ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)

№ 8 август 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

Шипельников А.А., Роготовский А.Н. Влияние структуры и химического состава чугунов на поверхностную твердость тонкостенных отливок 3

Овсянников Б.В., Овчинников В.В., Овчинников В.Г. Технологические особенности сварки трением с перемешиванием алюминиево-литиевого сплава 1441 7

Кузнечно-штамповочное производство

70 лет кафедре "Кузовостроение и обработка давлением" им. И.А. Норицына Московского государственного машиностроительного университета (МАМИ) 12

Шпунькин Н.Ф., Бузлаев Д.В. Построение вытяжных переходов кузовных деталей современных автомобилей 17

Типалин С.А. Определение накопленной деформации в процессе выдавливания технологической канавки 22

Соболев Я.А. Технология изготовления полусфер из титанового сплава ВТ23 методом газовой формовки в условиях сверхпластичности 25

Петров П.А., Калпин Ю.Г. Выбор условия пластичности при компьютерном моделировании технологии объемной штамповки. 28

Потапенко К.Е., Воронков В.И., Петров П.А. Определение модели сопротивления деформации по изотермическим кривым текучести 32

Прокатно-волочильное производство

Колесников А.Г., Плохих А.И., Шинкарев А.С., Миронова М.О. Прокатка стального многослойного материала 39

Материаловедение и новые материалы

Петров М.А., Баст Ю.Л., Петров П.А., Шейпак А.А. Разработка технологии получения полых металлических микросфер и оболочек 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 other productions)

№ 8 August 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

Shipel'nikov A.A., Rogotovsky A.N. Influence of structure and chemical composition of cast irons on surface hardness of thin-walled castings 3
Ovsyannikov B.V., Ovchinnikov V.V., Ovchinnikov V.G. Technological special features of friction stir welding of aluminum-lithium alloy 1441 7

Forging and Stamping Productions

70 years anniversary of department "Autobody-making and metal forming" in honor of I.A. Noritsyn of Moscow State University of Mechanical engineering 12
Shpun'kin N.F., Buzlaev D.V. Designing drawing die car body panels of modern cars 17
Tipalin S.A. Definition of saved-up deformation in ourse of expression of technological flute 22
Sobolev Ya.A. Manufacturing technology of hemispheres made of titanium alloy VT23 by gas forming process in superplasticity conditions 25
Petrov P.A., Kalpin Yu.G. Choice of yield criterion for computer simulation of forging 28
Potapenko K.E., Voronkov V.I., Petrov P.A. Definition of flow stress model by isothermal yield curves 32

Rolling and Drawing Productions

Kolesnikov A.G., Plokhikh A.I., Shinkarev A.S., Mironova M.O. Multilayer steel composition rolling peculiarities 39

Physical Metallurgy and New Materials

Petrov M.A., Bast Yu.L., Petrov P.A., Sheypak A.A. Technology development for hollow microspheres and shells production 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 669.13.017:620.18

А.А. Шипельников, А.Н. Роготовский
(Липецкий государственный технический университет)

Влияние структуры и химического состава чугунов на поверхностную твердость тонкостенных отливок*

Рассмотрены особенности влияния структуры и приведенного химического состава чугунов на поверхностную твердость тонкостенных отливок из серого чугуна, изготовляемых по Cold-box-amin-процессу.

Ключевые слова: отливка; структура; твердость; чугун.

Features of influence of structure and the reduced chemical composition of alloys on the surface hardness of thin-walled castings from the grey cast iron obtained by Cold-box-amin-process are considered.

Keywords: casting; structure; hardness; cast iron.

Совершенствование качества литых деталей механизмов и машин невозможно без повышения эксплуатационных свойств, геометрической точности и уменьшения припусков отливок, что с успехом реализуется в современных технологиях машинного производства песчаных стержней и форм при использовании холодно-твердеющих смесей, прогрессивной вариацией которых является Cold-box-amin-процесс и его разновидности.

В общем случае, на структурообразование отливок, предопределяющее их эксплуатационные свойства, оказывают влияние химический состав и фактическая скорость охлаждения сплава. Важными эксплуатационными свойствами отливок являются механические, среди которых при условии последующей обработки резанием заготовок первое место занимает поверхностная твердость.

Микроструктура чугуна определяет его прочность, относительное удлинение, поверхностную твердость. При этом считается, что твердость и прочность на сжатие являются функциями типа металлической основы в большей степени, чем морфологии графита, однако при различных диапазонах варьирования этих параметров вопрос влияния остается дискуссионным.

Известно, что в случае кристаллизации доэвтектических серых чугунов при постоянной скорости охлаждения существует взаимосвязь между приведенным химическим составом и типом образующейся структуры, которая описывается константами графитизации (по Н.Г. Гиршовичу):

$$K_{г1} = C(Si - 0,2\,(Mn - 1,7\,S - 0,3) + 0,1P + 0,4\,Ni - 1,2\,Cr + 0,2\,Cu + 0,4\,Ti)\,; \quad (1)$$

$$K_{г2} = C\,(Si - 0,2\,(Mn - 1,7\,S - 0,3) - 0,2P - 0,25\,Ni - 1,2\,Cr - 0,8\,Cu)\,, \quad (2)$$

где C, Si, Mn, S, P, Ni, Cr, Ti и Cu – содержание соответствующего химического элемента в чугуне перед заливкой форм, % мас.

Важное влияние на структурообразование оказывает фактическая скорость охлаждения чугунов в литейной форме, которая в среднем для стержней и форм, изготовленных по Cold-box-amin-процессу, с приведенной толщиной стенки отливок 5...12 мм может варьироваться от 5 до 30 К/с.

В случае изменения констант графитизации (эвтектика – $K_{г1}$; эвтектоид – $K_{г2}$) от плавки к плавке может наблюдаться формирование нескольких смежных зон микроструктуры в пределах одной отливки: от ледебуритной до ферритно-графитной, соответственно, с различным уровнем комплекса (механических, технологических и прочих) свойств.

Цель исследований – установление статистически значимой взаимосвязи между химическим составом, скоростью охлаждения и поверхностной твердостью чугунных отливок.

Задачи:

1) статистический анализ плавочных данных по химическому составу и твердости отливок одной номенклатуры;

* Работа выполнена при поддержке госбюджетной НИР № 01201275700.

2) металлографический анализ структуры отливок с различным числом твердости.

Методика исследований. Выплавку конструкционных чугунов проводили в индукционной печи ИСТ 0,16 с кислой футеровкой. Формы и стержни изготовляли по технологии Cold-box-amin-процесса, методом стопочной формовки.

Металлографическому анализу подвергали темплеты, полученные путем разреза отливок вдоль и поперек зоны подвода питания. Химический состав контролировали по кокильным образцам, заливаемым с того же ковша, что и партия отливок, на оптико-эмиссионном спектрометре "ARL-3440".

Металлографический анализ структуры отливок осуществляли по стандартным методикам ГОСТ 3443–87 на оптическом микроскопе "Olimpus" GX51. Поверхностную твердость чугунов определяли с помощью твердомера ТК-2М. Расчет и оценку параметров кристаллизации, в том числе по скорости охлаждения зон моделей отливок, проводили в лицензионном пакете программ "LVMFlow_CV".

Результаты исследований и их обсуждение. Проанализированы результаты замера твердости чугуна СЧ03Ц01Б в отливках центробежных погружных насосов по отсортировке 51 серийной плавки партии отливок одной номенклатуры.

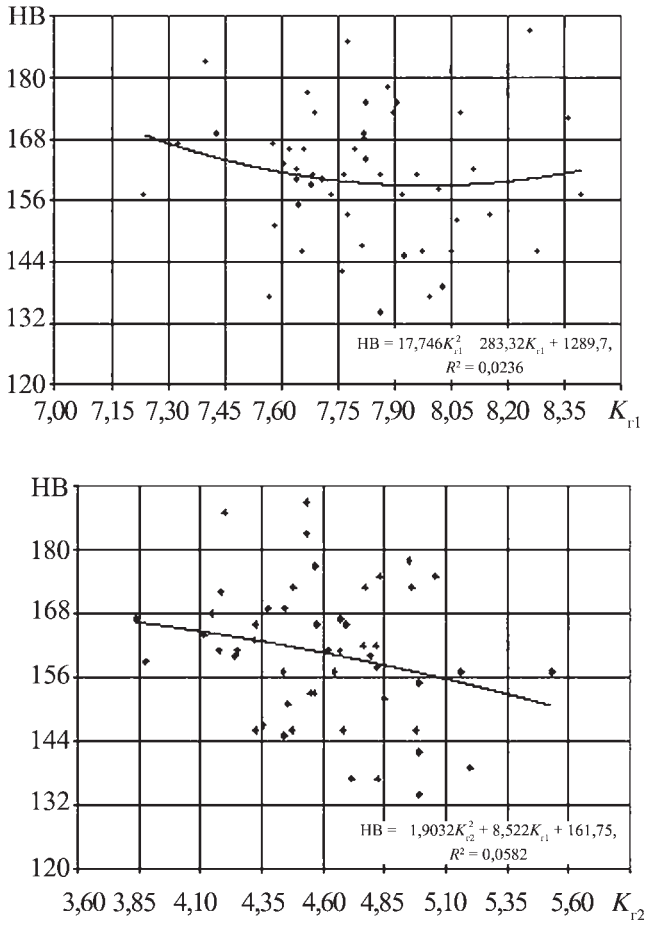


Рис. 1. Диаграммы зависимости твердости НВ от констант графитизации $K_{г1}$ и $K_{г2}$

Чугун марки СЧ03Ц01Б является чугуном с ферритно-перлитной матрицей и пластинчатым графитом, микролегированным церием и бором, следующего состава (ТУ 26-4111-001–88): 3,6...3,8 % C; 2,1...2,3 % Si; 0,4...0,6 % Mn; не более 0,017 % S; не более 0,05 % P; не более 0,03 % Ce; не более 0,01 % B. Результаты трендового анализа распределения твердости приведены на рис. 1.

Предварительный анализ в случае простейшей парной регрессии связи не выявил: коэффициент регрессии R^2 даже в случае нелинейной зависимости (уравнения 2-го порядка по переменным $K_{г1}$ и $K_{г2}$) не превышает 0,05 (см. рис. 1).

Наблюдаемый значительный разброс твердости при изменении констант графитизации можно объяснить особенностью конструкции отливок: в технологическом процессе предусмотрен контроль свойства по поверхности верхнего диска, как зоны с наиболее типичной для всех остальных обрабатываемых поверхностей структурой. Типоразмер исследуемых отливок и характер используемой литниково-питающей системы позволяет выделить три типичных зоны (рис. 2).

Первая зона формируется частью верхней поверхности основного стержня и нижней стенкой (дном) вышестоящей формы. Средняя зона помимо наличия конструктивного теплового узла служит местом подвода питания отливки и формируется основным стержнем и верхней частью боковой стенки формы. Нижняя зона в основном формируется только внутренней нижней поверхностью формы. Она находится в наиболее термически массивной части собранной формы и заполняется в первую очередь наиболее "горячими" порциями металла.

Варианты и результаты составления уравнений регрессии с двумя переменными представлены в табл. 1.

Константы $K_{г1}$ и $K_{г2}$ рассчитывают для каждой плавки с учетом одного и того же химического состава чугуна (конечная, ковшовая проба); переменные связаны между собой функционально и зависят от содержания конкретных элементов, причем некоторые из элементов зависят от содержания основных примесей: углерода, кремния и марганца и особенностей плавок. Однако в данном случае речь идет не об эффекте автокорреляции независимых переменных X (хотя плавки проводили последовательно в одном и том же агрегате, и любая зависимая переменная Y будет переменной временного ряда), что вполне допустимо.

Приравнивание к нулю свободного члена уравнения регрессии нарушает принцип Гаусса–Маркова, но в четко заданных технологической инструкцией условиях плавки и заливки форм при варьировании констант графитизации

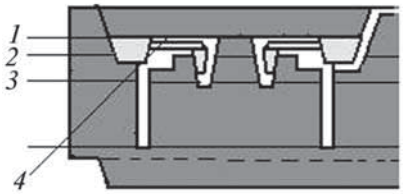


Рис. 2. Схема сечения формы в сборе:
1, 2, 3 – верхняя, средняя и нижняя зоны отливки соответственно; *4* – место замера твердости

1. Характеристики полученных уравнений регрессии

Параметр уравнения	Коэффициент	Стандартная ошибка	*t*-статистика	*P*-значение
$HB = 22{,}78\,K_{г1} - 3{,}88\,K_{г2}$, $R^2 = 0{,}99$				
Переменные:				
$X_1 - K_{г1}$	22,78	3,88	6,55	$3{,}3 \cdot 10^{-8}$
$X_2 - K_{г2}$	–3,88	5,89	–0,66	0,52
$HB = 222{,}37 - 2{,}80\,K_{г1} - 8{,}69\,K_{г2}$, $R^2 = 0{,}25$				
Y-пересечение	222,37	58,85	3,78	0,0004
Переменные:				
$X_1 - K_{г1}$	–2,80	7,44	–0,38	0,71
$X_2 - K_{г2}$	–8,69	5,38	–1,62	0,11

$K_{г1}$ – от 7,2 до 8,4 и $K_{г2}$ – от 3,85 до 5,60 уравнение $HB = 22{,}78\,K_{г1} - 3{,}88\,K_{г2}$ имеет право на существование, что объясняется следующим. Коэффициент регрессии приближается к единице (0,99), а следовательно, кроме неоднозначности прогнозных свойств уравнения при изменении параметров вне указанных пределов, можно утверждать о тесной функциональной зависимости между твердостью и константами графитизации, так как они входят со знаком минус, т.е. при увеличении степени графитизации твердость снижается, что подтверждается данными металлографического анализа. 3D-график зависимости твердости НВ от константы $K_{г1}$ и $K_{г2}$ приведен на рис. 3.

Твердость имеет минимальное значение 140...150 НВ в двух случаях:

1) при максимальных значениях $K_{г1}$ и $K_{г2}$: 8,4...8,6 и 5,6...5,8 соответственно (дальняя зона поля, см. рис. 3);

2) при максимальном значении $K_{г2}$ и минимальном значении $K_{г1}$ = 7,0...7,2 (ближняя зона поля, см. рис. 3).

Уравнение без свободного члена в состоянии описать поведение переменной НВ в первом случае. На вторую зону поля твердости рис. 3 приходится минимальное значение данных выборки из 51 плавки, поэтому коэффициент регрессии $R^2 \neq 1$ (см. табл. 1).

Для более детального изучения особенностей структуры были исследованы темплеты отливок с твердостью 135, 160 и 192 НВ, вырезанные из мест ее замера. Расчетная скорость охлаждения исследуемых темплетов составляла от 10 до 12 К/с. Результаты представлены в табл. 2.

Ввиду значительного разброса параметров структуры, подвергаемых одинаковому шифрованию согласно ГОСТ 3443–87, объясним данные табл. 2:

1) ПГф1 – ПГд25–350 – ПГ10 (ПГ12) – пластинчатый графит прямолинейной формы длиной преимущественно от 25 до 350 мкм, средняя площадь включений графита на единицу площади шлифа от 10 до 14 %;

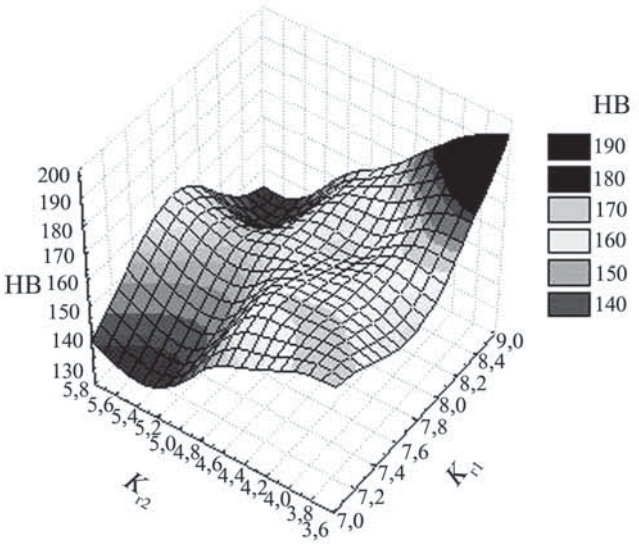


Рис. 3. Поле зависимости твердости НВ от констант графитизации $K_{г1}$ и $K_{г2}$

2) ПГф1–3 – ПГд15–180 – ПГ10 – пластинчатый графит прямолинейной, завихренной и игольчатой форм длиной преимущественно от 15 до 180 мкм, средняя площадь включений графита на единицу площади шлифа от 10 %;

3) ПГф2 (ПГф3) – ПГд15–90 – ПГ4 (ПГ6) – пластинчатый графит завихренной и игольчатой форм длиной преимущественно от 15 до 90 мкм, средняя площадь включений графита на единицу площади шлифа от 4 до 6 %.

2. Изменения структуры и твердости

Твердость, НВ	Особенности структуры	
	Металлическая основа, не более	Графит
135	80 % перлит	ПГф1 – ПГд25–350 – ПГ10 (ПГ12)
160	50 % феррит	ПГф1–3 – ПГд15–180 – ПГ10
192	90 % феррит	ПГф2 (ПГф3) – ПГд15–90 – ПГ4 (ПГ6)

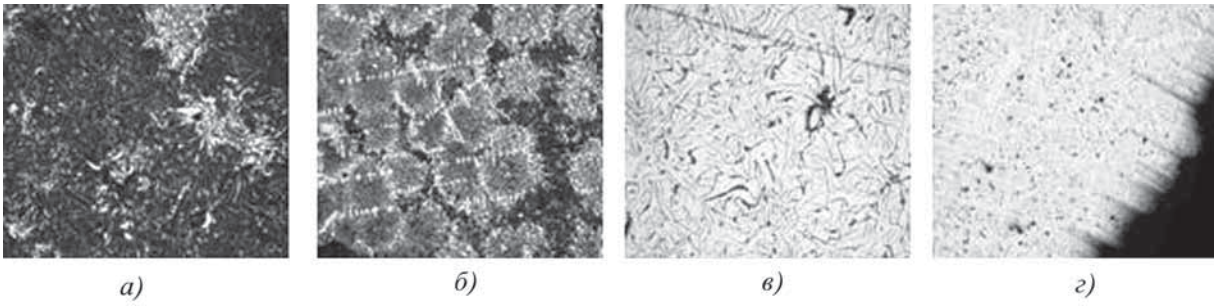


Рис. 4. Структуры темплетов (×100):
а – перлит 80 %, травление (4%-ный раствор HNO_3); *б* – феррит 90 %, травление (4%-ный раствор HNO_3); *в* – крупный пластинчатый графит (ПГф1 (ПГф2) – ПГд90–350 – ПГ12); *г* – пластинчатый графит игольчатой формы (ПГ4)

Микроструктуры темплетов отливок приведены на рис. 4.

Таким образом, на поверхностную твердость отливки влияют два фактора охлаждения:

1. Температурное переохлаждение расплава в нижней зоне отливки: контакт первых порций металла с холодной стенкой формы приводит к существенному физическому переохлаждению и, как следствие, к кристаллизации первичного пластинчатого и точечного графита в количестве до 8 % по площади шлифа, с последующим выделением преимущественно зернистого аустенита, превращающегося в перлит.

2. Концентрационное (химическое) переохлаждение в верхней зоне отливки: несмотря на малое время заполнения формы и незначительную массу отливок (от 6 до 8 отливок в одной полуформе, массой одной отливки до 0,65 кг) быстрый прогрев верхней части внутренней поверхности формы при широком питателе дает возможность развития ликвационных процессов. Итогом ликвации является кристаллизация междендритного и точечного графита (иногда цементита, в зависимости от концентрации элементов цветных металлов) на фоне преимущественно дендритного феррита.

Существует два пути решения проблемы:

1) использовать термодинамическое "позднее" модифицирование II рода – ввести в расплав чугуна за 3...5 минут до заливки формы активные элементы – графитизаторы в виде ферросплавов, временно повышающих степень графитизации. Наилучшим вариантом является применение литейного ферросилиция с барием (от 1 до 4 %) ФС75Ба2 в количестве до 0,25 %;

2) снижать содержание основных элементов цветных металлов: Cu, As, Sn, Pb и Ti, а также S, которые являются антиграфитизаторами.

Однако в распоряжении большинства действующих литейных производств нет технической возможности по реализации соответствующих методов внепечной обработки и подготовки чугунов к плавке и заливке форм. В этом случае остается полагаться на химическую "чистоту" используемых доменных чугунов, стального лома и ферросплавов, а также эффективность применяемой технологии модифицирования.

Выводы

1. Неравновесное структурообразование чугунных отливок в формах, изготовленных по Cold-box-amin-процессу, обусловлено развитием температурного и концентрационного переохлаждения чугунов при кристаллизации и охлаждении в условиях стопочной формовки.

2. Наибольшее увеличение твердости наблюдается в зонах, подверженных развитию ликвационных процессов: верхние, наиболее отдаленные от места подвода питания поверхности отливки.

3. На увеличение твердости отливок большее влияние оказывает количество и длина включений графита, тогда как тип и вид металлической основы (зернистый перлит, дендритный феррит или их механическая смесь) указывают на превалирование определенного вида переохлаждения, определяющего характер первичной кристаллизации. Изменение литейной технологии не может оказать существенного влияния на характер распределения твердости структур из-за физического ограничения соответствия конфигурации, массы и скорости охлаждения отливок в форме.

4. Максимальное нивелирование повышения твердости отливок возможно с помощью увеличения констант графитизации (особенно $K_{г1}$), в том числе посредством "позднего" модифицирования чугунов перед заливкой форм.

Алексей Александрович Шипельников, канд. техн. наук, lex1366@yandex.ru;
Александр Николаевич Роготовский, канд. техн. наук

УДК 621.791.011:53

Б.В. Овсянников, В.В. Овчинников*, В.Г. Овчинников
(ОАО "Каменск-Уральский металлургический завод",
** Московский государственный индустриальный университет)*

Технологические особенности сварки трением с перемешиванием алюминиево-литиевого сплава 1441

Представлены результаты исследований влияния режимов сварки трением с перемешиванием на механические свойства соединений алюминиево-литиевого сплава 1441. Изучено влияние скорости сварки от 100 до 250 мм/мин и частоты вращения инструмента от 600 до 800 об/мин на структуру и механические свойства сварного соединения. Исследовано изменение механических свойств сварного соединения с послесварочной термической обработкой по схеме: закалка + искусственное старение.

Ключевые слова: сварка трением с перемешиванием; алюминиево-литиевый сплав 1441; режимы сварки; частота вращения инструмента; скорость сварки; механические свойства сварного соединения.

The results of the studies of the influence of welding conditions by friction stir on the mechanical properties of the joints of aluminum–lithium alloy 1441 are presented. The influence of the welding speed from 100 to 250 mm/min, and the rotational speed of tool from 600 to 800 r/min on the structure and the mechanical properties of welded joint is studied. Change in the mechanical properties of welded joint with the post-welding heat treatment according to the diagram: hardening + artificial aging is investigated.

Keywords: friction stir welding; aluminum–lithium alloy 1441; welding conditions; rotational speed of tool; welding speed; mechanical properties of welded joint.

Введение. Развитие аэрокосмической техники способствовало разработке и внедрению в производство легких высокопрочных конструкционных материалов, в том числе термически упрочняемых сплавов с литием различных систем легирования. Сплав 1441 относится к системе легирования Al–Cu–Li и является несвариваемым сплавом.

При сварке плавлением сплаву 1441 свойственны чрезмерная пористость сварного шва и повышенная склонность к образованию горячих трещин. Показатель склонности к горячему растрескиванию швов при сварке технологических проб для литийсодержащих алюминиевых сплавов с медью стабильно находится на высоком уровне 55...60 % (для сравнения для сплава 1420 этот показатель составляет 40 %), при этом коэффициент прочности сварных соединений не превышает 0,7 от прочности основного металла.

Термическая обработка сварного соединения, включающая в себя закалку и искусственное старение, способствует повышению коэффициента прочности до 0,85. Снижению пористости сварных соединений способствует предварительное удаление поверхностного слоя толщиной примерно 0,2 мм со свариваемых кромок, а также термовакуумная обработка заготовок. Однако эти операции усложняют и удорожают производство сварных конструкций [1, 2].

В последнее время зарубежными и отечественными исследователями большое внимание уделяется изучению технологических особенностей нового способа *сварки трением с перемешиванием* (СТП) алюминиевых сплавов [3–5], разработанного и запатентованного Институтом сварки Великобритании в 1991 г. (рис. 1).

В настоящее время этот способ сварки занимает одно из ведущих мест за рубежом при сварке различных деталей в космической, авиационной технике, в железнодорожном, автомобильном и морском транспорте. СТП можно применять для сварки материалов из всех алюминиевых сплавов, в том числе из несвариваемых алюминиево-литиевых, возможно соединение разнородных сплавов (например, сплавов серии 5ххх со сплавами серии 6ххх, сплавов серии 2ххх со сплавами серии 7ххх).

Основные преимущества сварки трением с перемешиванием:

– в процессе сварки не происходит расплавления металла;

– сварка до 50 мм толщины проводится за 1 проход;

– не требуется тщательной подготовки кромок под сварку;

– отсутствуют расходные материалы (защитный газ, присадочный металл);

– достаточно высокие механические свойства шва.

В настоящей работе исследованы возможности сварки методом СТП сплава 1441 в отожженном состоянии. Изуче-

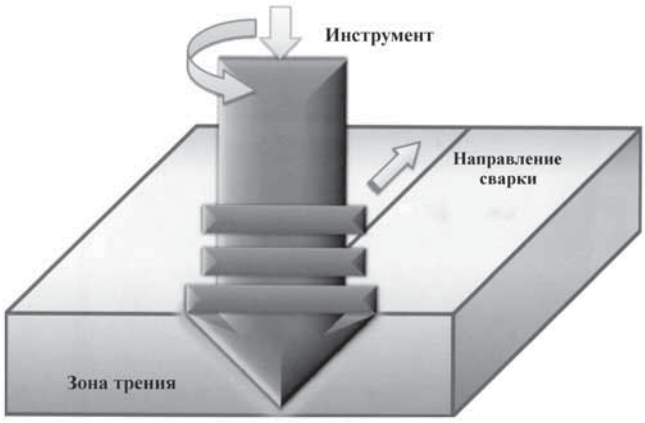


Рис. 1. Схема процесса сварки трением с перемешиванием

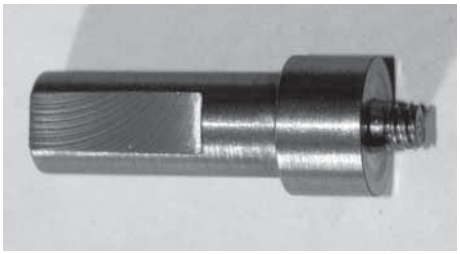


Рис. 2. Сварочный инструмент для СТП заготовок сплава 1441

ны влияние изменения скорости сварки от 100 до 250 мм/мин и частоты вращения инструмента от 600 до 800 об/мин на структуру и механические свойства сварного соединения, а также изменение механических свойств сварного соединения под влиянием термической обработки после сварки по схеме: закалка + искусственное старение.

Оборудование, материалы, режимы сварки и термической обработки. Для исследований применяли вертикальный фрезерный станок с ЧПУ мод. 600V, обеспечивающий перемещение по осям *X*, *Y*, *Z*.

Сварочный инструмент – цилиндрический с винтовой нарезкой, изготовленный из стали 4Х5МФС с закаленной рабочей частью (рис. 2).

Пластины размером 140×300 мм вырезали из отожженного листа толщиной 4,3 мм алюминиево-литиевого сплава 1441. Химический состав и механические свойства сплава 1441 приведены в табл. 1 и 2, параметры сварки – в табл. 3. После сварки полосы подвергали термической обработке по режиму: закалка при температуре 533 °С в течение 30 мин; искусственное старение при 150 °С в течение 24 ч.

Механические свойства образцов определяли в соответствии с ГОСТ 6996–66.

Результаты экспериментов и их обсуждение. Сварные соединения полос из сплава 1441 были испытаны на растяжение и изгиб без и с термической обработкой после сварки.

Механические свойства сварных соединений из листов сплава 1441 толщиной 4,3 мм в зависимости от скорости сварки и скорости вращения инструмента представлены в табл. 4.

Предел прочности $\sigma_в$ с увеличением частоты вращения инструмента незначительно уменьшается с 217 до 212 МПа. Коэффициент разупрочнения составляет 0,89...0,95.

Предел текучести $\sigma_{0,2}$ с повышением частоты вращения инструмента *n* от 600 до 700 об/мин снижается с 151 до 147 МПа, но с ее увеличением от 700 до 800 об/мин возрастает до 162 МПа. Относительное удлинение δ значительно уменьшается с 10...11 до 6,8 % при повышении *n* от 700 до 800 об/мин.

При этом отмечается перенесение зоны разрушения образцов из ЗТВ (*n* = 600...700 об/мин) в ЗТМВ (*n* = 800 об/мин) (рис. 3, *а*).

2. Механические свойства основного металла (лист сплава 1441, толщина 4,3 мм)

Состояние металла	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %
Отжиг	235	165	20
Закалка + искусственное старение	420	323	6

3. Параметры сварки

Состояние металла	Скорость сварки $v_{св}$, мм/мин	Частота вращения инструмента *n*, об/мин	Угол наклона по оси *OZ*, °
Отжиг	100	800	2
		700	
		600	
	150	600	
	200	600	
	250	600	

Увеличение скорости сварки $v_{св}$ от 100 до 150 мм/мин способствует повышению предела прочности сварных соединений от 217 до 224 МПа. Дальнейший рост $v_{св}$ сопровождается стабилизацией значений предела прочности сварного соединения на уровне 210 МПа. Коэффициент разупрочнения равен 0,89...0,98. Относительное удлинение снижается с 13,5 до 8,0...8,7 % при увеличении скорости сварки.

Результаты испытаний на изгиб приведены в табл. 5.

Испытания на изгиб проводили в двух положениях – изгиб поверхности шва и изгиб корня шва. Образцы после испытаний на изгиб изображены на рис. 3, *б*.

Данные по углу изгиба поверхности шва соответствуют данным для основного металла в отожженном состоянии. Изгиб корня шва составляет 80...85° при частоте вращения инструмента от 600 до 800 об/мин и скорости сварки 100 мм/мин, т.е. повышение частоты вращения инструмента от 600 до 800 об/мин не влияет на угол изгиба сварного соединения. Однако при увеличении скорости сварки, но постоянной скорости вращения инструмента угол изгиба уменьшается, что объясняется недостаточным тепловложением и перемешиванием металла в корне шва.

Анализ данных механических свойств после проведения термической обработки сварных соединений (табл. 6) показал, что повышение скорости сварки способствует снижению коэффициента прочности сварного соединения по отношению к основному металлу с 0,88 до 0,73. В то же время предел текучести сварных соединений выше предела текучести основного металла, за исключением варианта сварки при $v_{св}$ = 250 мм/мин и *n* = 600 об/мин.

1. Химический состав сплава 1441

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Ti	Ni	Zr	Be	Li	Al
0,03	0,06	1,40	0,06	0,90	0,03	0,04	0,11	0,04	1,9	Основа

4. Механические свойства сварных соединений из листов сплава 1441 толщиной 4,3 мм в зависимости от скорости сварки $v_{св}$ и частоты вращения инструмента *n*

Режим сварки		Механические свойства соединений			Место разрушения образца
n, об/мин	$v_{св}$, мм/мин	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %	
800	100	204...220*/212	160...164/162	5,6...8,0/6,8	ЗТВМ
700		217...220/218	147...148/147	10,0...13,0/11,0	ЗТВ
600		217...219/217	150...153/151	10,0...11,0/10,5	
	150	223...225/224	154...164/159	13,5...13,5/13,5	
	200	207...213/210	152...155/153	8,0...8,0/8,0	Середина шва
	250	208...212/210	152...155/153	8,4...9,0/8,7	ЗТВ

* В числителе приведены минимальное и максимальное значения, а в знаменателе – среднее значение.

Примечания. 1. Приведены результаты по испытаниям 5 образцов для каждого варианта испытания.
2. ЗТВ – зона термического влияния; ЗТМВ – зона термомеханического влияния.

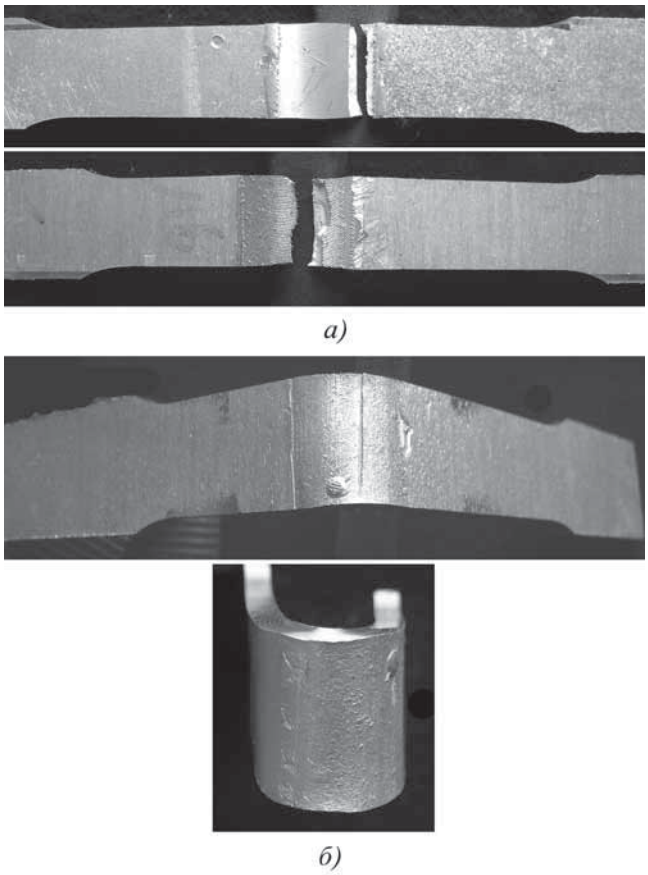


Рис. 3. Образцы соединений сплава 1441 после испытаний на статическое растяжение (*а*) и испытаний на изгиб (*б*)

При этом относительное удлинение соединений, выполненных при *n* = 600 об/мин и $v_{св}$ = 150... 250 мм/мин, резко снижается.

В макроструктуре сварного соединения (рис. 4) выделяются три структурные зоны: зона термического влияния; переходная зона между ЗТВ и ЗТМВ; зона термомеханического влияния со сварочным ядром. Сварное ядро имеет плотную мелкозернистую структуру; граница между сварным ядром и следующей за ней ЗТМВ имеет расплывчатую границу.

Между ЗТМВ и ЗТВ четко прослеживается граница зон. Зона ЗТВ имеет крупнозернистую структуру. Особенностью

5. Результаты испытаний на изгиб

Режим сварки		Угол изгиба, °	Результат испытаний
n, об/мин	v, мм/мин		
800	100	78...85/81	Изгиб со стороны корня шва. Трещина по шву
600		78...86/82	
	150	160...180/170	Изгиб с лицевой поверхности шва. Трещина по шву
	200	30...42/34	Изгиб со стороны корня шва. Трещина по шву
	250	180...180/180	Изгиб с лицевой поверхности шва. Без трещин

6. Механические свойства сварных соединений после термической обработки по режиму: закалка + искусственное старение

Режим сварки		Механические свойства соединений			Место разрушения образца
n, об/мин	$v_{св}$, мм/мин	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %	
800	100	355	351	4,4	Середина шва
700		335	333	1,1	
600		370	324	4,4	
	150	355	328	3,8	
	200	330	330	2,2	
	250	305	302		
Примечание. Приведены средние результаты по испытаниям 10 образцов для каждого варианта испытания.					

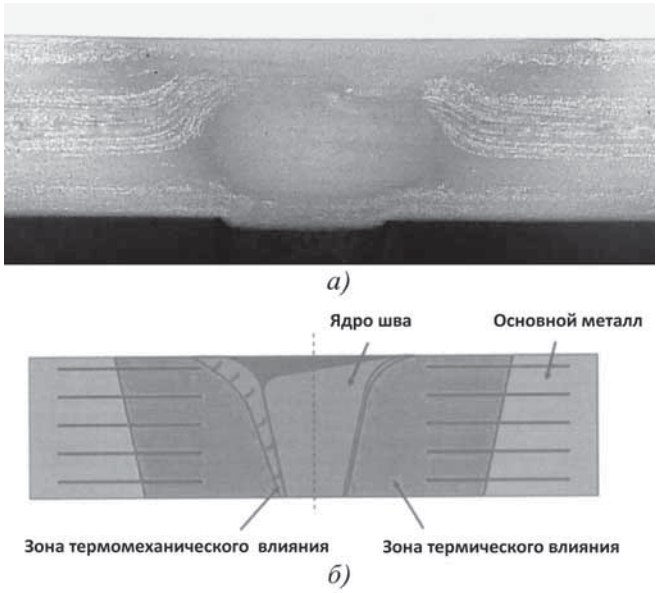


Рис. 4. Макроструктура соединения сплава 1441 при СТП (*а*) и схема расположения структурных зон (*б*)

зоны термомеханического влияния является так называемая "луковая структура" (рис. 5) – чередующиеся полосы, которая в работе [6] названа одной из причин образования ЗТМВ – от геометрии сварочного инструмента и режимов сварки.

После увеличенного времени травления в структуре шва наблюдается четко выраженная линия (рис. 6) – линия кромок стыкуемых образцов после перемешивания. По данным работ [7, 8], это оксидный слой стыкуемых кромок.

На поверхности алюминиево-литиевых сплавов при взаимодействии с атмосферным воздухом образуется слой из гидратированных оксидов лития (LiOH, Li_2O) и других сложных водородсодержащих химических соединений толщиной 0,05...0,15 мм, что значительно больше, чем для других алюминиевых сплавов. Разрыв закаленных образцов произошел точно по этой линии.

Искусственное старение после сварки образцов в закаленном состоянии не вызывает видимого изменения макро- и микроструктуры как в зоне основного металла, так и в зоне шва (рис. 7). Усредненный диаметр зерен не изменяется.

Применение искусственного старения после сварки повышает предел прочности сварного соединения и его коэффициент прочности до 0,82.

Для определения возможности получения максимальной прочности для соединений, выполненных СТП, были проведены перезакалка и искусственное старение сваренных образцов. Указанная термическая обработка привела к значительной волнообразной деформации соединений по всей длине шва.

Металлографические исследования соединений в перезакаленном состоянии показали значительный рост зерна (рис. 8). Максимальное увеличение размера зерна наблюдается в зоне сварного соединения. Ориентировочный усред-

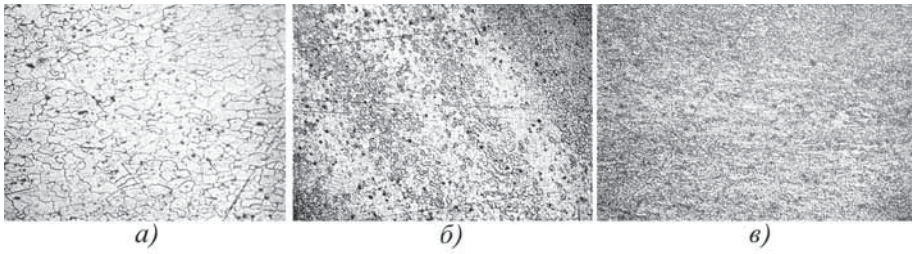


Рис. 5. Микроструктура основного металла (*а*), зоны термомеханического влияния (*б*) и ядра шва (*в*) после СТП сплава 1441 в отожженном состоянии. ×500

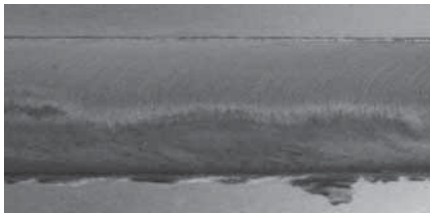


Рис. 6. Внешний вид в плане образца сплава 1441 с проявлением оксидного слоя в шве от кромок при длительном травлении и анодировании. ×10

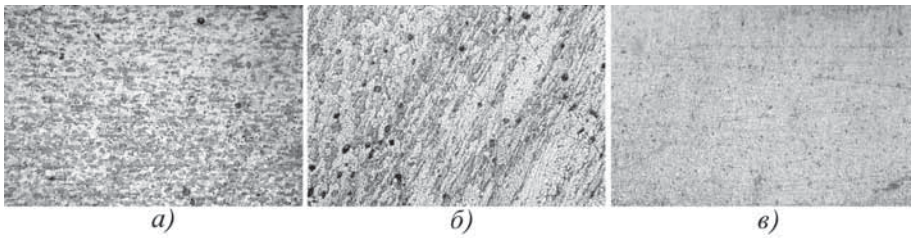


Рис. 7. Микроструктура различных зон соединения сплава 1441 после искусственного старения после СТП (×500):
а – основной металл; *б* – зона термомеханического влияния; *в* – зона шва

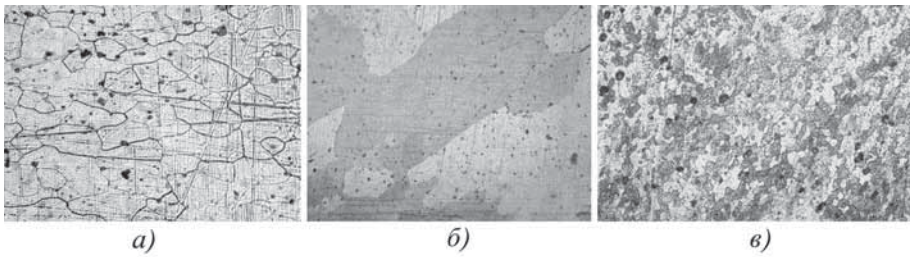


Рис. 8. Микроструктура различных зон соединения сплава 1441 после закалки и искусственного старения после СТП (×500):
а – основной металл; *б* – зона термомеханического влияния; *в* – зона шва

ненный диаметр зерна вне зоны сварки достигал 0,8 мм. Вдоль листов размер зерна составил 0,5...1,4 мм.

Отличие в структуре после перезакалки может быть вызвано разным содержанием элементов антирекристаллизаторов, так как в случае их концентрации на нижнем уровне происходит значительный рост зерна. С увеличением толщины листа рост зерна происходит более интенсивно. В процессе СТП происходит критическая деформация свариваемого металла, что впоследствии при нагреве и рекристаллизации также приводит к росту зерна.

Применение искусственного старения после сварки образцов в состоянии Т1 оказывает положительное влияние на их механические свойства. При этом наблюдается повышение предела прочности соединений. В случае перезакалки образцов после сварки происходит полная рекристаллизация основного металла и сварного шва. При этом предел прочности соединений стремится к уровню прочности основного металла.

Выводы

1. Полученные значения механических свойств на уровне 0,89...0,95 для прочности и 0,89...0,98 для текучести от основного металла в отожженном состоянии являются высокими для сварных соединений из алюминиевых сплавов. Значения механических свойств после термической обработки на уровне 0,73...0,88 для прочности и 0,93...1,08 для текучести для сплава 1441 системы Al–Cu–Li находятся на уровне свойств, получаемых специально разработанными методами сварки – сварка сканирующей дугой и электронно-лучевая сварка для свариваемых сплавов системы Al–Mg–Li на уровне 0,85 от основного металла.

2. Не наблюдается линейной зависимости между параметрами сварки и полученными свойствами. Оптимальные свойства соединений получены при скорости сварки 100...200 мм/мин и частоте вращения инструмента 600...700 об/мин.

3. Для улучшения качества сварного шва необходимо использовать инструмент, создающий более качественное перемешивание металла шва, а также технологию изменения направления вращения инструмента в процессе сварки.

4. В случае перезакалки образцов после сварки происходит полная рекристаллизация основного металла и сварного шва. При этом предел прочности соединений стремится к уровню прочности основного металла.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Рязанцев В.И., Мацнев В.Н.** Рациональные области применения сварных конструкций из алюминиевых сплавов с литием // Авиационная промышленность. 2001. № 4. С. 44–49.

2. **Дриц А.М., Овчинников В.В.** Свариваемость и свойства соединений высокопрочных сплавов системы Al–Cu–Li–Mg, легированных серебром, скандием и цирконием // Заготовительные производства в машиностроении. 2011. № 7. С. 18–25.

3. **Eur. Pat. Spec. 0615480B1.** Improvements relating to friction welding / W.M. Thomas, E.D. Nicholas, J.C. Needham; опубл. 1995.

4. **Eur. Pat. 95907888.2.** Friction Stir Welding / O.T. Midling, E.J. Morley, A. Sandvik (Nors Hydro, rights transterred to TWI); опубл. 1995.

5. **Ищенко А.Я., Подъельников С.В., Покляцкий А.Г.** Сварка трением с перемешиванием алюминиевых сплавов (обзор) // Автоматическая сварка. 2007. № 11. С. 32–38.

6. **Ищенко А.Я.** Особенности применения алюминиевых высокопрочных сплавов для сварных конструкций // Автоматическая сварка. 2004. № 9. С. 16–26.

7. **Котлышев Р.Р., Чуларис А.А., Людмирский Ю.Г.** Гипотеза образования соединения при сварке трением с перемешиванием // Сварка и диагностика. 2010. № 4. С. 31–34.

8. **Фролов В.А., Иванюхин А.Н., Сабанцев А.Н. и др.** Сварка трением с перемешиванием – плюсы и минусы // Сварочное производство. 2008. № 10. С. 12–18.

Борис Владимирович Овсянников, канд. техн. наук;
Виктор Васильевич Овчинников, д-р техн. наук,
vikov1956@mail.ru;
Владимир Георгиевич Овчинников

70 лет кафедре "Кузовостроение и обработка давлением" им. И.А. Норицына Московского государственного машиностроительного университета (МАМИ)

В 2013 г. исполняется 70 лет со дня основания кафедры "Кузовостроение и обработка давлением" Московского государственного машиностроительного университета (МАМИ) (Университет машиностроения) (до 2012 г. – Московский государственный технический университет "МАМИ") – одной из ведущих кафедр России в области обработки металлов давлением.

Кафедра "Машины и технология обработки металлов давлением" в составе Механико-технологического факультета была сформирована в 1943 г. С 1968 г. кафедра вошла в состав факультета "Литейное и кузнечно-штамповочное производство", позднее получившего название "Автоматизация и механизация литейного и штамповочного производства".

С 1990 г. в рамках специальности 120400 "Машины и технология обработки металлов давлением" кафедра готовит специалистов по двум специализациям: "Автокузовостроение" и "Обработка давлением".

Появление новой специализации отразилось и на названии кафедры. Она стала называться "Кузовостроение и обработка давлением" и входить в состав Конструкторско-технологического факультета.

С 1997 г. на кафедре началась также подготовка бакалавров и магистров по направлению 551800 "Технологические машины и оборудование".

В связи с переходом на федеральные государственные образовательные стандарты высшего профессионального образования направление 551800 преобразовано в направление 150700 "Машиностроение" и с 2010 г. кафедра ведет подготовку бакалавров и магистров по профилю "Машины и технология обработки металлов давлением".

С 2011 г. в рамках направления 261400 "Технология художественной обработки материалов" открыт профиль подготовки "Технологии художественной обработки материалов давлением" и с 2012 г. кафедра начала подготовку бакалавров по данному профилю.

Коллектив кафедры 1976 г.

Открытие новых профилей привело к созданию при кафедре новой лаборатории – быстрого прототипирования, ориентированной на внедрение в учебный процесс современных цифровых технологий подготовки производства.

С 2012 г. кафедра стала входить в состав Механико-технологического факультета Технологического института Университета машиностроения.

Первым руководителем кафедры (с 1943 по 1953 г.) был профессор Анатолий Августович Рыбарж – известный специалист в области исследований механических свойств листовой стали, определяющих ее штампуемость, ранее – главный металлург завода АМО и Всесоюзного автотракторного объединения.

В начальный период своей деятельности кафедра для чтения лекций и руководства проектированием привлекала опытных производствен-

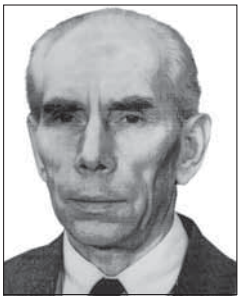
ников, инженеров и кандидатов наук из конструкторских бюро и научно-исследовательских институтов – А.Н. Брюханова, А.А. Игнатова, В.Н. Мосюкова, Г.А. Навроцкого, И.С. Победина, А.В. Ребельского и др.

Большой вклад в становление кафедры и ее дальнейшее развитие внес заслуженный деятель науки и техники РСФСР, профессор, д-р техн. наук Иларий Анатольевич Норицын, который возглавлял кафедру с 1953 по 1976 г. В этот период был полностью укомплектован профессорско-преподавательский коллектив кафедры; создана лабораторная база для учебных занятий со студентами и экспериментальных исследований; определены основные научные направления кафедры, имеющие большое значение для предприятий автомобильной и тракторной промышленности, сельхозмашиностроения, станкостроения и других отраслей; начата подготовка научных кадров – кандидатов и докторов технических наук.

А.А. Рыбарж

И.А. Норицын

Г.А. Навроцкий



А.Д. Матвеев

Н.Ф. Шпунькин

П.А. Петров

В дальнейшем кафедру возглавляли: с 1976 по 1986 г. – профессор, д-р техн. наук, заслуженный деятель науки и техники РСФСР Георгий Александрович Навроцкий; с 1986 по 1997 г. – профессор, д-р техн. наук, академик Российской академии проблем качества, лауреат премии Совета Министров СССР, заслуженный деятель науки и техники России Анатолий Дмитриевич Матвеев; с 1997 по 2011 г. – профессор, канд. техн. наук, член-корреспондент Академии проблем качества, лауреат премии Совета Министров СССР Николай Фомич Шпунькин. С 2011 г. и по настоящее время кафедру возглавляет доцент, канд. техн. наук Павел Александрович Петров.

С момента образования кафедры научная деятельность ее преподавателей была тесно связана с запросами автотракторного производства и кузнечно-прессового машиностроения; четко обозначились два научных направления:

- теория и технология горячей штамповки;
- исследования и расчет кривошипных прессов для холодной листовой и горячей объемной штамповки.

В 1950-е гг. научная тематика расширилась и стала охватывать следующие направления:

- теория и технология малоотходной горячей и изотермической штамповки;
- исследования по теории, технологии и инструменту холодной объемной штамповки;
- теория и технология холодной листовой штамповки;
- ресурс пластичности при развитой деформации;
- исследования, испытания и расчетно-конструкторские разработки по кузнечно-прессовым машинам, автоматам и средствам автоматизации.

Направление теории и технологии горячей штамповки было заложено и развивалось А.В. Ребельским и А.Н. Брюхановым, которые уже в 1947 г. выпустили в свет книгу по горячей штамповке, получившую широкое признание специалистов. В книге обобщен отечественный и зарубежный опыт по технологии горячей штамповки, расчету и конструированию инструмента, в ней помещены разработки и некоторые результаты исследований авторов. Она была переведена и издана в 11 странах мира.

Работы А.В. Ребельского и А.Н. Брюханова были расширены И.С. Поляковым, И.Л. Акаро, В.И. Перфиловым, А.С. Логиновым и др. Результаты исследований по теории и технологии горячей штамповки были применены на Автомобильном заводе им. Ленинского комсомола, Куйбышевском и Луганском заводах автомобильных клапанов, Челябинском автомеханическом заводе со значительным экономическим эффектом.

Исследования по созданию новых технологических процессов изотермической штамповки начаты в 1986 г. Ю.Г. Калпиным.

Разрабатывались вопросы теории полугорячей пластической деформации. При участии кафедры "Двигатели" МАМИ освоено производство этим методом поршней автомобильных, мотоциклетных и некоторых тракторных двигателей. Создан участок изотермической штамповки во ВНИИМотопроме (г. Серпухов), на котором был освоен выпуск штампованных поршней для спортивных мотоциклов.

Исследования холодной объемной штамповки (ХОШ) начаты на кафедре с 1962 г. по инициативе И.А. Норицына. Большой вклад в развитие этих исследований сделан В.Я. Шехтером и В.А. Головиным (кафедра "Технология конструкционных материалов"). По результатам исследований разработано и передано для внедрения в промышленность более 50 новых типов процессов холодной и полугорячей штамповки заготовок деталей сложной формы из углеродистых и легированных сталей и сплавов, цветных металлов, обеспечивающих сокращение расхода металла более чем в 1,5 раза, повышение производительности – в 3–5 раз.

В 1970-е гг. под руководством Ю.Г. Калпина и при участии Ю.К. Филиппова начаты исследования вопросов разрушения металла при развитой пластической деформации.

Систематические работы по холодной листовой штамповке проводятся на кафедре с 1953 г. по следующим направлениям:

- осесимметричная вытяжка и местная формовка;
- кузовная штамповка, применение алюминиевых листовых материалов для кузовных деталей;
- исследование гибки;
- исследование явлений, ограничивающих возможности формоизменения листа в условиях растяжения;
- испытание листовых металлов для оценки их штампуемости.

Значительным вкладом в науку была фундаментальная работа И.А. Норицына "Основы теории непрерывного технологического процесса глубокой вытяжки листового металла", выполненная в виде докторской диссертации. Под его руководством проведены исследования по устойчивости фланцевой части заготовки при вытяжке на прессах двойного действия. Разработаны рекомендации для выбора оптимальной силы прижима. Исследовано влияние кривизны на предельный коэффициент вытяжки.

В конце 1960-х гг. под руководством А.Д. Матвеева на кафедре начаты работы по штамповке деталей кузовов и по инициативе В.Я. Шехтера – исследования по кузовной штамповке листовых материалов на алюминиевой основе.

Работы по кузовной штамповке были направлены на исследование операции обтяжки вместо вытяжки. Были разработаны теоретические основы процесса и созданы новые конструкции штампов для АЗЛК и ВАЗа.

Совместно с прессовыми производствами АЗЛК, ВАЗ и НИИТавтопром выполнены разработки, направленные на повышение экономической эффективности операций вытяжки деталей сложной формы.

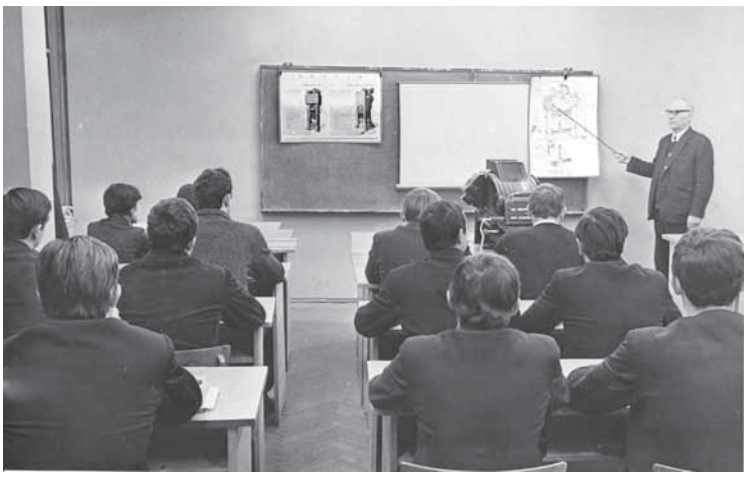
В 1986 г. авторский коллектив в составе А.Д. Матвеева, Н.Ф. Шпунькина и А.Г. Боброва за работу "Разработка и внедрение прогрессивных малоотходных процессов листовой штамповки для изготовления деталей автомобилей семейства ВАЗ" удостоен премии Совета Министров СССР в области науки и техники.

Исследования по гибке листа и стержней проводились на кафедре с 1980 г. под руководством А.Д. Матвеева. Исследованы однократный и многократный чистый изгиб до большой кривизны под действием только изгибающего момента, изгиб по сложной схеме при перетекании листа через прямоугольный порог прижимного устройства штампов для вытяжки кузовных деталей.

Исследования формоизменения листа в условиях растяжения начаты на кафедре в 1965 г.

Исследования, испытания и расчетно-конструкторские разработки по кузнечно-прессовым машинам, автоматам и средствам автоматизации ведутся на кафедре с начала ее организации по следующей тематике:

- исследование и расчет кривошипных прессов и автоматов для горячей объемной и холодной штамповки;
- исследование и расчет муфт, тормозов и систем включения;
- исследование и расчет листоштамповочных прессов, автоматов для холодной объемной штамповки и пружинонавивочных автоматов;
- исследование и создание новых средств автоматизации кузнечно-прессовых машин.



Лекцию по кузнечно-штамповочному оборудованию читает А.А. Игнатов (1956 г.)

Исследования по первым двум направлениям проводились А.А. Игнатовым, Г.А. Навроцким и их учениками. С конца 1960-х гг. фронт работ значительно расширился усилиями В.И. Власова, В.Г. Плюгачева, А.Ф. Каплина, И.К. Токарева.

В конце 1970-х гг. В.Г. Месяцем и другими учениками В.И. Власова исследованы энергетические параметры горячештамповочных прессов с пятизвенным кривошипно-клиновым приводом.

После 1977 г. исследования кривошипных горячештамповочных прессов проводились под руководством В.Г. Плюгачева.

Исследования и расчет листоштамповочных прессов, автоматов для холодной объемной штамповки и пружинонавивочных автоматов начаты в 1960 г. под руководством Г.А. Навроцкого.

Работы проводились совместно с рядом заводов. Результатом этих работ явились комплексные исследования процессов динамики гвоздильных автоматов.

Большой вклад в проектирование высокопроизводительного оборудования для холодной объемной штамповки внес Ю.А. Миропольский.

Исследование и создание новых средств автоматизации под руководством И.А. Норицына проводились совместно с кафедрой теоретической механики МАМИ В.И. Власовым, В.Г. Плюгачевым и В.Я. Шехтером.

С начала 2000 г. выполнены фундаментальные исследования, посвященные сопротивлению деформации, предельному формоизменению и прогнозированию разрушения материалов в операциях листовой и объемной штамповки, контактному трению и технологическим смазкам для операций горячей объемной и изотермической штамповки, а также разработке новых критериев разрушения и моделей сопротивления деформации.

Исследуется штампуемость новых материалов, разрабатываются технологические процессы изготовления деталей и узлов кузова автомобилей из алюминиевых сплавов и высокопрочных сталей. Эти работы направлены на решение проблемы уменьшения массы наземных транспортных средств, ведущего к снижению расхода топлива и оздоровлению окружающей среды.

Среди работ, выполненных в конце 1990-х – начале 2000-х гг., следует отметить исследования, посвященные совершенствованию процесса профилирования изделий из тонколистового металла.

Специалисты кафедры участвуют в выполнении государственных контрактов по программам Министерства образования и науки Российской Федерации и Департамента науки, промышленной политики и предпринимательства г. Москвы.

За последние годы выполнены разработки технологий на детали дизельной аппаратуры (поршень топливоподкачивающего насоса высокого давления, муфта конусная), шаровой палец с пустотелой головкой и корпус амортизатора грузовых автомобилей, различные типы корпусов резцов, используемых в проходческих комбайнах горно-добывающей промышленности и в машинах для вскрытия твердых покрытий при ремонте автомобильных дорог, болты железнодорожных креплений и другие детали.

С 2000 г. получает развитие новое направление, связанное с получением деталей с заданными свойствами методами порошковой металлургии, разработаны технологии изготовления ряда деталей с антифрикционными свойствами для автомобильной промышленности, изделий для нефтедобывающей отрасли и пористых деталей типа огнепрерывателей для газовых горелок.

На кафедре проводятся прикладные исследования технологий изотермической объемной штамповки изделий из алюминиевых сплавов и технологий вакуумной и газовой формовки изделий из титановых сплавов для авиационной промышленности.

После открытия на кафедре специализации "Автокузовостроение" введены новые учебные курсы: "Технология кузовостроения", "Автомобильные кузова", "Полимеры в автостроении", "Сварочное оборудование". Освоены также новые дисциплины для подготовки бакалавров и магистров.

В учебном процессе и научно-исследовательской работе используют:

– T-FLEX CAD 3D – программа для параметрического проектирования и трехмерного твердотельного моделирования геометрических объектов;

– Q-FORM – программа для расчетов и моделирования процессов горячей штамповки;

– AutoForm – программа для моделирования процессов штамповки сложных кузовных деталей;

– StamPack – программа для расчетов и моделирования процессов листовой штамповки тонкостенных и толстостенных деталей.

Кафедра "Кузовостроение и обработка давлением" является учебным центром AutoForm в России; при кафедре работает научно-образовательный центр "Технологии обработки материалов давлением: моделирование, проектирование, производство".

Кафедра укомплектована высококвалифицированным профессорско-преподавательским составом: пять профессоров, девять доцентов, четыре старших преподавателя, четыре ассистента; ученую степень доктора технических наук имеют четверо преподавателей, кандидата тех-

На фоне портретов корифеев – состав кафедры 2003 г.

нических наук – одиннадцать преподавателей. Занятия проводятся по очной форме обучения (ежегодно набирается одна группа по направлению 150700 "Машиностроение" и раз в два года – по направлению 261400 "Технология художественной обработки материалов") и заочной (ежегодно набирается одна группа заочников по направлению 150700).

На основной территории университета кафедра имеет три лаборатории – обработка металлов давлением, автокузовостроение, инжиниринга и прототипирования.

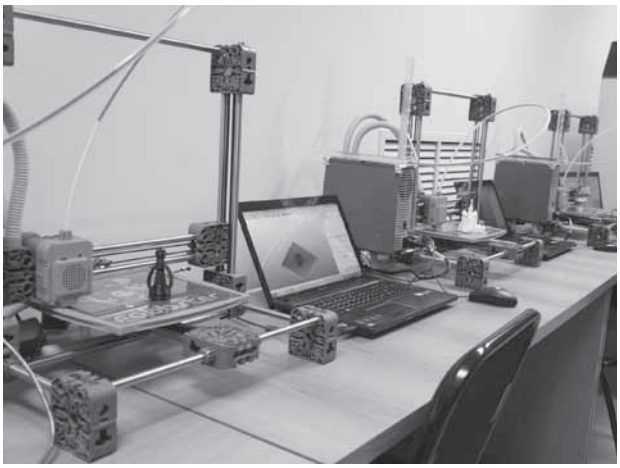
Состав кафедры 2013 г.

В 2002 г. на базе филиала УНТЦ МАМИ (г. Ивантеевка) была создана учебно-научно-производственная лаборатория кафедры. С ее открытием появилась возможность доводить научно-технические разработки кафедры до промышленного освоения, а также использовать ее как полноценную базу для производственной и технологической практик студентов.

Кафедрой подготовлены более 100 научных работников, которые в настоящее время возглавляют кафедры вузов, научные и производственные коллективы, являются ведущими специалистами автомобильной и других отраслей промышленности.

Кафедра активно развивает международное сотрудничество с вузами ближнего и дальнего зарубежья, в том числе с вузами Германии, Польши, Украины.

С 2002 по 2013 г. специалисты кафедры участвовали в Международных научно-технических конференциях и выставках, проходивших в городах следующих стран: Польша (Краков, Закопане, Вроцлав), Франция (Лион), Германия (Франкфурт-на-Майне, Ганновер, Фрайберг), Румыния (Клуж-Напока), Северная Ирландия (Белфаст), Шотландия (Глазго), Испания (Сарагоса), Италия (Брешиа), Нидерланды (Энсхеде), Украина (Краматорск). Преподаватели кафедры проходили стажировку в Техническом университете им. Лейбница (г. Ганновер) на кафедре обработки давлением и в Техническом университете (г. Фрайберг) на кафедре литейных и кузнечно-прессовых машин. В рамках Международной программы студенческих обменов на кафедре прошли кратковременную стажировку студенты из Германии, Норвегии, Швейцарии.



Оборудование лаборатории инжиниринга и прототипирования

Несмотря на многочисленные трудности, кафедра сохранила свой научный и кадровый потенциал и в настоящее время успешно развивается. Преподавательский состав пополняется молодыми специалистами – это главный залог того, что кафедра будет жить и развиваться на благо российского образования и науки.

За время существования кафедры по различным направлениям ее деятельности было опубликовано более 1000 работ, в том числе около 30 монографий и справочников, получено более 200 авторских свидетельств и патентов на изобретения.

УДК 621.7.043

Н.Ф. Шпунькин, Д.В. Бузлаев
(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ))

Построение вытяжных переходов кузовных деталей современных автомобилей

Рассмотрена последовательность работ, проводимых при построении вытяжных переходов сложных кузовных деталей, приведены практические рекомендации по их выполнению. Содержание работ проиллюстрировано примерами использования современной компьютерной системы для построения оптимальной формы вытяжных переходов.

Ключевые слова: кузовная штамповка; вытяжка; вытяжной переход; прижимная поверхность; технологическая надстройка; компьютерная программа моделирования.

This study presents a typical sequence of actions used for design of drawing dies for complex car body panels, some practical recommendations are provided. The content of actions is illustrated by application examples of optimal drawing die design using the modern simulation software.

Keywords: sheet metal forming; deep drawing; drawing die; binder surface; addendum; simulation software.

Наиболее сложной задачей при разработке технологического процесса штамповки кузовной детали является построение вытяжного перехода, форма которого обеспечивает надежное протекание операции вытяжки и получение детали высокого качества. Если в технологическом процессе осуществляют основную формообразующую операцию – вытяжку, то вопрос о последующих (доделочных) операциях (обрезка, пробивка, правка, фланцовка и др.) сводится обычно только к определению их числа и последовательности проведения.

Основы построения вытяжных переходов, базировавшиеся в основном на производственном опыте, были заложены еще в 1950-е гг. прошлого века (см. кн.: Серепьев В.В. Опыт построения вытяжных переходов для облицовочных деталей автомобилей. М.: Машгиз, 1958; Сорокин Б.В. Штампы для облицовочных деталей автомобилей. М.: Машгиз, 1951).

Построение вытяжного перехода проводилось с использованием гипсовой модели матрицы вытяжного штампа, выполненной в натуральную величину по мастер-модели, которую изготовляли по чертежу кузовной детали. По гипсовой модели решали все вопросы, связанные с разработкой и уточнением формы вытяжного перехода. Если к моменту начала проектирования изготовление мастер-модели еще не было завершено, то построение вытяжного перехода (особенно для относительно простых деталей) допускалось проводить по образцу кузовной детали, изготовленной в экспериментальном цехе по упрощенной технологии или по чертежу детали.

Развитие компьютерных технологий внесло существенные коррективы в процесс построения вытяжных переходов, значительно сократив время, затрачиваемое на разработку. Однако содержание работ, которые необходимо выполнить, в основном сохранилось. Последовательность и содержание этих работ следующие [1]:

1) нахождение оптимального пространственного расположения детали при вытяжке;

2) определение целесообразности объединения двух или нескольких деталей в одном вытяжном переходе с нахождением их оптимального взаимного расположения;

3) внесение необходимых технологических изменений в форму детали в вытяжном переходе;

4) отработка формы и расположения прижимной поверхности вытяжного перехода;

5) определение формы и технологического припуска (надстройки), размещаемого между поверхностью детали и прижимной поверхностью вытяжного перехода;

6) определение необходимости технологических разгрузочных вырезов и надрезов, их числа, места расположения и размеров;

7) задание при необходимости формы, числа и места расположения перетяжных элементов на прижимной поверхности;

8) выбор способа фиксации вытяжного перехода на последующих операциях штамповки.

Далее более подробно рассмотрено содержание этих работ и приведены примеры использования для построения вытяжных переходов с помощью программного обеспечения AutoForm, существенно облегчающего труд технолога и конструктора технологической оснастки [2].

Модуль AutoForm-DieDesigner позволяет быстро строить прототипы формообразующих переходов и анализировать разделительные операции. AutoForm-DieDesigner широко применяют на современных автомобильных фирмах и предприятиях по производству штамповой оснастки.

Простая и логичная структура AutoForm- DieDesigner позволяет пользователю быстро выполнить весь комплекс работ по построению вытяжного перехода: от импорта CAD-геометрии детали до построения всех формообразующих поверхностей. Используя удобные средства редактирования и автоматизированные функции программы, инженер, разрабатывающий технологический процесс, может оперативно (в течение нескольких минут) генерировать различные варианты инструмента для их последующего анализа.

Нахождение оптимального положения детали при вытяжке является первой задачей, которую требуется решить при разработке вытяжного перехода. Прежде всего, положение детали в вытяжном переходе зависит от выбранного ви-

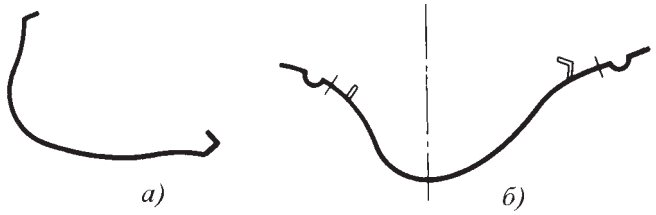


Рис. 1. Деталь, у которой поднутрение можно исключить разворотом:
а – сечение детали; *б* – сечение вытяжного перехода

да оборудования. В зависимости от этого выбора деталь будет располагаться либо "дном вверх" (при вытяжке на прессе простого действия), либо "дном вниз" (при вытяжке на прессе двойного действия). Главным требованием является отсутствие в вытяжном переходе местных поднутрений для того, чтобы пуансон при своем вертикальном перемещении мог свободно входить в матрицу и выходить из нее (рис. 1).

Другое важное требование к положению детали при вытяжке – обеспечение такого ее положения, при котором глубина вытяжки будет минимальной и наиболее равномерной на разных участках перехода. Необходимо также добиваться, чтобы в начальный момент вытяжки заготовка имела наибольшую поверхность соприкосновения с пуансоном, что приводит к уменьшению площади внеконтактного (т.е. не соприкасающегося с пуансоном и матрицей) участка заготовки и снижению тем самым опасности складкообразования.

Отыскание оптимального положения детали по отношению к направлению вытяжки является одним из самых важных аспектов построения вытяжного перехода и осуществляется поворотом детали с учетом обеспечения перечисленных выше требований.

DieDesigner предоставляет удобные методы анализа ориентации детали для получения оптимального направления вытяжки без поднутрений. В первом способе анализа используется постоянное отображение поднутрённых зон непосредственно на детали (рис. 2, см. обложку). Красным цветом на рис. 2 обозначены зоны поднутрений, желтым – опасные зоны, в которых поднутрений нет, но поверхности имеют угол от 0 до 3° к направлению вытяжки.

Вторым средством анализа является диаграмма поднутрений (рис. 3, см. обложку), которая показывает область возможных направлений вытяжки. Диапазон положений детали без поднутрений при вытяжке существует только тогда, когда на диаграмме можно построить замкнутую область, при этом начало координат должно лежать внутри этой области.

При построении вытяжного перехода для симметричных деталей необходимо проанализировать целесообразность их объединения (спаривания) в одном вытяжном переходе. Одновременная штамповка двух деталей имеет очевидные преимущества: значительное уменьшение загрузки оборудования, увеличение производительности, снижение трудоемкости, экономия листового металла. Однако возникают и дополнительные сложности, заключающиеся в усложнении конструкций штампов, увеличении их размеров, необходимости в крупногабаритном материале и оборудовании и т.п.

Усложняется для спаренных деталей и разработка вытяжного перехода. Необходимо расположить детали в вытяжном переходе таким образом, чтобы создавались наиболее благоприятные условия для вытяжки и в то же время построить технологический процесс так, чтобы окончательное разделение двух деталей происходило на последней операции.

Программа DieDesigner позволяет легко ориентировать и позиционировать каждую деталь в вытяжном переходе (рис. 4) и автоматически генерировать вспомогательную поверхность между ними (припуск на разрезку).

Если форма кузовной детали недостаточно технологична для проведения операции вытяжки, то в нее вносят технологические изменения, которые затем устраняются на доделочных операциях. Прежде всего, в вытяжном переходе должны быть закрыты проемы окон и другие отверстия детали, причем технологические поверхности на этих участках должны плавно переходить в основные поверхности вытяжного перехода. В AutoForm-DieDesigner предусмотрен простой и удобный механизм построения таких технологических поверхностей, отверстия в кузовной детали заполняются автоматически (рис. 5).

Другим важным технологическим изменением является увеличение плавности резких выступов и перепадов, острых, недостаточно закругленных сопряжений пересекающихся поверхностей. Если оставить подобные элементы на поверхности вытяжного перехода, то при генерировании вытяжного инструмента они будут перенесены на него и создадут опасность разрывов при вытяжке.

В программе DieDesigner острые кромки могут легко скругляться постоянным или переменным радиусом, задаваемым пользователем, радиусы уже существующих скруглений могут быть увеличены для улучшения штампуемости проблемных участков детали (рис. 6).

Рис. 4. Сгенерированный в AutoForm-DieDesigner припуск на разрезку

Рис. 5. Построение технологических поверхностей, заполняющих отверстия в кузовной детали

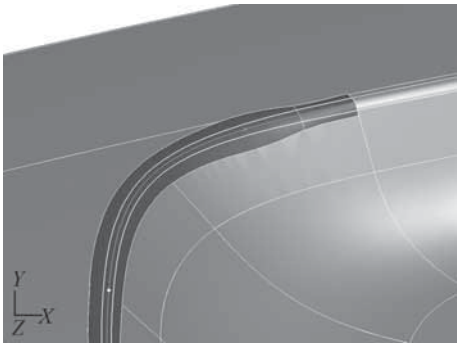


Рис. 6. Скругление участков кузовной детали поверхностью переменного радиуса

Еще одно технологическое изменение, которому часто подвергается конструкция детали, касается фланцев. Фланцы располагаются на периферийных участках кузовных деталей (иногда по контурам проемов) и служат для соединения деталей в кузове (сваркой, зафланцовкой и т.п.). Характерной особенностью фланцев является то, что их поверхности не совпадают с основными поверхностями деталей. Поэтому при размещении детали в вытяжном переходе ее фланцы могут образовывать поднутрения и их необходимо отгибать (разворачивать), как показано на рис. 7.

В DieDesigner предусмотрена возможность автоматической развертки (разворота) фланцев детали и проецирования их на поверхность технологического припуска вытяжного перехода. На рис. 8, *а* (см. обложку) показано положение фланца готовой кузовной детали, на рис. 8, *б* – положение фланца после его разворота в вытяжном переходе с помощью программы DieDesigner (край фланца после разворота показан синей линией).

Одной из самых сложных задач при построении вытяжного перехода является определение формы прижимной поверхности. По отношению к положению детали в вытяжном переходе поверхность прижима должна обеспечивать минимальную неравномерность глубины вытяжки и минимальное (по возможности) значение самой глубины. Прижимная поверхность должна быть выполнена таким образом, чтобы ее форма максимально приближалась к форме штампуемой детали, что создает благоприятные условия для максимальной обтяжки пуансона заготовкой в начале вытяжки.

Ранее считали, что наиболее предпочтительной формой прижимной поверхности является линейчатая (развертывающаяся) поверхность, обеспечивающая полное прилегание листовой заготовки к прижимным поверхностям вытяжного штампа.

Однако в последнее время в производственной практике применяют и неразвертывающиеся (или частично развертывающиеся) поверхности прижима. В этом случае в листовой заготовке при зажиме возникают деформации растяжения или сжатия, которые могут приводить к волнистости и даже изломам свободной (незажатой) части заготовки. Это явление допустимо, если в процессе вытяжки подобные дефекты устраняются за счет интенсивного растяжения металла при деформации его пуансоном.

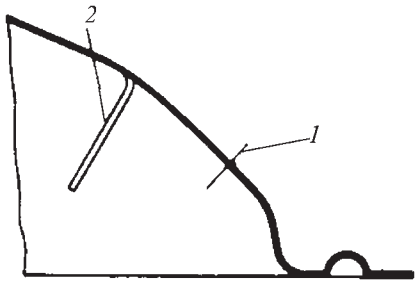


Рис. 7. Улучшение технологичности вытяжного перехода за счет разворота поднутрённого фланца:
1 – линия обрезки; *2* – окончательное положение фланца у готового изделия

Вогнутая форма прижимной поверхности с расположением ее над профилем сечения матрицы является преобладающей для большинства вытяжных штампов. Однако наряду с этим применяют и выпуклую форму, которая, как показывает практика, не усложняет вытяжку и эксплуатацию штампов. Вопреки распространенному мнению встречаются случаи такого расположения прижимной поверхности, когда отдельные элементы матрицы выступают над поверхностью прижима.

Выполнение участков прижимных поверхностей крутонаклоненными является в большинстве случаев следствием наклонного положения детали в вытяжном переходе или формы отдельных элементов (например, высоких стенок) детали (рис. 9). Поверхности прижима с большим наклоном (35...50° к горизонтали) становятся все более редким явлением, так как при проработке деталей на технологичность, как правило, находятся решения, позволяющие выполнить прижимные поверхности, близкими к горизонтальным.

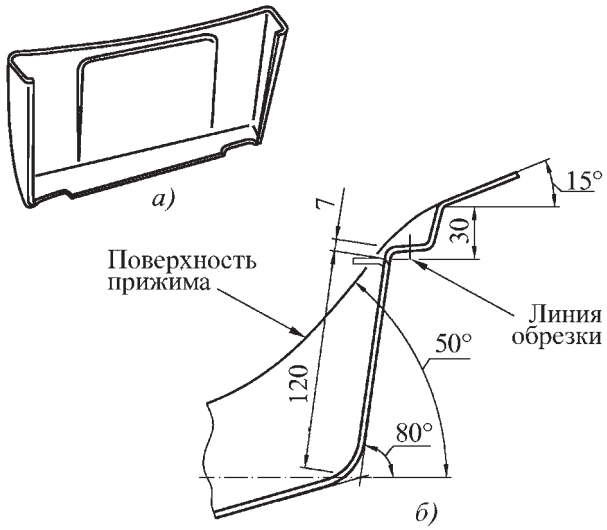


Рис. 9. Расположение наклонной поверхности прижима при вытяжке глубокой детали:
а – панель капота с высокими боковыми стенками; *б* – фрагмент вытяжного перехода в области боковой стенки

В AutoForm-DieDesigner предусмотрено автоматическое и ручное построение поверхности прижима. Пользователь выбирает такие критерии, как минимальная или равномерная глубина вытяжки, развертывающаяся поверхность или поверхность двойной кривизны и т.д.

Первый вариант прижимной поверхности генерируется автоматически (рис. 10, *а*, см. обложку). Затем полученную геометрию можно изменять вручную (рис. 10, *б*) путем создания и редактирования новых профилей прижима (желтые и синяя линии на рис. 10, *б*) для получения, например, более равномерной глубины вытяжки или оптимизации начального контакта заготовки с пуансоном. Глубина вытяжки наглядно отображается цветной заливкой по вытяжному переходу, позволяя пользователю провести анализ и оценку его формы.

Значительные сложности возникают при построении технологической надстройки вытяжного перехода, представляющей собой ту часть технологического припуска, которая является переходным участком между поверхностью детали и прижимной поверхностью. Указанные сложности связаны с большим разнообразием возможных вариантов формы надстройки, изменение которой позволяет в определенной степени влиять на качество получаемой кузовной детали.

Традиционная форма технологического припуска (см. приведенную выше книгу В.В. Серепьева) обычно включает в себя фланец (участок прижимной поверхности), стенку и пояс (участок, непосредственно примыкающий к кузовной детали). Эти участки соединяются между собой скруглениями, образуемыми на листовом металле радиусными участками матрицы и пуансона.

В последнее время часто применяют усложненные формы технологической надстройки, что связано с изменением формы кузовных деталей, диктуемым в первую очередь необходимостью повышения аэродинамических свойств кузова и ужесточившимися требованиями к качеству деталей (прежде всего, точности размеров, жесткости, отсутствию пружинения и т.п.).

Известно, что увеличение пластических деформаций при вытяжке способствует повышению жесткости деталей, уменьшению упругого искажения формы, более точному воспроизведению листовой заготовкой вытяжного инструмента. Однако при вытяжке пологих деталей, характерных для кузовов современных автомобилей, наблюдается недостаточное растяжение листового металла, особенно на участке его первоначального контакта с вытяжным пуансоном в центральной части детали.

Полное или частичное устранение перечисленных дефектов достигается дополнительным растяжением металла в результате изменения формы технологической надстройки по сравнению с традиционной. В основном используют два вида надстройки [3]: со ступенчатой стенкой (ступенчатая кромка матрицы) и с технологическим выступом (валиком), выполняемом на пуансоне. В первом случае назначением ступенчатой матрицы является не только дополнительное растяжение металла, но также устранение неравномерности глубины вытяжки и предупреждение выхода дефектов на лицевую поверхность детали.

На рис. 11 показан фрагмент вытяжного перехода, где переменная глубина вытяжки (h_1, h_2, h_3) выравнена до глубины H благодаря технологической надстройке ступенчатой формы.

Процесс растяжения металла в зоне ступенек в зависимости от их размеров может происходить по двум различным вариантам, представленным на рис. 12 и 13. Оба варианта могут реализовываться в одном и том же вытяжном переходе при выравнивании глубины вытяжки за счет ступенек. На рис. 12 и 13 показана последовательность взаимодействия выступающих элементов матрицы ($М_1$ и $М_2$) и пуансона ($П_1$ и $П_2$) с листовым металлом.

В первом варианте (см. рис. 12, *а*) первоначальный контакт листового металла и рабочих частей штампа происходит в точках $М_1$ и $М_2$ матрицы и точке $П_2$ пуансона, во втором варианте (см. рис. 13, *а*) – в точке $М_1$ матрицы и точках $П_1$ и $П_2$ пуансона.

Таким образом, при взаимодействии по двум этим вариантам на заключительной стадии вытяжки последними в контакт с металлом вступают разные участки инструмента: в первом случае – это выступ $П_1$ пуансона (см. рис. 12, *б*), во втором случае – выступ $М_2$ ступени матрицы (см. рис. 13, *б*). Следствием этого является различное растяжение листового металла на участках вытяжного перехода.

В первом случае дополнительное растяжение металла осуществляется выступом $П_1$ пуансона, когда значительная часть детали уже вытянута. Растяжение в этом случае происходит с дополнительным вытягиванием металла из-под прижима и в меньшей степени в результате растяжения металла, находящегося под пуансоном, из-за образования перелома металла в точке $М_2$, тормозящего его течение из-под пуансона.

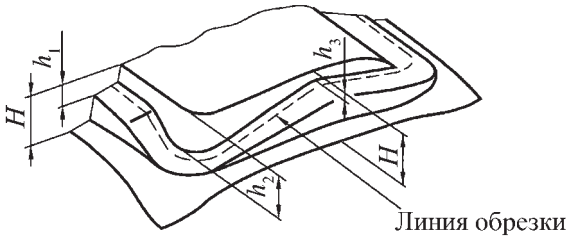


Рис. 11. Выравнивание глубины вытяжного перехода за счет применения ступенчатой матрицы

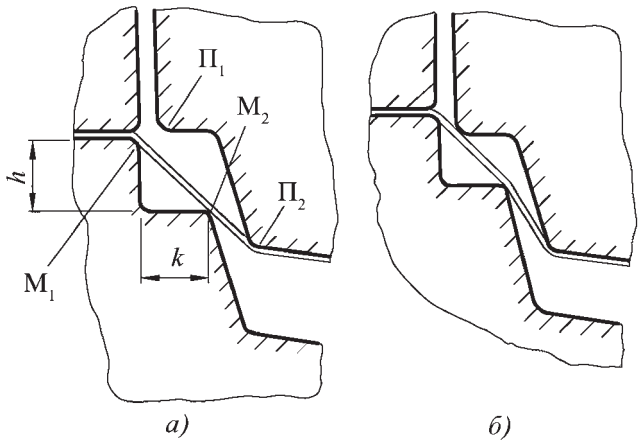


Рис. 12. Последовательность работы ступенчатой матрицы при небольшой высоте ступени:
а – начальная стадия вытяжки; *б* – промежуточная стадия вытяжки

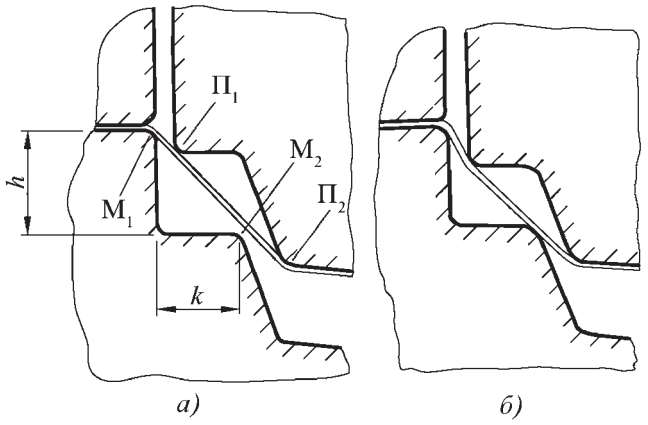


Рис. 13. Последовательность работы ступенчатой матрицы при значительной высоте ступени:
а – начальная стадия вытяжки; *б* – промежуточная стадия вытяжки

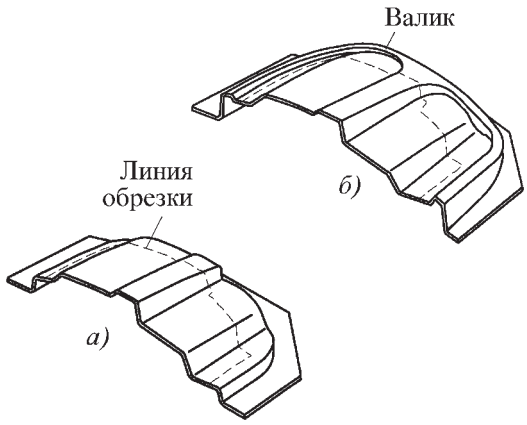


Рис. 14. Исполнение участка вытяжного перехода:
а – без валиков; *б* – с валиками

Во втором случае растяжение осуществляется выступом $М_2$ матрицы и происходит в большей степени за счет деформации металла, находящегося под пуансоном, в силу образования тормозящего перелома в точке $П_1$.

Таким образом, второй вариант (см. рис. 13) обеспечивает дополнительное растяжение металла, находящегося под пуансоном, что способствует повышению точности и жесткости штампуемой детали. Указанные особенности взаимодействия выступов вытяжного инструмента с листовым металлом необходимо учитывать при построении геометрии ступенчатой надстройки.

Другим способом выравнивания глубины вытяжки и увеличения деформаций кузовной детали является выполнение на вытяжном пуансоне технологических выступов (валиков).

На рис. 14 показаны два исполнения одного и того же участка вытяжного перехода: без валиков и с валиками. Из рис. 14 видно, что применение валиков способствует созданию равномерного первоначального контакта пуансона с заготовкой путем выравнивания резких перепадов глубины по периметру детали и приближению формы поверхности пуансона к форме поверхности заготовки, зажатой прижимом.

Этот прием является действенным способом растяжения деталей

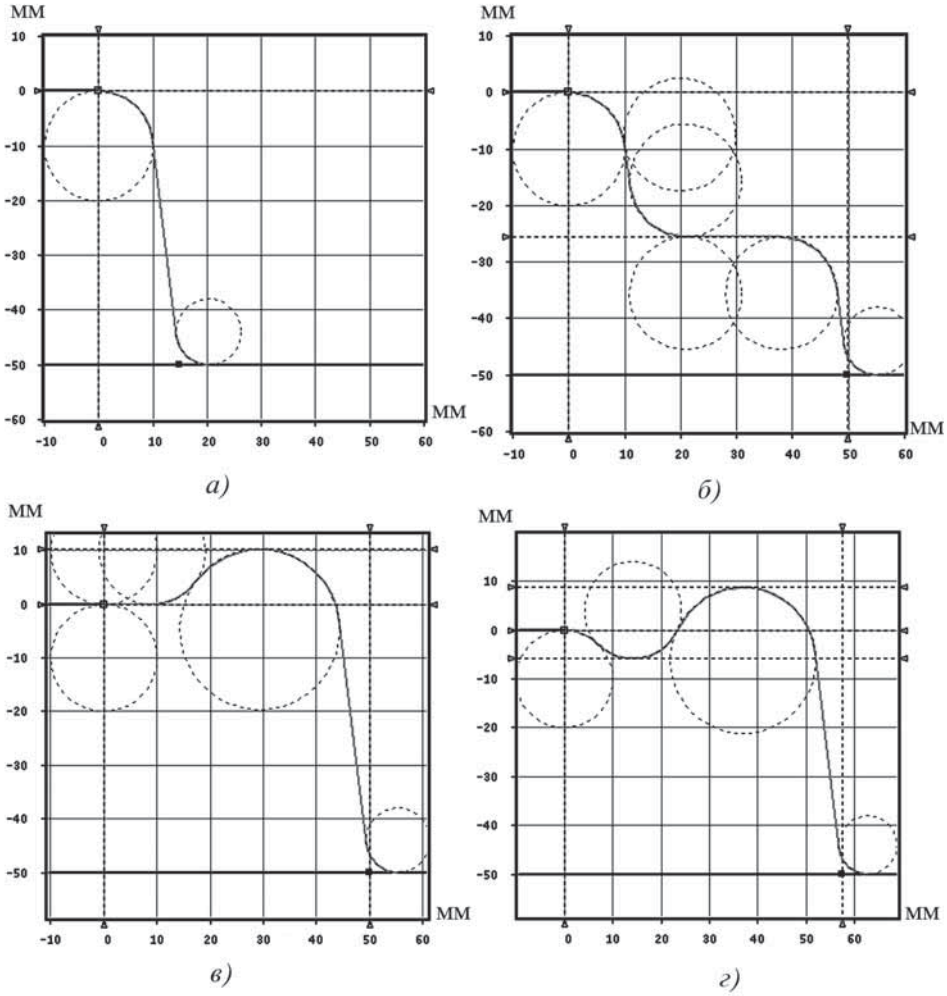


Рис. 15. Различные формы технологической надстройки, полученные с помощью DieDesigner:
а – традиционная; *б* – ступенчатая; *в* – с технологическим валиком; *г* – с валиком и контрваликом

с пологой лицевой поверхностью, не обладающих достаточной жесткостью после вытяжки, например, наружных панелей капота и багажника. В отличие от других деталей, где, как правило, необходимо уменьшать глубину вытяжки, эти панели требуют искусственного увеличения глубины, что и достигается вводом валиков в вытяжной переход.

Иногда для дополнительного растяжения детали применяют конструкцию надстройки, где технологический выступ (валик) дополняется расположенной рядом впадиной (контрваликом). Применение ступенчатых матриц и технологических валиков способствует разглаживанию возникающих при вытяжке складок, что также ведет к повышению качества деталей.

AutoForm-DieDesigner предоставляет широкие возможности для генерирования различных форм технологической надстройки вытяжного перехода. На рис. 15 показаны различные формы надстройки, полученные с помощью DieDesigner: традиционная, ступенчатая, с технологическим валиком, с валиком и контрваликом. При этом пользователь может легко создавать переходные участки надстройки, где одна форма переходит в другую в соответствии с требованиями, определяемыми формой детали.

Этапы построения вытяжного перехода, касающиеся технологических вырезов и надрезов, выбора перетяжных элементов и способа фиксации, в статье не рассмотрены, так как связанные с этими работами вопросы, как правило, решаются (или уточняются) непосредственно при моделировании процесса вытяжки с использованием модуля AutoForm-Incremental, а иногда и в ходе производственной отладки штампа.

Заключение. Применение модуля AutoForm-DieDesigner существенно снижает затраты времени на проектирование вытяжных переходов кузовных деталей, что обеспечивает ускоренную подготовку производства и повышение конкурентоспособности новых моделей автомобилей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Шпунькин Н.Ф.** Технология кузовостроения: учеб. пособие для вузов. М.: МГТУ "МАМИ", 2007. 184 с.

2. **Бузлаев Д.В., Железняков Д.Ю.** Листовая штамповка вместе с AutoForm. "Прогрессивные технологии и оборудование кузнечно-штамповочного производства": сб. науч. тр. Междунар. науч.-техн. конф. М.: МГТУ "МАМИ", 2003. С. 152–170.

3. **Зуев Р.Н., Шпунькин Н.Ф.** Вытяжка облицовочных деталей кузова автомобиля. М.: МГТУ "МАМИ", 2006. 152 с.

Николай Фомич Шпунькин, канд. техн. наук,
snf48@yandex.ru;
Дмитрий Владимирович Бузлаев

УДК 620.176

С.А. Типалин *(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ))*

Определение накопленной деформации в процессе выдавливания технологической канавки

Рассмотрено определение накопленной деформации методом твердости Деля в области технологической канавки, полученной выдавливанием катящимся роликом с индентором. Получены результаты неравномерности накопленной деформации в процессе выдавливания по толщине сдавленного материала и ширине выдавленной канавки.

Ключевые слова: изгиб; листовой материал; выдавливание канавки; распределение деформации; микротвердость.

Definition of the saved-up deformation by Del′ hardness method in the field of the technological flute received by expression by sliding roller with indentor is considered. Results of unevenness of the saved-up deformation in the expression on thickness of the squeezed material and on width of the squeezed-out flute are received.

Keywords: bend; sheet material; flute expression; deformation distribution; microhardness.

При изгибе полосы или тонколистового материала с внутренним радиусом, близким к нулю, применяют технологический прием, заключающийся в предварительном утонении части изгибаемого листа путем создания канавки-концентратора. В результате этого зона пластической деформации при изгибе ограничивается только шириной выдавленной, или вырезанной, канавки.

Данный способ позволяет не только обеспечить заданную точность положения области изгиба на контуре сечения детали, но и снизить пружинение при изгибе. В частности, при профилировании тонколистового материала данная канавка образуется выдавливанием катящимися профилировочными роликами с выступающими инденторами.

В технической литературе рекомендации по форме и глубине предварительно выдавленных канавок ограничены.

Целью экспериментальных исследований является определение интенсивности накопленной деформации в зоне воздействия катящегося индентора.

Процесс деформации листового металла при выдавливании канавки катящимся индентором существенно отличается от процесса внедрения индентора одновременно по всей длине деформируемой канавки [1–4].

В процессе выдавливания канавки происходит упрочнение металла. В теоретическом расчете оно отражено параметром ε_0. Предпосылка, что процесс формирования дна канавки можно представить как простую осадку, как показали

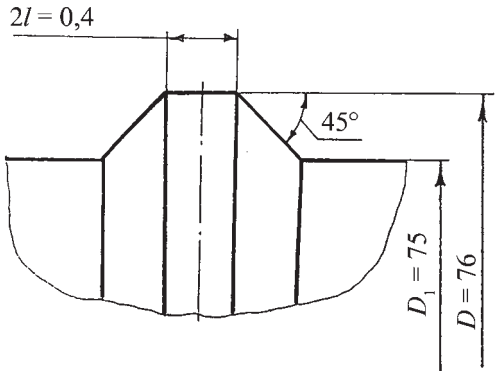


Рис. 1. Профиль индентора для выдавливания технологической канавки

дальнейшие исследования, оказалась неприемлемой. В действительности осредненное значение ε_0 значительно меньше величины $\varepsilon = \left| \ln \frac{s_0}{h_0} \right|$, где s_0 – толщина листа в месте утонения после воздействия индентора; h_0 – исходная толщина листа.

Форма индентора для выдавливания канавки показана на рис. 1. Размеры индентора: $2l = 0{,}4$ мм – ширина вершины индентора; $D = 76$ мм – диаметр выступа ролика.

На силовые параметры процесса существенно влияет коэффициент трения, поэтому для выдавливания катящимся концентратором использовали смазку [5].

В результате воздействия на листовой материал в нем выдавливаются канавки-концентраторы трапециевидного сечения (рис. 2). Ширина вершины индентора зависит от толщины листового материала и геометрических параметров изгибаемого участка контура сечения профиля (кривизны и угла изгиба).

Для экспериментов использовали листовые образцы из малоуглеродистой стали 08кп толщиной 0,64 и 0,79 мм.

После выдавливания канавки замеряли ее глубину с точностью до 0,005 мм.

Накопленную деформацию и свойства материала в зоне канавки определяли по методу твердости Деля, который заключается в возможности оценки накопленной материалом деформации по значениям его твердости (см. кн.: Дель Г.Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости. М.: Машиностроение, 1971).

Образец с выдавленной катящимся индентором канавкой разрезался в поперечном направлении. На срезе изготовляли микрошлиф и в зоне деформации измеряли микротвердость на приборе ПМТ-3.

Для выбора нагрузки применены следующие критерии:

1. В сечении образца необходимо сделать не менее 5 замеров микротвердости в одном направлении с учетом того, чтобы расстояния между двумя соседними замерами были не менее трех длин диагонали отпечатков, а от края шлифа – не менее двойной длины диагонали отпечатков.

2. Нагрузку задают максимальной, чтобы снизить погрешности, связанные с неоднородностью материала, поверхностным наклепом, оставшимся от обработки микрошлифа, и неточностью измерения.

В результате изложенного для измерения микротвердости была выбрана нагрузка для данной толщины и свойств исходного материала – 0,2 Н.

Для определения интенсивности деформации по твердости образца использовали тарировочный график, который строили по результатам испытания образцов, подвергнутых растяжению. Микротвердость в образце с канавкой и в растянутых образцах определяли при одной и той же нагрузке.

Обработку экспериментальных данных осуществляли по формулам математической статистики.

На рис. 3 представлен тарировочный график зависимости средней микротвердости от интенсивности накопленной деформации.

Для определения микротвердости проводили не менее 10 замеров на каждом образце. Распределение микротвердости для различной относительной глубины канавки показано на рис. 2.

Результаты исследований показали, что распределение микротвердости по сечению канавки неравномерное. Кроме того, характер распределения микротвердости значительно изменяется при возрастании относительной глубины канавки в материале. При относительно небольшой глубине канавки

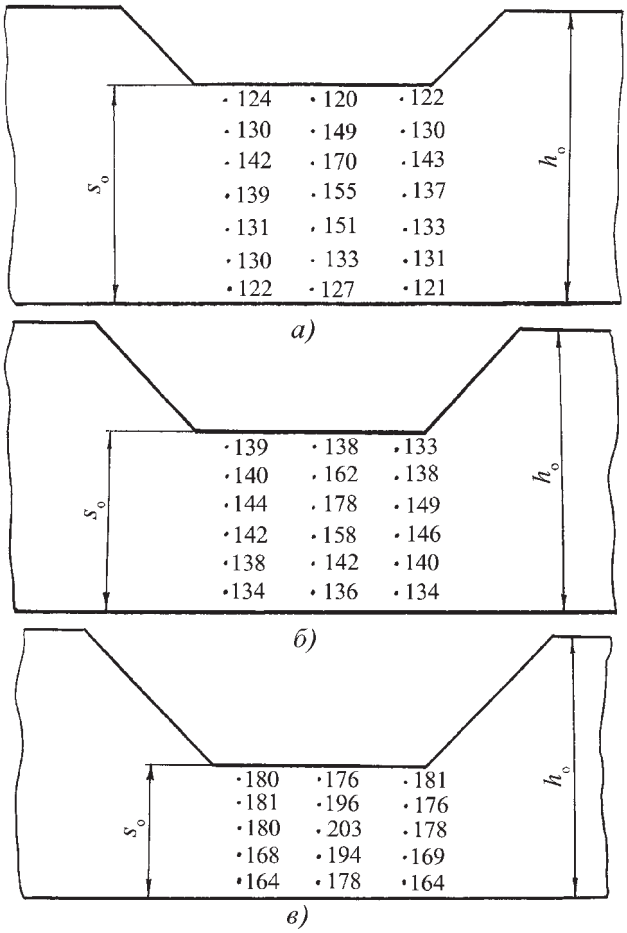


Рис. 2. Распределение микротвердости HV материала по сечению канавки:

а – относительная глубина $(h_0 - s_0) / h_0 = 0{,}21$; *б* – 0,33; *в* – 0,54

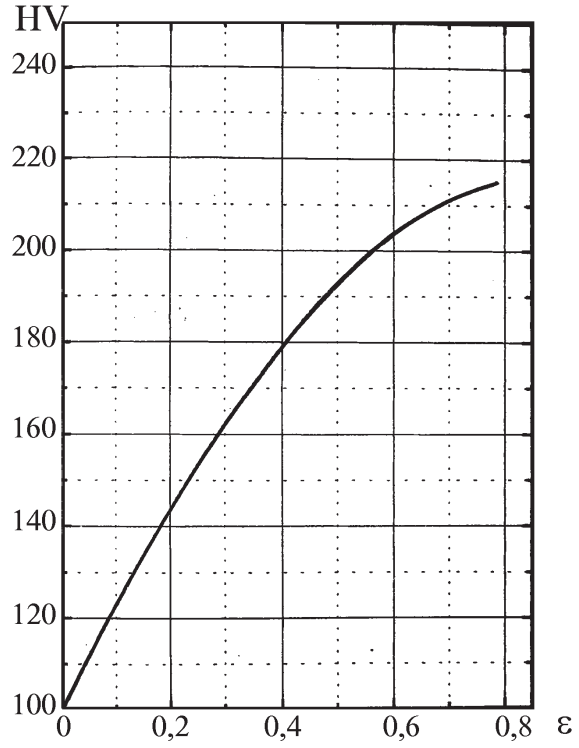


Рис. 3. Тарировочный график зависимости микротвердости HV от интенсивности накопленной деформации ε

$(h_0 - s_0)/h_0 = 0{,}21$ микротвердость максимальна над срединной поверхностью и минимальна вблизи внешних поверхностей.

Это явление можно объяснить наличием застойных зон в деформируемом материале, которые возникают вследствие трения между инструментом и деформируемым листом.

При относительной глубине канавки 0,54 микротвердость максимальна на срединной поверхности и уменьшается в направлениях к внешним поверхностям.

Микротвердость изменяется и по ширине канавки: по оси канавки ее значения максимальны и постепенно снижаются к границам канавки.

Имея данные о распределении микротвердости по сечению канавки и тарировочный график зависимости микротвердости от интенсивности накопленной деформации, определяют интенсивность деформации в точках замера микротвердости.

Зависимость осредненного по площади сечения значения интенсивности накопленной деформации от относительной глубины канавки приведена на рис. 4.

Практический интерес представляет определение интенсивности деформации при относительной глубине канавки 0,30. Это значение является оптимальным [6], так как в этом случае изгиб происходит только в зоне канавки. Для данной глубины канавки интенсивность деформации составляет приблизительно 0,24.

Для наиболее точного решения задачи изгиба локально упрочненного участка необходимо учитывать неравномерность свойств в деформируемой зоне. Эти закономерности

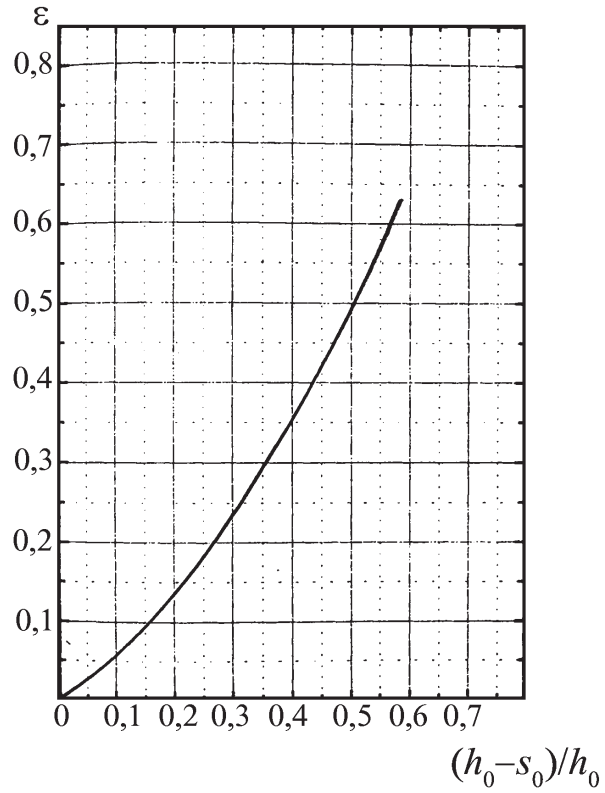


Рис. 4. Изменение осредненного значения интенсивности накопленной деформации ε от относительной глубины технологической канавки $(h_0 - s_0)/h_0$

изменения можно определить из численных значений, указанных на рис. 2 и 3.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Бовтало Я.Н., Филиппов Ю.К., Игнатенко В.Н.** Влияние деформации и схемы напряженного состояния на механические свойства стали // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып. 4: в 2 ч. Тула: ТулГУ, 2010. Ч. 1. С. 108–115.

2. **Саушкин Г.Б., Моргунов Ю.А.** Электрохимическое нанесение информации на поверхность деталей машин // Упрочняющие технологии и покрытия. 2009. № 12. С. 45–49.

3. **Калпин Ю.Г., Крутина Е.В.** Определение пластичности металлов методом комбинированного поперечного выдавливания и высадки // Известия МГТУ "МАМИ". М.: МГТУ "МАМИ", 2012. № 2 (14). Т. 2. С. 95–97.

4. **Петров М.А., Петров П.А., Калпин Ю.Г.** Численное исследование трения при высадке с радиальным выдавливанием деталей типа "стержень с утолщением" из алюминиевого сплава АД1 // Известия МГТУ "МАМИ", 2012. № 1 (13). С. 200–210.

5. **Соболев Я.А., Филиппов Ю.К., Рагулин А.В., Молодов А.В.** Исследование различных типов смазки при холодном обратном выдавливании // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып. 2. Тула: ТулГУ, 2012. С. 166–171.

6. **Типалин С.А.** Исследование и разработка методики расчета процесса профилирования ленты при локальном формоизменении: дис. ... канд. техн. наук М.: МАМИ, 1998. 181 с.

Сергей Александрович Типалин, канд. техн. наук,
tsa_mami@mail.ru

УДК 621.735.7:669.295

Я.А. Соболев *(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ))*

Технология изготовления полусфер из титанового сплава ВТ23 методом газовой формовки в условиях сверхпластичности

Рассмотрены результаты промышленного освоения изготовления тонкостенных штамповок полусфер методом газовой формовки из высокопрочного титанового сплава ВТ23 в условиях сверхпластичности. Описаны этапы технологического цикла от разработки чертежей штамповок и штампов до изготовления штамповок и исследования их свойств. Показан пример внедрения в конструкции ракетоносителя "Вега".

Ключевые слова: сверхпластичность; газовая формовка; ползучесть металла; полусфера титанового шаробаллона; установка.

The possibility of fabrication of thin-wall hemisphere stampings (titanium alloy VT23) by means of gas forming method under the superplasticity conditions are investigated. Phases of work cycle from drawing design up to stampings manufacturing and properties investigation are described. Example of this technology adoption into launch vehicle "Vega" is shown.

Keywords: superplasticity; gas forming; creep of metal; hemisphere of titanium sphere cylinder; plant.

Шаровые емкости из высокопрочных титановых сплавов широко применяют в конструкциях космических летательных аппаратов. Снижение их массы и стоимости являются основными тенденциями последних лет.

Механическая обработка титановых заготовок с большими припусками и поверхностным газонасыщенным слоем занимает длительное время и является дорогостоящей. С увеличением размеров бака припуски на штампованную заготовку увеличиваются, и, соответственно, время последующей механической обработки и затраты на нее возрастают. Например, для получения полусферы диаметром 600 мм и толщиной 3 мм толщина заготовки может составить до 50 мм.

Таким образом, учитывая, что штамповка заготовки и ее последующая механическая обработка в значительной степени определяют качество будущего изделия, необходимо комплексное решение данной проблемы.

Одним из способов решения проблемы является газовая формовка. Процессы газовой формовки известны давно, но их внедрение на конструкционных материалах сдерживается отсутствием промышленно выпускаемых сверхпластичных сплавов.

При газовой формовке в отличие от механизма листовой штамповки, где вытяжка происходит в результате втягивания металла из фланца в зону деформации, заготовка жестко зажата по периметру и не втягивается в зону деформации, а вся деформация детали идет за счет утонения заготовки.

Данная технология получения штамповок имеет ряд преимуществ по сравнению с технологией листовой или объемной штамповки:

– экономия титанового сплава;

– снижение затрат на механическую обработку;

– отсутствие газонасыщенного слоя и, соответственно, снижение затрат на пескоструйную очистку и травление;

– снижение стоимости оснастки и ее больший ресурс из-за низких напряжений при формовке;

– более высокая производительность процесса;

– повторяемость процесса;

– высокая культура производства.

Разработку и внедрение технологии газовой формовки полусфер осуществляли в целях применения штамповок для топливных баков ракетоносителя "Вега" в рамках Международного проекта "Вега". Работы проводили на базе НПО им. С.А. Лавочкина и ОАО "ВПК "НПО машиностроение".

Исходя из анализа конструкции топливного бака и особенностей технологии газовой формовки, разработаны чертежи штамповок полусфер, обеспечивающие отсутствие механической обработки поверхности тонкостенных штамповок толщиной 1,2 мм. Согласование технических условий с ОАО "Корпорация ВСМПО–АВИСМА" на поставку титанового сплава ВТ23 с относительным удлинением 1500 % при температуре 830 °С при скорости деформации $3 \cdot 10^{-4}$ $с^{-1}$ обеспечило получение заготовок, обладающих сверхпластичными свойствами.

Газовую формовку штамповок выполняли на установке СДДС-1 [1]. Заготовку диаметром 750 мм вырезали на лазерной установке "Bystronic" из титанового листа размерами 3,6×800×800 мм. Входной контроль включал в себя замеры толщины заготовки до формовки и после по восьми меридиональным направлениям с шагом 50 мм.

Положение заготовки *1* в оснастке *2* в вакуумной камере *3* показано на рис. 1. Кольцевой нагреватель *4* обеспечивал нагрев оснастки и заготовки до температуры формообразования (830±7) °С. Температуру контролировали тремя термопарами типа хромель-алюмель, расположенными в верхней EK_1, средней EK_2 и нижней EK_3 частях оснастки. Тепловая защита водоохлаждаемых стенок камеры от нагрева осуществлялась экранами *5* из коррозионно-стойкой стали, расположенными вокруг нагревателя, а также сверху и снизу.

Давление газа аргона подавалось через каналы p_1 и p_2 в полость I или II. Герметизация заготовки по периметру и удержание от раскрытия штампа под действием внутреннего давления в полостях I и II осуществлялись силой пресса через шток *6* и проставку *7*.

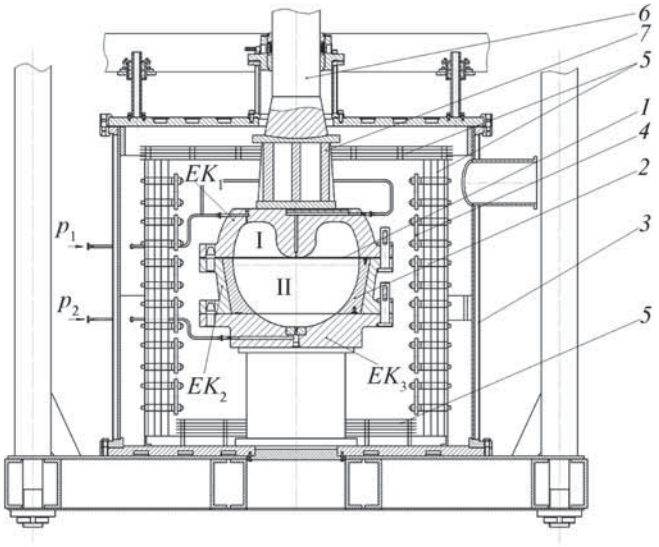


Рис. 1. Схема расположения заготовки в установке для газовой формовки

Моделирование процесса формоизменения при газовой формовке, определение основных технологических параметров применительно к действующему оборудованию и штамповой оснастке проводили с использованием программы DEFORM [2].

Константы материала, определяющие его поведение в условиях кратковременной ползучести, определяли при одноосном растяжении образцов по ГОСТ 9651–84 на универсальной испытательной машине INSTRON 3382. Образцы вырезали из листа толщиной 3,6 мм вдоль и поперек проката.

В результате испытаний получили зависимости напряжения течения от степени деформации, данные которых служили для последующего расчета зависимостей напряжения течения от скорости деформации и оптимизации параметров газовой формовки (рис. 2).

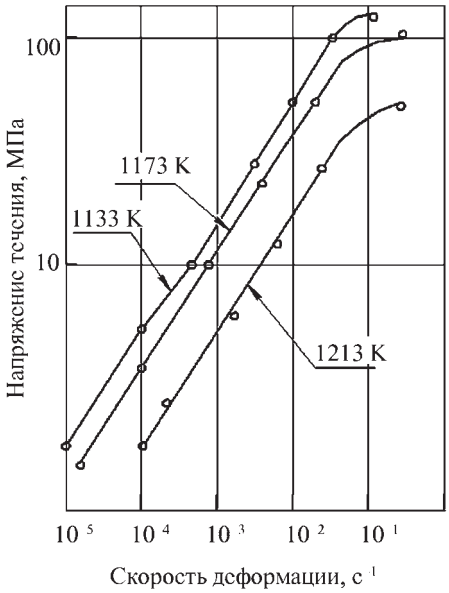


Рис. 2. Реологическая кривая напряжений и деформаций при различных температурах

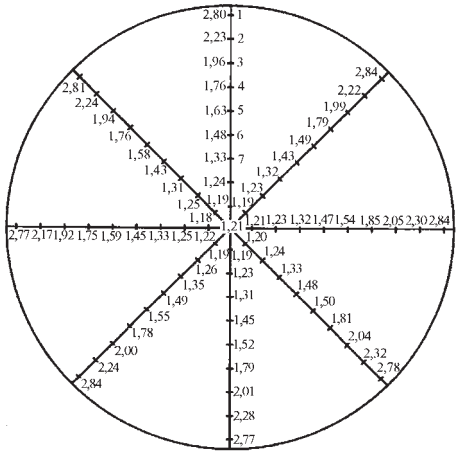


Рис. 3. Распределение толщины, мм, сферической штамповки диаметром 574 мм из сплава ВТ23, полученной газовой формовкой в условиях сверхпластичности:
1–7 – места замеров толщины полусферы в меридиональном направлении (расстояние между точками замеров 50 мм)

По результатам математического моделирования опробовано два варианта технологии формовки в условиях сверхпластичности: прямая формовка с подачей газа в полость I и реверсивная формовка с последовательной подачей газа в полость II, затем в полость I.

Отработку технологии прямой газовой формовки осуществляли в направлении снижения разнотолщинности в меридиональном направлении и получении равномерной толщины в широтном направлении. В результате оптимизации температурных полей и скорости деформирования удалось получить крупногабаритные штамповки диаметром 574 мм с равномерным распределением толщины в широтном направлении (рис. 3).

Реверсивную газовую формовку с предварительным формообразованием на "грибок" в верхней части штамповой оснастки проводили по методике, предложенной О.М. Смирновым [3]. Технологию опробовали на крупногабаритных штамповках в два этапа.

На первом этапе проводили формовку в верхнюю часть штампа на "грибок" (рис. 4). Измеряли толщину штамповки (рис. 5). В результате замеров установлено интенсивное утонение в центральной части заготовки (кривая *1*), что указывает на отсутствие затормаживающих факторов в месте касания заготовки и "грибка".

На втором этапе выполняли прямую формовку полученной заготовки в нижнюю часть матрицы путем подачи дав-

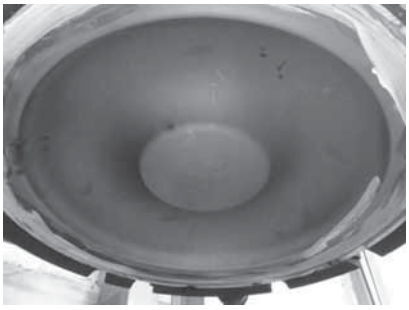


Рис. 4. Первая стадия реверсивной формовки заготовки диаметром 750 мм

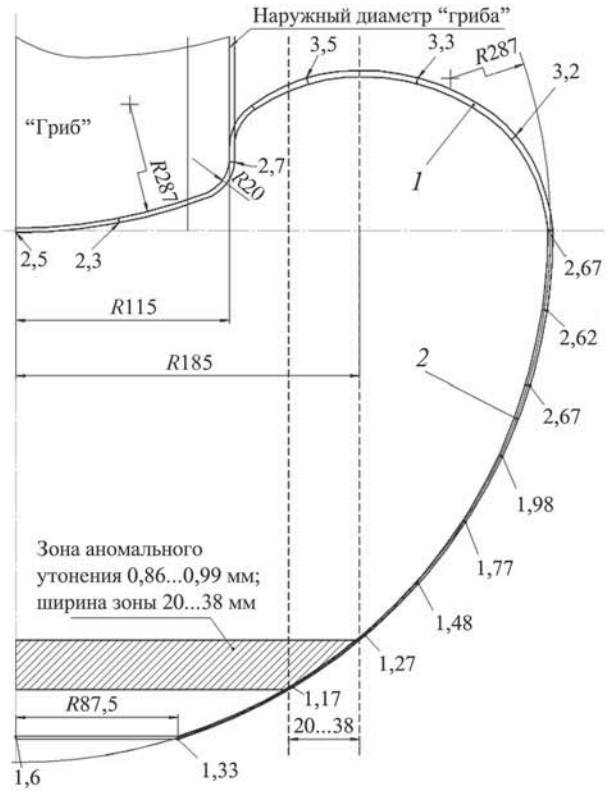


Рис. 5. Распределение толщины, мм, штамповки при реверсивной формовке:
1 – первый этап; *2* – второй этап

ления в полость I. При следующих формовках процесс подачи давления в полость II, а затем в полость I осуществляли последовательно без охлаждения заготовки.

Замеры толщины полученной детали выявили значительное локальное утонение шириной 20...38 мм, соответствующее месту перегиба заготовки на поверхности "грибка". По техническим требованиям на штамповку такое локальное утонение недопустимо. Последующие изменения размеров "грибка" и параметров газовой формовки не устранили данное явление, вызванное локальным изменением напряженно-деформированного состояния в зоне действия растягивающих напряжений от формовки и знакопеременных напряжений от изгибающего момента.

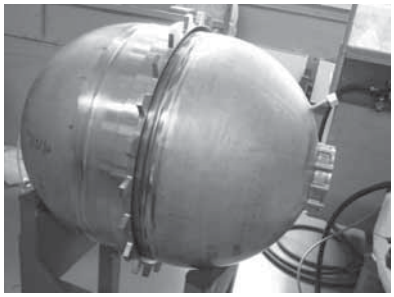


Рис. 7. Топливный бак ракетоносителя "Вега", изготовленный из штампованных полусфер методом газовой формовки

Основной технологией изготовления сферических штамповок выбран метод прямой газовой формовки. Формообразование проводили в штампе, изготовленном из жаропрочной стали 20Х25Н19С2Л. После формовки более 100 деталей изменений геометрических размеров штампа и отклонений в размерах штампованных полусфер не обнаружено (рис. 6).

Далее у штамповки обрезали фланцевую часть, вырезали отверстие в полюсе и соединяли сваркой через шпангоут (рис. 7). Внедрение технологии газовой формовки позволило отказаться от трудоемкой механической обработки сферических поверхностей штамповок, что повысило прочность топливного бака и снизило себестоимость. Снижение массы по сравнению с аналогичными баками из алюминиевого сплава составило 12 кг.

Комплексные испытания сварных баков показали соответствие их техническим требованиям на данный тип изделия и позволили использовать в конструкции Международного ракетоносителя "Вега", совершившим полеты 13 февраля 2012 г. и 5 мая 2013 г. с космодрома "Кура".

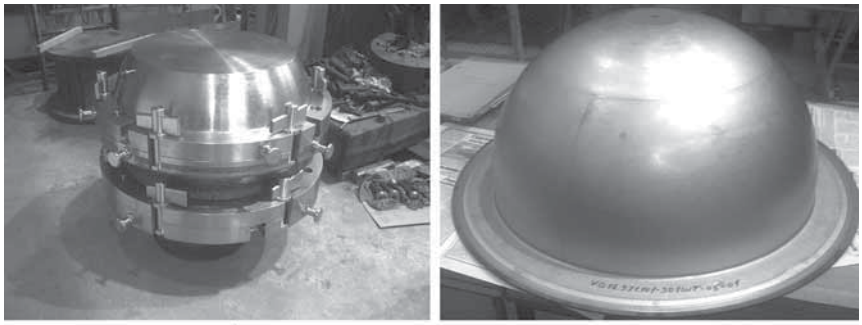
Выводы

1. Титановый сплав ВТ23 обладает благоприятным сочетанием механических и технологических свойств для производства полусфер диаметром 600 мм методом газовой формовки в условиях сверхпластичности.

2. Существующие методы аналитического расчета технологических параметров газовой формовки сплава ВТ23 в условиях сверхпластичности позволяют рассчитать и моделировать технологические процессы.

3. Титановый сплав ВТ23 со специально подготовленной структурой для сверхпластической деформации имеет стабильные реологические характеристики.

4. Опытно-промышленное оборудование (установка СДДС-1) позволяет изготовлять крупногабаритные сферические штамповки из титановых сплавов методом газовой формовки в режиме сверхпластической деформации.



а) *б)*

Рис. 6. Штамп для газовой формовки (*а*) и полусфера после формовки (*б*)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Чудин В.Н., Соболев Я.А., Яковлев С.С.** Формообразование корпусных конструкций летательных аппаратов // Материаловедение. 1998. № 7. С. 47–51.

2. **Харламов А., Уваров А.** DEFORM – программный комплекс для моделирования процессов обработки металлов давлением // САПР и графика. 2003. № 6. С. 34–36.

3. **Чумаченко Е.Н., Смирнов О.М., Цепин М.А.** Сверхпластичность. Материалы, теория, технологии. М.: Либроком, 2009. 320 с.

Яков Алексеевич Соболев, д-р техн. наук,
yasobolev@mail.ru

УДК 621.7.011

П.А. Петров, Ю.Г. Калпин
(Московский государственный университет машиностроения (МАМИ))

Выбор условия пластичности при компьютерном моделировании технологии объемной штамповки

Представлены результаты экспериментальных исследований, позволяющие обосновать выбор условия пластичности и меру деформации при построении кривой упрочнения. Полученные результаты могут быть использованы при разработке технологий объемной штамповки с применением численных методов, в том числе компьютерного моделирования.

Ключевые слова: условие пластичности; гипотеза единой кривой; компьютерное моделирование; кручение конического образца; простейшие механические испытания; объемная штамповка.

The results of the experimental investigations of yield criterion are presented. On the basis of these results the yield criterion as well as the measure of the deformation can be chosen for the hardening curve cinstruction. The obtained results can be also used when new technology of forging is developed with the help of numerical technique, i.e. the computer simulation.

Keywords: yield criterion; hypothesis of single curve; computer simulation; torsion of conical sample; simple mechanical tests; forging.

При разработке технологии объемной штамповки с применением численных методов, например метода конечных элементов (МКЭ), реализованного в коммерческих программных комплексах, у технолога не возникает проблемы математического описания рассчитываемой технологической операции, так как на этапе разработки программного комплекса создается ее формализованная математическая модель.

В эту модель включаются условие пластичности, уравнения равновесия, условие несжимаемости, уравнение теплопроводности, модель сопротивления деформации и в ряде случаев модель разрушения. Для получения максимально точного результата расчетов, который может обеспечить используемая программа, пользователю необходимо только корректно задать контактные граничные условия, данные, характеризующие деформируемый материал и технологическое оборудование.

Целью статьи является внесение уточнения в вопрос выбора меры напряжения в условии пластичности и меры деформации в "гипотезе единой кривой".

В современной теории пластичности предпочтение отдается энергетической гипотезе пластичности Губера–Мизеса, несмотря на сомнения ряда исследователей. При этом ссылаются на работы В. Лоде, И.И. Гольденблата и другие, в которых сравниваются результаты испытаний на растяжение, кручение тонкостенных трубчатых образцов и растяжение трубчатых образцов при одновременном действии внутреннего давления. Напряжения, действующие в поперечном сечении трубчатых образцов, усредняются, и расчеты ведут по среднему диаметру образцов.

Методические погрешности таких испытаний очевидны. При растяжении напряженное и деформированное состояние образцов однородно в отличие от трубчатых образцов при скручивании и действии внутреннего давления.

При решении практических задач теории обработки металлов давлением тонкостенной оболочкой обычно считают такую, у которой отношение радиуса кривизны ρ к толщине стенки S превышает значение $\rho / S = 5$. В большинстве опытов по проверке гипотезы пластичности это условие выполняется. Так, в опытах А.М. Жукова отношение ρ / S составляет 14,4...18,3. Однако при рассмотрении гипотезы пластичности речь идет об определении предела текучести, т.е. такого напряжения, при котором остаточная деформация составляет 0,2 %.

При кручении образцов с $\rho / S > 5$ деформации на наружной и внутренней поверхности трубки отличаются от деформаций на срединной поверхности более чем на 3 %. В то время как наружные слои образцов подвергаются значительной пластической деформации, внутренние остаются в упругой зоне, что приводит к смещению расчетного слоя от серединной поверхности.

Если учесть, что для расчета напряжений фиксируется крутящий момент, который связан с расчетным диаметром квадратичной зависимостью, то погрешности методики могут превышать те 15 %, которые отличают гипотезу пластичности Губера–Мизеса от гипотезы Треска–Сен-Венана при сравнении осесимметричной и плоской деформации.

То же относится и к испытаниям трубчатых образцов созданием внутреннего давления, в которых также возникает неоднородное напряженное состояние.

Гипотеза "единой кривой" является распространением условия пластичности на всю кривую упрочнения. При построении кривой упрочнения по оси ординат откладывают согласно гипотезе Губера–Мизеса интенсивность напряжений σ_i, а по оси абсцисс – интенсивность деформаций ε_i, по аналогии. Экспериментальная проверка последнего допущения в литературе отсутствует. Однако еще С.И. Губкин (см. кн.: Пластическая деформация металлов. Т. 2. М.: Металлургиздат, 1961) указывал, что кривые упрочнения могут быть построены в координатах "максимальный сдвиг γ_{13} – максимальное касательное напряжение τ_{13}". К сожалению, экспериментальная проверка адекватности такой кривой крайне затруднена из-за неопределенности обеих координат.

Исходя из предположения, что твердость материала однозначно определяет его упрочнение, предпринята попытка установить истинную меру деформации по измерению твер-

дости образцов, подвергнутых деформации при различных схемах деформированного состояния: осесимметричном (растяжение и сжатие) и плоском (кручение).

Испытаны сплавы: сталь 20Х и Д16Т. Образцы для всех трех видов испытаний вырезали из одного прутка. Размеры образцов из стали 20Х: ∅15×75 мм (кручение), ∅20×20, ∅20×35 мм (сжатие), из сплава Д16Т: ∅8×50 мм (кручение, сжатие).

После деформации исходных образцов из них на различных расстояниях от оси вырезали и подготовляли по обычной методике образцы для измерения твердости (принято, что при кручении деформация пропорциональна расстоянию исследуемой точки от оси; при равномерном растяжении и сжатии деформация однородна), которую определяли на приборе ПМТ-3 при нагрузке 1 Н для Д16Т и 2 Н для 20Х. Замеры проводили в различных местах поверхности образца и по три вдавливания в одном месте.

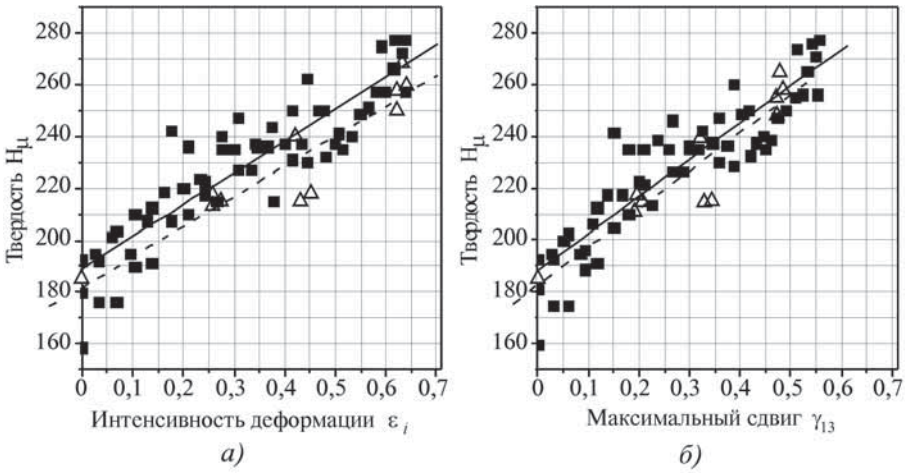


Рис. 1. Твердость образцов из стали 20Х:
—— ■ – кручение; – – – △ – растяжение (сжатие)

Анализ результатов для стали 20Х (рис. 1; для Д16Т получены аналогичные результаты) показал, что максимальный сдвиг γ_{13} в качестве меры деформации предпочтительнее, чем интенсивность деформаций ε_i.

В целях уточнения вопроса о выборе меры напряжений и, соответственно, о справедливости гипотезы пластичности Губера–Мизеса или Треска–Сен-Венана были проведены также испытания на осесимметричное сжатие (осадка цилиндрических образцов с размерами ∅22,5×30 мм на плоских бойках) и чистый сдвиг (осадка призматических образцов с размерами 20×20×30 мм в щелевом штампе). Размеры образцов выбирали таким образом, чтобы их объем не зависел от схемы напряженного состояния. Материал образцов – сплав Д16Т и медь М2.

При испытании на сжатие исходного прутка в продольном и поперечном направлениях анизотропии не выявлено. Для уменьшения влияния контактного трения на результат использовали смазку (масло с графитом) и прокладки из листового полиэтилена между образцом и рабочими поверхностями штампа. При осадке на универсальной испытательной машине EU-100 регистрировали текущие значения силы и высоты образца.

По полученным данным построены кривые упрочнения в различных координатах (рис. 2, 3). Из рис. 2, *а* и 3, *а* видно, что гипотеза Губера–Мизеса не подтверждается. Применение в качестве меры напряжения τ_{13} сближает пределы текучести, что свидетельствует о справедливости гипотезы Треска–Сен-Венана, однако при больших деформациях обе кривые расходятся (рис. 2, *б*, 3, *б*). Наилучшее совпадение наблюдается для кривой упрочнения, построенной в координатах γ_{13}–$2\tau_{13}$ (см. рис. 2, *в* и 3, *в*).

Таким образом, гипотеза Треска–Сен-Венана не должна отвергаться при оценке напряжения течения металлов, а в качестве меры деформации предпочтительнее выбирать для простого нагружения максимальный сдвиг.

Выбор материала для такого вида испытаний ограничен прочностью щелевого штампа. Поэтому для проверки гипотезы единой кривой на стали 20Х были сопоставлены результаты, полученные растяжением и кручением по следующей методике.

Испытания на растяжение проводили на цилиндрических образцах с размерами ∅15×75 и ∅10×100 мм на испытательной машине Р-20. Для увеличения диапазона испытаний образцы растягивали до разрушения, корректируя расчетное напряжение после образования шейки по методике П. Бриджмена.

Испытания на кручение осуществляли также на цилиндрических образцах диаметром 10...15 мм (с шагом в 1 мм) и длиной 75 мм на испытательной машине КМ-50-1, регистрируя угол закручивания захватов Ω и крутящий момент *M*. Обработку полученных данных проводили по методике П. Людвика.

Однако кручение цилиндрических образцов имеет недостатки: неравномерность распределения деформаций по длине образца, которая меняется по времени, и распространение деформации на галтель образца, что отражается на угле закручивания.

Устранить недостатки можно, если в качестве объекта испытания использовать образец с конической рабочей частью с небольшим углом конусности (в данных опытах 2°) [1]. Максимальный диаметр рабочей части 15 мм, минимальный – 10 мм. На исходных образцах краской наносили тонкую продольную риску.

В ходе эксперимента фиксировали только крутящий момент при разрушении образца. Затем на инструментальном микроскопе БМИ измеряли угол наклона риски к оси φ и соответствующий ему радиус образца *R*, причем точку замера выбирали так, чтобы шаг измерения φ составлял 30′.

Интенсивность деформаций в произвольной точке образца ε_i связана с координатой этой точки *r* соотношением $\varepsilon_i = \varepsilon_{iR}\dfrac{r}{R}$, где ε_{iR} – интенсивность деформаций на поверхности образца; $\varepsilon_{iR} = \dfrac{\operatorname{tg}\varphi}{\sqrt{3}}$. Требуется найти функцию $\tau_{13} = \tau_{13}(\varepsilon_i)$. Для крутящего момента можно записать следующее соотношение:

$$M = 2\pi\int_0^R \tau_{13}(\varepsilon_i)\,\rho^2\,d\rho.$$

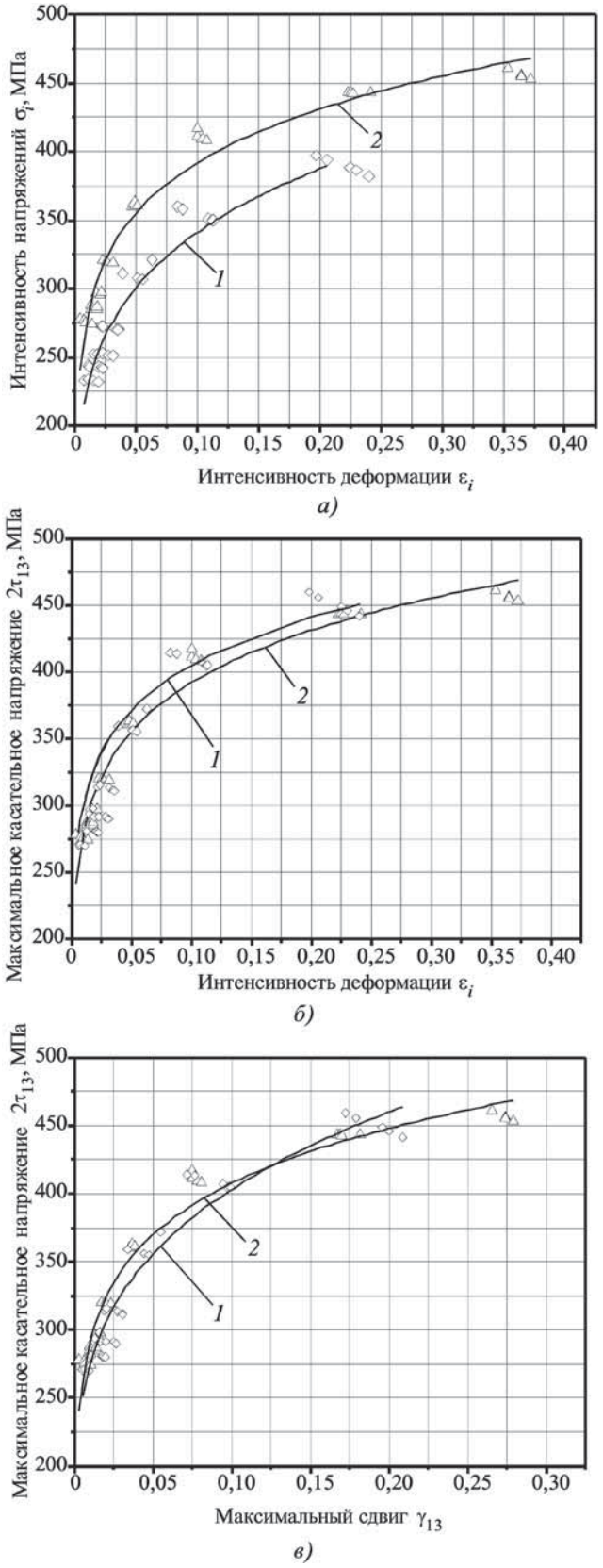


Рис. 2. Кривые упрочнения сплава Д16Т
1 – чистый сдвиг; *2* – осесимметричное сжатие

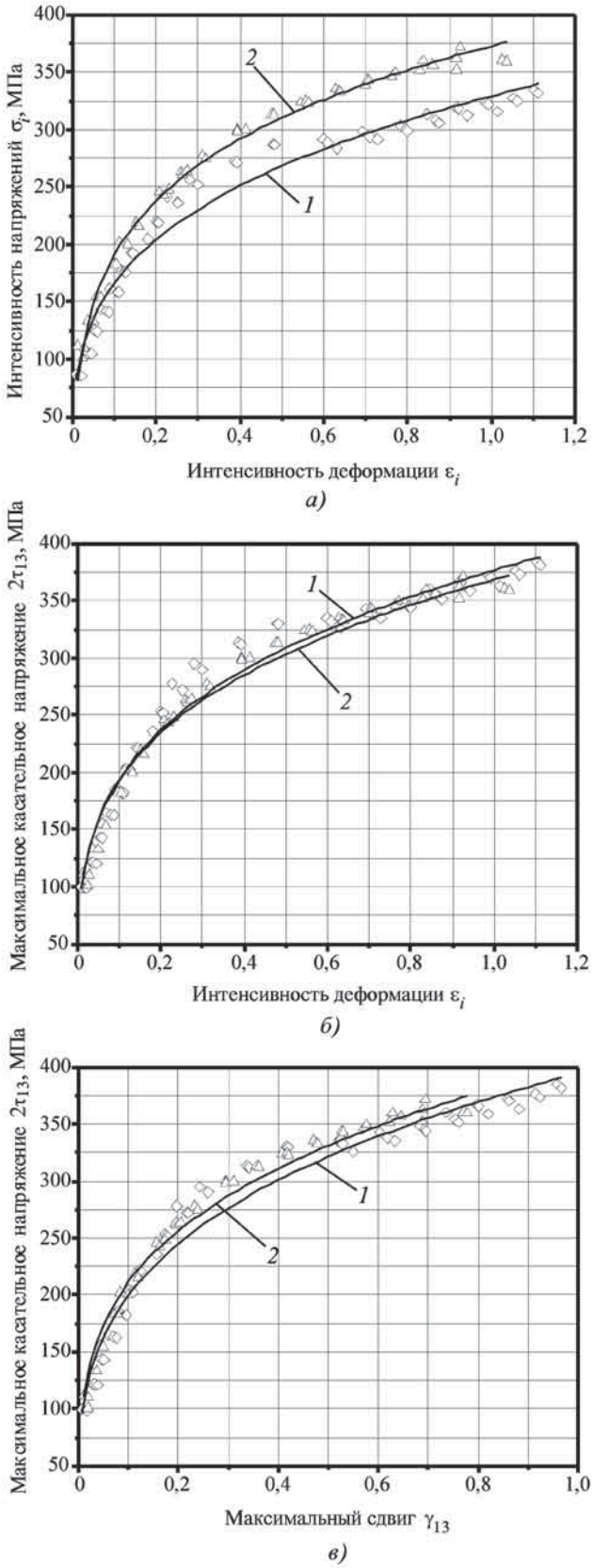
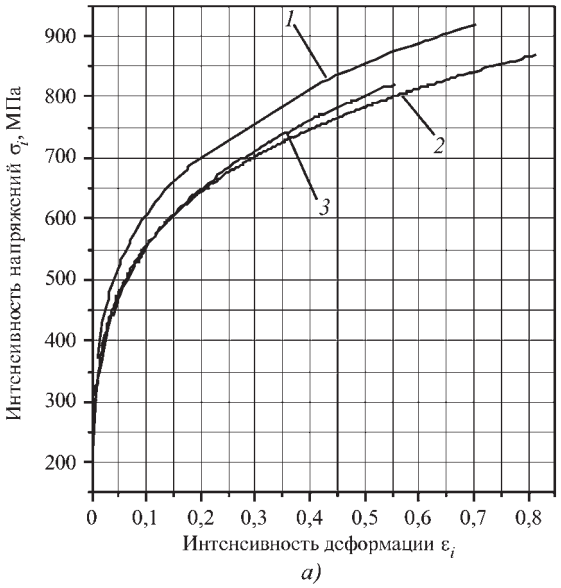
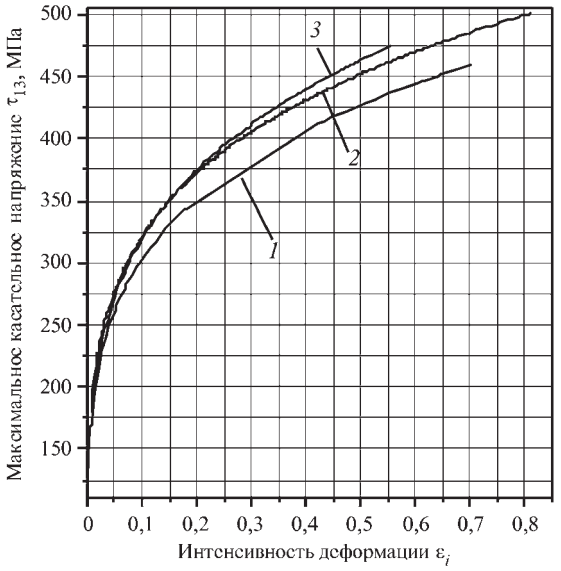


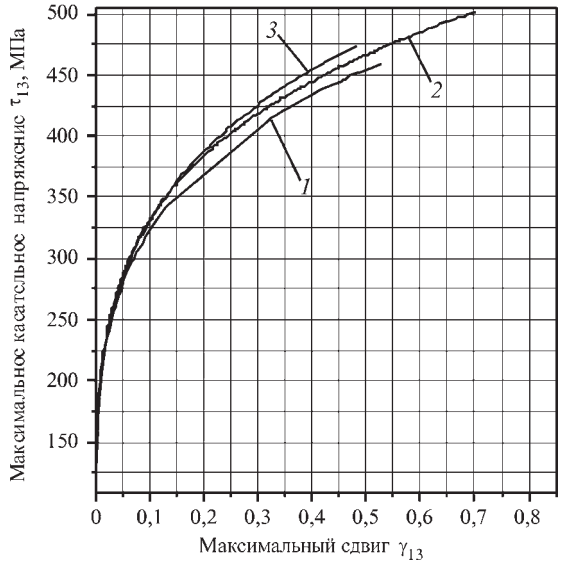
Рис. 3. Кривые упрочнения меди М2
1 – чистый сдвиг; *2* – осесимметричное сжатие



а)



б)



в)

Рис. 4. Кривые упрочнения стали 20Х:
1 – растяжение; *2*, *3* – кручение цилиндрического и конического образцов соответственно

Заменяем переменную r на ε_i:

$$M = 2\pi \int_0^{\varepsilon_{iR}} \tau_{13}(\varepsilon_i)\left(\frac{R}{\varepsilon_{iR}}\right)^3 \varepsilon_i^2\, d\varepsilon_i ,$$

отсюда

$$\int_0^{\varepsilon_0} \tau_{13}(\varepsilon_i)\, \varepsilon_i^2\, d\varepsilon_i = \frac{M}{2\pi}\left(\frac{\varepsilon_{iR}}{R}\right)^3 .$$

Дифференцируя обе части равенства по ε_{iR}, получаем:

$$\tau_{13}(\varepsilon_{iR})\,\varepsilon_{iR}^2 = \frac{3M}{2\pi}\left(\frac{\varepsilon_{iR}}{R}\right)^2 \frac{R - \varepsilon_{iR}\dfrac{dR}{d\varepsilon_{iR}}}{R^2} .$$

Таким образом, искомая функция:

$$\tau_{13}(\varepsilon_{iR}) = \frac{3M}{2\pi R^4}\left(R - \varepsilon_{iR}\frac{dR}{d\varepsilon_{iR}}\right) .$$

В правой части последнего равенства известные величины; $dR / d\varepsilon_{iR}$ определяем численным дифференцированием. Максимальный диаметр рабочей части выбирается таким образом, чтобы к моменту разрушения, которое обычно наблюдается в минимальном сечении, пластические деформации не распространились на максимальное, тогда кривая упрочнения может быть построена от самого предела текучести. Это условие выполняется при $R_{\max} > \left(\dfrac{2M}{\pi\tau_s}\right)^{1/3}$, где τ_s – предел текучести на сдвиг.

По результатам экспериментов (рис. 4) можно сделать следующие выводы:

1) применение цилиндрических образцов при кручении приводит к некоторому завышению рассчитанной деформации;

2) кривая упрочнения в координатах γ_{13}–τ_{13} наиболее адекватно описывает реальное поведение металла. Последний вывод подтверждают результаты экспериментальных исследований Я.Н. Бовтало [2].

Таким образом, гипотеза Треска–Сен-Венана не должна отвергаться при оценке напряжения течения металлов и сплавов, а в качестве меры деформации предпочтительнее выбирать для простого деформирования максимальный сдвиг. Тогда, если в качестве меры напряжения выбирается максимальное касательное напряжение, а в качестве меры деформации – максимальный сдвиг, то координаты, в которых принято строить диаграмму пластичности, должны учитывать эти величины.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Сопротивление** деформации и пластичность металлов при обработке давлением / Ю.Г. Калпин, В.И. Перфилов, П.А. Петров, В.А. Рябов, Ю.К. Филиппов. М.: МГТУ "МАМИ", 2010. 230 с.

2. **Бовтало Я.Н.** Разработка технологического процесса изготовления осесимметричных деталей с фланцем с применением комбинированного трехстороннего выдавливания: автореф. дис. ... канд. техн. наук. М.: МГТУ "МАМИ", 2011. 20 с.

Павел Александрович Петров, канд. техн. наук;
Юлий Григорьевич Калпин, д-р техн. наук,
kalpin@inbox.ru

УДК 621.7.011

К.Е. Потапенко, В.И. Воронков, П.А. Петров
(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ))

Определение модели сопротивления деформации по изотермическим кривым текучести*

Описана последовательность обработки экспериментальных данных, полученных при проведении механических испытаний алюминиевого сплава AW-6082, с применением компьютерной программы QFORM, начиная с первичной обработки результатов эксперимента и заканчивая определением неизвестных коэффициентов выбранной модели сопротивления деформации.

Ключевые слова: алюминиевые сплавы; инверсионный анализ; компьютерное моделирование; кривые текучести; механические испытания; модель сопротивления деформации.

The experimental data processing obtained during mechanical tests of aluminum alloy AW-6082 by of finite-element program QFORM is described. The results of mechanical test are simulated and unknown coefficients of flow stress model are defined.

Keywords: aluminum alloys; inverse simulation; computer simulation; flow curves; yield stress-strain curves; mechanical tests; flow stress model.

При постановке задач, направленных на компьютерное моделирование процессов ОМД, наиболее важными входными данными, характеризующими деформируемый материал, являются зависимости напряжения текучести от накопленной деформации, температуры и скорости деформации, представляющие собой ряд кривых текучести или модель сопротивления деформации.

Последний способ задания зависимости напряжения текучести является более универсальным и удобным при вычислениях. Неизвестные коэффициенты выбранной модели сопротивления деформации определяют каким-либо методом оптимизации (например, методом наименьших квадратов) по кривым текучести, определенным для рассматриваемого материала. При этом точность модели будет зависеть от точности кривых текучести, по которым она определяется. Рассмотрим один из методов получения кривых текучести, основанный на применении инверсного моделирования.

Для получения кривых текучести необходимо провести механические испытания исследуемого материала, результатом которых является получение машинных диаграмм в координатах "ход–сила" или "время–сила" при различных температурах и скоростях деформации.

Механические испытания алюминиевого сплава AW-6082 (аналог российского АД35) проводили на универсальной испытательной машине INSTRON VHS 400kN (VHS8800 family) в институте обработки металлов давлением Технического университета им. Лейбница (г. Ганновер, Германия).

Испытания осуществляли методом осадки цилиндрического образца в изотермических условиях без нанесения смазки на контактную поверхность образцов. Для осадки были изготовлены цилиндрические образцы высотой 10 мм и диаметром 10 мм. Испытания проводили при температурах 300; 350; 430 и 510 °С и постоянных скоростях деформации 0,1; 1; 10; и 50 $с^{-1}$.

* Исследования выполнены при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ (ГК № 14.740.11.0584, шифр проекта 2010-1.2.2-111-017-032).

Машинные диаграммы пересчитывали в зависимость напряжения текучести от накопленной деформации (рис. 1) по выражениям:

– для определения напряжения текучести:

$$\sigma_i = \frac{P_i}{F_i}, \quad (1)$$

– для определения накопленной деформации:

$$\varepsilon_i = \ln \frac{H_i}{H_0}, \quad (2)$$

где P_i – текущее значение силы деформирования; F_i – текущее значение площади поперечного сечения образца; H_i – текущее значение высоты образца; H_0 – начальная высота образца.

Кривые текучести (см. рис. 1), начиная со степени накопленной деформации 0,4...0,5, плавно возрастают, что объясняется наличием контактного трения при проведении испытаний.

Одним из способов уменьшения влияния контактного трения на рассчитываемые по экспериментальным диаграммам силы кривые текучести является увеличение отношения H_0 / D_0 (где D_0 – начальный диаметр образца). Однако при корректировке кривых текучести методом инверсионного моделирования в этом нет необходимости, так как при точном воспроизведении условий эксперимента при моделировании испытаний влияние контактного трения на силу деформирования учитывается при расчете и, соответственно, не влияет на итоговые значения напряжений, полученных после корректировки.

Наличие существенного отклонения рассчитанных по выражениям (1) и (2) кривых текучести от "истинных" кривых может привести к увеличению этапов корректировки, но не повлияет на итоговую точность скорректированных кривых текучести, оценивающуюся совпадением расчетной и экспериментальной диаграмм силы (выражение 9) при воспроизведении испытаний путем моделирования.

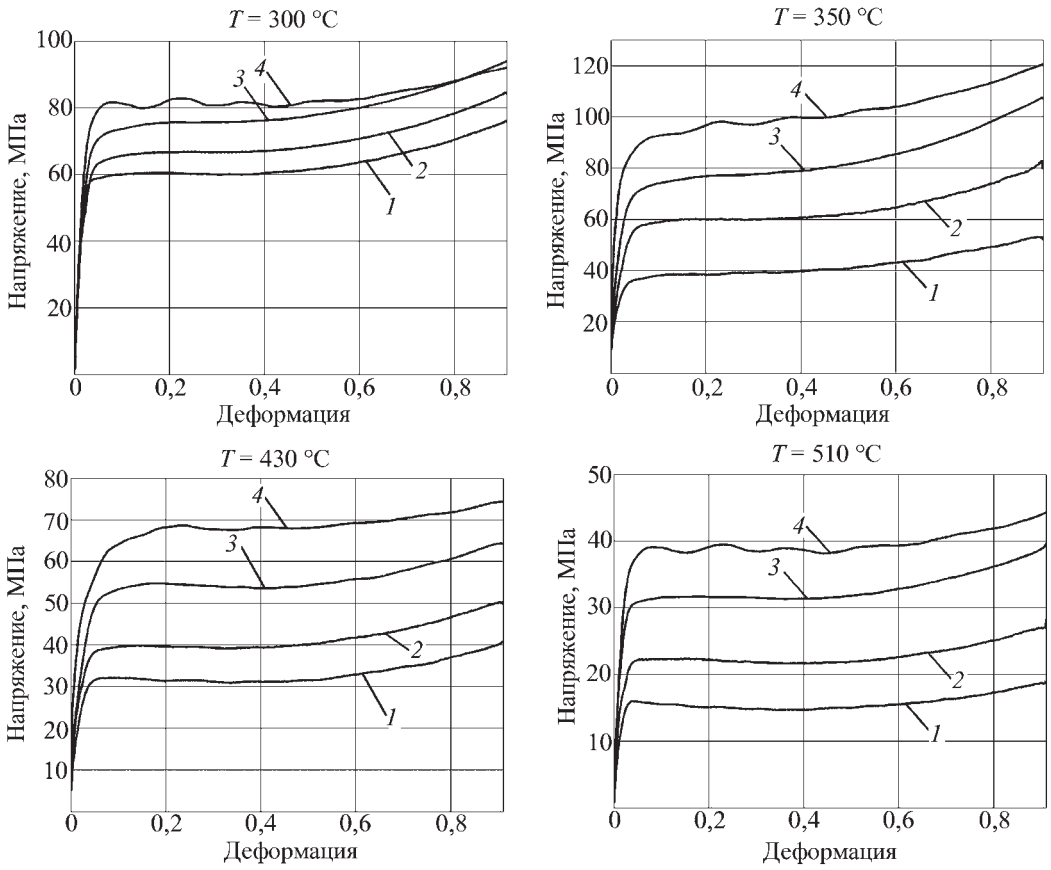


Рис. 1. Кривые текучести, полученные по результатам эксперимента:
1 – $\dot{\varepsilon}$ = 0,1 с$^{-1}$; *2* – 1 с$^{-1}$; *3* – 10 с$^{-1}$; *4* – 50 с$^{-1}$

E. Parteder и R. Bunten проводили осадку цилиндрических образцов с различным отношением H_0 / D_0: 0,8; 1; 1,2 и 1,4. По результатам испытаний были получены кривые текучести, при этом отклонение расчетных кривых от "истинных" уменьшалось с увеличением отношения H_0 / D_0. Поэтому для корректировки кривых текучести, полученных при испытаниях с H_0 / D_0 = 1; 1,2 и 1,4, понадобилась одна итерация, а для кривой текучести, полученной при проведении испытаний с H_0 / D_0 = 0,8, – две итерации [1].

Таким образом, основной задачей при корректировке кривых текучести методом постановки обратной задачи является точное воспроизведение условий испытаний при моделировании. Для уменьшения отклонения корректируемых кривых текучести от "истинных" на первом этапе моделирования, и соответственно, уменьшения числа этапов корректировки необходима предварительная правка значений напряжения текучести. Также следует устранить влияние тех факторов, которые невозможно воспроизвести при моделировании.

Сравнение расчетной программы нагружения с экспериментальной, полученной по результатам проведения испытания, показало, что точно обеспечить постоянство скорости деформации в течение всего цикла нагружения не представляется возможным. Скорость деформации $\dot{\varepsilon}_i^{\text{эксп}}$ во время испытаний имеет отклонения от номинального значения $\dot{\varepsilon}_i^{\text{ном}}$. Текущую скорость деформации $\dot{\varepsilon}_i^{\text{эксп}}$ определяли по формуле

$$\dot{\varepsilon}_i^{\text{эксп}} = \frac{\partial \varepsilon_i}{\partial t}. \qquad (3)$$

Для компенсации влияния отклонения текущей скорости деформации от ее номинального значения был выполнен пересчет напряжения текучести:

$$\sigma_i' = \sigma_i \left(\frac{\dot{\varepsilon}_i^{\text{эксп}}}{\dot{\varepsilon}_i^{\text{ном}}} \right)^k, \qquad (4)$$

где σ_i' – напряжение текучести, соответствующее номинальному значению скорости деформации $\dot{\varepsilon}_i^{\text{ном}}$; σ_i – напряжение текучести, соответствующее значению скорости деформации $\dot{\varepsilon}_i^{\text{эксп}}$ в эксперименте; k – показатель скоростной чувствительности.

Выражение (1) справедливо, когда напряженное состояние является линейным и трение на контактных (торцевых) поверхностях отсутствует. При проведении испытаний смазку не применяли, и на образцах не делали специальные проточки, соответственно, экспериментальные кривые текучести необходимо скорректировать с учетом влияния на напряжение текучести контактного трения:

$$\sigma_i^{\text{эксп}} = \frac{\sigma_i'}{A}; \quad A = 1 + \frac{2m}{3\sqrt{3}} \frac{r_0}{h_0} \exp\left(-\frac{3\varepsilon_i}{2}\right), \qquad (5)$$

где $\sigma_i^{\text{эксп}}$ – напряжение текучести, скорректированное на величину изменения сопротивления деформации вследствие действия контактного трения; m – фактор трения; r_0, h_0 – радиус и высота исходного (недеформированного) образца.

В результате теплового эффекта пластической деформации температура образца во время осадки повышается. Таким образом, необходимо сделать третью корректировку значения напряжения текучести, учитывающую влияние теплового эффекта пластической деформации образца. Корректировка была выполнена по закону С.Н. Курнакова [2]:

$$\sigma_i = \sigma_0 \exp(\alpha \, \Delta T), \qquad (6)$$

где σ_i – скорректированное напряжение текучести; σ_0 – корректируемое напряжение текучести; α – температурный коэффициент; ΔT – прирост температуры образца, определяется по выражению (7).

Количественную оценку изменения температуры образца осуществляли с помощью известного из теории обработки металлов давлением уравнения:

$$\Delta T(\varepsilon) = \frac{\eta}{\rho C_\rho} \int_0^\varepsilon \sigma_i \, d\varepsilon, \qquad (7)$$

где ρ – плотность материала; C_ρ – теплоемкость; η – эффективность деформационного нагрева, предполагалась равной 1; σ_i – напряжение текучести, соответствующее номинальному значению скорости деформации $\dot{\varepsilon}_i^{\text{ном}}$; ε – накопленная деформация.

Далее полученные кривые текучести (рис. 2) корректировали методом постановки обратной задачи. Для моделирования механических испытаний использовали программу QFORM, основанную на методе конечных элементов.

Как указано выше, при оптимизации методом инверсионного моделирования важно максимально точно воспроизвести условия эксперимента, а для этого при постановке задачи необходимо верно задавать исходные условия для расчета. Отсутствие ошибок при задании исходных данных позволяет точно определить расхождение в диаграммах сил (расчетной и экспериментальной), вызванное неточностями в найденных кривых текучести, дать оценку этому расхождению и внести корректировки в искомые кривые текучести. Наиболее важно определить такие величины, как теплопроводность и теплоемкость материала, фактор трения, определяющий характер контактного трения, и точно задать закон перемещения верхнего инструмента.

Теплопроводность и теплоемкость определяли таким образом, чтобы повышение температуры, вызванное тепловым эффектом деформации, максимально близко соответствовало реальности. При этом из-за отсутствия экспери-

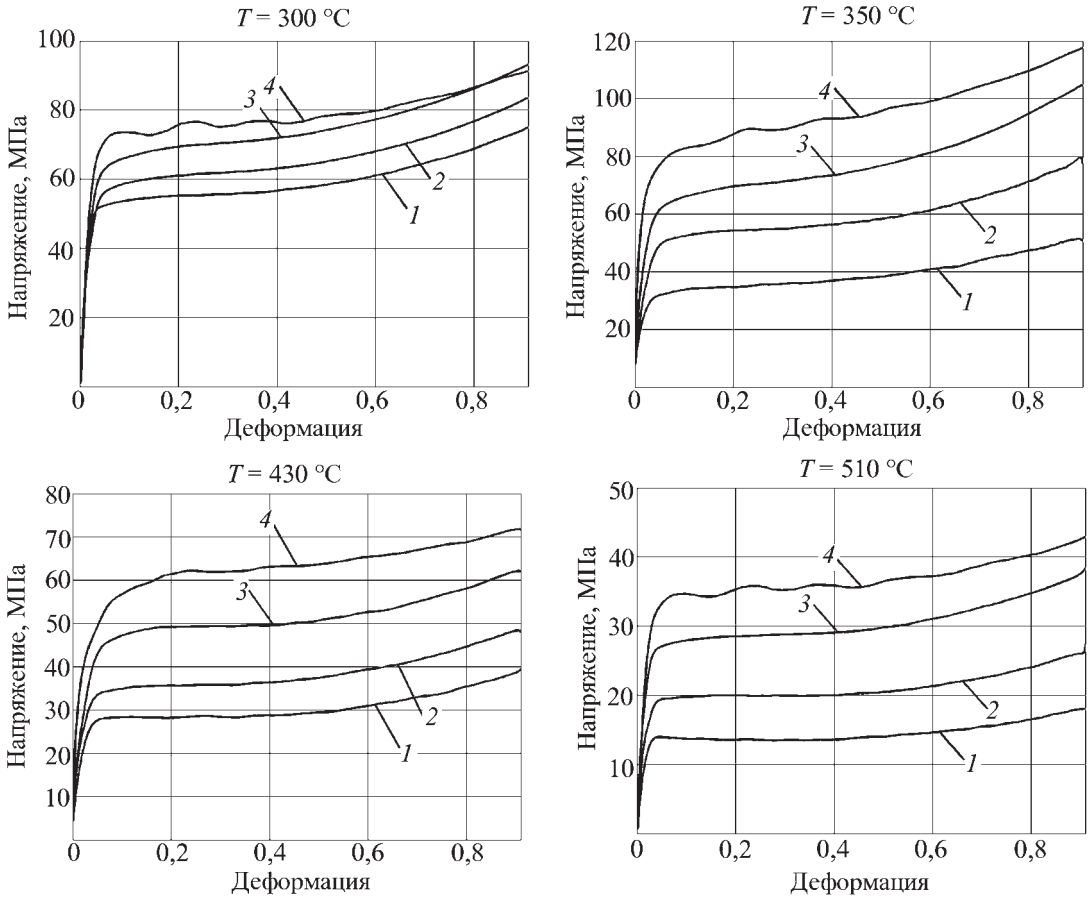


Рис. 2. Кривые текучести после корректировки:
1 – $\dot{\varepsilon}$ = 0,1 с$^{-1}$; *2* – 1 с$^{-1}$; *3* – 10 с$^{-1}$; *4* – 50 с$^{-1}$

ментальных данных по тепловому эффекту повышение температуры, с которым сравнивался прирост температуры при моделировании, рассчитывали теоретически по выражению (7).

Фактор трения задавали так, чтобы криволинейная образующая реального образца после деформации соответствовала образующей образца, полученного по результатам моделирования. Для этого измеряли верхний, нижний и средний диаметры образцов, по результатам замеров определяли радиус кривизны бочкообразной поверхности. Далее, изменяя значение фактора трения, при моделировании добивались совпадения реального и расчетного радиусов кривизны.

В системе QFORM перемещение верхнего инструмента по некоторой, требуемой, зависимости задается с помощью специального механического пресса, где характер перемещения ползуна определяется таблично заданной функцией зависимости перемещения ползуна от угла поворота главного вала, а время процесса осадки – скоростью вращения главного вала, т.е. числом оборотов в минуту.

Перемещение верхнего инструмента при моделировании и профиль перемещения траверсы испытательной машины при проведении механических испытаний задавали по закону, который обеспечивает постоянство скорости деформации:

$$S_i = H_0 - \exp(-\dot{\varepsilon}_i\, t)\, H_0 . \qquad (8)$$

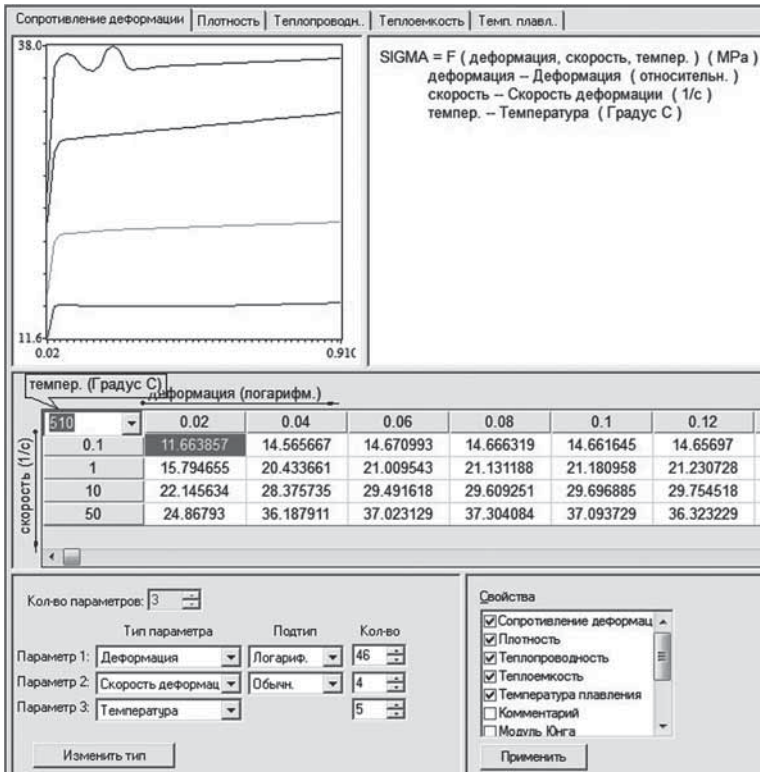


Рис. 3. Окно редактора базы данных материалов

В программе QFORM данные по зависимости напряжения текучести от накопленной деформации, скорости деформации и температуры (кривые текучести) заносятся в табличной форме в окне редактора базы данных материалов (рис. 3). При этом значения напряжений текучести, не заданных непосредственно кривыми упрочнения, но попадающими в область, определенную введенными данными, определяются интерполяцией по линейному закону.

Для значений напряжений текучести, не попадающими в область, заданную введенными данными, выбирается соответственно наиболее близкое меньшее или большее значение из таблицы. За исключением случая, когда напряжение текучести определяется для точки, в которой температура выше, чем максимально заданная по таблице. В этом случае проводится линейная интерполяция с учетом температуры плавления, при которой напряжение текучести считается равным нулю.

Результаты расчетов показали, что наиболее достоверный результат получают при введении дополнительных кривых текучести для температуры, превышающей температуру разогрева образца от теплового эффекта деформации при осадке на максимальной скорости (50 $с^{-1}$) при максимальной температуре (510 °С).

В данном случае были введены дополнительные кривые текучести для температуры 540 °С. Значения напряжения текучести для данной температуры определяли по закону С.Н. Курнакова (6), где ΔT – разница между температурами T_i и T_0; σ_i – напряжение текучести при температуре T_i; σ_0 – напряжение текучести при температуре T_0; α – температурный коэффициент.

Проведя расчеты по осадке цилиндрического образца в программе QFORM для всех рассматриваемых скоростей деформации и температур и сравнив расчетные диаграммы "время–сила" с экспериментальными, было выявлено существенное расхождение (рис. 4).

Таким образом, кривые текучести, полученные по результатам механических испытаний и их последующей корректировки, учитывающей влияние различных физических факторов, не обеспечивают необходимую точность для использования их при расчете процессов ОМД и могут являться лишь начальным приближением для последующей оптимизации методом постановки обратной задачи.

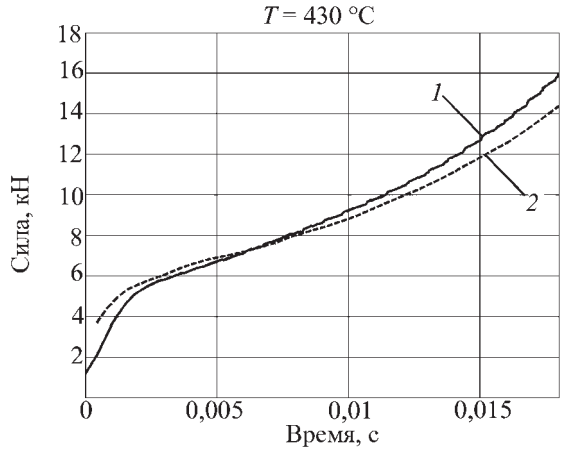


Рис. 4. Расхождение расчетной (*1*) и экспериментальной (*2*) диаграмм "время–сила" ($\dot{\varepsilon}$ = 50 $с^{-1}$)

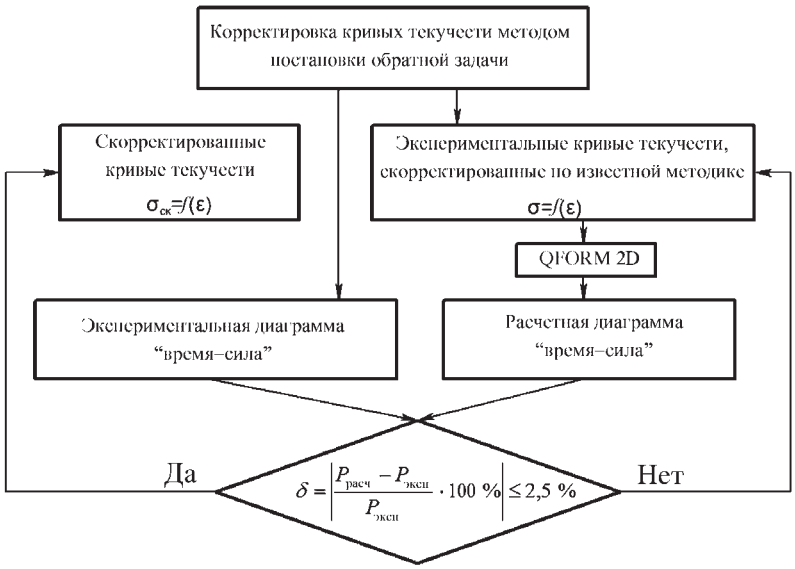


Рис. 5. Алгоритм метода постановки обратной задачи

Для устранения выявленной погрешности в найденных кривых текучести применяли метод постановки обратной задачи (инверсионный метод). Существенным преимуществом метода постановки обратной задачи перед обычными аналитическими методами корректировки кривых текучести является то, что в программе QFORM благодаря учету градиента температур и скоростей деформации по сечению образца расчет ведется не по одной кривой текучести, построенной для определенной температуры и скорости деформации, а по группе соседних кривых (для других ближайших температур и скоростей деформации), каждая из которых оказывает влияние на итоговый график силы, а следовательно, и на корректировку каждой из соседних кривых текучести, тогда как в обычных аналитических методах кривые текучести корректируются отдельно.

Метод инверсионного анализа можно описать алгоритмом (рис. 5), в котором кривые текучести корректируются в соответствии с расхождениями в диаграммах сил (экспериментальной и расчетной), и после каждой корректировки моделирование осадки цилиндрического образца повторяется, до тех пор, пока не будет достигнута требуемая сходимость расчетного и экспериментального результатов, составляющая ±2,5 %:

$$\delta = \left| \frac{P_{\text{расч}} - P_{\text{эксп}}}{P_{\text{эксп}}} \cdot 100\,\% \right| \le 2{,}5\,\%, \qquad (9)$$

где δ – относительная погрешность измерений; $P_{\text{расч}}$ – сила деформирования по результатам расчета в QFORM; $P_{\text{эксп}}$ – сила деформирования, полученная по результатам испытаний.

Результаты, полученные после проведения циклов корректировок для всех кривых текучести, приведены на рис. 6.

Полученные кривые текучести обеспечивают достаточную сходимость результатов моделирования с реальным процессом осадки образцов (рис. 7), а следовательно, могут быть использованы для моделирования технологических операций горячей объемной штамповки.

Однако применение модели сопротивления деформации является более удобным и универсальным способом задания напряжения текучести, чем таблично заданные кривые. Так, например, в программах, применяемых для моделирования процессов ОМД, промежуточные значения напряжения текучести (не заданные непосредственно набором кривых) определяются по алгоритмам, которые могут в различных программах отличаться друг от друга (в QFORM используется линейная интерполяция). Это может привести к расхождениям в результатах расчета при использовании различных программ.

Определение промежуточных значений напряжения текучести неудобно при проведении расчетов без использования программ моделирования процессов ОМД, так как появляется необходимость самостоятельно определять и реализовывать некоторый метод расчета значений напряжения текучести, не заданных непосредственно графиками кривых текучести.

Кроме того, математическая модель сопротивления деформации является гораздо более удобной формой справочного материала, чем графики кривых текучести, которые в справочниках даны только визуально. Математическая модель сопротивления деформации может быть представлена набором коэффициентов для каждого конкретного материала и позволяет рассчитывать напряжение текучести для произвольного значения скорости деформации.

По найденным кривым текучести для сплава AW-6082 (см. рис. 6) была определена эмпирическая модель сопротивления деформации Хензеля–Шпиттеля с девятью неизвестными коэффициентами:

$$\sigma_i = a_1 \exp(a_2 T)\, T^{a_3}\, \varepsilon_i^{a_4} \exp(a_5 / \varepsilon_i)\, (1+\varepsilon_i)^{a_6 T} \times \\ \times \exp(a_7 \varepsilon_i)\, \dot{\varepsilon}_i^{a_8}\, \dot{\varepsilon}_i^{a_9 T}. \qquad (10)$$

Выбор данной модели обусловлен тем, что она получила достаточное распространение при решении задач горячей объемной штамповки (так, например, данная математическая модель применяется в программе FORGE) и благодаря большому набору коэффициентов, позволяет достаточно точно описывать форму кривых текучести при горячей деформации. Отметим, что данная модель позволяет описывать с достаточной точностью только те кривые текучести, которые имеют одинаковый характер увеличения напряжения с возрастанием скорости деформации при различных температурах (т.е. характер изменения "шага" между кривыми текучести, построенными для некоторых определенных скоростей деформации при фиксированном значении температуры, должен быть подобен характеру изменения "шага" между кривыми текучести, построенными для другого фиксированного значения температуры для тех же значений скоростей деформации).

Оптимизация для нахождения неизвестных коэффициентов модели выполнялась методом наименьших квадратов в программе MatLab. Ниже приведены полученные коэф-

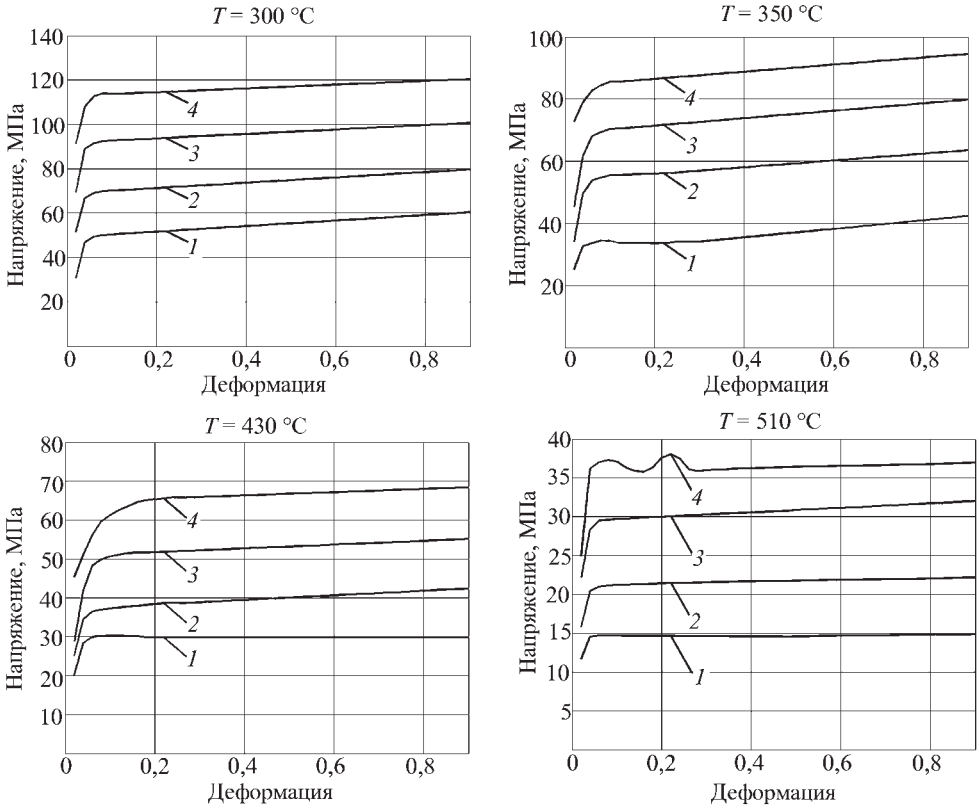


Рис. 6. Итоговые кривые текучести:
1 – $\dot{\varepsilon}$ = 0,1 с$^{-1}$; *2* – 1 с$^{-1}$; *3* – 10 с$^{-1}$; *4* – 50 с$^{-1}$

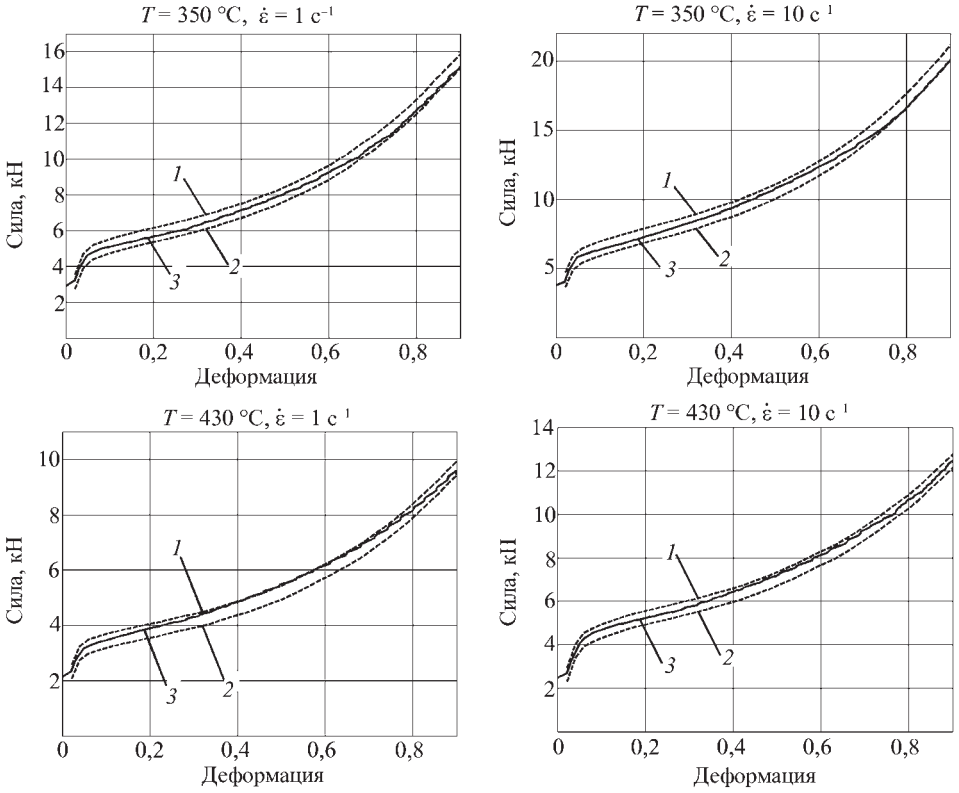


Рис. 7. Достигнутое совпадение результатов моделирования с экспериментальными данными после корректировки кривых текучести сплава AW-6082 методом решения обратной задачи:
1 – кривые силы, полученные при моделировании; *2*, *3* – границы доверительного интервала

фициенты математической модели Хензеля–Шпиттеля для сплава AW-6082:

a	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8	a_9
0,4651	$-0{,}8842\cdot10^{-2}$	1,3248	–0,07756	–0,01002	$0{,}4981\cdot10^{-4}$	0,24	0,09302	$0{,}915\cdot10^{-4}$

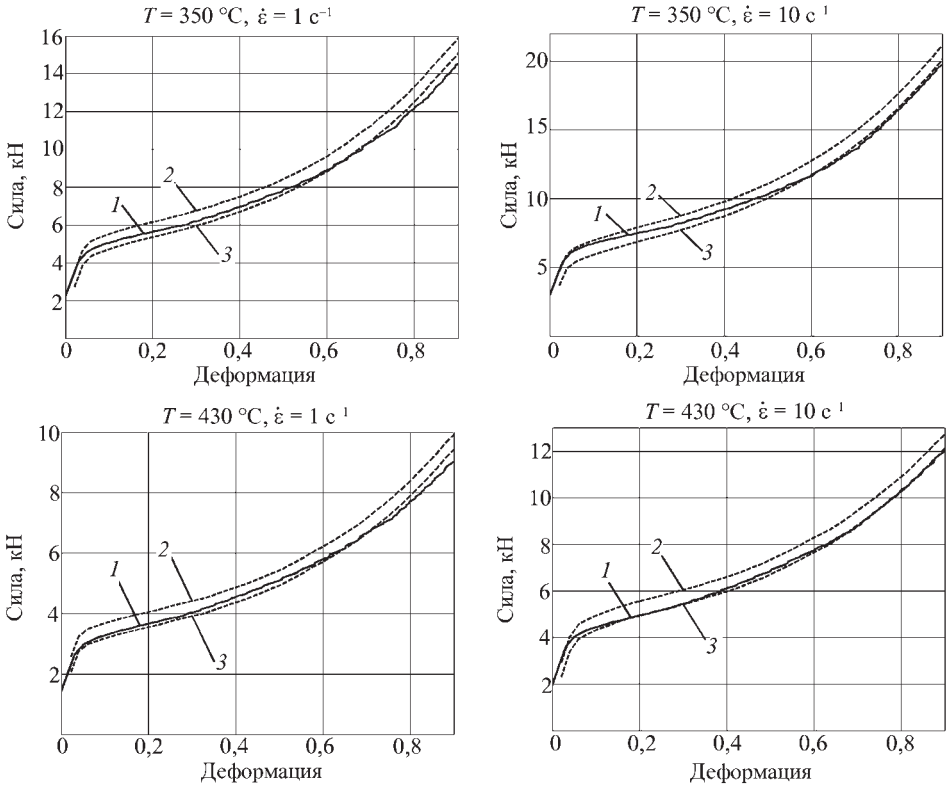


Рис. 8. Сравнение экспериментальных кривых силы с кривыми силы, полученными в результате расчета с использованием кривых текучести, построенными по модели сопротивления деформации:
1 – кривые силы, полученные расчетным способом; *2*, *3* – границы доверительного интервала экспериментальных кривых силы

На рис. 8 представлено сравнение экспериментальных кривых силы с кривыми силы, получаемыми при моделировании процесса осадки, когда сопротивление материала пластической деформации задано полученной математической моделью. Все исходные данные, кроме кривых текучести, задавались так же, как и при моделировании при решении обратной задачи, что обеспечило корректное воспроизведение эксперимента. Граница доверительного интервала составляет ±2,5 % от значений экспериментального графика силы.

Сравнительный анализ кривых силы, полученных в ходе проведения эксперимента и в результате расчета в программе QFORM, показал, что при температурах 350 и 430 °С и накопленной деформации $\varepsilon \le 0{,}7$ найденная модель сопротивления деформации позволяет получить результат моделирования, удовлетворяющий условию, определенному в выражении (9). Температура ковки и штамповки для сплава AW-6082, входящего в первую группу алюминиевых сплавов [3], составляет от 470...420 до 350 °С. Таким образом, полученную модель сопротивления деформации можно использовать при моделировании процессов горячей объемной штамповки сплава AW-6082, в которых накопленная деформация не превышает $\varepsilon = 0{,}7$.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Parteder E., Bünten R.** Determination of flow curves by means of a compression test under sticking friction conditions using an iterative finite-element procedure // Journal of Materials Processing Technology. 1998. 74. P. 227–233.

2. **The influence** of transient strain-rate deformation conditions on the deformed microstructure of aluminium alloy Al – 1 % Mg / G.J. Baxter, T. Furu, Q. Zhu, J.A. Whiteman, C.M. Sellar // Acta Mater. 1999. 47 (8). P. 2367–2376.

3. **Ковка** и штамповка: справочник. В 4 т. Т. 1. Материалы и нагрев. Оборудование. Ковка. 2-е изд., перераб. и доп. / под общ. ред. Е.И. Семенова. М.: Машиностроение, 2010. 717 с.

Константин Евгеньевич Потапенко,
konpot88@mail.ru;
Виктор Иванович Воронков;
Павел Александрович Петров, канд. техн. наук

УДК 621.771.2

А.Г. Колесников, А.И. Плохих, А.С. Шинкарев, М.О. Миронова
(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)

Прокатка стального многослойного материала*

Исследована правомерность применения традиционного теоретического подхода к определению сил деформирования в процессе горячей прокатки композиции, состоящей из 100 чередующихся слоев одинаковой толщины. Рассмотрены результаты исследований, посвященных экспериментальному определению сил, возникающих в ходе прокатки, и сопротивления пластической деформации стального слоистого материала.

Ключевые слова: горячая прокатка; многослойный материал; сила прокатки; сопротивление деформации.

The appropriateness of the traditional theoretical approach to the calculation of roll force to the multilayer steel composition hot rolling process is studied. The roll force and yield stress experimental definition are overviewed during the multilayer steel composition hot rolling process.

Keywords: hot rolling; multilayer metal material; roll force; strain resistance.

Металлургическая промышленность выпускает слоистый листовой горячекатаный прокат толщиной от 4 до 60 мм. Как правило, такой плакированный лист представляет собой бинарную композицию разнородных материалов, типа сталь–медь, сталь–алюминий и др., либо композицию из марок сплавов различных структурных групп. Применение подобных материалов позволяет значительно повысить работоспособность и надежность деталей машин и конструкций, работающих в условиях высоких температурно-силовых нагрузок и при этом добиться существенной экономии дорогостоящих легирующих элементов [1–3].

В настоящее время усилия исследователей направлены на формирование в листовых металлических материалах субмикро- и наноразмерной структуры на основе методов интенсивной пластической деформации и многопроходной пакетной прокатки [4–6]. Одним из способов получения такой структуры является разработанная в МГТУ им. Н.Э. Баумана технология получения стальных материалов с термически стабильной субмикронной толщиной слоев, в основе которой лежит метод горячей пакетной прокатки многослойных композитных заготовок на основе сталей [7, 8].

Анализ публикаций, посвященных технологическим аспектам получения многослойных материалов, показал, что основными изучаемыми объектами были материалы, состоящие из небольшого числа слоев, как правило, не превышающего трех–четырех. При этом считается общепринятым, что в процессе деформации подобных многослойных композиций значения силы прокатки имеют тенденцию к снижению по сравнению с силами прокатки наиболее твердой ее составляющей. Для этого случая сопротивление деформации вычисляют как среднее пропорциональное значение пределов текучести материалов, составляющих композицию:

$$\sigma_{ф} = \frac{\sigma_{т} h_{т} + \sigma_{м} h_{м}}{h_{т} + h_{м}}, \qquad (1)$$

где $\sigma_{т}$, $\sigma_{м}$ – предел текучести твердого и мягкого материала; $h_{т}$, $h_{м}$ – толщина твердого и мягкого материала.

Как показала практика, расчеты силовых параметров прокатки композиций с малым числом слоев с учетом выражения (1) достаточно хорошо согласуются с экспериментальными данными. Однако сведения, подтверждающие возможность использования при расчете сил прокатки среднепропорционального значения пределов текучести материалов для композиции, состоящей из существенно большего числа тонких слоев, отсутствуют.

Поэтому исследована правомерность применения известного теоретического подхода к определению сил деформирования в процессе горячей прокатки композиции из 100 чередующихся слоев, одинаковой толщины.

Материалы и методы исследования. Для проведения исследований были подготовлены три вида образцов с габаритными размерами 53×53×200 мм:

1) кованый образец из стали У8;

2) 100-слойный пакет из листов стали У8 толщиной 0,5 мм каждый;

3) 100-слойный пакет из попеременно чередующихся листов толщиной 0,5 мм сталей 08кп и У8.

* Работа выполнена по проекту № 7.1949.2011 "Разработка научных основ создания нового класса конструкционных металлических материалов с ламинарной субмикро- и наноразмерной структурой", выполняемого в рамках государственного задания Министерства образования и науки Российской Федерации.

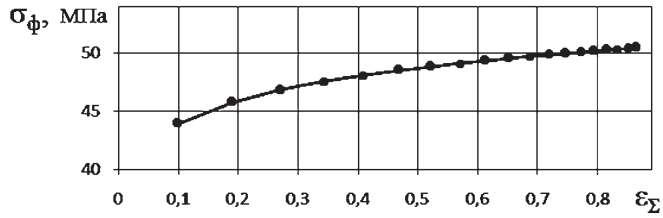


Рис. 1. Зависимость сопротивления деформации $\sigma_ф$ композиции 08кп+У8 от суммарного обжатия ε_Σ

Многослойные образцы после укладки в герметичные капсулы вакуумировались до разрежения 10^{-2} мм рт. ст. (1,33 Па).

Структура исследования содержала расчетную часть, посвященную вычислению сил прокатки по известной методике (см. кн.: Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки. М.: Металлургия, 1980) с учетом выражения (1), а также экспериментальное определение силовых параметров в процессе многопроходной горячей прокатки, включающее в себя изучение влияния многослойной структуры и химического состава слоев, составляющих композицию.

Расчет силовых параметров многослойной прокатки. Расчет проводили для композиции 08кп+У8, состоящей из 100 чередующихся слоев одинаковой толщины 0,5 мм каждый. Учитывая, что данная композиция помещалась в капсулу, толщина крышки и дна которой составляла 1,5 мм, начальную толщину заготовки приняли равной H_0 = 53 мм. После вакуумирования заготовка прокатывалась до толщины H_1 = 7 мм за 19 проходов при следующих условиях обработки: температура прокатки T = 1100 °С; относительное обжатие в каждом проходе постоянное ε = 10 %; скорость прокатки v = 0,1 м/с.

Для заданных условий прокатки значения сопротивления деформации сталей У8 и 08кп приняли равными (см. кн.: Теория прокатки / А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин, А.В. Третьяков, Г.С. Никитин. М.: Металлургия, 1982), разброс значений при этом составлял менее 10 %. При проведении расчетов приняли $\sigma_ф$ = 44 МПа.

В связи с тем, что скорость деформации при данных условиях прокатки увеличивается по мере уменьшения толщины проката, ее рассчитывали для каждого прохода и учитывали при построении графика $\sigma_ф(\varepsilon_\Sigma)$ по формуле

$$\varepsilon_\Sigma = \frac{H_0 - H_1}{H_0}, \qquad (2)$$

где H_0 и H_1 – начальная толщина заготовки и толщина проката после каждого прохода соответственно.

Рассчитанные значения скорости деформации изменяются от 0,9 до 2,0 $с^{-1}$. На основе полученных результатов были определены средние значения сопротивления деформации композиции сталь 08кп+сталь У8 в зависимости от суммарного обжатия (рис. 1).

Силу прокатки определяли в соответствии с выражением

$$P = p_{ср} F = \gamma\, n_\sigma\, \sigma_ф F, \qquad (3)$$

где $p_{ср}$ – среднее контактное давление в очаге деформации;

γ – коэффициент Лоде, учитывающий влияние среднего нормального напряжения на контактное давление, $\gamma = 1 + \frac{\mu}{3}\frac{B_{ср}}{h_{ср}}$ при $0 < \frac{B_{ср}}{h_{ср}} < \frac{0{,}465}{\mu}$ и $\gamma = \frac{2}{\sqrt{3}} = 1{,}15$ при $\frac{B_{ср}}{h_{ср}} \geq \frac{0{,}465}{\mu}$, где $h_{ср} = \frac{h_0 + h_1}{2}$ – средняя высота полосы по очагу деформации; h_0 и h_1 – начальная и конечная толщина прокатываемой полосы в данном проходе соответственно.

$\mu = 0{,}6\, k_1\, k_2\, k_3\, (1{,}05 - 0{,}0005\, T)$ – коэффициент внешнего трения; k_1 =1 – коэффициент материала валков; $k_2 = 0{,}8$ – коэффициент скорости прокатки; $k_3 = 1{,}47$ – коэффициент материала образца; T – температура образца, °С;

n_σ – коэффициент, учитывающий влияние напряженного состояния в очаге деформации и зависящий от контактного трения, внешних зон, натяжения полосы и ее ширины;

$F = B_{ср}\, l = B_{ср}\sqrt{R\,\Delta h}$ – площадь контакта металла с валками, мм^2; l – длина дуги захвата, мм; R – радиус валка, мм; Δh – абсолютное обжатие, мм; $B_{ср}$ – средняя ширина полосы, мм.

Расчеты проведены для условий горячей (T = 1100 °С) прокатки многослойной заготовки толщиной H_0 = 53 мм до толщины H_1 = 7 мм за 19 проходов по 10 % обжатия в каждом проходе.

На рис. 2, 3 представлены результаты вычислений в виде графиков зависимостей $\gamma\left(\frac{l}{h_{ср}}\right)$, $n_\sigma(\varepsilon)$, $p_{ср}(\varepsilon)$, $P(\varepsilon)$ от суммарного относительного обжатия ε_Σ.

Экспериментальное определение сил прокатки. Экспериментальная часть посвящена сравнению расчетных значений силовых параметров прокатки с опытными данными и исследованию степени влияния слоистой структуры и химического состава слоев, образующих композицию.

Прокатке подвергали три вида образцов, описанных выше. Первые два вида образцов одного химического состава предназначены для оценки влияния слоистой структуры. Третий образец прокатывался для выявления зависимости деформирующих сил от разнородного состава чередующихся слоев (композиция 08кп+У8).

Все образцы были нагреты в камерной печи до температуры 1100 °С и прокатывались на листовом двухвалковом стане с диаметром валков 160 мм при постоянном относительном

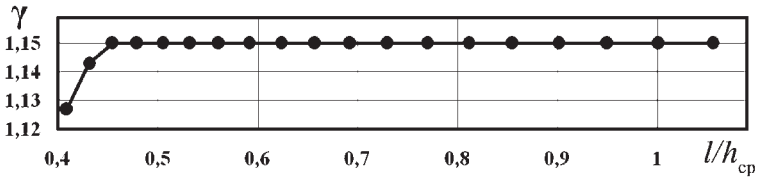


Рис. 2. Зависимость коэффициента Лоде γ от коэффициента формы очага деформации $\frac{l}{h_{ср}}$ в каждом проходе

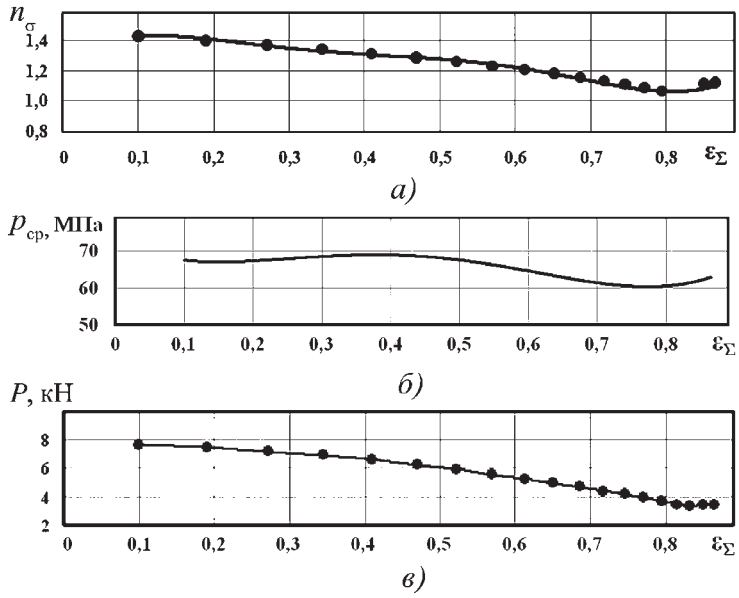


Рис. 3. Зависимость коэффициента напряженного состояния n_σ (*а*), среднего давления прокатки $p_{ср}$ (*б*) и сил прокатки P (*в*) от суммарного относительного обжатия ε_Σ

обжатии в каждом проходе (10±2,5) % за 19 проходов до толщины 7 мм со скоростью 0,1 м/с. После каждого прохода образцы вновь помещали в печь таким образом, чтобы не допустить их охлаждения ниже температуры $\alpha \to \gamma$-превращения.

Силы прокатки измеряли методом тензометрии с помощью месдоз, расположенных под нажимными винтами стана. Сигналы от месдоз поступали через аналого-цифровой преобразователь в компьютер и записывались в виде отдельных файлов для дальнейшей графической визуализации аналитических зависимостей.

На рис. 4 приведен типовой график изменения силы прокатки в одном из проходов. На графике прослеживаются плавные рост и падение силы прокатки при входе полосы в валки и выходе из них, что свидетельствует о безударном характере начала и конца прокатки. Сила прокатки немного повышается на участке установившегося процесса, что объясняется остыванием полосы в валках и, как следствие, ростом сопротивления деформации.

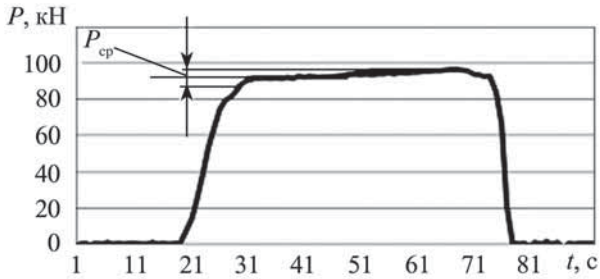


Рис. 4. График изменения силы прокатки P (t – время прокатки)

Для последующего анализа определяли среднее арифметическое значение силы прокатки в данном проходе. На основе полученных данных были построены экспериментальные зависимости изменения силы прокатки от суммарной деформации $P(\varepsilon_\Sigma)$ для образцов многослойной композиции 08кп+У8, слоистых образцов стали У8 и монолитного образца из стали У8 (рис. 5).

Сравнительный анализ. Анализ графиков, приведенных на рис. 5, показал следующее:

1) совпадение результатов теоретического расчета сил прокатки по среднепропорциональному значению (непрерывная кривая на рис. 5) с экспериментальными данными прокатки монолитного образца из стали У8 (максимальный разброс 15 % наблюдается в последних проходах при $\varepsilon_\Sigma \geq 0{,}8$) ;

2) силы прокатки заготовки, полученной из 100 слоев стали У8, имеют более высокие значения по сравнению с силами прокатки монолитного образца той же стали: рост составил от 7 до 38 % по мере увеличения суммарной деформации;

3) при накопительном характере деформаций и одинаковых деформационных, температурных и скоростных условиях прокатки силы прокатки композиционного материала 08кп+У8 выше, чем у слоистых и монолитных образцов из стали У8 на 7...50 и 10...130 % соответственно.

Обсуждение результатов. Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных данных по прокатке многослойного материала показал существенное влияние слоистой структуры на силу прокатки и необходимость корректировки выражения (1).

Для количественной оценки различия между значениями сопротивления деформации многослойного и монолитного материалов проводили обратный расчет по формуле (3), в которой использовали экспериментальные данные сил прокатки (график на рис. 5):

$$\sigma_ф = \frac{P_{экс}}{\gamma\, n_\sigma\, F}, \qquad (4)$$

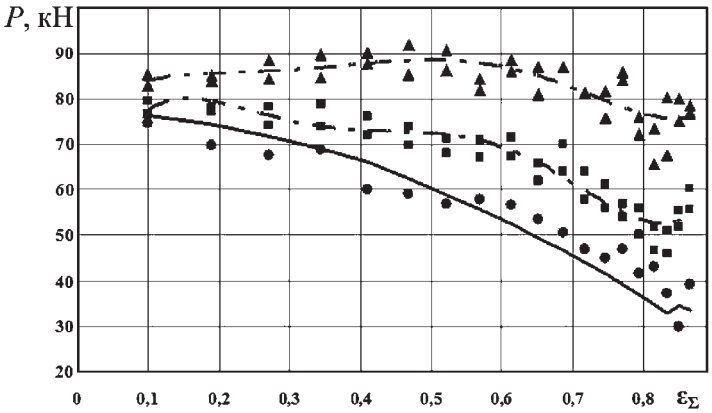


Рис. 5. Экспериментальные зависимости силы прокатки P от суммарной деформации ε_Σ:
● – У8-монолит; ■ – У8-слоистый; ▲ – 08кп+У8

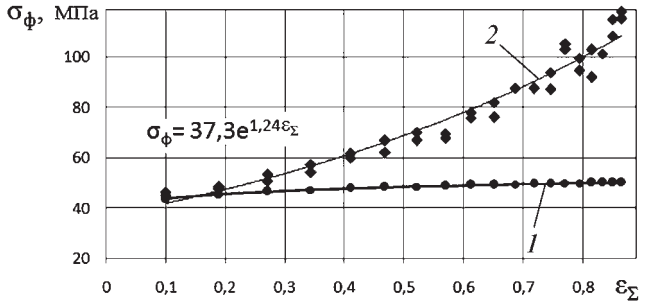


Рис. 6. Зависимости сопротивления деформации $\sigma_ф$ от суммарной деформации ε_Σ:
1 – расчет по формуле (1); *2* – расчет по формуле (4)

где $P_{экс}$ – экспериментальные значения силы прокатки.

На рис. 6 приведены зависимости $\sigma_ф(\varepsilon_\Sigma)$, рассчитанные по формулам (1) и (4).

Видно, что кривая *2*, отражающая реальную картину упрочнения композиции, демонстрирует более интенсивный рост по сравнению с кривой *1*: при достижении суммарной относительной деформации $\varepsilon_\Sigma = 0{,}8$ текущее значение сопротивления деформации $\sigma_ф$ двукратно превосходит среднепропорциональное значение.

На основании этого можно сделать вывод о том, что для данной композиции сопротивление деформации следует вычислять по формуле

$$\sigma_ф = \sigma_{ср}\, k_\varepsilon\,, \qquad (5)$$

где k_ε – функция упрочнения, характеризующая данную композицию.

По результатам аппроксимации

$$k_\varepsilon = 0{,}82\ e^{1{,}128\ \varepsilon_\Sigma}\,, \qquad (6)$$

тогда выражение (4) примет следующий вид:

$$\sigma_ф = 37{,}3\ e^{1{,}24\ \varepsilon_\Sigma}\,. \qquad (7)$$

Заключение. В результате исследований установлено:

- использование расчетной формулы для определения среднепропорционального значения пределов текучести, для расчетов сил прокатки многослойных материалов с большим числом слоев является неправомерным и требует введения корректирующей функции упрочнения;
- при многопроходной горячей прокатке многослойной композиции на основе сталей 08кп и У8 с повышением суммарной деформации наблюдается интенсивный рост сопротивления деформации в отличие от аналогичных значений сопротивления деформации, полученных для монолитного материала;
- для получения корректных результатов при определении зависимости $\sigma_ф(\varepsilon_\Sigma)$ в расчетах необходимо использовать полученные аналитические зависимости (6) и (7).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Трыков Ю.П., Гуревич Л.М., Шморгун В.Г.** Слоистые композиты на основе алюминия и его сплавов. М.: Металлургиздат, 2004. 230 с.

2. **Кобелев А.Г., Лысак В.И., Чернышов В.Н. и др.** Производство слоистых композиционных материалов. М.: Интермет-Инжиниринг, 2002. 496 с.

3. **Технология** получения и свойства слоистых сталеалюминиевых композитов / С.В. Гладковский, Т.А. Трунина, Е.А. Коковихин, С.В. Смирнова // Производство проката. 2011. № 12. С. 25–29.

4. **Ultra-Fine** Grained Bulk Aluminum Produced by Accumulative Roll-Bonding (ARB) Process / Y. Saito, N. Tsuji, H. Utsunomiya, T. Sakai and R.G. Hong // Scripta Mater. 1998. 39. P. 1221–1227.

5. **Коджаспиров Г.Е., Добаткин С.В., Рудской А.И. и др.** Получение ультрамелкозернистого листа из ультранизкоуглеродистой стали пакетной прокаткой // МиТОМ. 2007. № 12. С. 13–16.

6. **Effect** of Hot Rolling on Bonding Characteristics and Impact Behavior of a Laminated Composite Material Based on UHCS-1.35 Pct C / M. Pozuelo, F. Carreño, C.M. Cepeda-Jiménez and O.A. Ruano // Metallurgical and Materials Transaction A. 2008. Vol. 39. № 3. P. 666–671.

7. **Колесников А.Г., Мечиев Ш.Т., Панова И.Ю.** Состояние и перспективы применения многослойных металлических заготовок // Заготовительные производства в машиностроении. 2008. № 1. С. 42–43.

8. **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.

Александр Григорьевич Колесников, д-р техн. наук,
nukmt@bmstu.ru;
Андрей Иванович Плохих, канд. техн. наук;
Александр Сергеевич Шинкарев;
Мария Олеговна Миронова

Поздравляем

Владимира Михайловича Синицкого,

д-ра техн. наук, профессора

с 80-летием!

Владимир Михайлович родился 6 августа 1933 г. в г. Мичуринске Тамбовской области. В 1950 г. окончил среднюю школу и поступил в Московский станкостроительный институт, который окончил в 1955 г. и был направлен на работу на Уральский завод тяжелого машиностроения (УЗТМ). После окончания заочной аспирантуры Мостанкина в 1959 г. вернулся на УЗТМ. В 1960 г. В.М. Синицкий защитил кандидатскую диссертацию по исследованию и повышению эффективности работы насосов, обеспечивающих привод гидравлических прессов.

В конструкторском отделе УЗТМ Владимир Михайлович работал до 1976 г. инженером-конструктором, начальником лаборатории, а с 1974 по 1976 г. – в должности главного конструктора по прессостроению. В.М. Синицкий принимал участие в проектировании, изготовлении, монтаже и эксплуатации ряда тяжелых гидравлических прессов силой от 50 до 300 МН, а также комплексных линий по производству бурильных труб из алюминиевых сплавов на заводах авиационной спецметаллургии и железнодорожных колес на металлургических заводах в городах Выксе и Днепропетровске.

С 1976 по 1985 г. Владимир Михайлович работал первым заместителем директора научно-исследовательского института при Уралмашзаводе, а в 1985 г. был переведен в Москву во Всесоюзный научно-исследовательский институт металлургического машиностроения (ВНИИМЕТМАШ) им. академика А.И. Целикова первым заместителем директора.

В 1986 г. В.М. Синицкий был назначен на должность генерального директора научно-производственного объединения ВНИИМЕТМАШ, включающего в себя институт, его филиалы в г. Колпино Ленинградской области, в г. Славянске Донецкой области, а также два опытных завода в Москве и в Славянске.

В 1987 г. Владимир Михайлович защитил докторскую диссертацию по созданию комплексных линий в составе прессового и прокатного оборудования.

В 1991 г. он перешел на работу в МГТУ им. Н.Э. Баумана на должность заведующего кафедрой "Оборудование и технологии прокатки". С 2002 г. В.М. Синицкий продолжает работать на кафедре в должности профессора, при этом он является членом экспертного совета Высшей аттестационной комиссии Минобразования, заместителем главного редактора журнала "Производство проката" и членом двух диссертационных Советов.

В.М. Синицкий автор более чем 110 печатных работ, в том числе 40 изобретений, 5 учебных пособий.

Его вклад в развитие промышленности отмечен присвоением ему званий лауреата Государственной премии СССР и лауреата премии Совета Министров СССР, он также награжден орденом Трудового Красного Знамени и медалями.

В 1999 г. В.М. Синицкому было присвоено звание "Заслуженный деятель науки РФ".

Коллектив редакции и редакционный совет журнала желают Владимиру Михайловичу крепкого здоровья, благополучия и новых профессиональных достижений на благо России!

УДК 621.7.011

М.А. Петров, Ю.Л. Баст*, П.А. Петров, А.А. Шейпак
(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ),
** Технический университет Фрайбергская горная академия, Германия)*

Разработка технологии получения полых металлических микросфер и оболочек*

Рассмотрена технология изготовления полых микросфер и оболочек из расплава металла, дана статистическая оценка ее эффективности, а также проведено определение рабочих температурных режимов.

Ключевые слова: полые микросферы и оболочки; концептуальная технология; прямая экстракция из расплавов металлов; легкие конструкции; ячеистые структуры.

Conceptual technological chain of microsphere and shells production from the metallic melts is proposed. To achieve the stable process results a statistical function distribution is used to state the most important process parameters here. Also the technological boundary conditions in sense of the thermal transfer are investigated numerically.

Keywords: hollow microspheres and shells; conceptual technology; direct extraction from metallic melts; lightweight constructions; cellular structures.

Необходимость создания облегченных конструкций приводит к появлению и развитию большого числа инновационных технологий. Одним из примеров является создание структур на основе металлических пен или полых сфер (рис. 1). Идеи и опытные образцы первых пен появились в 1940-х гг., однако наибольшее развитие данные исследования получили в последние 20 лет.

В основу предлагаемой технологии был положен процесс прямой экстракции из раплавов металлов. Несмотря на известность процесса, большого распространения он не получил из-за недостатков, которые затрудняют промышленное освоение технологии (см. таблицу).

Для реализации данной технологии применяют, как правило, башни свободного падения, в которых предусмотрены отдельные температурные зоны [1]. Основным механизмом отделения отдельных капель от общей струи расплава является феномен распада Рэлея, в соответствии с которым при истечении струи на некотором удалении от сопла форсунки (L) возникает ее поперечное колебание: при совпадении фаз – усиливаются, а при разности фаз исчезают с отщеплением капли. Через центральное отверстие сопла форсунки соосно подводится газ, который существенно сокращает расстояние L. Получившаяся жидкая сферическая оболочка с заключенным газом попадает последовательно в температурные зоны, в которых происходит либо ее мгновенное (криокамера), либо постепенное затвердевание.

Предлагаемая технология является сквозной, т.е. представляет собой цепь последующих операций, и состоит из следующих станций: подготовка расплава (1); охлаждение и сбор продукта (2); термическая обработка (3); проверка качества и сортировка (4) и набор структуры (5) в зависимости от предъявляемых эксплуатационных свойств к будущей конструкционной детали (рис. 2).

При подготовке расплава на станции 1 учитываются особенности работы со сплавом, проводится его легирование. Предусмотренная мехатронная система проводит сначала анализ данных, выбор и установку оптимальных параметров процесса изготовления, устанавливает температуру на форсунке, затем включается второй этап и осуществляется изготовление продукта.

На станции 2 микросферы и оболочки охлаждаются водно-воздушным способом или в масле, также возможно работать в вакууме или в среде защитного газа. В зависимости от диаметра микросферы происходит их фракционное разделение с помощью установленных друг над другом сит.

* Часть работ выполнена в рамках государственного контракта, финансируемым Министерством образования и науки Российской Федерации, № 16.740.11.0744 "Разработка концептуальной модели мехатронной системы, включающая в себя технологию и оборудование, для изготовления пустотелых и наполненных микро- и макросфер (∅0,5...3,0 мм) из сплавов на сонове алюминия и магния".

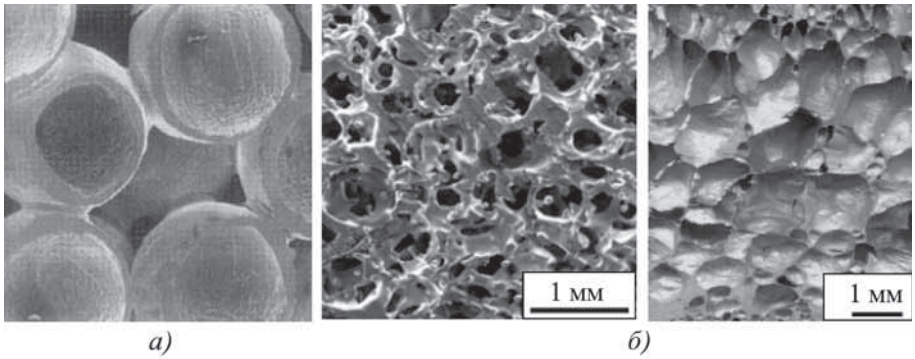


Рис. 1. Макроснимки ячеистых структур: *а* – структура из полых микросфер [2]; *б* – открытая (слева) и закрытая (справа) металлическая пена [1]

Преимущества и недостатки технологии прямой экстракции полых сфер из расплавов металлов

Преимущества	Недостатки
Минимальное число подготовительных операций;	Трудоемкий сбор и обработка информации в ходе реализации процесса;
малые производственные затраты	требуется высокая степень чистоты эксперимента;
	прерывность процесса: хорошо подходит для лабораторных и плохо для промышленных масштабов

После изготовления происходит предварительная сушка и при необходимости очистка от масла и подача на станцию 3 – термической обработки, где за счет температурных режимов добиваются получения микроструктуры, соответствующей прочностным характеристикам будущего продукта.

На станции 4 контролируются определенные параметры, такие как точность внешней геометрии (лазерным способом), прочность на сжатие (в камере повышенного давления), а также наличие внутренних дефектов и точность внутренней геометрии (компьютерная томография). Все продукты разделяются в зависимости от заданных критериев отбора и используются для набора структур.

На заключительной станции 5 происходит набор структур четырех видов:

– структуры, где каждая сфера является активным компонентом (тип I);

– структуры, где используются разные фракции микросфер для наилучшего заполнения образующегося между ними свободного пространства (тип II);

– структуры, в которых используются микросферы с одинаковыми размерами (тип III);

– некритичные структуры, в которых могут использоваться оболочки (неполностью замкнутые микросферы, тип IV).

Структуры типов II и III применяют в композитных материалах с полимерной или металлической матрицей, использующиеся при разработке тепло- и звукоизоляционных материалов.

В статье рассмотрена только первая станция технологической цепочки.

В работе [1] был проведен обзор методов изготовления полых микросфер. Кроме этого, показано, что потенциал метода прямой экстракции не исчерпан и может быть раскрыт при внедрении современной измерительной и контролирующей техники, а также применения иного механизма формирования оболочек. С этой целью в рамках научно-исследовательских работ был сконструирован и собран лабораторный стенд (рис. 3) и проведены статистические испытания в Институте деталей машин, проектирования и технологий заготовительного производства (Технический университет Фрайбергская горная академия, Германия).

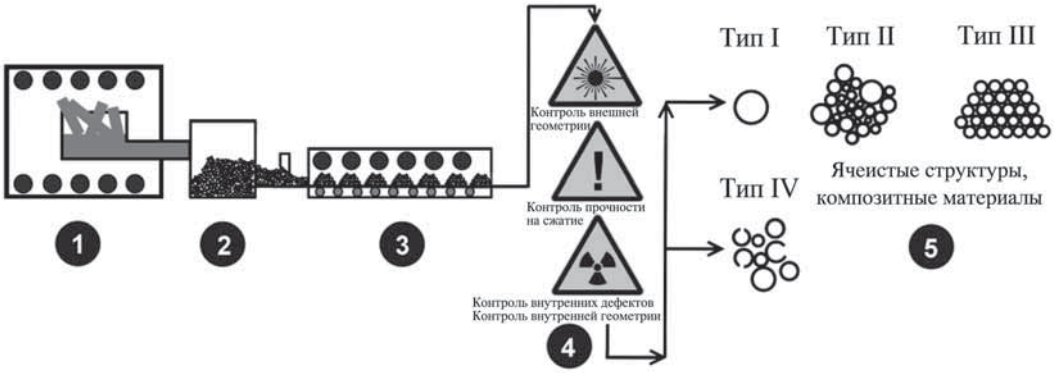


Рис. 2. Технология производства полых микросфер и оболочек

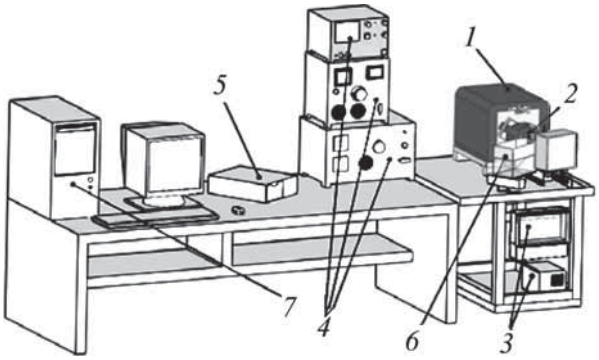


Рис. 3. Трехмерная модель лабораторного стенда (разработана в SolidWorks):
1 – печь; *2* – нагревательная система форсунки; *3* – система управления и контроля; *4* – трансформаторы; *5* – карта сбора и обработки информации; *6* – емкость для охлаждения и сбора микросфер; *7* – компьютер

Стенд рассчитан на проведение экспериментов с легкоплавкими материалами с максимальной температурой плавления 400 °С. В качестве модельного материала использовали олово. Производительность стенда была повышена после внедрения системы управления, однако остается низкой. Так, затрачиваемое время для изготовления одной полой микросферы диаметром 0,5...3,0 мм составляет около 0,2...0,5 с (в зависимости от диаметра), что является достаточно длительным процессом.

Основным формообразующим механизмом является метод выдувания, при котором материал находится в переходном состоянии. Оборудование построено по горизонтальному принципу и работает со сжатым воздухом в качестве формующего газа.

Технические характеристики стенда: напряжение до 230 В; объем тигля 110 см^3; максимальная рабочая температура 400 °С.

На этапе конструкторских работ особое внимание уделяли расчету и проверке нагревательных элементов форсунки (рис. 4). После построения расчетной трехмерной модели проведен расчет стационарного и нестационарного процесса теплообмена.

Одновременно был изготовлен прототип нагревательного устройства и после получения результатов расчета выбраны нагревательные элементы (тэны). С помощью Ni–CrNi-термопар (тип K) были получены данные о температурных полях внутри системы.

Для определения температурных полей на внешней части нагревательного устройства были сделаны термограммы. Для проведения численных расчетов (CAE) требовалось составление термодинамических моделей, которые, с одной стороны, наиболее близко описывают имеющиеся граничные условия, а с другой – дают адекватные результаты расчета. Результаты полученных экспериментальных замеров температур сравнивали с теоретическими (по формулам) и численными (по результатам CAE-расчетов). Круговыми стрелками на рис. 4 показан постоянный обмен данными на этапах численного описания и изготовления прототипа для поиска оптимальных результатов.

При расчете изменения температурных полей всей исследуемой системы использована трехмерная модель, рассматривающая задачу теплообмена на трех уровнях: макро, мезо и микро. Исходным уровнем для обозначения системы был принят размер одной микросферы, т.е. микроуровень. К мезоуровню отнесено нагревательное устройство, а к макро – печь (рис. 5, см. обложку).

Для проведения дискретизации (разбиения сеткой) в качестве элементов выбраны объемные тетраэдры с максимальным размером стороны 0,9 мм (для форсунки) и 22,2 мм (для печи) при соотношении сторон 1,5.

Полученные экспериментальные образцы полых сфер и оболочек представлены на рис. 6. Видно, что они обладают различной площадью открытости и неравномерной геометрией (отклонение от сферичности до 20 %).

В количественном выражении зависимости были представлены в виде статистического распределения – функции распределения числа полых микросфер и оболочек с двумя основными переменными влияния: температура на нагревательном устройстве и угол наклона тигля (рис. 7, см. обложку).

Полученная зависимость является нелинейной и представляет собой изогнутую поверхность. Максимально возможное число получаемых полых частиц диаметром до 5 мм на одну плавку составляет

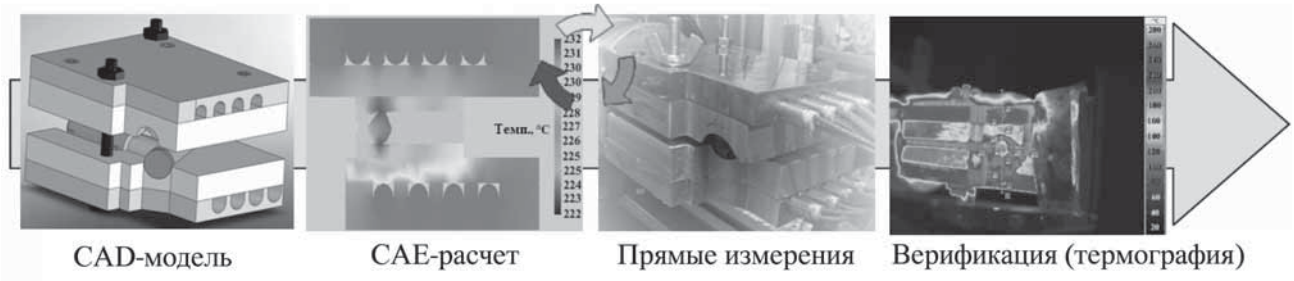


Рис. 4. Схема оптимизирования нагревательного устройства [3]

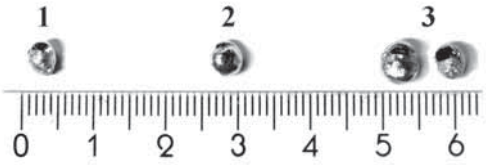


Рис. 6. Образцы полученных полых сфер/оболочек

13–14 микросфер/оболочек. Данная информация была использована для оптимизации работы и повышения производительности лабораторного стенда.

Также по результатам компьютерного моделирования установлено, что температура в зоне сопла форсунки изменяется в пределах 0,2 °С (рис. 8, *а*, см. обложку), при этом максимальная разница температур не превышает 1 °С. Такое заключение было сделано на основании анализа распределения температурных полей, отображенных в ISO-поверхностях (рис. 8, *б*, *в*).

Заключение. Представленная технология является новой и находится на стадии освоения. Используемый в качестве основного механизма формирования полых частиц метод выдувания работает, однако для него требуется наличие узкого технологического окна, что было выявлено по результатам проведенного компьютерного моделирования.

Применение мехатронной системы позволяет достичь высокой точности, но требует дополнительных исследований по определению влияния отдельных параметров друг на друга и построения зависимости для автоматического управления процессом формирования полых частиц.

К дальнейшим задачам относятся исследования по направленному изменению микроструктуры полых частиц и получению заданных механических свойств (например, предел прочности на сжатие). Кроме того, при переходе на уровень промышленного освоения технологии необходима система качества, обеспечивающая достоверную информацию по произведенному объему продукта.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Современные** методы получения полых металлических микросфер / М.А. Петров, Ю.Л. Баст, П.А. Петров, А.А. Шейпак // Известия МГТУ "МАМИ". 2012. Т. 2. № 14. С. 144–149.

2. **Andersen O., Stephani G.** Handbook of cellular metals. Solid – state and deposition methods, ed. by H.P. Degischer and B. Kriszt, Wiley-VCH Verlag GmbH. Weinheim. 2002. P. 56–70.

3. **Petrov M., Petrov P., Bast J., Sheypak A.** Investigation of the heat transport during the hollow spheres production from the tin melt // Computer methods in materials science. 2013. Vol. 13. № 2. P. 276–282.

Михаил Александрович Петров, канд. техн. наук,
petroffma@googlemail.com;
Юрген Лотар Баст, д-р техн. наук;
Павел Александрович Петров, канд. техн. наук;
Анатолий Александрович Шейпак, д-р техн. наук

29–30 мая 2013 г. в Московском государственном индустриальном университете состоялся 2-й Международный семинар "Моделирование процессов объемной штамповки, термической обработки и микроструктурный анализ в программном комплексе FORGE"

Организаторами семинара выступили Московский государственный индустриальный университет, компания TRANSVALOR (Франция) и Академия проблем качества РФ (отделение "Заготовительные производства в машиностроении").

В семинаре приняли участие технический директор компании TRANSVALOR (Франция) Ришар Дюкло, технический специалист компании MECAS ESI (Чехия) Рудольф Петрмихл, а также специалисты российских предприятий и вузов: ФГУП "НПЦ газотурбостроения "Салют", ОАО "НПП "Темп", Института машиноведения РАН, МГТУ им. Н.Э. Баумана, Московского физико-технического университета, Московского государственного индустриального университета, Университета машиностроения "МАМИ", Владимирского государственного университета и Санкт-Петербургского государственного политехнического университета.

К участникам семинара с приветственным словом обратился ректор Московского государственного индустриального университета профессор В.И. Кошкин, который отметил важность подобных мероприятий для внедрения современного программного обеспечения высокого уровня в учебный процесс подготовки специалистов в области обработки металлов давлением и материаловедения, а также для расширения сотрудничества ведущих российских машиностроительных предприятий и вузов.

На семинаре были рассмотрены мировой опыт и возможности использования программного комплекса FORGE при проектировании технологических процессов и конструировании оснастки для горячей и холодной объемной штамповки, а также при моделировании процессов термической обработки, фазовых превращений и микроструктурного анализа сталей и цветных сплавов.

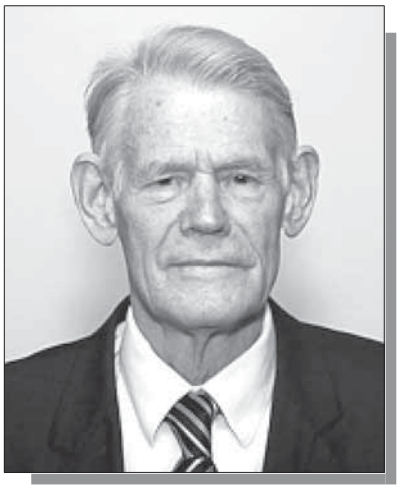
Были продемонстрированы примеры решения реальных технологических задач ковки, прокатки, горячей и холодной объемной штамповки, термической обработки и микроструктурного анализа.

В рамках семинара было проведено обучение работе в программе FORGE, включающее в себя общие сведения о программе, задание исходных данных для моделирования процессов обработки давлением или термической обработки, анализ полученных результатов для оптимизации исследуемого процесса.

В.Ю. Лавриненко, канд. техн. наук

Памяти Игоря Николаевича Шубина

(12.12.1930–24.03.2013)



В 1955 г. Игорь Николаевич Шубин окончил МВТУ им. Н.Э. Баумана, работал начальником инструментального цеха завода "Гидропресс" в г. Оренбурге.

С 1961 г. трудовая деятельность И.Н. Шубина связана с МГТУ им. Н.Э. Баумана, с кафедрой "Технологии обработки металлов давлением" , где он работал ведущим инженером, ассистентом, старшим преподавателем, доцентом. В 1970 г. Игорь Николаевич защитил кандидатскую диссертацию по исследованию и разработке технологического процесса бокового выдавливания в разъемных матрицах деталей газосварочной аппаратуры.

Прекрасный педагог И.Н. Шубин читал курсы лекций: "Нагревательные устройства" и "Технология горячей объемной штамповки", а также продолжительное время читал лекционные курсы "Технология листовой штамповки" и "Специальные технологии листовой штамповки".

Под его руководством свыше 160 студентов защитили дипломные проекты и получили квалификацию инженера.

Вышли в свет 65 научных трудов Игоря Николаевича, в том числе учебник по "Технологии и автоматизации листовой штамповки" (в соавторстве) – 2 издания – 2001 г. и 2003 г., 9 учебных пособий, 28 отчетов по НИР, получено несколько авторских свидетельств.

В течение 15 лет он был ученым секретарем диссертационного совета, работал заместителем декана механико-технологического факультета по методическим вопросам.

И.Н. Шубин был известным специалистом в области теории и технологии листовой штамповки, автором нашего журнала. Его статьи и учебник внесли крупный вклад в развитие листоштамповочного производства нашей страны.

Редакция и редакционный совет нашего журнала выражают глубокие соболезнования семье, родным и близким Игоря Николаевича Шубина

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 11.06.2013 г. Подписано в печать 18.07.2013 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.