металла при прокатке в традиционных (*а*) и скошенных калибрах (*б*)

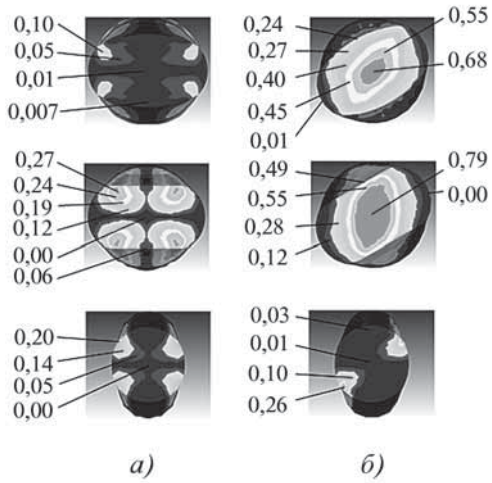


Рис. 3. Поля распределения сдвиговой деформации γ_{yz} в поперечном сечении металла при прокатке в традиционных (*а*) и скошенных калибрах (*б*)

Данные по формоизменению прокатываемой заготовки

Схема прокатки	Угол скоса β, °	Размер полосы, мм				Скорость прокатки, м/с	Коэффициент вытяжки
		до деформирования		после деформирования			
		высота H_0	ширина B_0	высота h_1	ширина b_1		
Круг–овал	0	17	17,0	11,6	19,0	13,9	1,24
	30	17	17,0	11,6	19,0	13,7	1,24
Круг–плоский овал	0	17	17,0	10,4	19,5	13,6	1,23
	30	17	17,0	10,4	19,5	13,6	1,23
Овал–круг	0	19	11,6	13,6	13,2	16,8	1,26
	30	19	11,6	13,6	13,1	16,7	1,25

в традиционных и скошенных калибрах практически одинаковы. Эта особенность позволяет применять для расчета формоизменения металла при прокатке в скошенных калибрах известные методики проектирования традиционных калибровок. В таблице приведены данные формоизменения при прокатке по рассмотренным схемам.

Анализ полей распределения интенсивности деформаций ε_i (см. рис. 2) показал, что для схемы прокатки "круг–овал" при β = 0 и 30° величина ε_i для обоих случаев изменяется от 0,23 в зоне боковых поверхностей раската до 0,50 в центральной части, однако при этом существенно изменяется характер распределения ε_i. При прокатке в скошенном калибре зона наиболее интенсивной деформации вытянута и ориентирована в направлении диагонали калибра, что соответствует плоскости макросдвига.

Схожий характер распределения ε_i наблюдается при прокатке по схеме "круг–плоский овал". Значение интенсивности деформаций при прокатке по данной схеме изменяется от 0,23 в зоне боковых поверхностей до 0,60 в осевой зоне.

В целом отмечено, что угол скоса калибров существенно не влияет на интенсивность логарифмических деформаций, поскольку данный показатель характеризует, прежде всего, линейные деформации.

Анализ полей сдвиговых деформаций γ_{yz} (см. рис. 3) показал, что прокатка в скошенных неравноосных калибрах по схемам "круг–овал" и "круг–плоский овал" характеризуется существенно более высокими значениями γ_{yz} в поперечном сечении металла по сравнению с прокаткой в калибрах при β = 0°. Значение γ_{yz} для схем "круг–овал" и "круг–плоский овал" при β = 0° изменяется по сечению от 0 до 0,10 и от 0 до 0,27 соответственно, тогда как при прокатке в скошенных калибрах сдвиговая деформация достигает значений 0,55 и 0,79 для данных схем.

Величина γ_{yz} максимальна в центральной зоне поперечного сечения проката и минимальна на боковых неконтактных зонах. Высокие значения γ_{yz} в центральной зоне проката являются характеристикой дополнительного макросдвига одной части заготовки относительно другой по плоскости, наклоненной на угол β.

При прокатке овальной полосы в круглом калибре при β = 0 и 30° величина и характер распределения интенсивности деформаций и сдвиговых деформаций в поперечной плоскости проката изменяется незначительно. Равноосная форма калибра не позволяет обеспечить дополнительные макросдвиги в деформируемом материале.

Таким образом, применение скошенных неравноосных калибров при сортовой прокатке обеспечивает наличие дополнительных сдвиговых деформаций в прокатываемой заготовке без увеличения степени относительной деформации. Высокая интенсивность деформации сдвига влияет на измельчение зерна металла, улучшение его структуры и комплекса механических свойств.

Предложенный способ продольной прокатки реализован на основе подхода, который открывает новые возможности в направлении проектирования новых и совершенствования традиционных процессов ОМД, основанных на управлении пластическим течением металла и получения изделий с улучшенным комплексом свойств.

Заключение. На основе конечно-элементного моделирования исследовано деформированное состояние металла при прокатке в скошенных калибрах. Отмечено, что прокатка в неравноосных калибрах, выполненных с углом скоса 30°, способствует увеличению сдвиговых деформаций в поперечном сечении металла более чем в 3 раза. Прокатка в скошенных равноосных калибрах не имеет существенных преимуществ по сравнению с традиционными калибрами.

Полученные результаты позволяют рекомендовать предложенный способ прокатки к применению в процессах горячей прокатки сортового проката и катанки и в процессах холодной прокатки круглой заготовки под волочение. Поскольку для реализации данного технологического процесса требуется техническая модернизация существующего оборудования прокатных станов, необходимо дальнейшее его теоретическое и практическое изучение.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Совершенствование** режимов деформации и инструмента при волочении круглой проволоки / В.А. Харитонов, А.Ю. Манякин, М.В. Чукин, Ю.А. Дремин, М.А. Тикеев, М.Ю. Усанов и др. Магнитогорск: Магнитогорск. гос. техн. ун-т им. Г.И. Носова, 2011. 174 с.
2. **Кайбышев О.А., Утяшев Ф.З.** Сверхпластичность, измельчение структуры и обработка труднодеформируемых сплавов. М.: Наука, 2002. 438 с.
3. **Тюрин В.А.** Развитие школы кузнечного производства МИСиС и эффективные технологии // Прогрессивные технологии ОМД: учебно-методическое пособие. М.: ИРИАС, 2009. С. 568–581.
4. **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: Магнитогорск. гос. техн. ун-т им. Г.И. Носова, 2012. С. 49–57.
5. **Тюрин В.А.** Инновационные технологии ковки с применением макросдвигов // КШП. ОМД. 2007. № 11. С. 15–20.
6. **Алиев И.С., Жбанков Я.Г., Таган Л.В.** Протяжка заготовок с дополнительными сдвиговыми деформациями // КШП. ОМД. 2012. № 7. С. 18–24.
7. **Исхаков Р.Ф., Буркин С.П.** Исследование процесса прокатки прутков и труб в четырехвалковых калибрах // Производство проката. 2011. № 3. С. 37–44.
8. **Буркин С.П., Исхаков Р.Ф., Андрюкова Е.А.** Особенности прокатки с кручением в многовалковых калибрах // Производство проката. 2008. № 9. С. 34–36.

Вениамин Александрович Харитонов,
канд. техн. наук;
Иван Владимирович Таранин, taranin.iv@mail.ru

УДК 669.15:620.186:539.12

Ю.Ф. Иванов, В.Е. Громов*, С.В. Райков*, Е.А. Петрикова, А.Д. Тересов, С.Ю. Филимонов, Н.А. Соскова*

(Институт сильноточной электроники СО РАН, г. Томск,
**Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)*

Комбинированная обработка поверхности металлов и сплавов электровзрывным легированием и облучением высокоинтенсивным электронным пучком**

Показано, что комбинированная обработка поверхности промышленных материалов (сталь 45, технически чистый титан и титановый сплав ВТ6, силумин эвтектоидного состава), сочетающая электровзрывное легирование и последующую обработку высокоинтенсивным электронным пучком, сопровождается формированием упрочненного слоя толщиной десятки-сотни микрометров, микротвердость и износостойкость которого могут кратно превышать соответствующие характеристики объема материала. Выполнены структурные исследования и определена физическая природа увеличения прочностных свойств модифицированного слоя.

Ключевые слова: электровзрывное легирование; электронно-пучковая обработка; структура; поверхность.

It is shown that the combined treatment of industrial materials surface (steel 45, technically pure titanium, titanium alloy VT6, silumin of eutectoid composition) uniting the electroexplosive alloying and following high intensive electron beam treatment is accompanied by the formation of strengthened layer with tens-hundreds micrometers thickness the microhardness and wear resistance of which can exceed the corresponding parameters of bulk material in several times. The structure investigations are carried out and physical nature of increase of modified layer strength characteristics is established.

Keywords: electroexplosive alloying; electron beam treatment; structure; surface.

Введение. Разрушение деталей машин и механизмов в большинстве случаев начинается с поверхности. Поскольку в этом случае важны свойства поверхности детали для ряда практических применений перспективными являются методы модификации, основанные на использовании концентрированных потоков энергии [1–4]. Одним из них является способ обработки материала многофазными плазменными струями продуктов электрического взрыва проводников (электровзрывное легирование) [5].

Электровзрывное легирование (ЭВЛ) с оплавлением поверхности позволяет сократить время обработки, давая возможность встраивать соответствующее оборудование в единую технологическую цепь предприятий высокотехнологичных секторов экономики для изготовления ответственных деталей. Оно характеризуется малой операционностью, совмещая локальное тепловое воздействие на поверхность и ее насыщение легирующими добавками, которые задаются выбором из широкого круга материалов взрываемых проводников и порошковых навесок различных соединений, вносимых в область взрыва.

Спецификой электровзрывного легирования является формирование на обрабатываемой поверхности сравнительно тонкого (1...2 мкм) высокодефектного покрытия, в котором сосредоточено, зачастую, более 50 % легирующих элементов [6].

Перспективным способом гомогенизации легированного слоя является дополнительное облучение модифицируемой поверхности высокоинтенсивным электронным пучком [7, 8].

Позволяя нагревать (достигая температуры плавления) и охлаждать тонкие ($10^{-4}...10^{-2}$ мм) поверхностные слои материала со сверхвысокими скоростями ($10^6...10^8$ К/с), электронно-пучковая обработка сопровождается формированием многофазных субмикро- и нанокристаллических состояний, обладающих уникальными физико-механическими, усталостными, трибологическими и другими свойствами [9, 10].

В статье приведены результаты, полученные при исследовании структуры и свойств ряда материалов

**Работа выполнена при частичной финансовой поддержке гранта РФФИ (проект № 11-02-12091-офи-м-2011), Программы президиума РАН (проект № 24) и Интеграционных проектов СО РАН № 2 и № 5, а также госзадания Минобрнауки № 2.4807.2011.

(сталь, титан и титановый сплав, сплав на основе алюминия), подвергнутых комбинированной обработке, сочетающей электровзрывное легирование и последующее облучение высокоинтенсивным электронным пучком.

Материал и методика исследования. В качестве модифицируемых материалов были выбраны сталь 45, технически чистый титан и титановый сплав ВТ6, сплав на основе алюминия (силумин эвтектоидного состава; Al–12 % Si). Образцы имели форму цилиндра толщиной 10 мм и диаметром 15 мм.

Легирование поверхностного слоя образцов стали осуществляли плазмой электрического взрыва фольги меди или алюминия толщиной h = 20 мкм при следующих условиях: время обработки τ = 100 мкс; поглощаемая плотность мощности на оси струи W_S = 5,5 ГВт/м^2; динамическое давление в ударно-сжатом слое вблизи поверхности p = 11,2 МПа.

Легирование поверхностного слоя силумина проводили по двум вариантам:

1) плазмой электрического взрыва фольги титана толщиной 20 мкм и массой 90 мг, на поверхность которой помещали навеску порошка бора массой 90 мг (W_S = 8,2 ГВт/м^2; τ = 100 мкс; p = 18,8 МПа);

2) вначале легировали плазмой электрического взрыва *углеграфитового волокна* (УГВ) марки ЛУ-П/0.1, потом – плазмой электрического взрыва фольги титана.

Режим электровзрывного легирования: масса УГВ 140 мг; W_S = 11,2 ГВт/м^2; τ = 100 мкс; масса фольги титана 80 мг, толщина 20 мкм; W_S = 10 ГВт/м^2.

Легирование поверхностного слоя образцов технически чистого титана и титанового сплава ВТ6 осуществляли плазмой электрического взрыва УГВ (τ = 100 мкс; W_S = 5,5 ГВт/м^2), масса УГВ 70 мг, в область взрыва помещали навеску порошка TiB_2, SiC или ZrO (50 мг).

Легированный электровзрывным методом слой подвергали дополнительному переплаву на установке "СОЛО" [7–10] высокоинтенсивным электронным пучком при широкой вариации параметров пучка электронов.

Фазовый состав и дефектную субструктуру материала исследовали методами сканирующей и просвечивающей электронной дифракционной микроскопии, а также методами рентгеноструктурного анализа (геометрия Брегга-Брентано, CoK_α-излучение).

Прочностные характеристики материала анализировали, определяя микротвердость поверхностного слоя и строя профили микротвердости. Трибологические свойства модифицированного материала изучали, определяя износостойкость и коэффициент трения.

Результаты исследования и их обсуждение. Независимо от взрываемого электропроводящего материала и вида порошковой навески электровзрывное легирование сопровождается формированием на поверхности образцов существенно неоднородного слоя, характеризующегося высоким уровнем шероховатости и большим разнообразием структурных элементов, а именно, наплывов, обусловленных радиальным течением металла, микропор, микрократеров и микротрещин, наслоений, образовавшихся в результате выплескивания металла при попадании в расплав частиц порошка, осколков взрываемой фольги или УГВ (рис. 1, *а*).

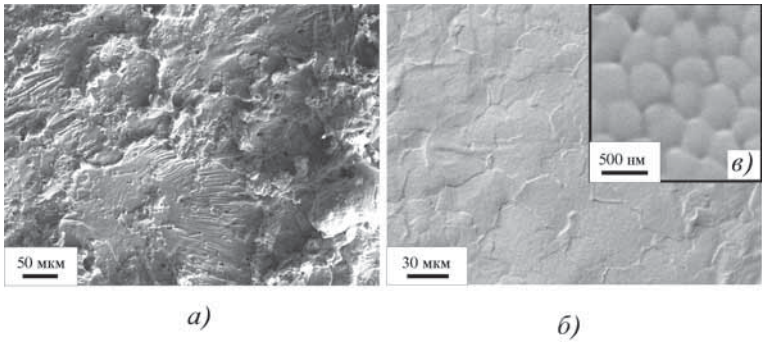


Рис. 1. Структура поверхности технически чистого титана ВТ1-0, подвергнутого электровзрывному легированию (УГВ+ZrO) (*а*) и последующей электронно-пучковой обработке (50 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$) (*б*, *в*)

Последующая обработка модифицированного слоя высокоинтенсивным электронным пучком сопровождается дополнительным плавлением легированного слоя. Обрабатываемая поверхность под действием сил поверхностного натяжения выглаживается. На поверхности облучения выявляется морфологически двухосновная структура, представленная зернами микронных размеров, в объеме которых выявляется структура ячеистой кристаллизации с характерным размером кристаллитов 200...500 нм (рис. 1, *б*).

Электровзрывное легирование, как и последующая электронно-пучковая обработка, т.е. независимо от вида модифицируемого материала и легирующих элементов, способствуют формированию многослойной структуры (рис. 2).

Как правило, выделяются поверхностный, промежуточный и переходный слои, формирующиеся в условиях жидкофазного преобразования материала, а также зона термического влияния. Указанные слои различаются морфологией и размерами элементов структуры материала. Режим обработки оказывал существенное влияние только на количественные характеристики модифицируемого слоя: толщину и степень дисперсности структуры слоя и подслоев, концентрацию и распределение легирующих элементов по глубине слоя и т.д.

Очевидно, что фазовый состав и дефектная субструктура модифицируемого слоя являются более зависимыми характеристиками и определяются многими факторами: типом легирующих элементов (при

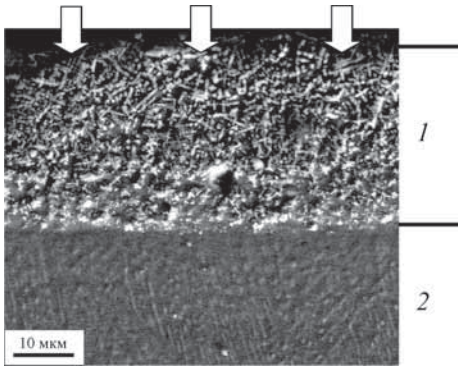


Рис. 2. Структура поперечного сечения титанового сплава ВТ6, подвергнутого электровзрывному легированию (УГВ+ZrO) и последующей электронно-пучковой обработке (60 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$):
1 – слой жидкофазного легирования; *2* – зона термического влияния; стрелками указана поверхность облучения

электровзрывном легировании), режимом облучения электронным пучком, структурно-фазовым состоянием исходного материала и некоторыми другими.

Комплексная обработка (электровзрывное легирование медью или алюминием и последующее облучение высокоинтенсивным электронным пучком) стали 45 сопровождается высокоскоростной закалкой поверхностного слоя с образованием кристаллов мартенсита наноразмерного (поперечные размеры пластинок изменяются в пределах 100 нм) диапазона (рис. 3, *а*).

Легирование стали медью, несмотря на очень высокие скорости охлаждения (~10^6 К/с), приводит к расслоению материала: медь и оксиды меди (CuO и Cu_2O, $CuFeO_2$ и Fe_2CuO_4) располагаются по границам зерен и ячеек кристаллизации в виде частиц округлой формы и в виде протяженных прослоек (рис. 3, *в*).

Электровзрывное легирование стали 45 алюминием приводит к иным результатам. Алюминий хорошо растворим в железе, поэтому более равномерно распределяется в структуре поверхностного слоя стали. Алюминий образует с железом ряд соединений: алюминиды железа состава Al_5Fe_2 и Fe_3Al выявляются и в объеме, и по границам зерен и ячеек α-фазы.

Комплексная обработка технически чистого титана ВТ1-0 и титанового сплава ВТ6 заключалась, как отмечено выше, в обработке поверхности материала плазмой, формирующейся при электрическом взрыве углеграфитового волокна, на поверхность которого в область взрыва помещали навески различных порошков (TiB_2, SiC, ZrO), и последующем облучении электронным пучком.

По результатам рентгеноструктурного анализа установлено, что основной упрочняющей фазой поверхностного слоя (слоя толщиной ~10 мкм) обработанных образцов является карбид титана TiC, объемная доля которого изменяется после электровзрывного легирования в широких пределах и зависит, очевидно, от состава порошковой навески.

Например, при ЭВЛ технически чистого титана ВТ1-0 в поверхностном слое образцов в зависимости от типа навески порошка формируются следующие фазы:

при навеске порошка оксида циркония:

α-Ti (42 %); β-Ti (10 %); TiC (23 %); $ZrO_{0,35}$ (25 %);

при навеске порошка диборида титана: α-Ti (17 %); TiC (59 %); TiB_2 (14 %); Ti_3B_4 (2 %); C (6 %); $B_8C+B_{25}C$ (2 %);

при навеске порошка карбида кремния:

α-Ti (43 %); TiC+SiC (43 %); $TiSi_2$ (14 %).

Последующая электронно-пучковая обработка модифицированного материала приводит к некоторому снижению объемной доли упрочняющих фаз.

Фазовый состав поверхностного слоя при оптимальном режиме облучения следующий:

при навеске порошка оксида циркония:

α-Ti (68 %); β-Ti (3 %); TiC (26 %), $ZrO_{0,35}$ (3 %), режим облучения: 45 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$;

при навеске порошка диборида титана:

α-Ti (50 %); TiC (40 %); TiB_2 (3 %); Ti_3B_4 (1 %); C (4 %); $B_8C+B_{25}C$ (2 %), режим облучения: 45 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$;

при навеске порошка карбида кремния:

α-Ti (59 %); TiC+SiC (32 %); $TiSi_2$ (9 %), режим облучения: 50 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$.

Морфология титана и частиц упрочняющей фазы существенным образом зависит от состава порошковой навески. При высокой объемной доле карбида титана (~40 %; легирование УГВ+TiB_2) основным типом структуры поверхностного слоя является структура дендритной кристаллизации. Оси дендритов сформированы карбидом титана, межосные пространства – α-титаном (рис. 4).

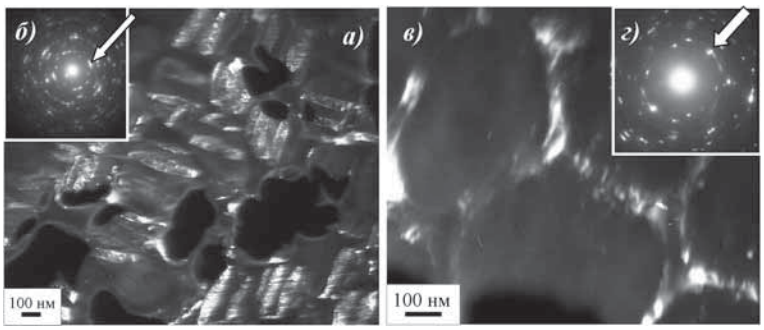


Рис. 3. Электронно-микроскопическое изображение структуры поверхностного слоя стали 45, подвергнутой электровзрывному легированию медью и электронно-пучковой обработке (30 Дж/см^2; 10 имп.; 50 мкс; 0,3 с$^{-1}$):
а, *в* – темные поля, полученные в рефлексе [110] α-Fe (*а*) и [002] Cu (*в*); *б*, *г* – микроэлектронограммы, стрелкой указан рефлекс, в котором получено темное поле

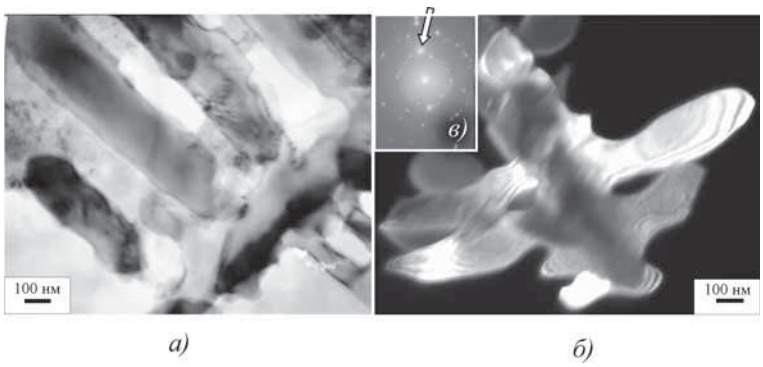


Рис. 4. Электронно-микроскопическое изображение структуры титана ВТ1-0, подвергнутого электровзрывному науглероживанию с навеской порошка диборида титана и последующему облучению высокоинтенсивным электронным пучком (60 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$). Слой, расположенный на глубине ~10 мкм:

а – светлое поле; *б* – темное поле, полученное в рефлексах [002] TiC; *в* – микроэлектронограмма, стрелкой указан рефлекс, в котором получено темное поле

При меньшей объемной доле карбидной фазы в поверхностном слое формируется смешанная зеренно-дендритная структура. В этом случае зерна и междендритные пространства сформированы α-титаном; карбид титана формирует дендритные оси и частицы глобулярной формы (рис. 5, *а*).

В объеме зерен и междендритных пространств, поверхностного слоя технически чистого титана, легированного (УГВ+TiB_2) и (УГВ+ZrO), выявляется дислокационная субструктура (см. рис. 4), а в объеме зерен, формирующихся в технически чистом титане при легировании (УГВ+SiC) – пластинчатая структура (см. рис. 5).

Фазовый состав поверхностного слоя силумина, подвергнутого комплексной обработке, исследовали методами рентгеноструктурного анализа. Установлено, что после электровзрывного легирования титаном с навеской порошка бора и дополнительного облучения электронным пучком в поверхностном слое силумина формируется многофазная структура, представленная следующими фазами: Al; Si, Ti; Al_2Ti; $AlTi_3$; Al_3Ti; TiB.

После электровзрывного легирования титаном и углеродом при дополнительном облучении электронным пучком в модифицированном слое наряду с основными фазами (Al и Si), выявляются вторые фазы, объемная доля которых составляет ~71 %. Преобладающей второй фазой является карбид титана TiC. Наряду с карбидом титана обнаружены MAX-фазы состава Ti_3SiC_2 ~5 % и Ti_3AlC ~3 %.

Формирование при комплексной обработке в поверхностном слое материала многофазной структуры нано- и субмикронного диапазона приводит к многократному увеличению прочностных и трибологических свойств материала.

Комплексная обработка поверхности стали 45, заключающаяся в электровзрывном легировании алюминием и последующем облучении электронным пучком, приводит к формированию приповерхностного упрочненного слоя толщиной до 60 мкм, микротвердость которого превышает микротвердость сердцевины в ~5 раз.

Электровзрывное легирование стали 45 медью и дополнительное облучение электронным пучком при оптимальном режиме воздействия сопровождается увеличением микротвердости поверхностного слоя толщиной до 40 мкм в ~2 раза.

Комплексная обработка технически чистого титана ВТ1-0 приводит к формированию поверхностного слоя, максимальная микротвердость которого превышает микротвердость основы в 10–13 раз. Толщина поверхностного слоя, микротвердость которого превышает микротвердость основы в ~10 раз, изменяется от 10 до 25 мкм. Профили микротвердости образцов технически чистого титана ВТ1-0 приведены на рис. 6.

Износостойкость упрочненного материала увеличивается (по отношению к износостойкости исходного состояния) от ~1,3 раза (при легировании углеродом с навеской порошка ZrO) до ~8,2 раза (при легировании углеродом с навеской порошка TiB_2).

Коэффициент трения снижается (по отношению к коэффициенту трения исходного материала) от ~1,03 раза (при легировании углеродом с навеской порошка ZrO) до ~1,2 раза (при легировании углеродом с навеской порошка TiB_2).

Для сплава на основе титана ВТ6 установлено, что максимальная микротвердость, достигаемая в приповерхностном слое, превышает микротвердость основы в 4–6,5 раз. Толщина поверхностного слоя, микро-

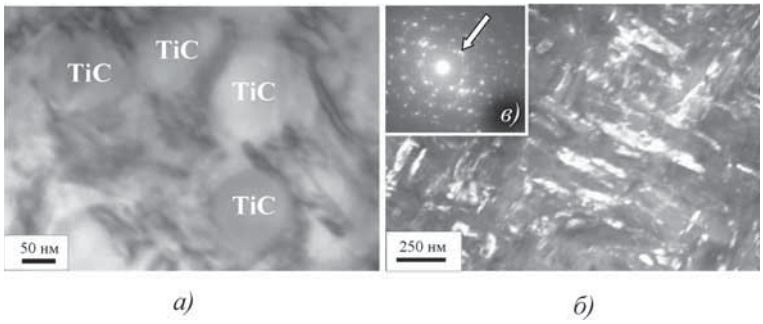


Рис. 5. Электронно-микроскопическое изображение структуры технически чистого титана ВТ1-0, подвергнутого электровзрывному науглероживанию с навеской порошка карбида кремния и последующему облучению высокоинтенсивным электронным пучком (50 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$). Слой, расположенный на глубине 8...10 мкм:

а – светлое поле; *б* – темное поле, полученное в рефлексе [101] α-Ti; *в* – микроэлектронограмма, стрелкой указан рефлекс, в котором получено темное поле

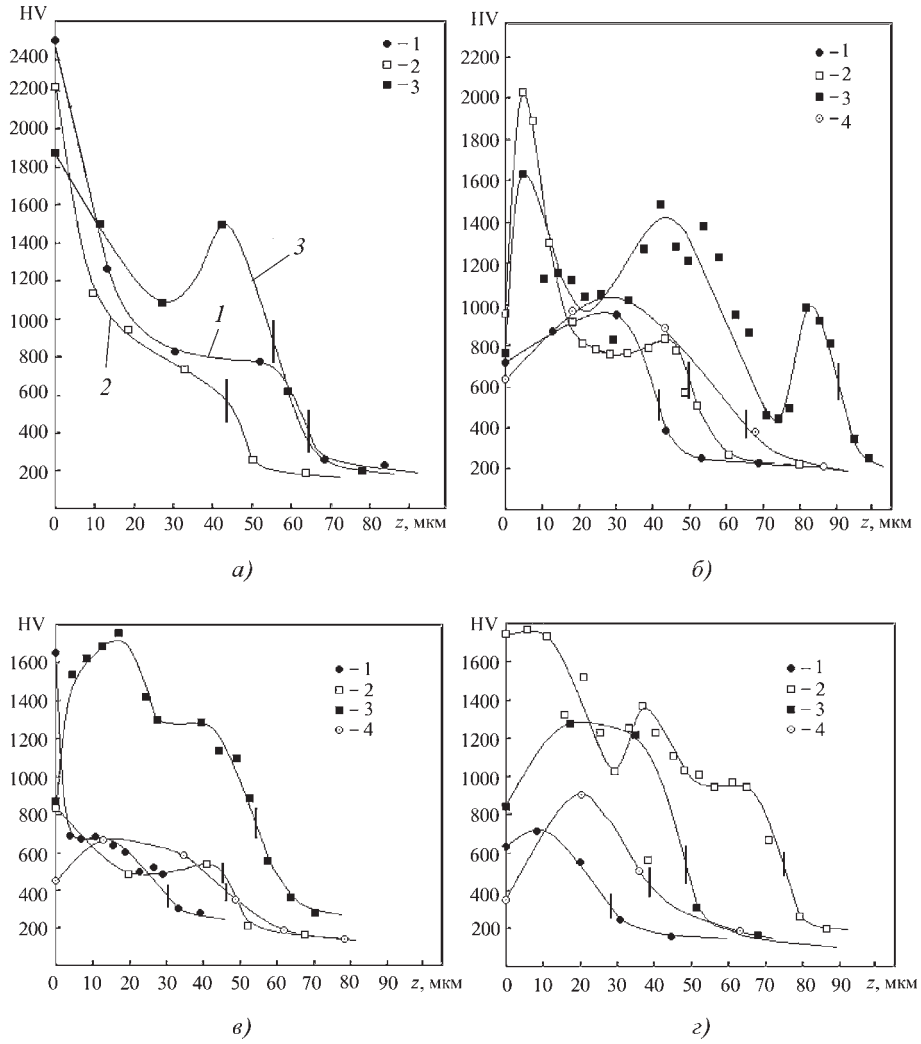


Рис. 6. Распределение микротвердости по глубине поверхностного слоя технически чистого титана ВТ1-0 после электровзрывного науглероживания (*а*) совместно с порошковой навеской диборида титана TiB_2 (*1*), оксида циркония ZrO (*2*) и карбида кремния SiC (*3*) и последующей электронно-пучковой обработки в различных режимах:
б – ЭВЛ УГВ+TiB_2; *в* – ЭВЛ УГВ+ZrO; *г* – ЭВЛ УГВ+SiC; 1 – облучение электронным пучком по режиму 1 (45 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$); 2 – по режиму 2 (50 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$); 3 – по режиму 3 (60 Дж/см^2; 100 мкс; 10 имп.; 0,3 с$^{-1}$); 4 – по режиму 4 (60 Дж/см^2; 200 мкс; 20 имп.; 0,3 с$^{-1}$)

твердость которого превышает микротвердость основы в ~4 раза, изменяется от 15 до 80 мкм. Несмотря на увеличение микротвердости поверхностного слоя, износостойкость и коэффициент трения сплава ВТ6 практически не изменяются и соответствуют значениям, характерным для материала, не подвергавшегося поверхностной обработке.

Комплексная обработка силумина, сочетающая ЭВЛ (Ti+B) и последующее электронно-пучковое облучение поверхности, приводит к кратному (в 4–8 раз) повышению микротвердости приповерхностного слоя толщиной до 100...150 мкм.

При электровзрывном легировании силумина титаном и углеродом и последующем облучении электронным пучком микротвердость поверхности модифицированного слоя в 4–5 раз превышает микротвердость основы. Одновременно с увеличением микротвердости комплексная обработка приводит к существенному (в 5–6 раз) снижению коэффициента трения (контртело – твердый сплав ВК8, нагрузка на индентор 0,196 Н (20 гс)).

Заключение. Выполнен анализ результатов исследования фазового состава, дефектной субструктуры, прочностных и трибологических свойств ряда промышленных материалов (сталь 45, технически чистый титан ВТ1-0 и титановый сплав ВТ6, силумин эвтектоидного состава), подвергнутых обработке концентрированными потоками энергии (электровзрывное легирование и последующее облучение высокоинтенсивным электронным пучком).

Выявлены закономерности и особенности, характеризующие эволюцию структуры и свойств поверхност-

ного слоя материала, подвергнутого комплексной обработке. Показано, что модификация исследованных материалов позволяет многократно повысить микротвердость и износостойкость поверхностного слоя.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Перспективные** радиационно-пучковые технологии обработки металлов / В.А. Грибков и др. М.: Круглый год, 2001.
2. **Ионно-лучевая** и ионно-плазменная модификация материалов / К.К. Кадыржанов и др. М.: Изд-во МГУ, 2005. 640 с.
3. **Тюрин Ю.Н., Жадкевич М.Л.** Плазменные упрочняющие технологии. Киев: Наукова думка, 2008. 216 с.
4. **Сильноточные** импульсные электронные пучки для авиационного двигателестроения / А.Б. Белов и др. М.: Дипак, 2012. 292 с.
5. **Основы** технологии обработки поверхности материалов импульсной гетерогенной плазмой / Е.А. Будовских и др. Новокузнецк: СибГИУ, 2002. 170 с.
6. **Физические** основы электровзрывного легирования металлов и сплавов / А.Я. Багаутдинов и др. Новокузнецк: СибГИУ, 2007. 301 с.
7. **Структура**, фазовый состав и свойства титана после электровзрывного легирования и электронно-пучковой обработки / Ю.Ф. Иванов и др. Новокузнецк: НПК, 2010. 173 с.
8. **Структура**, фазовый состав и свойства поверхностных слоев титановых сплавов после электровзрывного легирования и электронно-пучковой обработки / под ред. В.Е. Громова, Ю.Ф. Иванова, Е.А. Будовских. Новокузнецк: Интер-Кузбасс, 2012. 435 с.
9. **Rotshtein V., Ivanov Yu., Markov A.** Surface treatment of materials with low-energy, high-current electron beams // Materials surface processing by directed energy techniques. Elsevier, 2006. P. 205–240.
10. **Усталость** сталей, модифицированных высокоинтенсивными электронными пучками / под ред. В.Е. Громова, Ю.Ф. Иванова. Новокузнецк: Интер-Кузбасс, 2012. 403 с.

Юрий Федорович Иванов, д-р физ.-мат. наук;
Виктор Евгеньевич Громов, д-р физ.-мат. наук,
gromov@physics.sibsiu.ru;
Сергей Валентинович Райков, канд. техн. наук;
Елизавета Алексеевна Петрикова;
Антон Дмитриевич Тересов;
Семен Юрьевич Филимонов;
Нина Александровна Соскова

УДК 666.775-798.2

Ю.В. Титова, Л.А. Шиганова, Д.А. Майдан, Г.В. Бичуров
(Самарский государственный технический университет)

Получение наноструктурированного порошка нитрида алюминия по азидной технологии самораспространяющегося высокотемпературного синтеза

Проведен сравнительный анализ порошков нитрида алюминия, полученных методом самораспространяющегося высокотемпературного синтеза из двойной AlF_3–$3NaN_3$ и тройной Al–AlF_3–$3NaN_3$ систем. Установлено, что введение в исходную шихту металлического алюминия приводит к повышению температуры горения, что не позволяет получить наноструктурированный порошок нитрида алюминия. Средний размер частиц порошка, синтезированного из системы AlF_3–$3NaN_3$, составляет 50...100 нм, а из системы Al–AlF_3–$3NaN_3$ – 600...1000 нм. Для синтеза наноструктурированного порошка нитрида алюминия целесообразно использовать систему AlF_3–$3NaN_3$.

Ключевые слова: нитрид алюминия; фторид алюминия; азид натрия; алюминий; горение; синтез; нанопорошок.

The comparative analysis of the aluminum nitride powders received by self-propagating high-temperature synthesis from double AlF_3–$3NaN_3$ and triple Al–AlF_3–$3NaN_3$ systems is carried out. It is established that introduction of metal aluminum in initial mix leads to sharp burning temperature increase that in turn doesn't allow to receive the nanostructured aluminum nitride powder. It is determined that the average particles size of the powder synthesized from the AlF_3–$3NaN_3$ system is 50...100 nanometers, and of the powder synthesized from Al–AlF_3–$3NaN_3$ system is 600...1000 nanometers. For the synthesis of nanostructured aluminum nitride powder is advisable to use AlF_3–$3NaN_3$ system.

Keywords: aluminum nitride; aluminum fluoride; sodium azide; aluminum; combustion; synthesis; nanopowder.

Введение. Разработка новых материалов и технологий их получения и обработки в настоящее время относится к ключевым аспектам основы экономической мощи и обороноспособности государства. Одним из приоритетных направлений развития современного материаловедения являются наноматериалы и нанотехнологии.

Среди тугоплавких соединений, имеющих большое значение в развитии многих отраслей современного производства, важное место занимают нитриды и соединения на их основе.

Нитриды обладают комплексом ценных свойств: высокой твердостью, повышенной термостойкостью

и стойкостью в агрессивных химических средах, низким коэффициентом термического расширения и удельной массой по сравнению с другими металлами и сплавами. Разнообразие свойств предопределило интерес к нитридам во многих областях техники, в том числе и оборонной [1].

Нитрид алюминия имеет высокую удельную теплопроводность, низкий коэффициент теплового расширения, высокое удельное сопротивление, низкую диэлектрическую проницаемость. Комплекс перечисленных свойств делает нитрид алюминия незаменимым для применения в качестве материала электронных подложек и упаковки интегральных схем, что позволяет решить проблему тепловых соответствий между полупроводником и подложкой. Однако использование нитрида алюминия ограничено из-за высоких издержек его производства [2].

Традиционно нитрид алюминия получают восстановлением оксида алюминия в среде азота или азотированием металлического алюминия (печной способ), а также посредством реакции алюминия с азотом в твердогазовой фазе в активной плазме (плазмохимический синтез). Основными недостатками этих технологий являются большое энергопотребление, длительность синтеза, сложное крупногабаритное оборудование.

Самораспространяющийся высокотемпературный синтез (СВС) как способ синтеза тугоплавких соединений был изобретен в 1967 г. российскими учеными: академиком А.Г. Мержановым, профессорами И.П. Боровинской и В.М. Шкиро (г. Черноголовка, Московская обл.) при изучении безгазового горения смесей порошков металлов и неметаллов [3].

Однако классической технологии СВС присущи такие недостатки, как неполнота азотирования вследствие фильтрационных затруднений при подводе реагирующего газа, необходимость разбавления исходной шихты конечным продуктом синтеза, применение высоких давлений синтеза, получение в результате синтеза нитрида не в порошкообразном виде, а в виде спека.

В 1970 г. профессор Куйбышевского политехнического института В.С. Косолапов предложил использовать не газообразный азот в качестве азотирующего реагента в процессах СВС, а порошки твердых неорганических азидов, применение которых повышает концентрацию реагирующих веществ в зоне синтеза и устраняет фильтрационные затруднения. С этого времени начинается развитие *азидной технологии самораспространяющегося высокотемпературного синтеза* (СВС–Аз). Особенность азидной технологии СВС – получение порошков нитридов высокого качества. Данная технология является перспективной для производства наноматериалов, что приобретает особое значение в связи со стремительным развитием нанотехнологий [1].

Целью работы является сравнительный анализ порошков нитрида алюминия, полученных из двойной AlF_3-3NaN_3 и тройной $Al-AlF_3-3NaN_3$ азидных систем, для установления оптимальной системы, при горении которой образуется наноструктурированный порошок нитрида алюминия.

Материалы и методы исследования. Стехиометрические уравнения реакций получения нитрида алюминия имеют следующий вид:

$$AlF_3 + 3NaN_3 = AlN + 3NaF + 4N_2\uparrow; \quad (1)$$

$$Al + AlF_3 + 3NaN_3 = 2AlN + 3NaF + 3{,}5N_2\uparrow. \quad (2)$$

Для определения возможности протекания реакций (1) и (2), адиабатических температур горения, теплового эффекта реакции и состава продуктов синтеза были проведены термодинамические расчеты с помощью компьютерной программы "Thermo", разработанной в Институте структурной макрокинетики и проблем материаловедения РАН (г. Черноголовка), в результате которых получены теоретический состав равновесных продуктов синтеза, адиабатическая температура горения и объем, занимаемый газообразными продуктами в зависимости от состава и суммарной энтальпии реагентов, а также суммарное давление равновесных газообразных продуктов.

Экспериментальные исследования по получению наноразмерного порошка нитрида алюминия включали в себя определение температур и линейных скоростей горения в условиях лабораторного реактора СВС–Аз, полноты прохождения реакций по значениям кислотно-щелочного баланса, относительного количества газовыделения, а также фазового и гранулометрического составов конечных продуктов синтеза. На рис. 1 представлена принципиальная схема лабораторной установки СВС–Аз.

Процесс синтеза порошка нитрида алюминия сводился к следующей последовательности операций. Смесь исходных порошков алюминия, фторида алюминия и азида натрия или фторида алюминия и азида натрия, взятая в нужном соотношении, перемешивалась в смесителе типа "пьяная бочка".

Готовая шихта ссыпалась в предварительно изготовленный стакан из кальки, который помещался в фильтрующую сборку. Затем сборка вместе с исходной смесью помещалась в реактор на подвижную подставку. Сборка имеет высокую газопроницаемость, благодаря этому газообразные продукты горения легко отводятся в объем реактора и не накапливаются внутри массы конденсированных продуктов.

Для измерения максимальной температуры и линейной скорости горения в шихту вводились две вольфрам-рениевые термопары, а для инициирования процесса горения к смеси подводилась вольфрамовая спираль, соединенная посредством электроконтактов с системой воспламенения.

Корпус реактора герметизировался с помощью грибкового затвора. Затем реактор вакуумировался с помощью вакуум-насоса, продувался азотом, повтор-

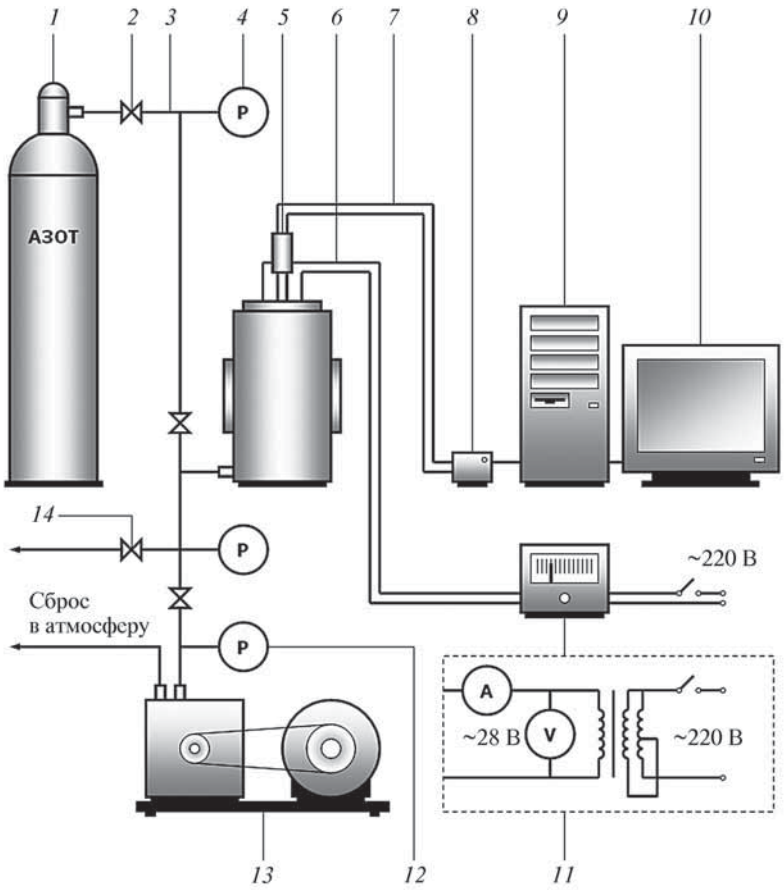


Рис. 1. Схема установки СВС–Аз:
1 – баллон азотный; *2* – вентиль М14; *3* – трубопровод газовый; *4* – манометр; *5* – реактор СВС–Аз лабораторный; *6* – электропроводка; *7* – кабель экранированный; *8* – аналого-цифровой преобразователь; *9* – системный блок компьютера; *10* – монитор компьютера; *11* – система воспламенения (трансформатор, амперметр, вольтметр); *12* – вакуумметр; *13* – насос вакуумный; *14* – вентиль М24

но вакуумировался и заполнялся азотом до необходимого значения рабочего давления. Для инициирования процесса горения на электроконтакты кратковременно подавалось напряжение постоянного тока 28...30 В при силе тока 50...80 А.

Электрический сигнал от термопар регистрировался с помощью аналого-цифрового преобразователя и записывался в память компьютера. После завершения процесса горения продукты синтеза оставались в реакторе до их полного остывания в течение 10...20 мин в зависимости от плотности загрузки реактора и химического состава исходной смеси. После сброса давления конденсированные продукты, которыми являлись смесь целевого нитрида и галогенида натрия, извлекались из реактора.

Фторид натрия растворим в воде, поэтому целевой продукт из конденсированных продуктов позволяет выделить отмывка дистиллированной водой. Промывка заключалась в разбавлении порошков дистиллированной водой в соотношении 1:10, взмучивании полученной суспензии и последующей фильтрации целевых продуктов на вакуум-воронке. Полнота отмывки контролировалась с помощью измерений кислотно-щелочного баланса промывной воды (pH).

Рентгенофазовый анализ промытых и непромытых продуктов синтеза проводили с помощью порошкового рентгеновского дифрактометра ARL X'TRA. Топографию поверхности и морфологию частиц порошка исследовали на растровом электронном микроскопе JSM-6390A. Гранулометрический состав порошка нитрида алюминия определяли ультразвуковым диспергатором УЗДН-2.

Результаты исследований и их обсуждение. В табл. 1 приведены расчетные значения адиабатических температур ($T_{ад}$) и равновесных концентраций продуктов синтеза при образовании нитрида алюминия по реакциям (1) и (2).

Из табл. 1 видно, что введение алюминия в шихту в количестве 1 моля приводит к увеличению адиабатической температуры горения от 1408 до 1956 °С. Тепловой эффект реакции изменяется незначительно. С увеличением содержания алюминия повышается количество целевого продукта (нитрида алюминия) в продуктах реакции, снижается содержание газообразного азота, а количество побочного продукта (фторида натрия) остается неизменным.

1. Результаты термодинамического анализа получения нитрида алюминия из систем AlF_3–$3NaN_3$ и Al–AlF_3 –$3NaN_3$

Параметр	Система	
	AlF_3–$3NaN_3$	Al–AlF_3–$3NaN_3$
Адиабатическая температура горения, °С	1408,7	1956,2
Количество газообразных продуктов, моль	4,0	3,5
Содержание в конечном продукте, моль:		
AlN	1,0	2,0
NaF	3,0	3,0
Энтальпия реакции, кДж	–1446,7	–1446,5

2. Параметры синтеза нитрида алюминия из систем AlF_3–$3NaN_3$ и Al–AlF_3–$3NaN_3$

Параметр	Система	
	AlF_3–$3NaN_3$	Al–AlF_3–$3NaN_3$
Давление газообразного азота в реакторе, МПа	4	
Размеры образца, см:		
диаметр	3,0	
высота	4,5	
Относительная плотность исходной шихты	0,33	0,34
Температура горения смеси, °С	1250	1880
Скорость горения смеси, см/с	1,1	1,2
Кислотно-щелочной баланс промывной воды, pH	12	12
Фазовый состав продуктов горения:		
непромытых	AlN, Na_3AlF_6, NaF	AlN, NaF
промытых	AlN, Na_3AlF_6	AlN

В табл. 2 представлены выходные параметры синтеза порошка нитрида алюминия из систем AlF_3–$3NaN_3$ и Al–AlF_3–$3NaN_3$

Из табл. 2 видно, что введение алюминия в шихту увеличивает температуру и скорость горения. Высокие температуры приводят к спеканию конечного продукта и невозможности синтеза наноразмерного порошка нитрида алюминия.

Продукты горения системы Al–AlF_3–$3NaN_3$ представляют собой нитрид алюминия AlN и фторид натрия NaF (рис. 2, *а*). Продукты горения системы AlF_3–$3NaN_3$ состоят из целевого продукта – нитрида алюминия AlN и побочных продуктов реакции – гексафторалюмината натрия Na_3AlF_6 и фторида натрия NaF (рис. 2, *а*). После промывки NaF удаляется полностью, а Na_3AlF_6 – частично из-за плохой растворимости в воде (рис. 2, *б*).

На рис. 3 приведены результаты гранулометрического состава и морфология частиц порошков нитрида алюминия, синтезированных из систем AlF_3–$3NaN_3$ и Al–AlF_3–$3NaN_3$.

Из рис. 3 видно, что порошок нитрида алюминия, синтезированный из системы AlF_3–$3NaN_3$, представляет собой частицы размером 50...100 нм. Частицы нитрида алюминия, синтезированного из системы Al–AlF_3–$3NaN_3$, имеют более широкий разброс по размерам: от 600 до 1000 нм. Порошок нитрида алюминия представляет собой частицы неправильной формы.

Выводы

1. Введение в исходную шихту AlF_3–$3NaN_3$ порошка алюминия приводит к увеличению температуры го-

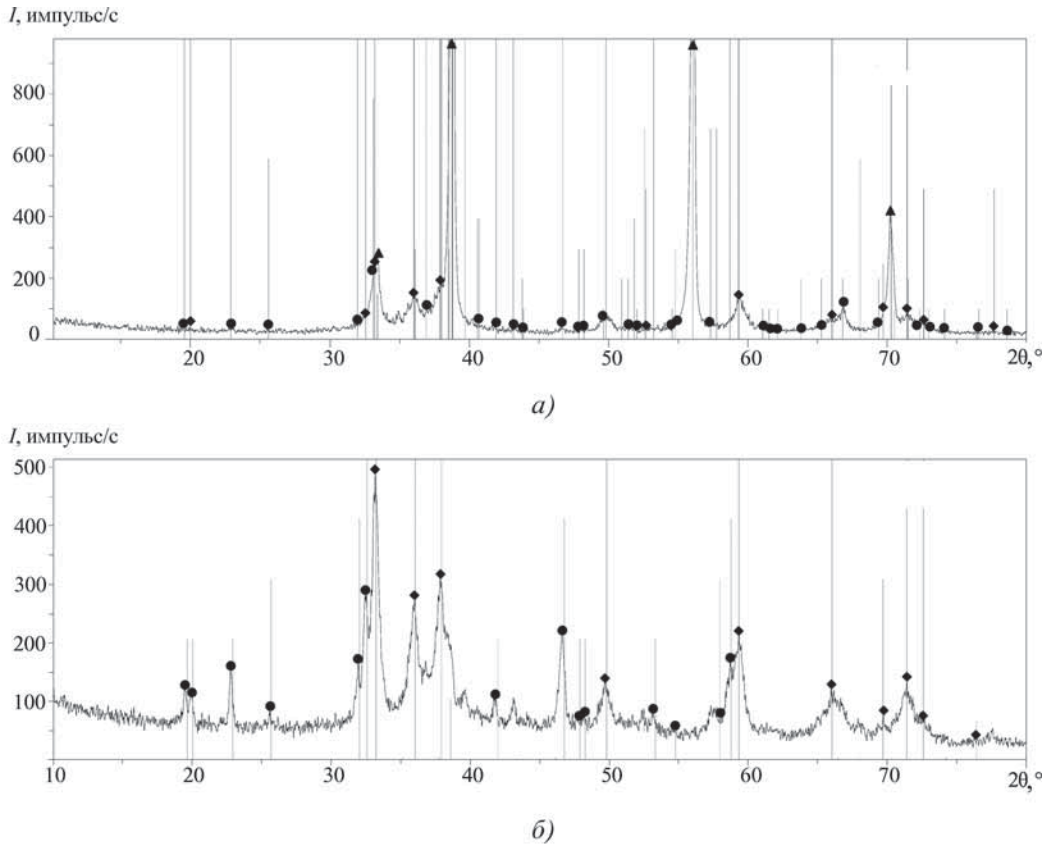


Рис. 2. Рентгенограмма непромытых (*а*) и промытых (*б*) продуктов, синтезированных в системе AlF_3–$3NaN_3$:
◆ – AlN; ● – Na_3AlF_6; ▲ – NaF

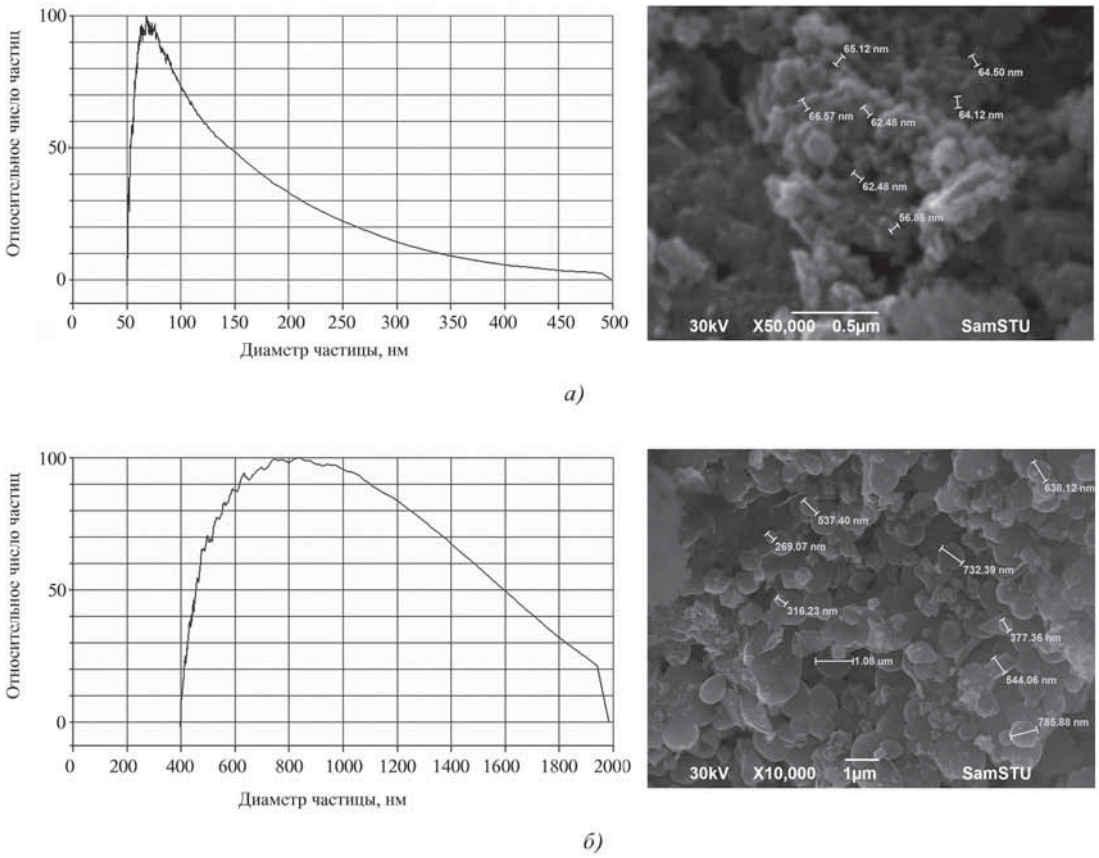


Рис. 3. Гранулометрический состав и морфология частиц порошка нитрида алюминия, синтезированного из систем: *а* – AlF_3–$3NaN_3$; *б* – Al–AlF_3–$3NaN_3$

рения смеси и, следовательно, – к спеканию конечного продукта, что делает невозможным синтез наноразмерного порошка нитрида алюминия.

2. Порошок нитрида алюминия представляет собой частицы неправильной формы, размер которых для систем AlF_3–$3NaN_3$ и Al–AlF_3–$3NaN_3$ составляет 50...100 и 600...1000 нм соответственно.

3. Для получения наноструктурированного порошка нитрида алюминия целесообразно использовать систему AlF_3–$3NaN_3$.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Амосов А.П., Бичуров Г.В.** Азидная технология самораспространяющегося высокотемпературного синтеза микро- и нанопорошков нитридов. М.: Машиностроение–1, 2007. 526 с.

2. **Synthesis** of hexagonal AlN microbelts at low temperature / H.L. Wang, H.M. Lv, G.D. Chen, H.G. Ye // Journal of Alloys and Compounds. 2009. № 477. P. 580–582.

3. **Амосов А.П., Боровинская И.П., Мержанов А.Г.** Порошковая технология самораспространяющегося высокотемпературного синтеза материалов: учеб. пособие под науч. ред. В.Н. Анциферова. М.: Машиностроение, 2007. 567 с.

Юлия Владимировна Титова,
titova600@rambler.ru;
Людмила Александровна Шиганова,
канд. техн. наук;
Дмитрий Александрович Майдан, канд. техн. наук;
Георгий Владимирович Бичуров, д-р техн. наук

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 08.05.2013 г. Подписано в печать 20.06.2013 г. Формат 60×88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Издательство Машиностроение".
Отпечатано в ООО "Белый ветер". 115407, Москва, Нагатинская наб., д. 54, пом. 4.