

Председатель
редакционного совета и
Главный редактор
СЕМЁНОВ Е.И.

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

Зам. Главного
редактора:
КЛЕЙЗЕР П.Е.
СЕРИКОВА Е.А.

Редакционный совет:

БЕЛЯКОВ А.И.
БЛАНТЕР М.С.
БОГАТОВ А.А.
БОКОВ А.А.
ГРОМОВ В.Е.
ГУН И.Г.
ЖЕСТКОВА И.Н.
ЗАРУБИН А.М.
КАПУСТИН А.И.
КАСАТКИН Н.И.
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.
ТРУХОВ А.П.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А.
ШЕРКУНОВ В.Г.
ЯКОВЛЕВ С.С.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М.

Ответственные
за подготовку и выпуск
номера:

ДЮБКОВА Н.В.
СЕРИКОВА Е.А.
МАКАРЕНКО Е.Д.
ГАНЖЕНКО А.Г.

Журнал зарегистрирован
в Государственном Комитете
Российской Федерации по печати.

Свидетельство о регистрации
ПИ № 77-12218 от 29.03.02

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



СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

- Воронин Ю.Ф. Анализ процессов снижения брака отливок 3
Левшин Г.Е., Павлюк К.И. К определению термофизических характеристик
материала разовой формы 10
Феклистов С.И., Потапов Н.Н., Новиков В.А. Моделирование ремонтной
аргодуговой сварки элементов из алюминиевых сплавов 16

Кузнечно-штамповочное производство

- Мороз Б.С. 75 лет кафедре "Машины и технология обработки металлов
давлением" Донского государственного технического университета 24
Вовченко А.В., Резников Ю.Н. Оптимизация процессов объемной штамповки,
реализуемая направленным определением заготовительных форм
полуфабрикатов на технологических переходах. 28
Журавлёв А.З., Ефремова Е.А. Анализ условия захвата заготовки
при накатывании резьбы плоскими плашками 34
Мороз Б.С. Некоторые особенности обратного прессования и возможность
повышения его эффективности за счет сил трения активного действия 38

Прокатно-волочильное производство

- Пеев В.М. Моделирование процесса поперечно-клиновой прокатки
с использованием сходящейся расчетной схемы метода конечных
элементов 50

Материаловедение и новые материалы

- Филатов И.А., Макаренко К.В. Определение взаимосвязи пределов
прочности и текучести стали 20ГЛ с магнитными характеристиками 55

**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

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

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

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

Editorial Assistants:
KLEYZER P.E.
SERIKOVA E.A.

Editorial Committee:

BELYAKOV A.I.
BLANTER M.S.
BOGATOV A.A.
BOKOV A.A.
GROMOV V.E.
GUN I.G.
ZHESTKOVA I.N.
ZARUBIN A.M.
KAPUSTIN A.I.
KASATKIN N.I.
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.
TRUKHOV A.P.
SHATULSKY A.A.
SHERKUNOV V.G.
YAKOVLEV S.S.
YAMPOLSKY V.M.

**This issue prepared with
assistance of specialists:**

DYUBKOVA N.V.
SERIKOVA E.A.
MAKARENKO E.D.
GANZHENKO A.G.

Journal is registered in State
Committee of Russian Federation
on printing. The certificate of
registration ПИ № 77-12218 from
29.03.02

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



CONTENTS

Casting and Welding Productions

- Voronin Yu.F.** Analysis of processes reduction defects of castings 3
Levshin G.E., Pavlyuk K.I. To definition of thermophysical properties
of temporary mold material 10
Feklistov S.I., Potapov N.N., Novikov V.A. Simulation repair argon-arc welding
of elements made of aluminium alloys 16

Forging and Stamping Productions

- Moroz B.S.** 75 years to faculty "Machines and technology of metals
processing by pressure" the Don state technical university 24
Vovchenko A.V., Reznikov Yu.N. Optimization of processes of the forming,
executed by the directed definition of procuring forms of semifinished items
on technological transitions 28
Zuravlev A.Z., Efremova E.A. Analysis of conditions rolling in groove
flat billet 34
Moroz B.S. Some features of indirect extrusion and increase of its efficacy . . . 38

Rolling and Drawing Productions

- Peev V.M.** Modelling of cross-wedge rolling using of the convergent
calculation circuit of finite elements method. 50

Physical Metallurgy and New Materials

- Filatov I.A., Makarenko K.V.** Definition of interrelation of magnetic
and mechanical characteristics of steel 20GL 55

**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"*



УДК 621.747

Ю.Ф. Воронин (Волгоградский государственный технический университет)

Анализ процессов снижения брака отливок

Рассмотрен анализ процессов снижения брака отливок. Показано, что применение новой методологии, основанной на качественных и количественных методах выявления и диагностики дефектов, позволяет быстро определять разновидности дефектов, причинно-следственные связи их возникновения и способы их ликвидации.

The analysis of processes reduction defects of castings is considered. As is shown, the using this new methodology, based on qualitative and quantitative methods of revelation and diagnostics of defects, allows to rapidly determine the variety of defects, causal relationship of its occurrences and ways of liquidation.

Ключевые слова: отливка; брак; качество; системный подход; анализ; логика; эмпирика; моделирование.

Keywords: casting; marriage; quality; approach of the systems; analysis; logic; empiricist; design.

Введение

Литейное производство относится к классу сложных систем, формальное представление которых затруднительно. Это обусловлено значительным количеством параметров, определяющих функционирование системы, сложностью, а иногда и невозможностью точного определения их значений, и вследствие этого неэффективностью или невозможностью точного моделирования поведения системы. К таким системам относится технологический процесс изготовления отливок из железоуглеродистых сплавов. Несмотря на тысячелетнее существование этих технологий, до настоящего времени остается актуальной проблема выяснения причин возникновения дефектов литых изделий и методов их устранения.

Анализ последних лет работы литейных цехов 40 ведущих предприятий России (автомобильных, тракторных, железнодорожного литья, дизелестроения, нефтяного и газового машиностроения и др.) показал, что объем бракованных отливок в России стоит на достаточно высоком уровне. В результате конкретные

заводы несут убытки от 10 до 900 млн руб. в год от выпуска бракованного литья.

Причина сложности ликвидации дефектов для работников заводов состоит в том, что отсутствуют:

- необходимые знания у технологов для эффективной разработки технологических проектов изготовления отливок;

- знания литейной технологии у работников ОТК, мастеров и других служащих, осуществляющих контроль качества технологического процесса и получаемых отливок;

- доступная информация по точному распознаванию литейных дефектов, быстрому выявлению причин их возникновения и способов ликвидации;

- требуемые знания по литейному производству у выпускников вузов.

Рассмотренные причины неоднократно подтверждались при оказании помощи по снижению брака отливок на литейных предприятиях.

Для решения вопросов повышения уровня знаний литейщиков при разработке техноло-

гических проектов и снижения брака отливок использовали системный подход к поэтапному процессу распознавания дефектов, выявления условий его возникновения и определения эффективных способов ликвидации.

Основные аспекты системного подхода к ликвидации дефектов

Установили, что процесс ликвидации дефектов сложных систем, к которым относятся отливки, можно представить в виде нескольких подсистем.

На рис. 1 приведена DFD-диаграмма организации процесса идентификации и ликвидации дефектов на примере производства отливок. Такой подход организует единую систему выполнения поставленной цели идентификации дефектов, диагностики причин их возникновения и способов их ликвидации.

Организация процесса выявления и ликвидации дефектов осуществляется следующим образом. Разрабатывается техпроцесс изготовления отливки и изготавливается пробная партия литых заготовок. При возникновении дефекта его идентифицируют, выявляя разновидность, определяют причину возникновения и способ ликвидации. После этого исправляют ошибки

и изготавливают новую партию отливок. Если причину возникновения дефекта отливки установить затруднительно, тогда осуществляют моделирование литейных процессов и выбор технологических приемов по созданию устойчивого технологического процесса.

На основе анализа дефектов отливок из железоуглеродистых сплавов создана древовидная схема систематизации 38 разновидностей дефектов по их характерным признакам. На рис. 2 (см. обложку) приведен фрагмент систематизации в виде дерева для дефекта "раковина".

Дерево систематизирует дефекты по их отличительным особенностям, а именно по состоянию поверхности, ее виду, цвету, форме, расположению дефекта и др. Используя дерево дефектов, проведена их группировка по характерным признакам и созданы цветные плакаты групп дефектов, позволяющих определять разновидности пороков отливок.

Создание новой методологии диагностики и снижения брака отливок

В течение многолетней работы по повышению качества отливок была создана новая методология выявления и ликвидации дефектов

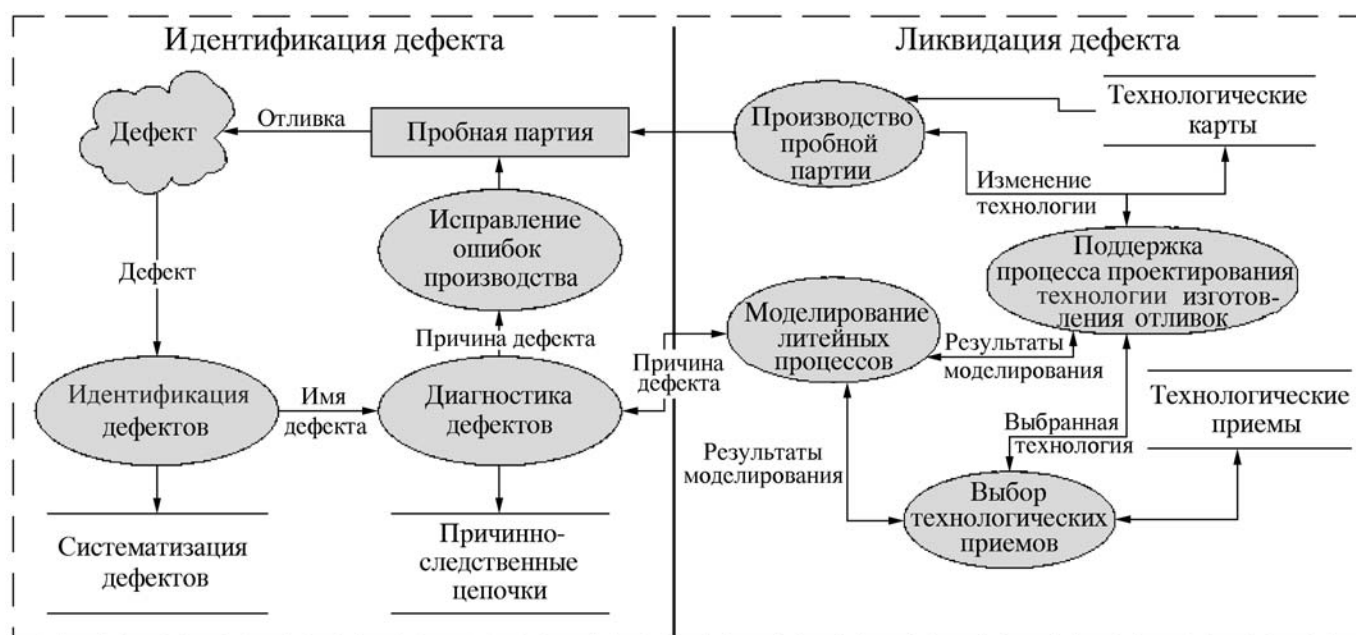


Рис. 1. DFD-диаграмма организации процесса идентификации и ликвидации дефектов сложных систем на примере дефектов отливок из железоуглеродистых сплавов



Рис. 3. Дерево компонентов методологии выявления дефектов и снижения брака отливок

литых заготовок. Она позволяет рассмотреть и использовать различные направления по повышению качества отливок. Схема методологии представлена на рис. 3. Методология использует качественные и количественные методы, способствующие выявлению и ликвидации дефектов или моделированию литейных процессов.

Качественные методы не требуют специальных математических расчетов и базируются на логическом или эмпирическом определении дефектов. К качественным методам в представленной методологии относятся [1]:

1. Методика логического определения дефектов, содержащая:

- дерево систематизации дефектов, позволяющее по характерным отличиям точно определить разновидность дефектов;
- граф цепочек причинно-следственных связей, который создается при исследовании этапов процесса формирования дефекта. По графу можно определить истинную причину возникновения дефекта;

- граф способов ликвидации дефектов, способствующий определению наиболее эффективного способа устранения дефекта.

Данная методика предназначена для технологов, которые владеют информацией о протекающих в литейной форме процессах формирования отливки. Если знания о литейных процессах недостаточны, можно использовать следующую методику качественного метода.

2. Методика эмпирического определения дефектов, выполненная в виде автоматизированной системы и содержащая:

- дерево систематизации, поэтапно представляющее (для сравнения с исследуемым дефектом) цветные фрагменты дефектов с описанием их отличительных особенностей, для определения разновидности рассматриваемого порока отливки. Визуально-логическая модель дерева систематизации приведена на рис. 4;
- модуль фиксирования негативных параметров технологического процесса в течение времени появления дефектов для формирова-

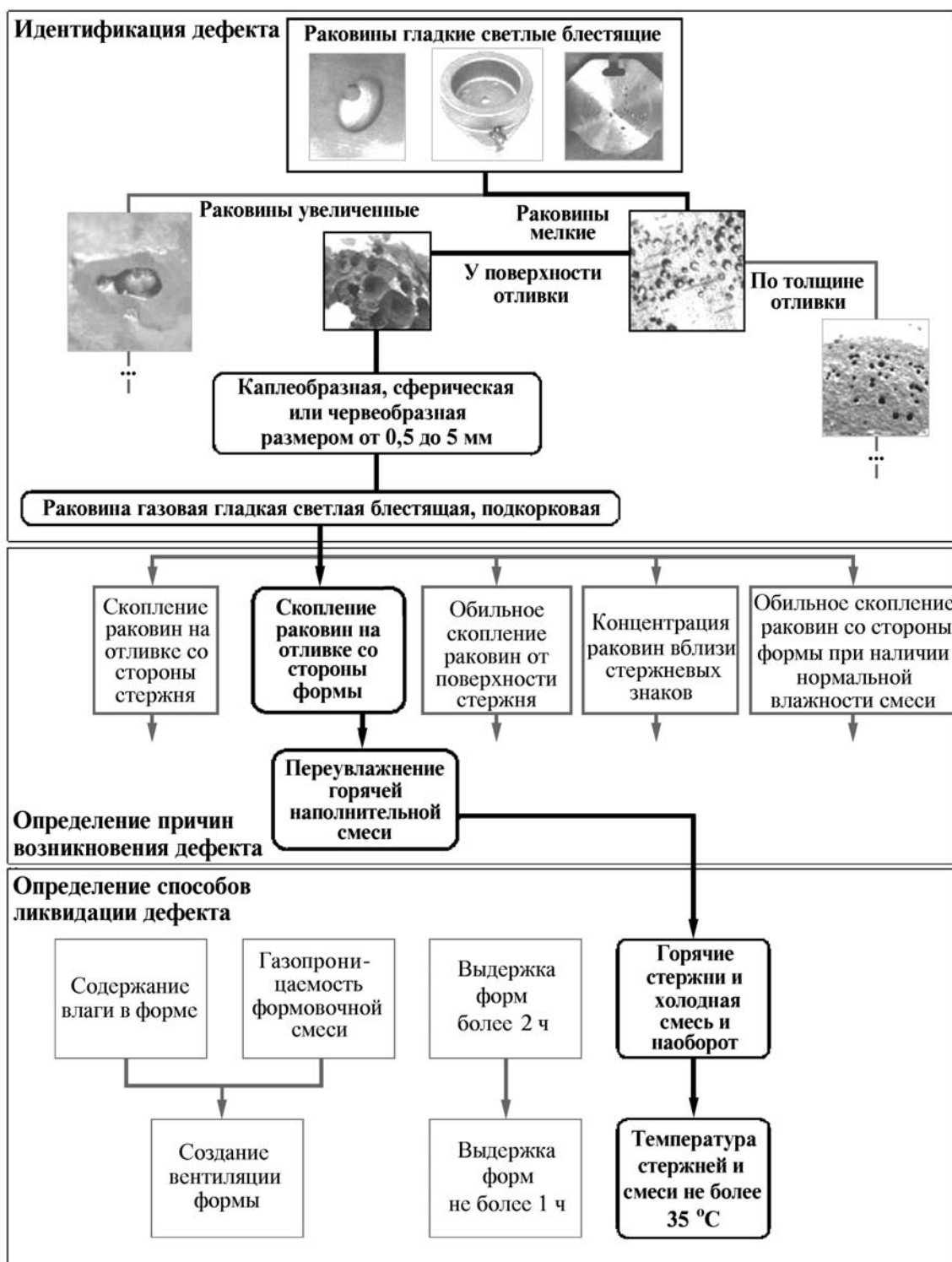


Рис. 4. Визуально-логическая модель характерных отличительных особенностей раковин гладких окисленных с определением их разновидностей

ния цепочек причинно-следственных связей. К негативным относятся параметры, которые способствуют возникновению брака отливок. Таблица с факторами, влияющими на возник-

новение или ликвидацию дефекта "газовая раковина", представлена на рис. 5;

- модуль обобщенного влияния зафиксированных негативных параметров и их взаи-

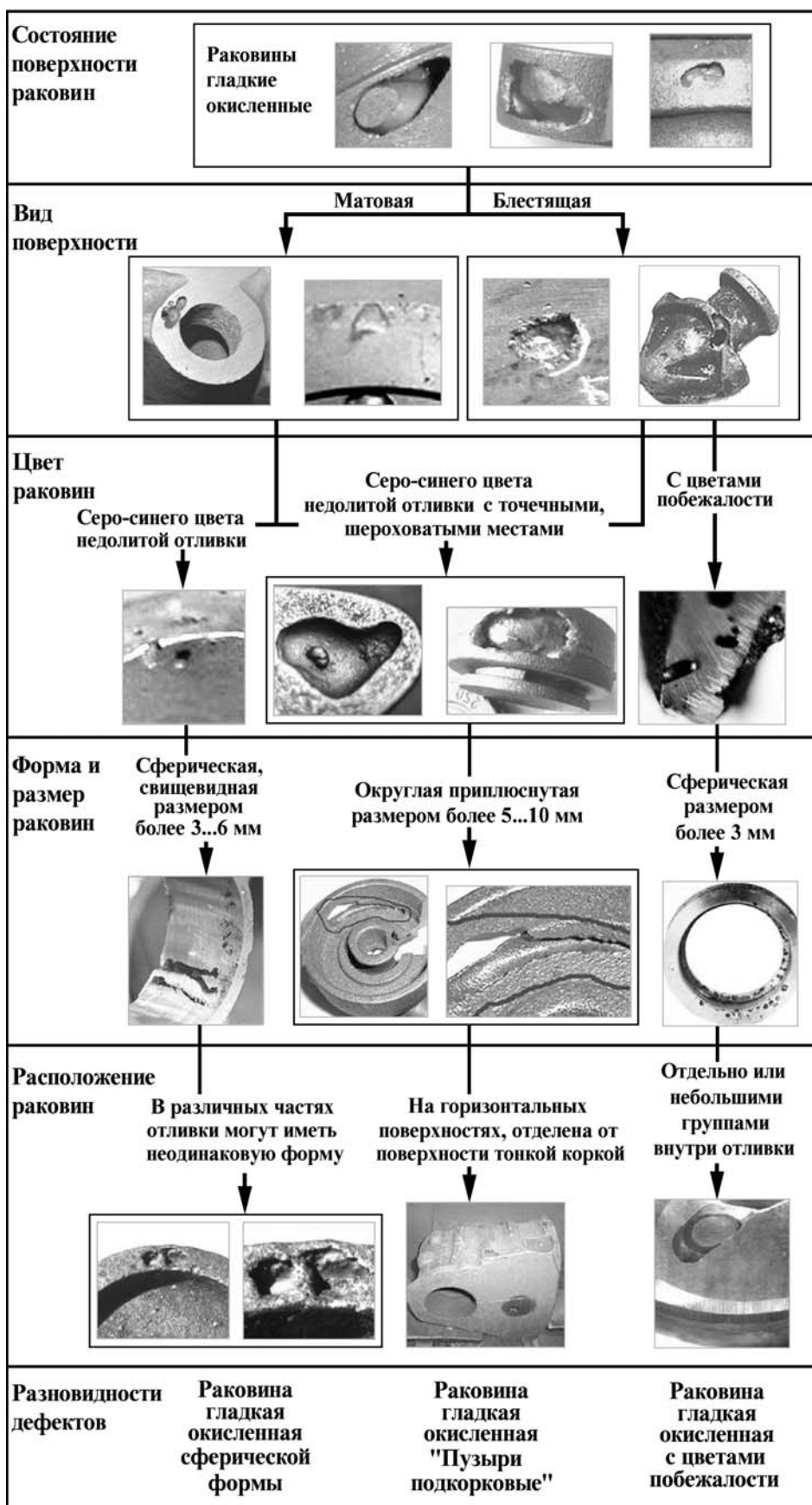


Рис. 5. Факторы, влияющие на возникновение или ликвидацию дефекта "газовая раковина"

№ п/п	Причина возникновения дефекта	Значение разновидностей причины
1	Эффективность вентиляции стержней	1.1. Имеется полная вентиляция стержней. 1.2. Имеется центральный вентиляционный канал. 1.3. Вентиляции в стержне нет
2	Температура заливаемого металла	2.1. С большим перегревом. 2.2. Средний перегрев (расчетное). 2.3. С минимальным перегревом
3	Время заливки формы	3.1. Увеличенное (выше расчетного). 3.2. Обычное (расчетное). 3.3. Уменьшенное (ниже расчетного)
8	Количество вентиляционных наколов на поверхности формы	8.1. Ø 5 мм, 10 шт/дм ² . 8.2. Ø 5 мм, 4 шт/дм ² . 8.3. Наколов нет
9	Противодавление газа в стержне при заливке металла	9.1. Противодавления газа нет. 9.2. Противодавление незначительно. 9.3. Противодавление значительное
10	Наличие ремонтного состава на стержнях	10.1. Площадь заделки незначительна: глубина менее 0,5 см, площадь менее 2 см ² . 10.2. Площадь заделки допустимая: глубина 1 см, площадь 4 см ² . 10.3. Площадь заделки значительная: глубина более 2 см, площадь более 5 см ²

Рис. 6. Оценка влияния парных связей разновидностей факторов на возникновение дефекта "газовая раковина"

модействия между собой на формирование дефекта. Таблица парного влияния позитивных, расчетных и негативных факторов приведена на рис. 6;

- модуль построения трехмерного графика и таблицы влияния (в %) установленных негативных параметров на возникновение дефекта, а также предложения способов ликвидации дефектов.

Количественные методы моделирования условий возникновения дефектов содержат следующие автоматизированные системы:

- моделирования условий ликвидации газовых раковин;

- получения рекомендаций по снижению брака отливок с использованием интегрированной аналитической системы;

- моделирования условий снижения или ликвидации усадочных дефектов;

- расчета литниковых систем с выдачей рабочих чертежей на принтере.

Методики логического и эмпирического определения дефектов и оценка эффективности их использования

Рассмотрим практическое применение разработанной методологии для ликвидации брака отливок, а именно метод качественного анализа. На рис. 7 представлен фрагмент методики логического определения, диагностики и ликвидации светлых, мелких подкорковых газовых раковин. В верхней части алгоритма по таблицам определяется разновидность дефекта, в средней части по графам или логически устанавливаются цепочки причинно-следственных связей между разновидностями дефектов и причинами их возникновения, в нижней части по таблицам выбираются приемлемые способы ликвидации брака отливок. Используя эту методику, можно достаточно быстро определить и ликвидировать дефект отливки.

На рис. 8 приведена методика эмпирического определения и ликвидации дефектов отливок, где использованы рис. 5–7. Данная методика реализуется в составе автоматизированной системы и выполняется по следующим этапам.

1. Пользователь проводит идентификацию дефекта по его характерным отличиям. Для этого используются цветные плакаты групп де-

1.1	0	0	0	0	0	30	0	0	25	0	0	20	0	0	15	0	0	30	0	0	30	0	0	35	0	15	40	
1.2	20	30	35	10	20	40	15	30	50	20	25	30	20	25	40	20	30	40	20	30	50	20	35	70	30	30	80	
1.3	40	60	80	30	60	90	40	80	80	30	70	90	40	55	90	50	65	80	60	70	80	40	75	100	60	80	90	
2.1				0	10	30	10	20	30	5	10	30	10	20	35	10	20	30	10	25	35	10	25	70	10	25	70	
2.2				0	20	50	10	30	50	20	30	35	20	25	40	20	30	40	15	25	35	20	35	80	20	30	80	
2.3				25	40	70	30	45	80	40	30	30	30	40	55	40	30	60	40	50	60	40	50	100	40	50	80	
3.1					5	10	25	5	15	25	5	15	25	5	15	25	5	10	20	5	15	30	0	25	65	10	25	60
3.2						15	25	40	15	25	30	15	25	30	15	25	30	15	22	30	15	30	70	40	35	90		
3.3						40	50	70	40	50	60	40	50	65	40	50	70	40	50	70	40	55	100	40	55	90		
4.1								10	15	20	10	20	25	10	20	30	10	20	30	5	25	60	10	25	60			
4.2								18	25	40	10	20	40	20	25	30	20	25	30	25	35	80	30	35	60			
4.3								40	20	60	30	60	70	40	50	60	40	50	60	40	50	55	45	60	100	50	60	90
5.1								10	20	35	5	10	40	0	15	25	10	25	60	15	25	70						
5.2										15	20	45	10	15	45	10	20	30	20	30	75	20	35	80				
5.3										20	30	55	15	25	50	10	25	40	30	50	80	25	45	80				
6.1												5	15	25	10	20	30	10	25	60	15	20	60					
6.2													15	30	30	15	25	35	20	30	70	20	35	70				
6.3													20	30	45	25	35	45	35	40	80	30	40	90				
7.1															0	10	30	10	25	70	20	20	70					
7.2																10	25	40	20	35	75	50	45	80				
7.3																20	40	60	40	60	85	40	50	90				
8.1																				10	35	70	20	20	80			
8.2																				25	35	75	25	35	85			
8.3																				35	55	85	35	55	90			
9.1																												80
9.2																												90
9.3																												100

Рис. 7. Визуальная демонстрация использования методики логического определения, диагностики и ликвидации светлых мелких подкорковых раковин

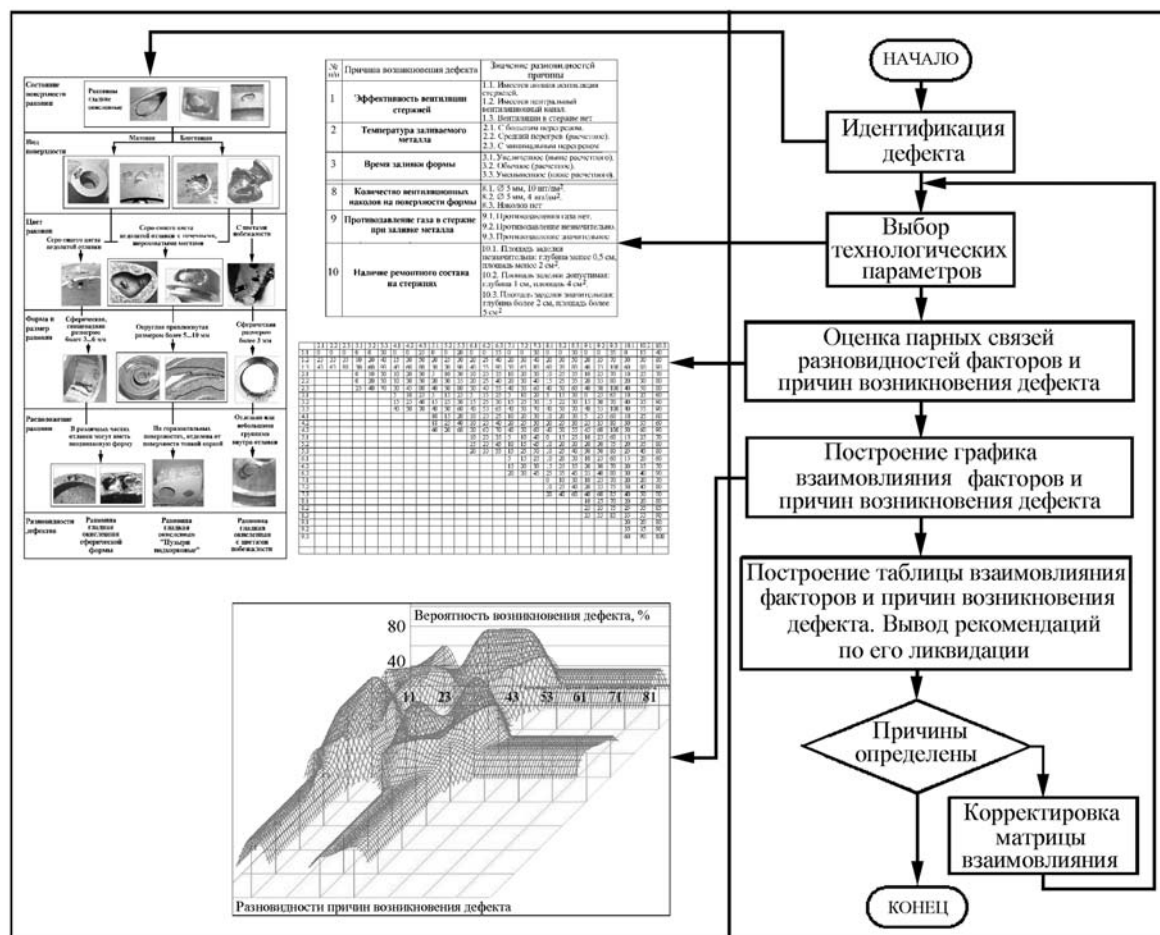


Рис. 8. Схема методики определения дефектов отливок и причин их возникновения

фектов с фотографиями и описанием. Это позволяет точно определить разновидность дефекта.

2. Пользователь выбирает один из трех технологических параметров (позитивные, массово используемые или негативные), которые применялись в техпроцессе в день возникновения дефекта.

3. Модуль системы проводит оценку значимости одинарных или парных связей выбранных пользователем параметров.

4. Модуль обработки данных строит трехмерный график влияния выбранных параметров на возникновение дефекта и таблицу с результатами обработки графика.

5. По рекомендуемой информации проводятся анализ полученных результатов и корректировка параметров техпроцесса, позволяющих снизить брак отливок.

6. Осуществляется повторное моделирование процесса изготовления отливки с исполь-

зованием откорректированных параметров. При получении положительных результатов процесс исследования заканчивается. При отрицательных результатах проводится выполнение этапов 5 и 6.

7. Завершающим этапом является выбор эффективного способа ликвидации дефектов по предлагаемым информационным материалам.

Представленная методология была апробирована на ряде заводов России (АЛНАС, Тверьвагонзавод, Пензадизельмаш, Воронежский сталелитейный завод, НЭВЗ, АВТОВАЗ, БМЗ и др.) и получила одобрение литейщиков.

Практические результаты использования новой методологии. На Тверьвагонзаводе за 25 мин было найдено решение по ликвидации светлых газовых раковин на отливке "крышка 766", что позволило заводу получить экономию 12 млн руб. Там же найдено решение по ликвидации окисленных газовых раковин на отливке

"корпус 548" с экономией для завода 6,4 млн руб.

На Альметьевском насосном заводе ликвидация окисленных газовых раковин на отливке "рабочее колесо" Л-ЕЮТИ.Н.354.01.631 позволяет заводу получить экономию 3,5 млн руб.

На Воронежском сталелитейном заводе ликвидация газовых раковин и пористости позволила сэкономить заводу более 7 млн руб.

Новая методология будет применяться на различных предприятиях России (в том числе и на заводах железнодорожного транспорта, например в ОАО НПК "Уралвагонзавод" и в дальнейшем на заводах ЗАО "ТРАНСМАШ-ХОЛДИНГ"), где планируется снижение финансирования на производство бракованного литья на миллиарды рублей.

При использовании представленной методологии не было случаев нераскрытых дефектов. На практике время по распознаванию дефектов, причин их возникновения и способов ликвидации составляет от 10 мин до 2 дней в зависимости от сложности возникающего де-

фекта и получения достоверных сведений по технологическому процессу.

Рассмотренная методология ликвидации литейных дефектов позволяет без специального длительного обучения разрабатывать предложения по предупреждению возникновения наиболее распространенных дефектов отливок из чугуна и стали. При освоении методологии ее можно применять при разработке технологических проектов изготовления отливок повышенного качества.

Созданная методология, журнальные статьи и книги автора статьи могут быть использованы в вузах при подготовке лекций по качеству отливок и разработке технологических проектов. Это в значительной степени улучшит подготовку специалистов по литейному производству для наших заводов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Воронин Ю.Ф., Камаев В.А. Синтез процессов повышения качества литья. М.: Машиностроение, 2009. 196 с.

Юрий Федорович Воронин, д-р техн. наук

Г.Е. Левшин, К.И. Павлюк (Алтайский государственный технический университет им. И.И. Ползунова)

К определению термофизических характеристик материала разовой формы

Рассмотрены достоинства и недостатки расчетного метода определения термофизических характеристик материала разовой литейной формы по экспериментальным данным, полученным методом заливки. Сделан вывод о целесообразности определения этих характеристик нестационарными комплексными методами, позволяющими также найти их зависимости от температуры с гораздо меньшей трудоемкостью.

The value and defect of the accounting method of the determination thermophysical properties of the material of the temporary mould on experimental data are considered by method of the casting. The conclusion about practicability of the determination of these features in row of the events known in heating engineering not stationary complex methods is made, allowing to define also their dependencies from the temperature with much smaller labour content.

Ключевые слова: разовая литейная форма; термофизические характеристики; температуры поверхности формы и отливки; глубина прогрева формы; температура формы.

Keywords: temporary mould; thermophysical properties; temperatures of mould and casting surface; depth of mould warming; mould temperature.

После заливки литейной формы расплавом она прогревается на некоторую глубину $x_{\text{ф}}$. При этом происходят изменения в ее материале. Для их количественной оценки, а также

расчетов процесса затвердевания отливки и получения данных для подготовки формовочного материала к повторному использованию необходимы точные значения термофизиче-

ских характеристик (теплоемкости c_{ϕ} , температуропроводности a_{ϕ} , теплопроводности λ_{ϕ} , теплоаккумуляции b_{ϕ}) материала разовой формы. Однако полученные разными исследователями числовые значения данных характеристик существенно отличаются. Поэтому представляет научный и практический интерес выяснение возможных причин этого.

Для определения упомянутых характеристик наиболее распространен их расчет по экспериментальным данным, полученным методом заливки расплава определенной марки при изготовлении обычно отливки квадратной плиты толщиной $2X_{\text{отл}}$ и со стороной квадрата $\geq 20X_{\text{отл}}$, где $X_{\text{отл}}$ — половина толщины отливки. Методика расчета была предложена в 1960 г. Г.А. Анисовичем и Р.Н. Гринкевичем и стала библиографической редкостью. Рассмотрим ее в изложении А.И. Вейника [1].

Отливку 5 в толстостенной форме 3 (рис. 1) располагают обычно вертикально, что облегчает размещение термопар 7 в центре отливки и в одной плоскости на разных расстояниях x_{ϕ} от одной из квадратных поверхностей. Сразу заметим, что расположение термопар в один ряд искажает тепловой поток по сравнению с соседними сечениями.

Для фиксации положения термопар используют специальное приспособление 4, 6 (гребенки). После изготовления отливки рекомендуется проверить расстояние x_{ϕ} , разрезав фор-

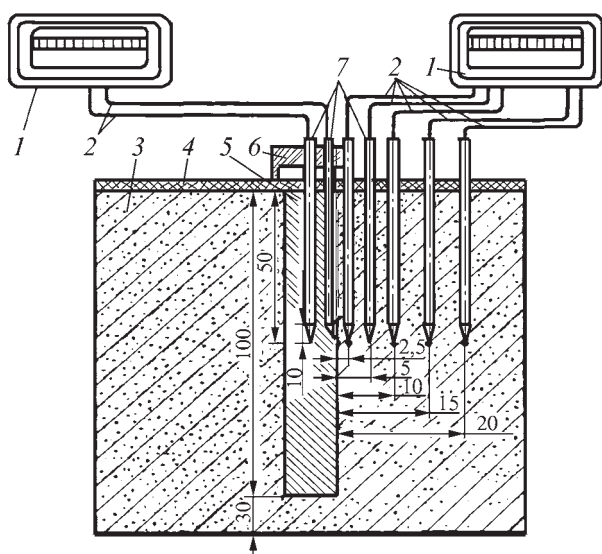


Рис. 1. Схема расположения термопар [1]

му (для уменьшения погрешности). Но в вакуумно-пленочных и магнитных формах это сделать нелегко. Компенсационные изолированные провода 2 соединяют термопары с записывающим прибором 1. Дополнительно форму после заливки изолируют листами или полотном асбеста для уменьшения потерь тепла $Q_{\text{окр}}$ за пределы формы. Температурное поле формы строят для момента $t_{\text{затв}}$ полного затвердевания отливки.

Этот метод нестационарный и отличается от других применяемых в теплофизике нестационарных методов [1]:

1) автоматическим осреднением температуры в сечении формы именно по тому закону, который необходим при расчете формирования отливки (но не прогрева формы). Другие методы теплофизики из-за огромного перепада температур в сечении формы (перпендикулярно квадрату) не могут решить задачу осреднения температуры, без которой нельзя использовать имеющиеся значения a_{ϕ} , c_{ϕ} , λ_{ϕ} и b_{ϕ} ;

2) для сырой песчано-глинистой формы сразу получают эффективные значения a_{ϕ} , c_{ϕ} , λ_{ϕ} и b_{ϕ} , необходимые для расчета процесса формирования отливки. Связь между эффективными и истинными их значениями (осредненными по соответствующему закону) осуществляется по формулам [1].

Наиболее простой и точный (по мнению А.И. Вейника) вариант метода заливки основан на решении задачи о распространении тепла в твердом теле методом параболы n -го порядка. При использовании же других решений термофизические характеристики принимаются постоянными, не зависящими от температуры, хотя на самом деле они сильно от нее зависят.

К моменту $t_{\text{затв}}$ полного затвердевания отливка теряет через одну квадратную поверхность $Q_{\text{отл}}$ количества теплоты и передает его форме, т.е. $Q_{\text{отл}} = Q_{\phi}$. Теплота $Q_{\text{отл}}$ является алгебраической суммой теплоты: $Q_{\text{пер}}$ перегрева расплава над температурой кристаллизации $T_{\text{кр}} = (T_L + T_S)/2$, $Q_{\text{кр}}$ кристаллизации расплава, $Q_{\text{акк}}$, аккумулированного и отданного отливкой форме при понижении температуры

$T_{отл}^п$ ее поверхности от $T_{кр}$ до ее значения в момент $t_{затв}$, и $Q_{окр}$ потерянной отливкой с четырех прямоугольных торцов (в форму и окружающую среду), т.е.

$$Q_{отл} = Q_{ф} = Q_{пер} + Q_{кр} + Q_{акк} - Q_{окр}.$$

Особо отметим, что все эти виды теплоты определяются расчетом по формулам [1]:

$$Q_{пер} = F_{отл} X_{отл} \rho'_{отл} c'_{отл} \Delta T_{пер}; \quad (1)$$

$$Q_{кр} = F_{отл} X_{отл} \rho_{отл} L_{отл}; \quad (2)$$

$$Q_{акк} = \frac{1}{n_{отл} + 1} F_{отл} X_{отл} \rho_{отл} c_{отл} (T_{кр} - T_{отл}^п); \quad (3)$$

$$Q_{окр} = \sum \alpha F (T_{ф} - T_{окр}) \Delta t, \quad (4)$$

где $F_{отл}$, F – площадь соответственно одной квадратной поверхности отливки и ее четырех торцовых граней, m^2 ; $\rho'_{отл}$ и $\rho_{отл}$ – плотность металла соответственно в жидком и твердом состояниях, $кг/м^3$; $c'_{отл}$ и $c_{отл}$ – удельная теплоемкость металла соответственно в жидком и твердом состояниях, $Дж/(кг \cdot К)$; $\Delta T_{пер} = T_{зал} - T_{кр}$ – перегрев металла, $К$; $T_{зал}$, $T_{отл}^п$ и $T_{окр}$ – температура соответственно заливаемого металла, поверхности отливки, окружающей среды (воздуха или формы перед заливкой), $К$; $L_{отл}$ – удельная теплота кристаллизации материала отливки, $Дж/кг$; $n_{отл}$ – показатель степени параболы, описывающей температурное поле плоской отливки; α – коэффициент теплоотдачи на данном участке F торцовой поверхности, имеющей в промежутке времени Δt среднюю температуру T , $Вт/(м^2 \cdot К)$.

Если сторона квадрата отливки более чем в 10 раз превышает ее толщину $2X_{отл}$, то потерями теплоты $Q_{окр}$ с ее торцов предлагается пренебречь.

Количество теплоты $Q_{ф}$, поглощенное формой, предложено определять по формуле

$$Q_{ф} = \frac{1}{n_{ф} + 1} F_{отл} x_{ф} \rho_{ф} c_{ф} (T_{ф}^п - T_{ф.нач}), \quad (5)$$

где $n_{ф}$ – показатель степени параболы, описывающей температурное поле в форме при $t_{затв}$. Для многих случаев сухих разовых форм реко-

мендуется $n_{ф} = 2$ [1]; $x_{ф}$ – глубина прогрева формы в момент времени $t_{затв}$, $м$; $\rho_{ф}$ – объемная плотность материала формы, $кг/м^3$; $c_{ф}$ – искомая удельная теплоемкость материала формы, $Дж/(кг \cdot К)$; $T_{ф}^п$ и $T_{ф.нач}$ – температура поверхности формы на границе отливка – форма соответственно в момент времени $t_{затв}$ и перед заливкой, $К$.

Вместе с тем И.Б. Куманин приводит другую формулу, которую можно использовать для проверки вычисленного значения $Q_{ф}$ [2]:

$$Q_{ф} = 1,128 b_{ф} F_{отл} (T_{отл}^п - T_{ф.нач}) \sqrt{t_{затв}}. \quad (5')$$

В уравнении (5) неизвестно $c_{ф}$, а в (5') – $b_{ф}$.

Исходя из равенства $Q_{отл} = Q_{ф}$, вычисляют искомую теплоемкость $c_{ф}$:

$$c_{ф} = \frac{(n_{ф} + 1) Q_{отл}}{F_{отл} x_{ф} \rho_{ф} (T_{ф}^п - T_{ф.нач})}. \quad (6)$$

Искомую температуропроводность материала формы находят по формуле (для случая параболического закона распределения температуры в форме)

$$a_{ф} = \frac{x_{ф}^2}{2n_{ф} (n_{ф} + 1) t_{затв}}. \quad (7)$$

Искомые теплопроводность вычисляют как

$$\lambda_{ф} = a_{ф} c_{ф} \rho_{ф}, \quad (8)$$

а коэффициент теплоаккумуляции

$$b_{ф} = \sqrt{\lambda_{ф} c_{ф} \rho_{ф}}. \quad (9)$$

Для проверки значение $b_{ф}$ предлагается определить по формуле

$$b_{ф} = \frac{Q_{отл}}{\sqrt{\frac{2n_{ф}}{n_{ф} + 1}} F_{отл} (T_{ф}^п - T_{ф.нач}) \sqrt{t_{затв}}}. \quad (10)$$

Однако известны и другие формулы, не содержащие неизвестную величину $n_{ф}$, и поэтому более целесообразные, на наш взгляд, для

проверки значения b_{ϕ} . Так, И.Б. Куманин приводит формулу

$$b_{\phi} = Q_{\phi} / 1,128 [F_{\text{отл}} (T_{\text{отл}}^{\text{п}} - T_{\phi, \text{нач}}) \sqrt{t_{\text{затв}}}] \quad (10')$$

При выводе формул (1–10) принято, что $T_{\phi}^{\text{п}} = \text{const}$ (на основе теории и опыта).

Вышеприведенные формулы целесообразны для форм, не содержащих влаги. В них используется 16 величин, большинство из которых могут быть измерены разными способами и приборами с различной погрешностью до или во время эксперимента, а другие могут быть взяты из справочников.

Анализ методики показывает.

1. Значения $F_{\text{отл}}$, F , $X_{\text{отл}}$, $\rho'_{\text{отл}}$, $\rho_{\text{отл}}$, $c'_{\text{отл}}$, $c_{\text{отл}}$, $L_{\text{отл}}$, $n_{\text{отл}}$, $T_{\text{зал}}$, $T_{\text{кр}}$, T_L , T_S , $T_{\text{отл}}^{\text{п}}$, α , $t_{\text{затв}}$ относятся к отливке. Обычно $F_{\text{отл}}$, F и $X_{\text{отл}}$ измеряют после эксперимента, а $\rho'_{\text{отл}}$, $\rho_{\text{отл}}$, $c'_{\text{отл}}$, $c_{\text{отл}}$, $L_{\text{отл}}$ берут из справочников. Коэффициент теплоотдачи α рассчитывают по формуле $\alpha = \frac{b_{\phi}}{\sqrt{\pi t_{\text{затв}}}}$,

где, однако, используется искомая величина b_{ϕ} .

Остальные величины $T_{\text{зал}}$, $T_{\text{кр}}$, T_L , T_S , $T_{\text{отл}}^{\text{п}}$, $t_{\text{затв}}$, $n_{\text{отл}}$ измеряют во время эксперимента или рассчитывают по его результатам. В случае затвердевания сплава при постоянной температуре момент $t_{\text{затв}}$ на кривой затвердевания отмечается обычно окончанием горизонтального участка и началом постепенного снижения. При затвердевании в интервале температур зафиксировать $t_{\text{затв}}$ труднее и приходится использовать диаграммы состояния сплава. Однако значения $T_{\text{кр}}$, T_L и T_S в случае многокомпонентных сплавов нельзя взять из диаграмм состояния, так как они, как правило, составляются для двух-, трехкомпонентных сплавов. Измерить же их точно непосредственно в этом эксперименте довольно трудно. Показатель $n_{\text{отл}} = 1...1,27$ практически для всех сплавов и уточняется по значению критерия

$$N = \frac{c_{\text{отл}} (T_{\text{кр}} - T_{\text{отл}}^{\text{п}})}{L_{\text{отл}}}$$

с помощью графика [4] или из найденного нами уравнения его аппроксимации

$$n_{\text{отл}} = -0,0152N^2 + 0,1386N + 1.$$

Существенная погрешность имеет место при определении удельной теплоты кристаллизации, которая для чугуна находится в пределах $(150...270) \cdot 10^3$ Дж/кг в зависимости от его химического состава и скорости охлаждения. Зависимость от содержания примесей можно оценить по формуле:

$$L_{\text{отл}} = L_{\text{ж}} \frac{100 - \% \text{ примесей}}{100}, \quad (11)$$

где $L_{\text{ж}} = 272\ 000$ Дж/кг – удельная теплота кристаллизации чистого железа.

Зависимость от скорости затвердевания имеет более сложный характер [3, 4]. Несмотря на это, в работе [3] рекомендуется для серого чугуна $L_{\text{отл}} = 246\ 000$ Дж/кг, а в работе [4] – $L_{\text{отл}} = 270\ 000$ Дж/кг. Наши расчеты по формуле (11) для чугуна СЧ20 с рекомендуемым ГОСТ 1412–85 химическим составом: 3,3... 3,5 % C; 0,7...1,0 % Mn; <0,2 % P; <0,15 % S показывают $L_{\text{отл}} = 252\ 824...256\ 300$ Дж/кг.

Значения ρ_{ϕ} , $T_{\phi, \text{нач}}$, относящиеся к форме, измеряют до заливки. При этом плотность ρ_{ϕ} рекомендуется определять делением массы взвешенного предварительно материала формы на его объем в уплотненном состоянии (а не взятием образцов). Возле термопар плотность может существенно отличаться.

Для уменьшения $Q_{\text{пер}}$ и связанной с этим погрешности рекомендуется уменьшать $\Delta T_{\text{пер}}$ до нуля и $T_{\text{зал}}$ вплоть до $T_{\text{кр}}$ путем выдержки расплава в заливочном ковше. Однако при литье по газифицируемым моделям перегрев $\Delta T_{\text{пер}} \approx 30...50$ °С необходим для газификации модели.

2. Из-за сложности установки термопар именно на поверхностях отливки и формы для измерения $T_{\text{отл}}^{\text{п}}$ и $T_{\phi}^{\text{п}}$ методика допускает приближения в трех частных случаях:

а) при $b_{\text{отл}} \gg b_{\phi}$ принимают $T_{\text{отл}}^{\text{п}} = T_{\text{кр}} = T_{\text{кр}} = T_{\text{отл}}^{\text{п}}$, что упрощает расчет, так как отпадает необходимость измерять температуры

$T_{отл}^n$ и T_{ϕ}^n , а измеряют только $T_{отл}^n$ в центре отливки. Это относится к тонкостенным отливкам из сплавов эвтектического состава или с узким интервалом затвердевания. В этом случае показатель $n_{отл} = 1$;

б) при $b_{отл} \gg b_{\phi}$ принимают $(T_{отл}^n = T_{\phi}^n) < (T_{кр} = T_{отл}^n)$ в предположении плотного контакта отливки с формой и значения критерия Био $Bi_{отл} = \infty$. Это относится к отливкам с большой толщиной стенки из сплавов, затвердевающих при постоянной температуре или в интервале температур. Здесь $T_{отл}^n = T_{\phi}^n$ рекомендуется находить экстраполяцией после эксперимента по графику распределения температуры в сечении формы в момент $t_{затв}$;

в) при отсутствии плотного контакта между отливкой и формой, когда $T_{отл}^n \neq T_{\phi}^n$ величина T_{ϕ}^n определяется также по экспериментальной кривой распределения температуры в сечении формы (при $x_{\phi} = 0$). Температуру $T_{отл}^n$ можно определить измерением или расчетом. При измерении $T_{отл}^n$ необходима одна дополнительная термопара вблизи поверхности отливки или несколько термопар, расположенных от центра до поверхности толстой отливки. По их показаниям строят экспериментальную кривую распределения температуры в сечении отливки.

3. Для расчета $T_{отл}^n$ известно несколько формул [1–5], из которых достаточно проста и адекватна следующая:

$$T_{отл}^n = \frac{b_{отл} T_{отл}^n + b_{\phi} T_{\phi}^n}{b_{отл} + b_{\phi}}. \quad (12)$$

Однако в ней используется искомая величина b_{ϕ} . Другие формулы также содержат искомые величины.

При теоретическом определении температуры $T_{отл}^n$ рекомендуется метод последовательных приближений. Сначала все характеристики (c_{ϕ} , a_{ϕ} , λ_{ϕ} и b_{ϕ}) формы вычисляют применительно к первому частному случаю (когда $T_{отл}^n = T_{\phi}^n = T_{кр}$). Затем их используют для определения температурного поля отливки по

формулам работы [5]. Уточненное значение $T_{отл}^n$ используют для нового определения характеристик (уже по формулам для третьего частного случая). По уточненным характеристикам находят новое значение $T_{отл}^n$.

4. При определении $x_{\phi \max}$ и n_{ϕ} принимается, что температурное поле формы описывается уравнением:

$$T_{\phi} = (T_{\phi}^n - T_{\phi \text{ нач}}) \left(1 - \frac{x_{\phi \text{ тек}}}{x_{\phi \max}} \right)^{n_{\phi}} + T_{\phi \text{ нач}}, \quad (13)$$

где $x_{\phi \text{ тек}}$ – текущее значение глубины прогрева формы; в момент $t_{затв}$ $x_{\phi \text{ тек}} = x_{\phi \max}$ (рис. 2).

Значение x_{ϕ} нужно выбирать очень тщательно во избежание заметной погрешности, так как минимум кривой $T_{\phi} = f(x_{\phi})$ может занимать (как показал анализ) разное положение относительно горизонтальной прямой $T = T_{\phi \text{ нач}}$. При его совпадении с $T_{\phi \text{ нач}}$ выбор размера x_{ϕ} затруднен тем, что температурная кривая в точке $x_{\phi} = x_{\phi \max}$ касательна к этой прямой (см. рис. 2). Если же он находится выше $T_{\phi \text{ нач}}$, точку пересечения кривой $T_{\phi} = f(x_{\phi})$ с горизонтальной линией $T = T_{\phi \text{ нач}}$, соответствующей $x_{\phi \max}$, целесообразно находить экстраполированием этой кривой по двум или трем последним точкам.

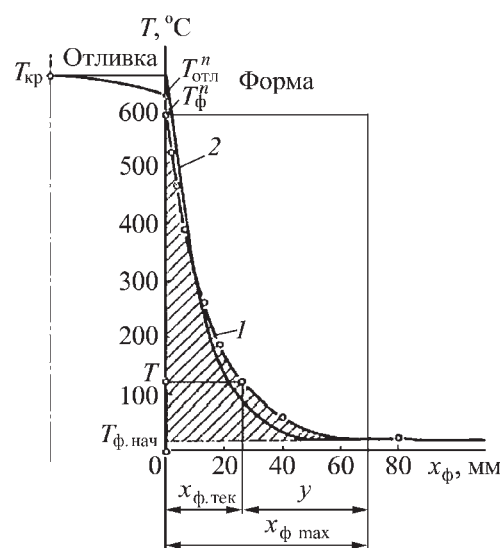


Рис. 2. К выводу расчетных формул: 1 – парабола ($n_{\phi} = 3$, $x_{\phi \max} = 70,5$ мм); 2 – классическое решение (интеграл Гаусса) [1]

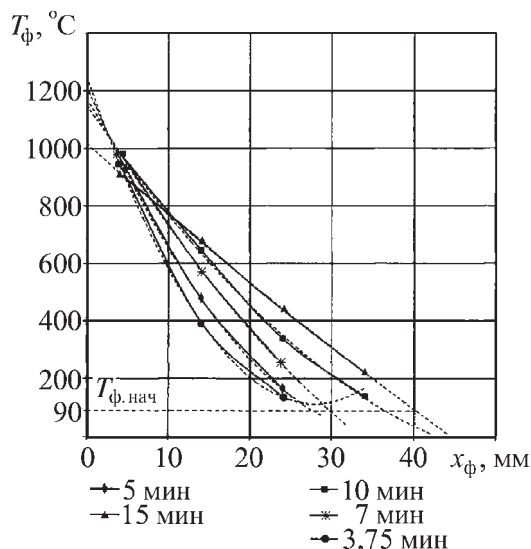


Рис. 3. Кривые прогрева сухой песчано-глинистой формы при $T_{\phi, \text{нач}} = 90^\circ\text{C}$ [4]

Значение n_ϕ рекомендуется находить интегрированием экспериментальной кривой $T_\phi = f(x_\phi)$ в пределах от $y = 0$ до $y = x_{\phi \text{ макс}}$ (см. рис. 2) и сопоставлением площадей под параболой $F_{\text{пар}}$ и прямоугольника $F_{\text{прямо}}$ (мм^2) со сторонами $T_\phi^{\text{п}} - T_{\phi, \text{нач}}$ и $x_{\phi \text{ макс}}$:

$$n_\phi = (F_{\text{прямо}} / F_{\text{пар}}) - 1. \quad (14)$$

Определять площадь $F_{\text{пар}}$ рекомендуется по миллиметровой бумаге или планиметром. Однако современные компьютерные программы, например Microsoft Excel, позволяют выполнить это быстрее и точнее.

На рис. 3 приведены экспериментальные (сплошные) и аппроксимирующие (штриховые) их кривые прогрева сухой песчано-глинистой формы с $T_{\phi, \text{нач}} = 90^\circ\text{C}$ при изготовлении чугунной плиты $30 \times 300 \times 300$ мм с заливкой практически без перегрева и $t_{\text{затв}} = 7$ мин. Они получены обработкой экспериментальных зависимостей $T_\phi = f(t)$ на рис. 99, приведенном в [4] (t – текущее время). Коэффициент теплоаккумуляции $b_\phi = 1190 \frac{\text{Вт} \cdot \text{с}^{0,5}}{\text{м}^2 \cdot \text{К}}$ взят А.И. Вейником из приложений [4]. Аппроксимация с по-

мощью этой программы показывает, что все зависимости $T_\phi = f(x_\phi)$ могут быть описаны уравнением квадратного трехчлена $T_\phi = ax_\phi^2 - bx_\phi + c$ с высокой достоверностью $R^2 \geq 0,999$ или степенной функцией $T_\phi = ax_\phi^{n_\phi} + c$, где $a = \frac{T_{\phi, \text{нач}} - T_\phi^{\text{п}}}{x_{\phi \text{ макс}}^{n_\phi}}$, а $c = T_\phi^{\text{п}}$. Аппроксимация кривых прогрева этой степенной функцией позволяет вывести другую формулу для расчета T_ϕ :

$$T_\phi = (T_{\phi, \text{нач}} - T_\phi^{\text{п}}) \left(\frac{x_\phi}{x_{\phi \text{ макс}}} \right)^{n_\phi} + T_\phi^{\text{п}}, \quad (15)$$

где $n_\phi = F_{\text{пар}} / (F_{\text{прямо}} - F_{\text{пар}})$ – предлагается определять интегрированием уравнений квадратного трехчлена (таблица).

Особо отметим, что в начале прогрева формы зависимости $T_\phi = f(x_\phi)$ являются криволинейными, а к моменту $t_{\text{затв}}$ становятся практически прямолинейными и аппроксимируются уравнением прямой линии с достоверностью $R^2 \geq 0,996$ (см. рис. 3 и таблицу для $t = 7$ мин). Интегрирование аппроксимационных зависимостей (см. таблицу) для $t = 3,75; 5$ и 7 мин показало, что $x_{\phi 3,75} = 25,7$ мм, $x_{\phi 5} = 27,7$ мм, $x_{\phi 7} = 29,8$ мм, а $n_{\phi 3,75} = 1,69$, $n_{\phi 5} = 1,55$, $n_{\phi 7} = 1,24$. В соответствии с (14) это приближает n_ϕ к единице и согласно (7) к увеличению (по сравнению с рекомендуемым $n_\phi = 2$) значения теплопроводности (в 3 раза) и связанных с ним теплопроводности λ_ϕ и коэффициента теплоаккумуляции b_ϕ . Увеличатся и расчетные значения Q_ϕ и T_ϕ (см. формулы (5) и (13)).

Уравнения аппроксимаций кривых прогрева, показанных на рис. 3

Время t , мин	Уравнения аппроксимации	
	Трехчлен	Степенная функция
3,75	$T_\phi = 1,46x^2 - 81,48x + 1249,56 (R^2 = 1)$	$T_\phi = -10111,97x^{0,59} + 1249,56$
5	$T_\phi = 0,885x^2 - 65,13x + 1215,36 (R^2 = 1)$	$T_\phi = -11368,42x^{0,645} + 1215,36$
7	$T_\phi = 0,395x^2 - 48,11x + 1173,12 (R^2 = 1)$ $T_\phi = -37,05x + 1112 (R^2 = 0,996)$	$T_\phi = -18379,8x^{0,806} + 1173,12$
10	$T_\phi = 0,3475x^2 - 41,695x + 1150,07 (R^2 = 0,9993)$	$T_\phi = -12460,66x^{0,745} + 1150,07$
15	$T_\phi = 0,0575x^2 - 25,335x + 1016,67 (R^2 = 0,9999)$	$T_\phi = -18365,02x^{0,93} + 1016,67$

Определяемые этим методом термофизические характеристики в существенной мере соотносятся с материалом отливки, так как наряду с температурой заливки учитывают теплоту, температуру и длительность кристаллизации. Они являются адекватными только на момент $t_{\text{затв}}$ и мало пригодны для других моментов времени. Поэтому для получения их зависимости от любых необходимых температуры и времени требуется проводить длительный, дорогостоящий и трудоемкий эксперимент с разными сплавами и формовочными материалами. Видимо, это является причиной явной недостаточности справочных значений рассматриваемых характеристик.

На основании изложенного можно заключить, что значительный разброс значений термофизических характеристик обусловлен неизбежными и существенными (преимущественно случайными) погрешностями, связанными с:

а) расположением термопар в один ряд, неточными фиксацией их положения и определением истинной плотности материала формы возле них;

б) расчетом количества теплоты $Q_{\text{отл}}$ при использовании 16 величин, относящихся к отливке (а не к форме);

УДК 621.791

в) определением $t_{\text{затв}}$, $\chi_{\text{ф}}$ и $n_{\text{ф}}$;

г) использованием последовательных приближений при определении некоторых величин, в том числе из-за наличия в некоторых формулах искомым величин (в основном $b_{\text{ф}}$).

Поэтому представляется целесообразным в ряде случаев прямое измерение теплоемкости $c_{\text{ф}}$, теплопроводности $\lambda_{\text{ф}}$ и температуропроводности $a_{\text{ф}}$ известными в теплофизике нестационарными методами на образце материала формы при разных температурах. При использовании комплексных методов образец может быть один или несколько полностью идентичных [6].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Вейник А.И. Термодинамика литейной формы. М.: Машиностроение, 1968. 335 с.
2. Куманин И.Б. Вопросы теории литейных процессов. М.: Машиностроение, 1976. 216 с.
3. Баландин Г.Ф. Теория формирования отливки. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1998. 360 с.
4. Вейник А.И. Теория затвердевания отливки. М.: Машгиз, 1960. 436 с.
5. Вейник А.И. Расчет отливки. М.: Машиностроение, 1964. 404 с.
6. Теплотехнический справочник. Т. 2 / под ред. В.Н. Юренева и П.Д. Лебедева. М.: Энергия, 1976. 896 с.

Геннадий Егорович Левшин, д-р техн. наук;
Константин Иванович Павлюк, инженер

С.И. Феклистов, Н.Н. Потапов, В.А. Новиков
(ОАО "НПО ЦНИИТМАШ", ОАО "РСК "МиГ", Москва)

Моделирование ремонтной аргонодуговой сварки элементов из алюминиевых сплавов

Выполнено моделирование ремонтной аргонодуговой сварки листов из алюминиевых сплавов методом конечных элементов. Установлена возможность образования высоких остаточных напряжений растяжения в сварном шве и зоне термического влияния. Предложены мероприятия для уменьшения остаточных сварочных напряжений.

The simulation repair argon-arc welding of sheets from aluminum alloys is made by finite element method. The analysis establishes capability of formation of high residual stresses in weld and to zone of thermal influencing. The measures for decreasing of residual welding stresses are offered.

Ключевые слова: ручная аргонодуговая сварка; моделирование; метод конечных элементов; остаточные сварочные напряжения.

Keywords: manual argon-arc welding; simulation; finite element method; residual welding stresses.

Моделирование ремонтной аргонодуговой сварки элементов из алюминиевых сплавов выполняли с применением компьютерной программы ANSYS [1].

Моделирование процесса сварки плавлением включает в себя геометрическую модель конфигурации сварного узла, модель температурного поля с учетом значений теплофизиче-

Теплофизические и механические свойства алюминиевых сплавов АМг6 и 1420

Сплав АМг6 (система Al–Mg, плотность 2,64 г/см ³)					
Температура, °С	25	100	200	300	400
Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·°С)	117	122	126	130	138
Удельная теплоемкость, кДж/(кг·°С)	0,9	0,922	1,000	1,050	1,090
Интервал температур, °С	20...100	20...200	20...300	20...400	20...500
Коэффициент линейного расширения, 10 ⁻⁶ 1/°С	23,7	24,3	29,5	25,7	27,1
Температура, °С	20		100	125	150
Модуль упругости, ГПа	71,0		69,2	67,0	64,0
Предел текучести, МПа	170		156	150	148
Сплав 1420 (система Al–Mg–Li, плотность 2,47 г/см ³)					
Температура, °С	25	100	200	300	400
Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·°С)	230	218	210	197	193
Удельная теплоемкость, кДж/(кг·°С)	0,901	0,964	1,013	1,060	1,111
Интервал температур, °С	20...100	20...200	20...300	200...400	20...500
Коэффициент линейного расширения, 10 ⁻⁶ 1/°С	22,2	23,5	24,1	25	27
Температура, °С	20		100	125	150
Модуль упругости, ГПа	72,3		69,2	66,7	64,0
Предел текучести, МПа	360		265	224	200

ских свойств материала в узлах и модель напряженного состояния, учитывающую различие в свойствах основного металла, сварного шва и зоны термического влияния.

При моделировании сварки температурные изменения, преобразованные в тепловое расширение материалов в структурном анализе, являются внешней нагрузкой в модели. Увеличение температуры может моделироваться двумя способами – заданием температуры или подводом тепла. В данной работе нагрузку создавали подводом тепла.

Универсальная направленность программы ANSYS позволяет использовать ее для решения совместных термомеханических задач по прочности при тепловой нагрузке с учетом нелинейности свойств материалов и применять параметрическое моделирование, адаптивное изменение сетки и возможности создания макрокоманд на языке параметров (ADPL).

Приведем два примера расчета по моделированию заварки дефектных участков на листе из алюминиевых сплавов 1420 и АМг6.

Теплофизические и механические свойства алюминиевых сплавов и металла шва были выбраны на основе данных, приведенных в таблице.

В первом примере при заварке дефектного участка шпангоута толщиной 14 мм на полотне из алюминиевого сплава 1420 предварительно выполняли разделку кромок, которую затем заполняли аргонодуговой сваркой с присадочной проволокой СвАМг6. Режим сварки дефектного участка следующий:

1-й слой – ток $I = 150$ А; напряжение $U = 20$ В; скорость сварки $v_{св} = 300...350$ см/ч; тепловой поток $Q = 3000$ Дж/см;

2-й слой – с такими же режимами, как для 1-го слоя. Геометрия участка шпангоута, конфигурация шва после заполнения разделки, а также представление их в виде конечных элементов приведены на рис. 1.

При расчете совместной термомеханической трехмерной модели применяли конечный элемент SOLD5, имеющий трапециевидную или треугольную вырожденную форму с 8

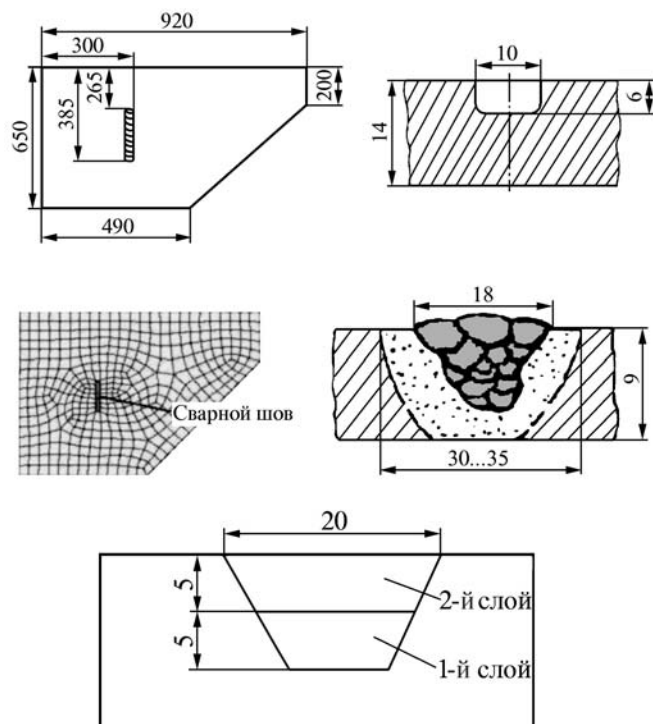


Рис. 1. Вид участка ремонта и представление геометрии сварного соединения в виде конечных элементов

или 6 узлами в вершинах с 6 степенями свободы на каждом узле.

Исходя из схемы образования остаточных сварочных напряжений при многопроходной сварке листовой крупногабаритной конструкции, наиболее высокие напряжения формируются в продольном направлении по околошовной зоне и сварному шву на поверхности. Поэтому во всех последующих расчетах основное внимание было обращено на анализ напряженного состояния сварного соединения по осям x и y . Направление по оси z – по толщине листа.

При построении модели применяли сетку конечных элементов с изменяемым шагом и минимальным размером в области сварного шва, равным 2 см, и для всей остальной части модели, включая зоны термического влияния – 4 см. Область отсутствующего металла шва, заполняемого по мере сварки, заменяли матри-

цей вырожденных свойств материала, равной 10^{-6} .

В качестве граничных условий выбрали закрепление всех кромок модели и начальную температуру $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ на тех же кромках.

В основу расчета были приняты следующие положения.

1. Напряжения и деформации вычисляются на основе неізотермической теории течения при комбинированном нагружении.

2. Характер деформации модели и билинейного упрочнения тела должны удовлетворять критериям текучести Мизеса.

3. Метод конечных элементов применяется, как численный метод интегрирования дифференциально-разностных уравнений неізотермической теории течения и нестационарной теплопередачи.

4. Рассматривается упругопластическая деформация тела, дискретизированного на объемных конечных элементах в переменном температурном поле при оценке остаточных напряжений и деформаций.

5. Используется пошаговый метод загрузки в термическом цикле. Разбиение цикла на отдельных моментах времени проводится на основе анализа распределения температуры в конечных элементах зоны теплового влияния. В модели учтено изменение теплофизических свойств материалов, исключая плотность как функцию температуры. Характер упрочнения сплава и металла шва принят билинейным с характеристикой пластической составляющей при различных температурах. В качестве примера на рис. 2 приведены графики изменения модуля упругости и тангенциального модуля.

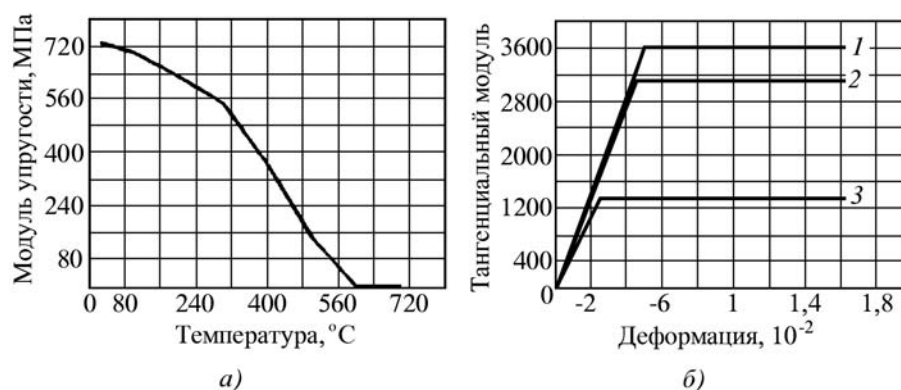


Рис. 2. Зависимость модуля упругости от температуры (а) и характер упрочнения сплава 1420 (б) при различных температурах:

1 – 200 °C; 2 – 300 °C; 3 – 400 °C

При выполнении программы загрузка шага выполнялась по двойному циклу ввод тепловой нагрузки – перемещение в зависимости от скорости сварки. Процедура итерации принята по методу Ньютона – Рафсона для вычисления перемещений внутри шага. Матрица жесткости может остаться константой или изменяться в зависимости от достигнутого уровня напряжений. Неравновесность условий используется как нагрузка. Процесс итерации заканчивается, когда выполнен критерий сходимости.

Численное интегрирование вместе с коррекцией напряжений методом радиального перемещения на завершающей стадии каждого шага применяли для вычисления вектора напряжений в элементе.

Перемещение источника тепла проводили по специально разработанной на языке APDL программе циклами, которые предусматривали также смену свойств материала по мере заполнения разделки расплавленным металлом.

Сварку выполняли в два прохода, соответствующим слоям в виде профилированных конечных элементов. Время до окончания первого прохода составляло около 150 с, затем следовал перерыв около 200 с и начало второго прохода с того же места, откуда начинали первый проход. Окончательное время охлаждения до 25 °С составляло 1000 с. Оно подбиралось последовательным моделированием таким образом, чтобы к моменту окончания охлаждения элемента конструкции его температура максимально приближалась к начальной температуре 25 °С.

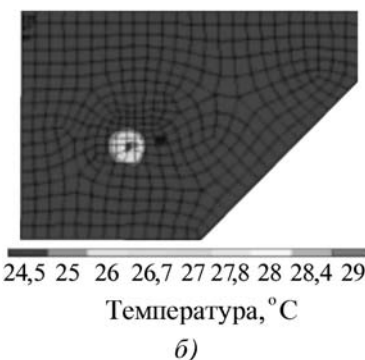
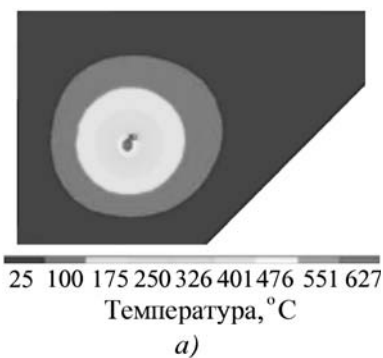


Рис. 3. Характер распределения температуры в одном месте шва через 180 (а) и 1000 с (б)

После решения задачи в постпроцессорах ANSYS были получены данные по распределению температур и напряжений в различные моменты времени. Некоторые из них приведены на рис. 3 и 4.

Из представленных данных следует, что вследствие высокой теплопроводности алюминиевых сплавов и относительно малой толщины шпангоута по сравнению с его шириной и длиной в области сварных соединений развита зона пластических деформаций. Это приво-

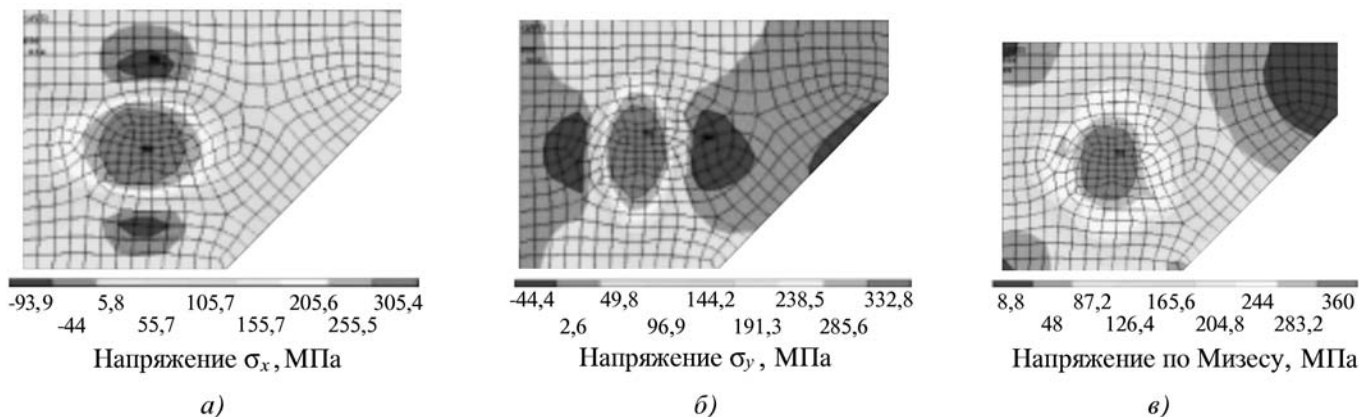


Рис. 4. Распределение остаточных напряжений по координатам x (а), y (б) и эквивалентных напряжений по Мизесу (в)

дит к тому, что область остаточных растягивающих сварочных напряжений по поверхности шпангоута может достигать 3...4 см в перпендикулярном направлении по отношению к осевой линии шва. При этом величина напряжений может достигать предела текучести материала, а в случае билинейного или изотропного упрочнения и превосходить его.

Следует отметить, что данный анализ выполнен без учета полиморфных превращений, изменения агрегатного состояния материала и конвективных условий.

Такому поведению способствует и тот факт, что в процессе сварки шов находится под действием сжимающих напряжений и растягивающие напряжения возникают в процессе охлаждения до комнатной температуры вследствие реализации пластической составляющей деформации и изменения характера термических напряжений (рис. 5).

Общий характер остаточных напряжений на рис. 6 дает их распределение поперек сварного соединения в средней по длине части. Центр шва находится на расстоянии 31 см. Учитывая, что ширина шва составляет около 2 см следует признать область растягивающих напряжений весьма значительной за счет зоны термического влияния.

Наиболее напряженные участки сварного соединения соответствуют области шва и зоны термического влияния, достигающих в процессе сварки температур выше 300...350 °С и остаточные напряжения в поперечном направ-

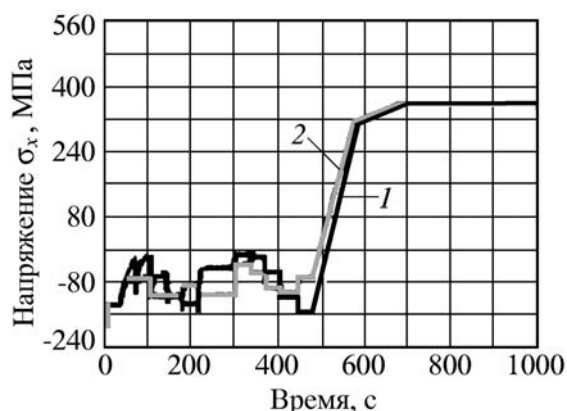


Рис. 5. Распределение напряжений σ_x в начальной (1) и конечной (2) точке шва в процессе сварки и до момента ее окончания

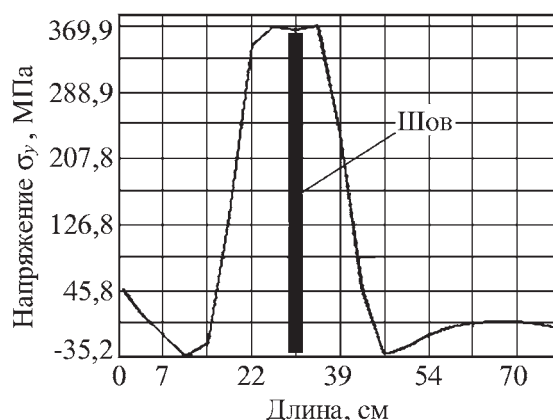
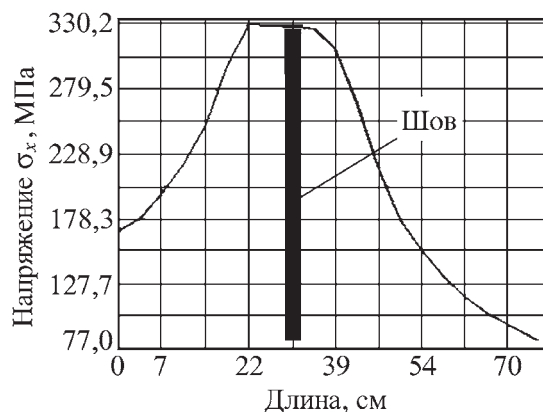


Рис. 6. График распределения остаточных напряжений поперек сварного шва в его средней части

лении по отношению к шву близки к пределу текучести стали 270...300 МПа.

Второй пример связан с ремонтом полотна панели, изготовленной из листа алюминиевого сплава 1420. Ремонт на листе из сплава 1420 осуществляли путем вварки в полотно панели вставки из сплава АМгб. Толщина панели составляет 3 мм при размерах панели 90×55 см. Диаметр ввариваемой вставки приняли равным 12 см.

При расчете напряжений учитывали, что панель жестко вварена по краям в окружающей ее каркас.

На рис. 7 приведены вид панели со сварным швом (половина сечения ввиду симметричности по направлению x), ее представление в виде конечно-элементной модели и распределение температуры в различные моменты времени.

Для реализации расчета выбрали модель половины кольцевого шва с последующей оцен-

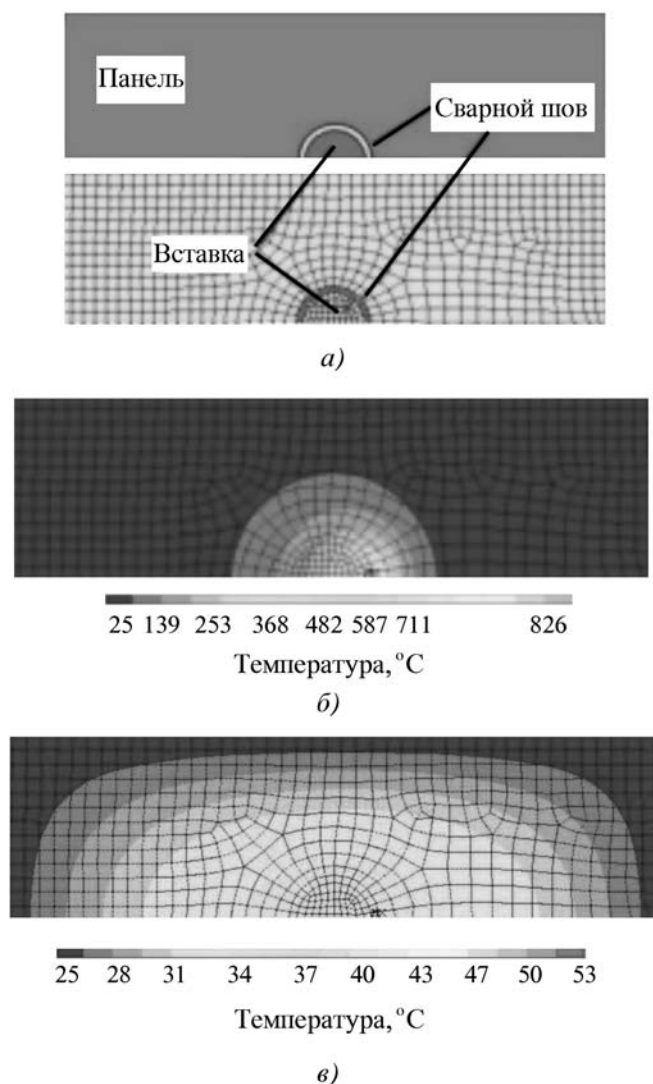


Рис. 7. Вид панели со сварным швом и ее представление в виде конечно-элементной модели (а) и распределение температуры в момент окончания сварки через 150 (б) и 1000 с (в) после охлаждения

кой распределения температуры в процессе сварки и характера распределения сварочных остаточных напряжений после охлаждения панели до температуры 25 °С.

В отличие от модели шпангоута анализ выполняли на двумерной модели панели из-за малой толщины стенки по сравнению с ее габаритными размерами. Расчет по программе ANSYS выполняли следующим образом:

1. Использовали конечный элемент PLANE13, позволяющий реализовать совместный термомеханический анализ. Величина конечных элементов в кольцевом шве и ввариваемой вставке была задана в виде секторов с

основанием 1 см. На остальной части панели величина элементов была увеличена в 1,5–2 раза.

2. Для выражения термомеханических параметров материала (модуля упругости, предела текучести, тангенциального модуля упрочнения, коэффициента теплового расширения) и всех теплофизических свойств (см. таблицу) металла в зависимости от температуры их записывали в базу данных программы.

3. Решали нестационарную задачу с разбивкой размера шага по времени в зависимости от времени прохождения дуги по всей длине полуокружности шва и охлаждения панели до комнатной температуры. При выполнении сварки с цикличностью 10 с за шаг и последующего охлаждения сварного шва с цикличностью 50 с и общей длительностью процесса до окончания 1000 с.

4. Допускался теплоотвод в сторону трех боковых граней.

5. При решении нестационарной теплодеформационной задачи в области, незаполненные металлом, вводили матрицу вырожденных свойств материала, равную 10^{-6} по всем степеням свободы.

6. При анализе проводили закрепление всех сторон панели по осям x и y .

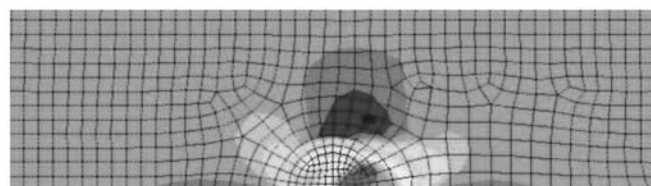
По трем внешним сторонам панели в качестве граничного условия была задана температура 25 °С.

7. Результаты решения задачи анализировали на основе постпроцессоров программы.

Задачу решали относительно распределения температуры, временных и остаточных сварочных напряжений по осям x и y . Схема нагружения принята для плосконапряженного состояния, учитывая малую толщину панели.

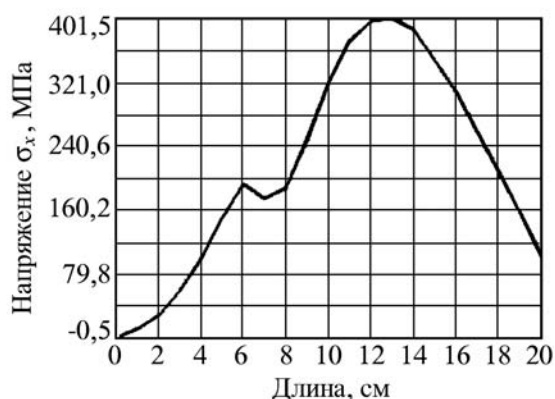
На основании расчета установили, что уровень остаточных растягивающих напряжений в кольцевом сварном соединении близок к пределу текучести материалов (рис. 8).

Причем область растягивающих напряжений полностью охватывает всю поверхность вставки из сплава АМгб и увеличивается к моменту окончания заварки полукольца. Эти данные учитывают деформационное упрочнение сварного соединения и основного металла при нагреве и охлаждении.

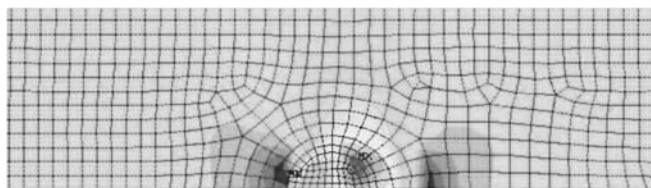


-65,8 -13,6 38,5 90,7 143 195,2 247,4 299,6 351,8 404

Напряжение σ_x , МПа

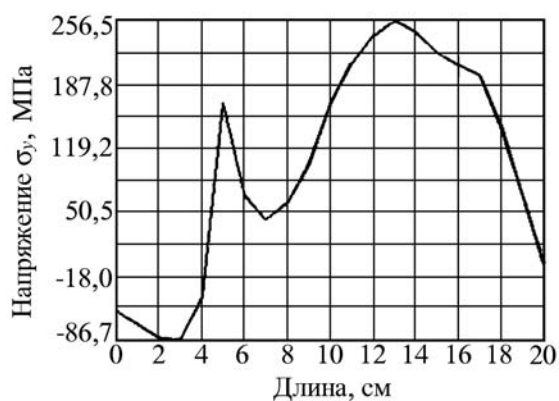


а)



-103,1 -61 -19,1 22,8 64,8 106,8 148,8 190,8 232,8 274,7

Напряжение σ_y , МПа



б)

Рис. 8. Характер и график распределения остаточных напряжений в области середины радиуса сварного соединения вставки по осям x (а) и y (б)

Области панели, прилегающие с внешней стороны к сварному кольцевому соединению, характеризуются значительной неоднородностью сжимающих напряжений, которые опре-

деляются геометрией изделия и последовательностью тепловложения по мере выполнения шва.

В области цветового поля, задаваемого интерфейсом программы в постпроцессоре, в местах, где есть деформации и напряжения разных знаков, растягивающие характеристики задаются оттенками красного и желтого цвета, а сжимающие — оттенками синего, голубого и зеленого цвета.

В случае деформаций и напряжений одного знака или при оценке распределения напряжений по различным прочностным критериям цветовая гамма распределяется от минимального синего цвета до максимального красного цвета.

Более 60 % остаточной пластической деформации образуется в области сварного соединения в высокотемпературной зоне. По температуре это соответствует области сварного шва и околошовной зоны, достигающих при сварке 250 °С и выше.

Если оценить хронологию распределения температуры в некоторых точках сварного шва (рис. 9), то из полученных данных следует, что при завершении сварки в результате постоянного теплонасыщения концевой участок шва длительное время (более 100 с) находится в пластическом состоянии. Это способствует накоплению деформации и увеличению остаточных сварочных напряжений.

Кольцевая вставка из сплава АМгб в течение сварки находится под действием сжимающих

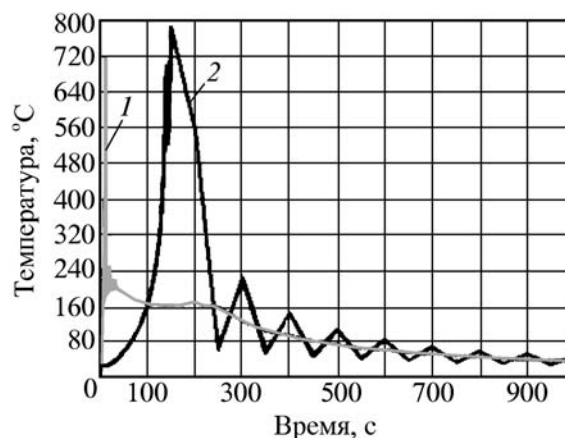


Рис. 9. Распределение температуры в левой (1) и правой (2) крайних точках кольцевого шва от начала сварки до момента охлаждения сварного шва

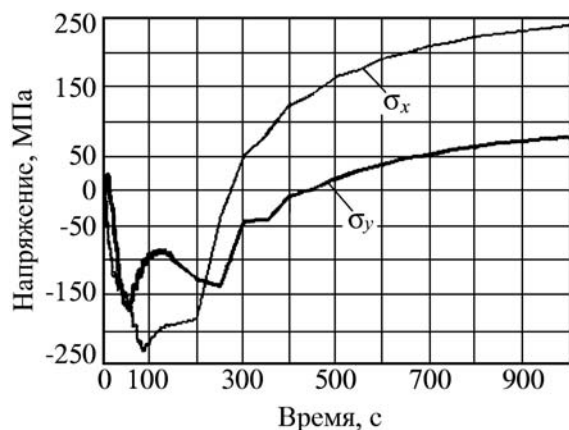


Рис. 10. Характер распределения напряжений за весь период сварки и охлаждения в центральной части вставки из сплава АМгб

напряжений, но при охлаждении уровень растягивающих остаточных напряжений в ней стремительно увеличивается и может не только достигать предела текучести материала, но и превосходить его (рис. 10).

Заключение. Повышенная теплопроводность алюминия (в 5–6 раз выше стали) способствует значительному расширению зоны термического влияния металла, нагретого до температуры пластического состояния во время сварки, помимо непосредственно металла шва на анализируемых ремонтных участках шпангоута и панели. Это увеличивает зону остаточных сварочных напряжений растяжения по поверхности не только в поперечном направлении по отношению к продольной оси шва, но и в продольном, совпадающем с осью шва. Для тонкостенных конструкций шпангоута и панели, ограниченных по периметру заделкой секций, это проявляется достаточно четко. Особенности распределения напряжений различаются только по компонентам осей x или y и в значительной степени зависят от

расположения дефекта на поверхности детали и расположения шва при его выполнении.

При устранении дефектов поверхности шпангоута следует стремиться начинать выполнение шва в точке, максимально приближенной к центру тяжести детали, исходя из ее геометрии. Это соответствует минимальному моменту инерции и способствует уменьшению коробления и остаточных напряжений. В случае выполнения шва в несколько проходов обязательны мероприятия по уменьшению температуры в зоне термического влияния (медные или водоохлаждаемые накладки, уменьшение погонной энергии процесса сварки и т.п.). Температура при начале второго прохода не должна превышать 100 °С, а лучше — еще меньше.

Наиболее трудным является устранение дефектов с помощью сварки, расположенных близко к краям заневоленной секции. В этом случае возможно увеличение остаточных напряжений растяжения у краев, близко подходящих к краям заделки.

Также спорным является применение кольцевых вставок малого диаметра при выполнении сварного шва на тонкостенных панелях. На рассмотренной модели практически вся вставка нагревается до пластического состояния. Необходимо или увеличить диаметр кольцевой вставки, или предусмотреть принудительное охлаждение.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Феклистов С.И. Моделирование остаточных сварочных деформаций и напряжений. М.: ГНЦ ЦНИИТМАШ, 2003. 133 с.

*Станислав Ильич Феклистов, д-р техн. наук;
Николай Николаевич Потапов, д-р техн. наук;
Виктор Алексеевич Новиков, инженер-технолог*



Б.С. Мороз (Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону)

75 лет кафедре "Машины и технология обработки металлов давлением" Донского государственного технического университета

Кафедра "Машины и технология обработки металлов давлением" образована в 1933 г. в Ростовском-на-Дону институте сельскохозяйственного машиностроения (РИСХМ), который в 1992 г. был переименован в Донской государственный технический университет (ДГТУ).

В год создания кафедры, носившей в то время название "Ковка и штамповка", ее окончили первые выпускники в количестве 23 человек. Это были студенты специальности "Холодная обработка металлов", и в том же 1933 г. был проведен первый набор студентов для обучения специальности "Кузнечно-прессовые машины и обработка металлов давлением". Но до 1938 г. продолжалась подготовка инженеров по обработке металлов давлением по прежней схеме.



П.С. Наумов
(1933–1941 гг.)



Х.Н. Дементьев
(1944–1947 гг.)

Основателем кафедры, первым и единственным ее штатным сотрудником с 1933 до 1938 г. был профессор Павел Степанович Наумов, ранее работавший начальником инструментального цеха завода "Ростсельмаш". Он читал лекции по технологии кузнечно-штамповочного производства, технологии изготовления штампов и проектированию цехов. Для чтения лекций привлекали также специалистов завода и профессоров Донского политехнического института (г. Новочеркасск). Базой кафедры для проведения лабораторных работ и практик служил завод "Ростсельмаш", инженеры которого также вели занятия по ряду дисциплин специальности.

В 1938 г. был первый выпуск инженеров, поступивших на специальность "Кузнечно-прессовые машины и обработка металлов



А.З. Журавлёв
(1947–1948 гг.)



Ал-рЗ. Журавлёв
(1948–1962,
1967–1987 гг.)



Н.П. Кравченко
(1962–1967 гг.)



Ю.А. Алюшин
(1987–1994 гг.)



Б.С. Мороз
(с 1994 г. по настоящее время)

Заведующие кафедрой "Машины и технология обработки металлов давлением"
(в скобках указаны годы руководства кафедрой)

давлением". В том же году на кафедру были приняты на штатные должности преподавателей инженеры завода "Ростсельмаш" Алексей Захарович Журавлёв и Григорий Михайлович Охримович, а на должность заведующего лабораторией – выпускник кафедры 1938 г. Александр Захарович Журавлёв. В 1940 г. Александр Захарович Журавлёв был переведен на должность ассистента кафедры и назначен заместителем декана факультета.

В 1940 г. при кафедре была организована аспирантура, в которую были приняты выпускники кафедры Э.Г. Ерицпохов и А.П. Вселюбский, а в заочную аспирантуру – начальник кузнечного цеха завода "Ростсельмаш" Г.Т. Низовой и инженер центральной заводской лаборатории Б.В. Рябинин.

В 1941 г. Александр Захарович Журавлёв представил к защите в Днепропетровский металлургический институт кандидатскую диссертацию, но в связи с началом Великой Отечественной войны защита не состоялась. На фронт ушли преподаватели кафедры Алексей и Александр Журавлёвы и другие сотрудники кафедры, а институт был эвакуирован из Ростова-на-Дону в Ташкент.

В 1944 г. институт возвратился в разрушенный войной город Ростов-на-Дону. В том же году кафедра была восстановлена под новым названием "Машины и технология обработки металлов давлением" (МиТОМД).

Кафедра располагалась в восстановленном здании рядом с заводом "Ростсельмаш", на базе которого проводились все лабораторно-практические занятия. Заведующим кафедрой по совместительству был назначен канд. техн. наук, доцент Ростовского-на-Дону института инженеров железнодорожного транспорта Хрисанф Никифорович Дементьев, который руководил ею до 1947 г. В 1947–1948 гг. кафедрой заведовал доцент Алексей Захарович Журавлёв. В 1948 г. заведующим кафедрой был назначен уволенный из армии в запас майор Александр Захарович Журавлёв. В 1949 г. в Институте цветных металлов и золота им. М.И. Калинина он защитил вновь выполненную кандидатскую диссертацию.

В это время на кафедру был принят на должность старшего преподавателя Б.В. Рябинин, окончивший в 1935 г. кафедруковки и штамповки с отличием. В дальнейшем к работе на

кафедре, как правило, привлекались также ее лучшие выпускники. Первым таким выпускником стал в 1949 г. Д.С. Писанко. В 1950 г. Б.В. Рябинин защитил кандидатскую диссертацию в Белорусском политехническом институте.

В начале 1950-х годов руководством Ростовской области перед кафедрой были поставлены серьезные задачи как в области подготовки специалистов, так и в оказании научно-практической помощи заводу "Ростсельмаш". Кафедра оперативно организовала на заводе студенческое конструкторское бюро.

В связи с увеличением набора на специальность "МиТОМД" и возросшими требованиями к квалификации преподавателей в этот период кафедре была оказана помощь в научных и опытных производственных кадрах. В 1952 г. после окончания аспирантуры Московского автомеханического института Министерством образования СССР на кафедру был направлен канд. техн. наук В.П. Милованов, а в 1955 г. – выпускник кафедры "МиТОМД" 1940 г. канд. техн. наук Ю.А. Аверкиев, окончивший аспирантуру в МВТУ им. Н.Э. Баумана. В 1956 г. на должность доцентов были приняты начальник конструкторского отдела института "ГИПРОСТРОЙДОРМАШ" Н.П. Кравченко и М.З. Титаренко – бывший директор завода "Ростсельмаш". В 1959 г. на должность ассистента на кафедру был принят выпускник кафедры, инженер РостНИИТМа Н.И. Деллов, впоследствии защитивший кандидатскую диссертацию в Тульском политехническом институте.

В 1960 г. кафедре вновь было дано право приема аспирантов и разрешено руководство аспирантами Александру Захаровичу Журавлёву и Юрию Александровичу Аверкиеву.

В 1959 г. постановлением Совета Министров СССР был организован завод-втуз при заводе "Ростсельмаш", а в его составе – кафедра "МиТОМД". Для организации учебного процесса по специальности 0503 наша кафедра направила в созданный вуз своих специалистов: старшего преподавателя Д.С. Писанко (1963 г.), канд. техн. наук, доцента Алексея Захаровича Журавлёва (заведующим кафедрой) и ассистента В.В. Репко (1964 г.), ассистента Л.С. Шальнева (1966 г.).

В начале 1960-х годов кафедра "МиТОМД" вместе с институтом перебазировалась в новое здание на пл. Гагарина. По инициативе зав. кафедрой А.З. Журавлёва здесь были созданы две учебно-научные лаборатории нового типа — лаборатории холодной и горячей штамповки и механическая мастерская.

Дисциплины специальности читали канд. техн. наук: А.З. Журавлёв (Теория ОМД), Ю.А. Аверкиев (Холодная штамповка), К.К. Левитин (Горячая штамповка), Л.А. Митропольская (Нагрев и нагревательные устройства), Б.В. Рябинин (Проектирование кузнечно-штамповочных цехов и заводов), доценты Н.П. Кравченко (Кузнечно-штамповочное оборудование), М.З. Титаренко (Технология производства оборудования и штампов).

В 1967 г. после окончания аспирантуры в институте стали и сплавов был принят на кафедру В.Л. Бережной, а в 1968 г. после окончания аспирантуры в Академии наук БССР — Ю.Н. Резников.

В 1969 г. канд. техн. наук, доцент А.З. Журавлёв защитил докторскую диссертацию, в 1970 г. ему присвоено звание профессора. В 1973 г. издательством "Машиностроение" опубликована его монография "Основы теории штамповки в закрытых штампах".

1970–1980-е годы — период наиболее эффективной учебно-методической и научно-исследовательской работы кафедры. Она становится центром подготовки специалистов для сельскохозяйственного и тракторного машиностроения юга страны. Набор студентов на дневную, вечернюю и заочную формы обучения в это время увеличился до 175 человек в год, а выпуск превышал 100 инженеров в год.

В связи с этим значительно возрос штат кафедры: в ее состав были приняты канд. техн. наук, доценты И.И. Жуковская (1969 г.), А.И. Сапелкин (1971 г.), Е.С. Назаренко (1973 г.), Б.С. Хомяк (1977 г.), ассистенты Б.В. Башков (1972 г.), А.К. Романов, А.И. Шипулин (1969 г.), Б.Н. Моренко, В.И. Грищенко, В.С. Удовитченко (1970 г.), Б.С. Мороз (1974 г.).

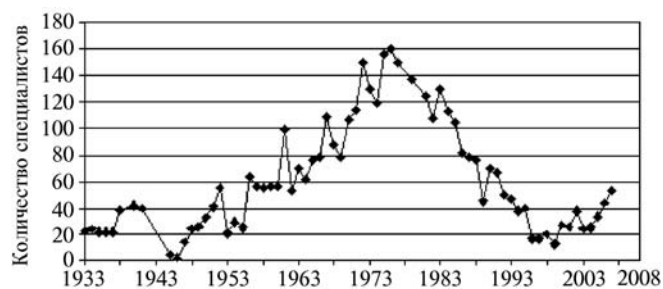
Благодаря усилиям А.З. Журавлёва, руководившего кафедрой до 1987 г., материальная база кафедры стала одной из лучших в стране. Лабо-

ратории располагали оборудованием для исследования различных процессов ОМД. Это — бесшаботный (масса баб 3,6 и 3 т) и пневматический (масса 75 кг) молоты, копер, гидравлические прессы номинальной силой 2 и 20 МН, испытательный пресс ПР500, универсальная испытательная машина УИМ 50, винтовой пресс (1 МН), кривошипные прессы простого (250 и 1000 кН) и двойного (1/0,63 МН) действия, три различных холодновысадочных автомата, два резбонакатных автомата, два стана поперечной прокатки, три нагревательных устройства.

В эти годы резко возрос объем научных исследований, при кафедре создан научно-исследовательский отдел, в котором работали более 30 сотрудников, активно работала аспирантура. В институте был открыт совет по защитах кандидатских диссертаций по специальности 05.324 — Обработка металлов давлением, в котором успешно защитили диссертации выпускники кафедры: Л.С. Шальнев (1971 г.), Б.В. Башков (1972), А.К. Романов, А.И. Шипулин, Б.С. Мороз (1974), Э.П. Луговой (1975), Э.А. Котельников (1977), В.И. Ураждин (1978), Б.Н. Моренко (1980), А.С. Пасхалов, В.В. Илясов (1981), В.М. Пеев (1983) и многие др.

Под руководством д-ра техн. наук, профессора А.З. Журавлёва велись научные исследования в области штамповки в закрытых штампах, холодной штамповки, процессов холодной поперечно-клиновой прокатки, накатки резьб и профилей, резки металла; канд. техн. наук, доцентов Ю.А. Аверкиева — исследования в области листовой штамповки, Е.С. Назаренко — исследования в области кузнечно-штамповочного оборудования. В 1969 г. на кафедре под руководством доцента В.Л. Бережного создано научное направление "Исследования процессов прессования и выдавливания с активным действием сил трения". С 1978 г. под руководством доцента Ю.Н. Резникова на кафедре развивается научное направление "Совершенствование технологии объемной штамповки на основе расчетов формоизменения с решением обратных задач".

В 1987 г. заведующим кафедрой был принят д-р техн. наук, профессор Юрий Алексеевич Алюшин, который положил начало внедрению вычислительной техники в учебный процесс.



Количество специалистов, подготовленных кафедрой в период 1933–2008 гг.

В 1994 г. в связи с его уходом из ДГТУ на эту должность был назначен канд. техн. наук, доцент Б.С. Мороз.

В конце 80-х и 90-х годах XX в. в связи с кризисом в стране на кафедре резко сократился объем научных исследований, уменьшился набор студентов на специальность до 50 человек, выпуск специалистов упал до довоенного уровня (рисунок). Появились проблемы трудоустройства выпускников, сохранения преподавательских кадров и поддержания лабораторий в работоспособном состоянии. Однако в этот период кафедре удалось не только сохранить, но и качественно улучшить преподавательский состав, пополнить лабораторию новым оборудованием, аппаратурой, вычислительной техникой и приобрести специальное программное обеспечение.

В 1992 г. канд. техн. наук, доцент Юлий Наумович Резников, а в 2000 г. – Борис Степанович Мороз защитили докторские диссертации. В 1998 и 2000 гг. защитили кандидатские диссертации аспиранты кафедры Г.Г. Калинин и А.В. Вовченко.

С 1992 г. кафедра готовит бакалавров и магистров по направлению "Технологические машины и оборудование".

Научно-исследовательские направления кафедры: теория и технология прессования; оптимизация процессов горячей объемной штам-

повки; оптимизация холодной штамповки, выдавливания, накатки резьб, поперечно-клиновой прокатки. С 1993 г. кафедра сотрудничает с Исследовательским центром прессования Берлинского технического университета.

Преподаватели привлекают к научной работе студентов. Ежегодно 2–3 студенческие работы представляются университетом на Всероссийский конкурс. За последнее пятилетие лучшие работы студентов награждены медалью и четырьмя дипломами Министерства образования РФ. В текущем году запланирован набор студентов на специализацию "Информационное обеспечение и компьютерные технологии в обработке металлов давлением".

За 75 лет (исключая период войны) кафедрой выполнено большое число научно-исследовательских работ, результаты которых опубликованы в сборниках трудов различных вузов, журналах, в том числе и зарубежных (Германия, Англия, США, Чехословакия). В период с 1970 по 1998 г. кафедрой издано 22 сборника научных трудов. Преподавателями кафедры опубликованы 5 монографий, 13 обзоров, 42 учебника и учебных пособия, 15 курсов лекций, учебно-методическое обеспечение всех дисциплин специальности, 3 методических рекомендации, 2 ГОСТа, получены 92 авторских свидетельства на изобретения СССР и патента.

С 1933 г. кафедра подготовила для промышленности страны 4580 инженеров-механиков, 225 из которых получили дипломы с отличием, 16 магистров и 49 бакалавров.

Среди выпускников кафедры много известных специалистов, лауреатов премий, руководителей предприятий, научных, административных работников, преподавателей вузов, авторов монографий, учебников и справочников.

Борис Степанович Мороз, д-р техн. наук

А.В. Вовченко, Ю.Н. Резников

(Донской государственной технической университет, г. Ростов-на-Дону)

Оптимизация процессов объемной штамповки, реализуемая направленным определением заготовительных форм полуфабрикатов на технологических переходах

Приведены результаты определения заготовительных форм в процессах объемной штамповки, полученные посредством оптимизационного решения задач формоизменения. Решение выполнено по алгоритму обратной прогонки динамического программирования, реализованному численным методом граничных элементов (МГЭ). В представленных примерах оптимизировались энергосиловые показатели процесса штамповки и распределение деформации внутри готовой поковки.

Results of definition of procuring forms are resulted in forging processes, received by means of optimizations decisions of problems formchanging. The decision is executed on algorithm of return prorace of the dynamic programming, realized by numerical of boundary elements method (BEM). In the submitted examples were optimized energetic parameters of process of punching and distribution of deformation inside ready detail.

Ключевые слова: оптимизация объемной штамповки; метод граничных элементов; реверсивное нагружение.

Keywords: optimization of metal forming; BEM; reverse loading.

В настоящей работе технологические процессы объемной штамповки были оптимизированы по двум основным показателям: энергосиловым параметрам процесса деформирования и значению распределения деформированного состояния внутри готового изделия — поковки.

Априорно полагается, что на процесс штамповки затрачивается рациональный объем металла. Под рациональным объемом металла понимается такое его количество, которое обеспечивает заполнение открытого чистового ручья соответствующей формы в пределах облойного мостика. Подобное ограничение приводит к необходимости организации направленно ориентированного заполнения ручья на окончательном (чистовом) переходе многопереходного процесса штамповки, снижает расход металла и исключает возможность "традиционного" управления степенью заполнения чистового ручья посредством увеличения размеров заготовки (способа, часто применяемого в производственных условиях). Негативные эффекты изменения экономических показателей про-

цесса, связанные с дополнительным введением заготовительных ручьев в штампе, в работе не рассматриваются.

В двух нижеследующих примерах, рассмотрена методика определения оптимальной технологической схемы штамповки поковки, находящихся в условиях осесимметричного (рис. 1, а) и плоского (рис. 1, б) деформированных состояний. Обобщенное определение необходимой схемы штамповки основывается на

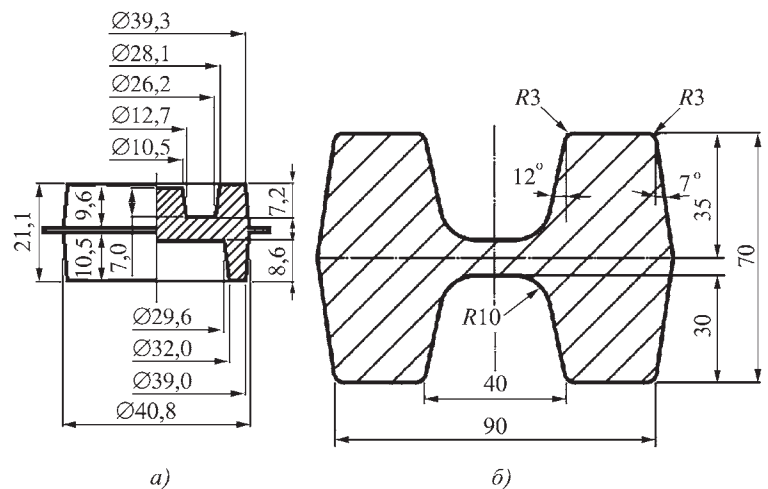


Рис. 1. Поковки № 1 (а) и № 2 (б), рассматриваемые при оптимизации процесса штамповки

использовании процедуры многошаговой оптимизации, базирующейся на алгоритме обратной прогонки динамического программирования¹ (ДП).

Постановка оптимизационной задачи включает назначение целевой функции, являющейся функционалом:

$$J[\bar{x}(t), \bar{u}(t)] = \int_{t_0}^T F(\bar{x}, \bar{u}) dt. \quad (1)$$

Краевые условия определяют размеры поковки

$$(\bar{x}, t_0) \in \xi_0 \quad (2)$$

и заготовки

$$(\bar{x}, T) \in \xi_T \quad (3)$$

с учетом связей системы, определяемых возможностями техпроцесса

$$\dot{x} = f(\bar{x}, \bar{u}, t), \quad (4)$$

где \bar{x} – вектор размеров поковки; \bar{u} – вектор управления; t – функция времени, определяемая в обратной постановке задачи (обратной прогонки ДП) состоянием поковки в момент времени t_0 и заготовки – T .

При практическом выполнении расчетов уравнения (1) и (4) заменяются их конечно-разностными аналогами, в результате чего в области допустимых решений D может быть получена точка $\bar{x}^* \in D$, доставляющая оптимальное значение функционалу (1). При этом расчет, анализ результатов и определение оптимальной схемы деформирования выполняются таким образом, что удовлетворяется рекуррентное соотношение динамического программирования

$$f_{n-l}(x_l) = \min_{u_l} [Q(x_l, u_l) + f_{n-(l+1)}(x_{l+1})], \quad (5)$$

где $(n-l)$ – число расчетных стадий в процессе, начинающемся с состояния x_l ; $Q(x_l, u_l)$ – предшествующее значение целевой функции за l стадий; $f_{n-(l+1)}(x_{l+1})$ – приращение, опреде-

ляемое переходом объекта исследований в состояние новой стадии $l+1$.

Решение многошаговой оптимизационной задачи сопряжено со значительным увеличением вариантов на каждом последующем шаге расчетной задачи, что определено Р. Беллманом термином "проклятие размерности" и приводит к необходимости решения большого объема "пошаговых" задач, возрастающего с увеличением шагов управления, вводимых в процессе оптимизации.

Особо следует отметить тот факт, что состояние \dot{x} (4) объекта для процессов объемной штамповки определяет комплексно (обобщенно) геометрию полученной промежуточной формы (которая для обратной задачи часто имеет сложный геометрический вид), а не сочетание одного или нескольких размеров. По этой причине чаще всего исключается возможность получения одного \dot{x} от разных управлений, ему предшествующих, так как это возможно, например, в процессах прокатки листа. Поэтому в дальнейшем будет показано, что каждый вводимый вариант управления определяет индивидуальные особенности моделируемой схемы штамповки, что сводит "проклятие размерности" к наиболее сложному варианту, требующему при решении введения определенных ограничений.

Оптимизационные расчеты выполнялись по методике, изложенной в работе [1]. Принципиальным отличием настоящей работы является выполнение расчетов формоизменения численным методом граничных элементов² (МГЭ), позволяющим получить практические результаты для поволоков любой сложности формы с реальными реологическими свойствами, которые принимались по результатам исследований М.Я. Бровмана³.

Для поковки, представленной на рис. 1, а, оптимизация реализована по целевой функции, характеризующей работу деформирования в процессе формоизменения

² Бреббия К. и др. Методы граничных элементов. Пер. с англ. М.: Мир, 1987.

³ Бровман М.Я. Сопротивление деформации в процессах обработки давлением при высоких температурах // Технология легких металлов. 1979. № 8.

¹ Таха Х. Введение в исследование операций: в 2 кн. Кн. 1. Пер. с англ. М.: Мир, 1985.

$$A = \int_{h_1}^{h_2} Pdh = \sum_{j=1}^N \left(\Delta h_j \sum_{i=k}^m \sigma_{hi} l_i z_i \right), \quad (6)$$

где h_1, h_2 – пределы контактного перемещения подвижной плиты штампа по высоте h , сопровождающегося N расчетными стадиями формоизменения тела; $i = 1... \Omega$ – число граничных элементов длиной l_i и глубиной z_i , часть $k...m$ из которых принадлежит поверхности контакта с подвижной плитой штампа; σ_{hi} – проекция нормального контактного напряжения граничного элемента на направление перемещения штампа (h).

Реализация алгоритма обратной прогонки динамического программирования в оптимизационных расчетах выполнялась постадийным решением последовательности обратных задач, решение которых для объемной штамповки впервые было предложено в 1979 г.⁴ по алгоритму обращения движения деформирования.

Принятые управления на первом расчетном шаге соответствуют предпоследней стадии штамповки, когда поковка еще не полностью заполнила полость штампа, но уже может быть признана годной, так как принятое незаполнение находится в поле допуска на соответствующий линейный размер.

Принятые управления на первом шаге показаны на рис. 2, а. Из рисунка следует, что в процессе назначения управлений направленно преследовалась технологическая цель – исключение однонаправленного течения металла в плоскости заусенца (эффект доштамповки) посредством введения схем заполнения, обеспечивающих различные степени свободы течения металла в конце процесса штамповки. Каждая из схем (I–III) рассматривалась как исходная для последующей расчетной стадии, а с использованием этой схемы на последующих шагах вводились аналогичные управления [2].

Результаты расчета многошаговой оптимизации процесса объемной штамповки представлены на рис. 3, а [2], условно иллюстри-

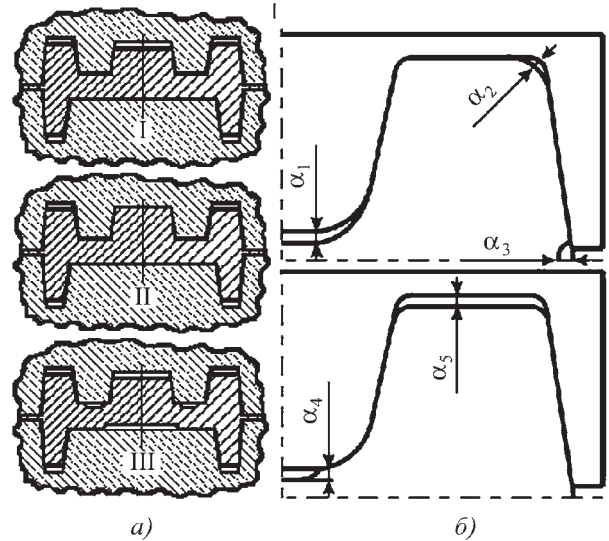


Рис. 2. Управления первого шага многошаговой оптимизации процесса объемной штамповки поковок № 1 (а) и № 2 (б)

рующем зависимость целевой функции от перемещения инструмента при обратном следовании от готовой поковки к исходной заготовке. Каждый из путей формоизменения, показанных на рис. 3, а, характеризуется определенным, только ему присущим управлением, вводимым на определенной стадии процесса и соответствующим значением целевой функции, которая на схеме приведена в относительном виде

$$[A] = \frac{A_n}{A_{\max}} \cdot 100\%. \quad (7)$$

На рис. 3, а у точек 25 и 28 значения целевой функции $[A]$ отсутствуют, так как обратное моделирование в этих вариантах управлений приводит к сложным формам заготовки (т.е. полуфабриката), получение которых требует организации дополнительного четвертого технологического перехода (т.е. первого по очереди при прямом рассмотрении процесса штамповки). А это, в свою очередь, вступает в противоречие с исходным ограничением на общее число планируемых переходов штамповки: не более трех. Поэтому эти два пути деформирования на оптимизационной схеме считаются "тупиковыми", что характерно для подобных оптимизационных задач.

Расчет суммарной работы определяет оптимальный путь деформирования, при условии

⁴ Резников Ю.Н. Расчет формы и размеров заготовок в процессах объемной штамповки методом верхней оценки // Изв. вузов. Черная металлургия. 1979. № 2.

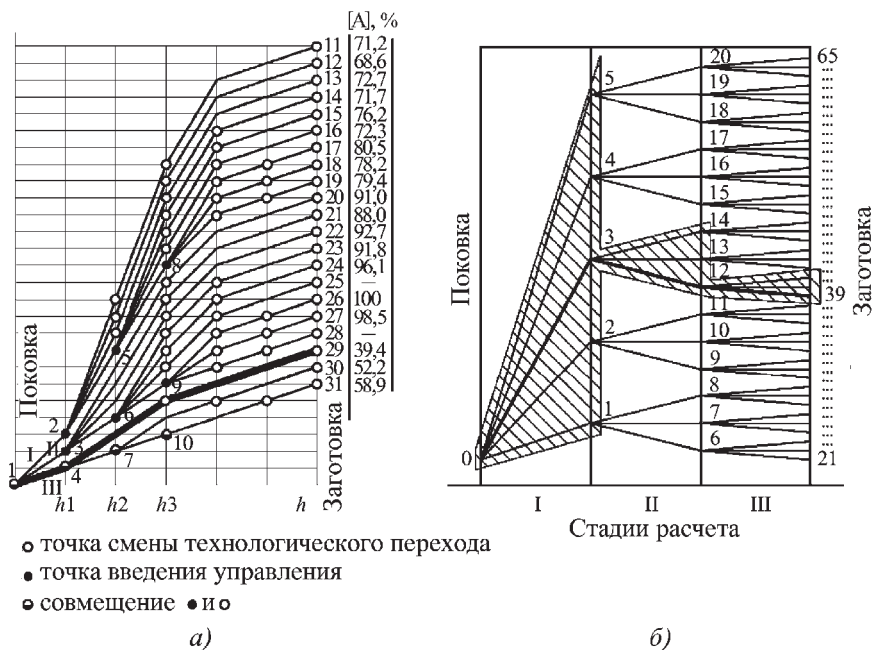


Рис. 3. Схемы многошаговой оптимизации процессов объемной штамповки поковок № 1 (а) и № 2 (б)

$A \rightarrow \min$. Для рассматриваемой поковки таким путем является путь 1–4–9–29, которому соответствует схема штамповки, приведенная на рис. 4, а.

Так, посредством многошаговой оптимизации по критерию минимальной работы деформирования для поковки № 1 на первом переходе штамповки показана осадка в фасонном ручье с преимущественным заполнением нижней части штампа (рис. 4, а).

Экспериментальным подтверждением эффективности применяемого оптимизационно-

го подхода служат результаты сравнения рассчитанной оптимальной схемы деформирования со схемами традиционной штамповки, выполняемой за один переход и за два перехода (с предварительной осадкой заготовки). На рис. 5, а приведены экспериментальные силовые характеристики соответствующих переходов штамповки, совмещенные между собой последовательно по координате перемещения плиты штампа h , согласно принятым технологическим схемам.

Для поковки, представленной на рис. 1, б, оптимизация реализована по целевой функции, предложенной в работе [3], характеризующей неравномерность деформированного состояния в ее сечении

$$J = \frac{\sum_{i=1}^n |\varepsilon_{cp} - \varepsilon_i| S_i}{\sum_{i=1}^n S_i}, \quad (8)$$

где ε_i и S_i – соответственно степень деформации на произвольном (i -м) участке сечения и площадь этого участка; ε_{cp} – среднее арифметическое значение степени деформации по сечению поковки.

Основная особенность принятой целевой функции $J \rightarrow \min$ заключается в постоидийно неаддитивном характере ее распределения по пути деформирования (формоизменения), что усложняет многошаговую оптимизационную задачу.

Управления первого шага вводятся аналогично управлениям, рассмотренным на рис. 2, а, с учетом геометрической формы рассматриваемой

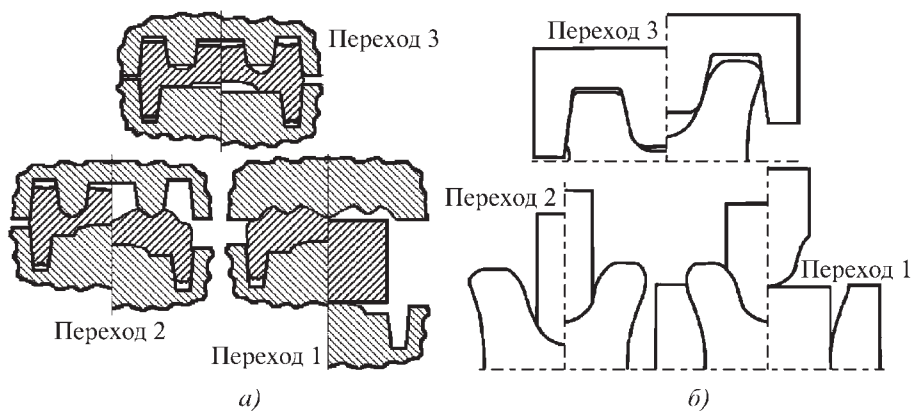


Рис. 4. Оптимальные схемы штамповки поковок № 1 (а) и № 2 (б), реализуемые за три технологических перехода, представленные в направлении выполненного расчетного формоизменения (направлении, обратном естественному протеканию процесса)

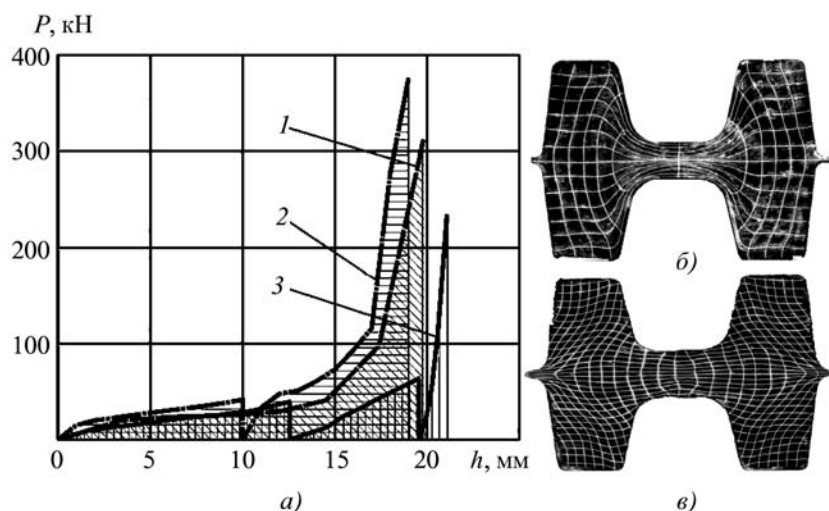


Рис. 5. Сравнительные экспериментальные данные штамповки поковки № 1 (а), поковки № 2, полученной по рекомендациям Н.Ф. Неймайера (б) и по оптимальной технологии (в):

1 – штамповка за один переход, $A_{\text{эксп}} = 1025,3$ МДж; 2 – штамповка за два перехода (с предварительной осадкой), $A_{\text{эксп}} = 1207,9$ МДж; 3 – штамповка по оптимальной схеме за три перехода, $A_{\text{эксп}} = 584,6$ МДж

поковки, и наглядно иллюстрируются на рис. 2, б и в табл. 1 [4].

В связи с "проклятием размерности", упомянутым выше, применительно к процессам объемной штамповки (см., например, рис. 3, а), в решении данной оптимизационной задачи методом обратной прогонки динамического программирования применена схема введения исходных ограничений по алгоритму, известному как "киевский веник", предложенная В.С. Михалевичем⁵. Согласно схеме решение сводится к пошаговому определению наиболее конкурентоспособных вариантов [4], т.е. общее многообразие вариантов оптимизационной схемы (рис. 3, б) может быть сведено к рассмотрению области, ограниченной штриховкой. Такая схема ограничений была успешно апробирована и на результатах полного оптимизационного поиска, представленного схемой, изображенной на рис. 3, а.

Реализация алгоритма обратной прогонки динамического программирования в оптимизационных расчетах рассматриваемых примеров выполнялась постадийным решением последовательности обратных задач формоизме-

⁵ Михалевич В.С. Последовательные алгоритмы оптимизации и их применение / Кибернетика. 1965. № 1, 2.

нения по алгоритму реверсивного нагружения (РН). Результативность схемы организации такого решения пока обеспечивается применением только МГЭ, что является предметом отдельного исследования, представленного, например в работе [5]. Такой алгоритм (РН) позволил организовать численное моделирование обратной задачи формоизменения – за меньшее время, с точностью, аналогичной решению, полученному по алгоритму обращения движения деформирования.

По рассчитанным в результате оптимизации параметрам технологических переходов штамповки поволоков выполнялось прямое численное моделирование, реализованное для сравнения на конечно-элементном комплексе QForm, а также физическое моделирование процессов в условиях, аналогичных расчетным (табл. 2). Так, в частности, оптимизация по критерию минимальной неравномерности деформации по сечению (8) для поковки № 2 приводит к необходимости применения в качестве перво-

1. Управления первого шага оптимизации

Вариант	1	2	3	4	5
Комбинации параметров управления	$\alpha_1 \neq 0$	$\alpha_1 = 0$	$\alpha_1 \neq 0$	$\alpha_1 = 0$	$\alpha_1 \neq 0$
	$\alpha_2 = 0$	$\alpha_2 = 0$	$\alpha_2 = 0$	$\alpha_2 \neq 0$	$\alpha_2 \neq 0$
	$\alpha_3 = 0$	$\alpha_3 \neq 0$	$\alpha_3 \neq 0$	$\alpha_3 \neq 0$	$\alpha_3 = 0$
	$\alpha_4 = 0$	$\alpha_4 \neq 0$	$\alpha_4 = 0$	$\alpha_4 = 0$	$\alpha_4 = 0$
	$\alpha_5 \neq 0$	$\alpha_5 = 0$	$\alpha_5 \neq 0$	$\alpha_5 = 0$	$\alpha_5 = 0$
$J_{\text{расч}}$	0,037	0,041	0,032	0,043	0,04

2. Сравнение известных технологий штамповки по критерию J

Технологическая схема	Расчет	Эксперимент
Штамповка в 1-м переходе (простейшая схема штамповки)	0,24	0,16
Штамповка по схеме, предложенной Н.Ф. Неймайером	0,15	0,12
Оптимальная схема штамповки (путь 0–3–12–39, рис. 3, б и 4, б)	0,08	0,07

го перехода штамповки — осадки в фасонном бандеже (рис. 4, б).

Результаты экспериментального физического моделирования подтверждают результаты оптимизации (см. рис. 5, в) даже в сравнении с технологией штамповки, разработанной по аналитическим рекомендациям Н.Ф. Неймайера, предлагаемым для достижения аналогичной цели (табл. 2).

Выводы

1. Разработка процессов объемной штамповки поковок из заготовок, объем и масса которых не содержат дополнительных приращений ("магазинная" часть облоя), традиционно обеспечивающих заполнение окончательных ручьев, приводит к необходимости направленного оптимизационного определения заготовительных форм полуфабрикатов на предварительных технологических переходах, обеспечивающих заданное заполнение чистового ручья.

2. Предложен способ направленного оптимизационного определения заготовительных форм полуфабрикатов на всех переходах многопереходной штамповки поковок двух видов. Способ основан на применении алгоритма обратной прогонки динамического программирования, реализованного численным методом граничных элементов.

3. На примере применения многошагового оптимизационного подхода к поковкам двух типов показана и экспериментально подтверждена возможность снижения как энергосиловых параметров процесса штамповки, так и повышение равномерности распределения накопленных деформаций по сечению готовой поковки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Резников Ю.Н.** Расчет оптимальных заготовок и заготовительных ручьев в процессах объемной штамповки / Изв. вузов. Черная металлургия. 1987. № 10. С. 39–43.
2. **Резников Ю.Н., Вовченко А.В., Калинин Г.Г.** Расчет многошаговой оптимизации процессов объемной штамповки // Теория, технология, оборудование и автоматизация обработки металлов давлением и резанием: сб. науч. тр. Вып. 1. Тула: ТулГУ, 1999. С. 129–134.
3. **Резников Ю.Н., Калинин Г.Г.** Оптимизация заготовительных ручьев для поковок, изготавливаемых объемной штамповкой / Кузнечно-штамповочное производство. 1998. № 10. С. 8–10.
4. **Резников Ю.Н., Вовченко А.В., Жиленков В.Е.** Об оптимизации процессов деформирования металлов // Металлы. 2006. № 1. С. 39–43.
5. **Вовченко А.В.** Особенности обратного гранично-элементного моделирования процессов объемной штамповки // Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением: сб. науч. тр. Ч. 1. Тула: ТулГУ, 2002. С. 70–76.

*Арменак Владимирович Вовченко, канд. техн. наук;
Юлий Наумович Резников, д-р техн. наук*

Читайте в следующем номере:

- **Мороз Б.С., Шипулин А.И.** Анализ напряженно-деформированного состояния металла на начальной стадии обратного прессования
- **Пасхалов А.С.** Оценка возможности интенсификации многоканального прессования с использованием активного действия сил трения
- **Гунин А.В.** Сила срабатывания исполнительных элементов предохранительных механизмов холодновысадочных автоматов
- **Клюка А.В.** Способ холодной сквозной закрытой прошивки

Анализ условия захвата заготовки при накатывании резьбы плоскими плашками

Рассмотрены условия накатывания резьбы плоскими плашками. Проведен анализ процесса, позволяющий определить режимы вдавливания профиля инструмента на калибровочном и заходном участках. Приведены аналитические зависимости, позволяющие рассчитать параметры инструмента в зависимости от граничных условий. Проанализировано влияние контактного трения и размеров заготовки на качество получаемой резьбы.

The conditions rolling of groove flat billet are considered. The analysis of process allowing defining modes of indentation condition of the tool on calibrating and dropping in sites section are performed. The analytical dependences allowing calculating parameters of the tool depending on boundary conditions are given. The influence of contact friction and sizes of preparation on quality of received groove is analyzed.

Ключевые слова: резьба; плоские плашки; заходный и калибровочный накатные участки; контактное трение.

Keywords: groove; flat billet; calibrating and dropping in sites; contact friction.

В настоящее время накатывание резьбы на сплошных и пустотелых заготовках является широко распространенным и прогрессивным способом обработки металлов давлением. Используя самые разнообразные материалы, накатыванием можно получать крепежные изделия различной прочности и с разными физическими, химическими и механическими свойствами.

Основные факторы, влияющие на прочность и качество резьбы – это вид оборудования, тип накатывания и наладка инструмента.

Наиболее распространенным способом получения метрических резьб является их накатывание двумя плоскими плашками, одна из которых является подвижной, а вторая – неподвижной. При этом обе плашки имеют заходные участки, выполненные под углом к калибрующей части. Профиль резьбы на заходном участке, выполняется с притуплением.

Изучением накатывания резьбы плоскими плашками занимались многие авторы. Но в опубликованных работах отсутствует теоретический анализ процесса, позволяющий определить оптимальные условия режимов вдавливания профиля инструмента на заходном и калибровочном участках. Нет также данных о получении требуемого профиля и причинах воз-

никновения брака и разрушения самой заготовки.

Практика показывает, что при накатывании резьбы на ее вершине часто появляются дефекты в виде углублений, закатов и выпуклостей. Но в отдельных случаях наблюдается течение металла, приводящее к появлению прямой образующей на свободной поверхности. Обычно это объясняется различиями технологических параметров процесса и механических характеристик обрабатываемого материала.

Так возникновение углублений на вершине в ряде работ объясняется большой скоростью вращения заготовки при малой глубине вдавливания инструмента за полуоборот. Другими авторами возникновение дефектов объясняется проскальзыванием заготовки относительно инструмента в процессе накатывания. Все это определяется технологическими параметрами процесса: соотношением длин заходного и калибрующего участков плашек, различием сил трения на контактных поверхностях, жесткостью всей системы и величиной активных и пассивных сил вдавливания инструмента в заготовку.

В работе исследуется влияние перечисленных технологических параметров процесса на качество накатываемой резьбы.

Проанализируем влияние активных и пассивных сил на глубину вдавливания плашек в заготовку.

Действительно, глубина вдавливания зависит от формы заходной части инструмента и податливости системы автомата и плашек. Сама податливость зависит от состояния оборудования, обрабатываемого материала, глубины вдавливания резьбы и диаметра накатываемого стержня.

Так, при накатывании стержней небольшого диаметра и с небольшим сопротивлением деформированию обрабатываемого материала податливость системы относительно глубины вдавливания профиля накатника составляет малую долю. Поэтому для таких изделий все расчеты, в том числе и силовые, можно проводить без учета податливости как для абсолютно жесткой системы. Такие расчеты были предложены в работе [1].

При накатывании стержней большого диаметра и с большим сопротивлением деформированию материала силовые расчеты и связанные с ними площади контакта, крутящие моменты, диаграммы действующих сил необходимо вести с учетом податливости системы. В этом случае начало захвата, глубина вдавливания профиля инструмента и окончание процесса накатывания определяются начальным расстоянием между выступами накатников. В такой системе начало вдавливания, так же как и выход стержня, способствуют увеличению длины заходной и выходной части из-за изменения геометрических соотношений.

Рассмотрим общий случай условия захвата стержня в абсолютно жесткой системе, полагая, что один из накатников неподвижен, а другой – перемещающийся. Принимаем, что условия захвата стержня зависят от формы инструмента, угла наклона заходной части и определяются трением на контакте.

Анализ условия захвата стержня на заходной части накатника осложняется тем, что на этом участке инструмент имеет притупленный профиль резьбы, увеличивающий контактное трение, а образующие заходной части подвижной и неподвижной плашек наклонены под различными углами к калибрующему участку.

При накатывании резьбы подвижный инструмент силой трения на контакте стремится сместить стержень в направлении своего движения, но такая же сила на неподвижной плашке тормозит это движение и заставляет стержень вращаться и катиться. Условия захвата заготовки и начало процесса обеспечивает сила трения скольжения, а дальнейшее движение стержня обуславливается изменяющейся силой трения качения. Следовательно, для расчета технологических параметров накатывания необходимо знать величину коэффициента трения скольжения и изменяющегося коэффициента трения качения.

Для расчетов процесса пластического деформирования при накатывании резьбы примем справочные коэффициенты трения, полученные для процессов волочения, т.е. от 0,04 до 0,25 в зависимости от параметров процесса. Так, при полированной поверхности со смазкой коэффициент трения равен 0,04...0,1, при шлифованной – увеличивается до 0,25.

Рассмотрим условия начала движения заготовки в рабочую щель и процесс накатывания резьбы, которые зависят от качества и состояния поверхности инструмента. Тянущей является сила трения на заходном участке, при отсутствии которой на одном из накатников процесс не осуществим.

Поэтому принимаем, что на обеих контактных поверхностях присутствует трение. Захват и перекатывание заготовки подвижной плашкой рассмотрим для инструмента, форма и размеры которого соответствуют параметрам инструмента по ГОСТ 2248–80.

Составим уравнения равновесия всех сил, действующих на заготовку в начале процесса накатывания на заходном участке (рис. 1), спроецировав их на оси x и y :

$$\begin{aligned} \Sigma T_x &= 0; \\ T_1 \cos \varphi + N_1 \sin \varphi - T_2 \cos \beta - N_2 \sin \beta &= 0; \\ \Sigma T_y &= 0; \\ T_1 \sin \varphi - N_1 \cos \varphi - T_2 \sin \beta + N_2 \cos \beta &= 0, \end{aligned} \quad (1)$$

где T_1 , T_2 – силы трения на контактных поверхностях; N_1 , N_2 – силы нормального давле-

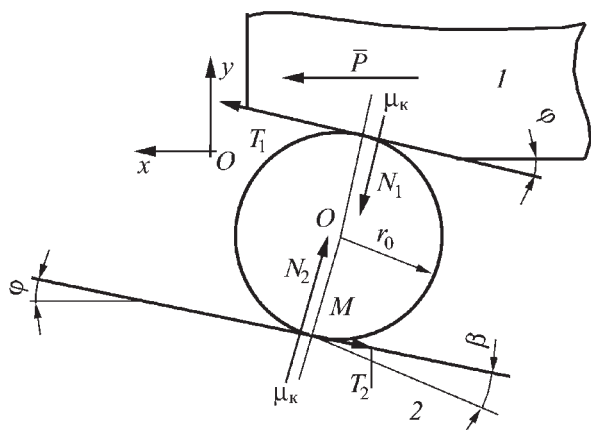


Рис. 1. Схема действующих сил на задних участках инструмента:

1 – подвижная плашка; 2 – неподвижная плашка

ния; φ , β – углы наклона образующих соответственно подвижной и неподвижной плашек.

Решив уравнения (1) относительно T_2 и преобразовав его, найдем величину нормальной силы на неподвижной плашке по формуле

$$N_2 = T_1 \sin(\beta - \varphi) + N_1 \cos(\beta - \varphi).$$

Для определения тянущей силы T_1 на подвижной плашке составим уравнение моментов всех действующих сил относительно точки M (см. рис. 1):

$$T_1 r_0 \left[1 + \frac{1}{\cos(\beta - \varphi)} \right] - \mu_k N_1 - [\mu_k + \operatorname{tg}(\beta - \varphi)] N_2 = 0, \quad (2)$$

где μ_k – коэффициент трения качения.

После преобразования выражения (2) и подстановки в него N_2 получим силу трения на подвижной плашке, действующую на заготовку:

$$T_1 = \frac{N_1 \{ \mu_k \cos(\beta - \varphi) + \cos(\beta - \varphi) [\mu_k \cos(\beta - \varphi) + r_0 \sin(\beta - \varphi)] \}}{r_0 [1 + \cos(\beta - \varphi)] - \sin(\beta - \varphi) [\mu_k \cos(\beta - \varphi) + r_0 \sin(\beta - \varphi)]}. \quad (3)$$

Обозначим через χ разность углов $\beta - \varphi$, т.е. угол, характеризующий условие захвата заготовки на заднем участке инструмента. Назовем его углом захвата. Заменив в уравнении (3)

$\beta - \varphi$ на χ , и выполнив преобразования, получим

$$T_1 = \frac{N_1 [\mu_k \cos \chi + \cos \chi (\mu_k \cos \chi + r_0 \sin \chi)]}{r_0 (1 + \cos \chi) - \sin \chi (\mu_k \cos \chi + r_0 \sin \chi)}. \quad (4)$$

Если принять, что $T_1 \leq \mu_c N_1$, то можно определить значение коэффициента трения скольжения μ_c через отношение T_1/T_2 , обеспечивающее условие захвата заготовки. Значение этого коэффициента определяется соотношением

$$\mu_c \geq \frac{\mu_k + r_0 \operatorname{tg} \frac{\chi}{2}}{r_0 - \mu_k \operatorname{tg} \frac{\chi}{2}}. \quad (5)$$

Из неравенства (5) получим выражение для коэффициента трения качения:

$$\mu_k \leq \frac{r_0 \left(\mu_c - \operatorname{tg} \frac{\chi}{2} \right)}{1 + \mu_c \operatorname{tg} \frac{\chi}{2}}. \quad (6)$$

Решив последнее относительно χ и задав коэффициенты трения, можно определить необходимый угол захвата для стабильного движения заготовки в заднем участке плашек

$$\operatorname{tg} \frac{\chi}{2} \leq \frac{\mu_c r_0 - \mu_k}{r_0 + \mu_c \mu_k}. \quad (7)$$

Предложенные зависимости дают возможность рассчитать значение коэффициента трения скольжения, обеспечивающего захват стержня плашками. Нами был проведен расчет коэффициентов трения, обеспечивающих захват и движение заготовки при накатывании

резьбы плашками, изготовленными по ГОСТ 2248–80 с углом $\beta = 4^\circ 50'$, при $\mu_k = 0,01$ и $0,005$. Результаты расчета представлены на рис. 2.

Из рис. 2 следует, что углы наклона в начале заднего участка подвижной и неподвижной плашек должны быть одинаковыми, т.е. должно выполняться условие $\chi = 0$.

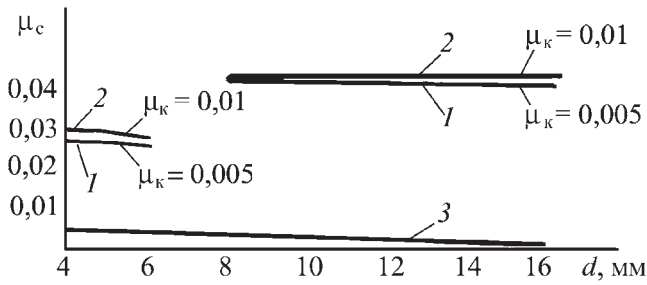


Рис. 2. Влияние диаметра накатываемой резьбы на стабильный захват заготовки при:

1 — $\mu_k = 0,01$, $\beta = 4^\circ 50'$; 2 — $\mu_k = 0,005$, $\beta = 4^\circ 50'$; 3 — $\chi = 0$

На условия захвата и качения заготовки оказывает влияние не только угол захвата χ , но и диаметр заготовки, что следует из формулы (7) и рис. 2. Это подтверждается производственными данными и согласуется с данными работы [3] и др.

Так, стержни малого диаметра (1...2 мм) при накатывании существующими плашками часто проскальзывают, о чем говорилось ранее, относительно инструмента при малейшем нарушении наладки накатников. Это обычно наблюдается на подвижной плашке. После захвата заготовки при неизменном угле раствора инструмента увеличивается длина контакта заготовки с инструментом, что приводит к возрастанию коэффициента трения качения при уменьшении коэффициента трения скольжения и общей тянущей силы. Для устранения этого явления на практике заходную часть плашки закругляют, делая поперечные риски или выполняют пескоструйную обработку плоскости, что обеспечивает увеличение коэффициента трения скольжения, но ухудшает качество получаемой поверхности резьбы, а иногда и приводит к ее браку.

Наличие проскальзывания стержня при накатывании резьбы, — отметил и М.И. Писаревский, объясняя это малостью угла раствора заходной части вследствие плохой наладки инструмента.

Однако проведенный нами анализ процесса показывает, что увеличение угла раствора заходной части плашек не только ухудшает условия захвата, но и ее качение на деформирующем участке инструмента.

Исследования влияния контактного трения на формирование резьбы, проведенные авторами работы [3], показали, что на протяжении всего процесса накатывания должны одновременно осуществляться захват стержня, качение заготовки и обеспечиваться тянущая сила. Если на заходном участке в начале захвата заготовки довольно просто установить тянущую силу, как силу трения на притупленной резьбе накатника, то в процессе ее качения по инструменту создать такие условия становится сложнее, так как в процессе заполнения профиля накатника площадь контакта заготовки с плашкой изменяется. Наклонные стенки инструмента стремятся смять уже образовавшуюся резьбу на стержне. Это способствует увеличению сил трения, уменьшению тянущей силы и тормозит перемещение заготовки.

Тянущую силу T_t во время качения заготовки можно определить из условия

$$T_t = T_1 + T_3, \quad (8)$$

где T_1 — сила трения; T_3 — сила зацепления с резьбой.

Силу трения на участке с притупленной резьбой и на наклонных поверхностях в углублениях профиля накатника можно определить по формуле (4). Определив длину контакта, глубину вдавливания и подъем металла, можно определить силу зацепления резьбы из условия равновесия действующих сил. Как сила трения, так и сила зацепления зависят от нормального давления, так как нормальное давление способствует увеличению площади контакта. Поэтому с некоторым приближением можно допустить, что тянущая сила вместо соотношения (8) может быть определена по формуле

$$T_t = \mu_{c1} N_1,$$

где μ_{c1} — условный переменный коэффициент трения скольжения.

Проведенный анализ показывает, что при накатывании резьбы любого типоразмера по мере продвижения стержня в области накатывания при одинаковом угле наклона заходного участка на обеих плашках вне зависимости от диаметра заготовки:

– коэффициенты трения качения и трения скольжения являются взаимозависимыми;

– по мере продвижения заготовки по инструменту величина коэффициента трения качения увеличивается, так как увеличивается длина пластического контакта;

– коэффициент трения скольжения является величиной переменной, так как в начальный момент при захвате заготовки имеет постоянное значение на обеих плашках, а при выходе на калибровочный участок он увеличивается из-за увеличения площади контакта;

– по мере продвижения стержня по инструменту условия качения улучшаются, поскольку растет тянущая сила подвижного инструмента в результате заполнения профиля накатника, а от действия наклонной поверхности резьбы накатника появляется сила трения, способствующая перемещению заготовки.

Выводы

Для создания оптимальных условий вдавливания инструмента в заготовку при накатывании резьбы необходимо обеспечить условия, чтобы осуществлялся захват заготовки, ее ка-

чение и перемещение по инструменту на протяжении всего процесса.

Для осуществления необходимых условий захвата заготовки и формирования резьбы необходимо заходные участки подвижной и неподвижной плашек выполнять с одинаковым углом наклона, а для качения и перемещения заготовки по инструменту необходимо обеспечить нормальную силу вдавливания, так как от нее напрямую зависит тянущая сила.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Петракова В.Г. Причины образования поверхностных дефектов в накатанной резьбе // Вестник машиностроения. 1989. № 9. С. 51–54.

2. Журавлёв А.З., Ефремова Е.А., Баклаг Г.Н. Особенности течения материала при относительно малых вдавливаниях инструмента // Организационно-экономические вопросы современного менеджмента. Ростов-на-Дону: ДГТУ, 1997. С. 124–126.

3. Журавлёв А.З., Ефремова Е.А. Влияние контактного трения на характер течения металла при накатывании с малой глубиной вдавливания профиля накатника // Теория резания. Вып. 1. Тула. 1999. С. 98–102.

Александр Захарович Журавлёв, д-р техн. наук;
Елена Александровна Ефремова, канд. техн. наук

УДК 621.777.24

В.С. Мороз (Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону)

Некоторые особенности обратного прессования и возможность повышения его эффективности за счет сил трения активного действия

Рассмотрены форма и размеры очага пластической деформации, составляющие полной силы прессования и закономерность их изменения по ходу процесса. Предложена зависимость для определения объема очага пластической деформации и вариант повышения эффективности обратного прессования за счет сил трения активного действия.

The form and size of the plastic deformation zone, components of the extrusion force and appropriateness of its changes during process are considered. The dependence for identifying the volume of the plastic deformation zone and the way of increasing indirect extrusion efficacy from active friction forces are offered.

Ключевые слова: обратное прессование; очаг пластической деформации; составляющие силы прессования; активная сила трения.

Keywords: indirect extrusion; deformation zone; components of the total extrusion force; active friction.

Введение. Несмотря на то что способ обратного прессования предложен в 1870 г., а первый гидравлический пресс для его реализации был создан в 1924 г., из-за отсутствия прочных

инструментальных сталей он получил применение в промышленности только во второй половине прошлого столетия. За рубежом обратное прессование осуществляют на специа-

лизированных прессах. В нашей стране этот способ реализуют на модернизированных прессах для прямого прессования и специальных прессах.

Обратным прессованием получают профили несложного поперечного сечения, трубы и полуфабрикаты из цветных металлов и их сплавов для дальнейшей обработки давлением.

Основные преимущества способа – пониженные по сравнению с прямым прессованием энергозатраты на деформирование заготовки, существенно меньшая неравномерность деформации в продольном и поперечном сечении изделий, меньшие технологические отходы, существенное повышение скоростей истечения, а следовательно, и производительности оборудования при прессовании алюминиевых сплавов высокой прочности. Пониженные энергозатраты на процесс позволяют применять заготовки длиной более пяти диаметров, что дает возможность получать длинномерные изделия, дополнительно снижает технологические отходы и повышает производительность оборудования.

К основным недостаткам обратного прессования относят необходимость предварительной подготовки наружной поверхности литой заготовки к прессованию, поперечные размеры получаемых изделий, ограниченные внутренними размерами полого пресс-штемпеля, и значительно меньшую номенклатуру получаемых изделий.

Одним из дополнительных недостатков способа, выявленных при прессовании без смазки заготовок из алюминиевых сплавов Д16 (2024) и В95 (7074), является появление дефектов на поверхности получаемых прутков в заключительной стадии процесса.

Обратное прессование считают классическим примером стационарного процесса, осуществляемого при отсутствии перемещения основной части заготовки относительно контейнера. Только часть металла заготовки у матрицы, находящаяся в периферийной области пластической зоны, смещается относительно контейнера, и здесь действуют незначительные силы трения, направленные в сторону истечения металла – силы активного трения [1]. Несмотря на их незначительную величину, они влияют на

характер течения металла в контейнере, уменьшают неравномерность деформации в изделиях и позволяют уменьшить высоту пресс-остатка по сравнению с прямым прессованием примерно в 2 раза [2].

Однако в литературе отсутствует информация о величине этих сил трения. Обычно при расчетах полной силы деформирования принимают, что сила трения между заготовкой и контейнером вообще отсутствует, а сила, приложенная к пробке или пресс-шайбе с пресс-штемпелем, равна силе, воспринимаемой матрицедержателем с матрицей [1, 2].

Ограниченная информация в опубликованной литературе о деформационно-силовых особенностях обратного прессования и необходимость установления причин появления в получаемых изделиях указанных выше дефектов послужили основанием исследований некоторых особенностей процесса, результаты которых приведены в настоящей статье.

Очаг пластической деформации. При расчете силовых параметров процесса для определения напряжения течения металла [3], величина которого зависит от степени деформации, скорости деформации и температуры заготовки, необходимо определить объем пластической зоны. Несмотря на имеющуюся в литературе по этому вопросу информацию, рассмотрим особенности геометрии пластической зоны (очаг пластической деформации (ОПД)) при обратном прессовании.

Пластическая деформация заготовки при обратном прессовании начинается значительно ближе к матрице, чем при прямом способе, а прессуемый металл послойно поступает в очаг пластической деформации. Для определения размеров ОПД необходимо уточнить геометрию его границ. Понятие "граница" в достаточной степени условно, так как практически невозможно "построить какую-то поверхность, строго отделяющую зону пластического течения от зоны, находящейся преимущественно в упругом состоянии" [2]. Рассмотрим *нижнюю границу очага пластической деформации*.

Известно, что упругая (застойная) зона металла около сопряжения матрицы с контейнером, характерная для прямого прессования,

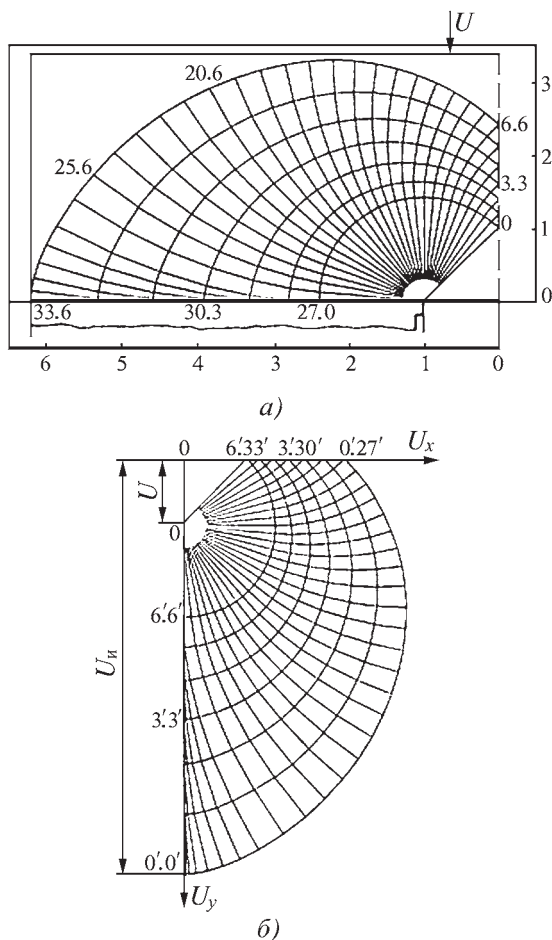


Рис. 1. Поле линий скольжения (а) и годограф скоростей (б) для обратного прессования (U – скорость перемещения контейнера с пробкой; U_y – скорость истечения металла на выходе из контейнера)

при обратном прессовании имеет значительно меньшие размеры. Теоретический анализ процесса и результатов экспериментов показывает, что при обратном прессовании без смазки застойной зоны нет, а есть незначительная упругая зона затрудненного течения металла, примыкающая непосредственно к середине зеркала матрицы.

В монографии Л.А. Шофмана рассмотрено поле линий скольжения для обратного прессования без смазки с отношением радиуса контейнера R к радиусу канала матрицы r , равным 4,5/1. На рис. 1, а приведены поля линий скольжения, построенные автором статьи для осевого сечения инструмента с отношением R/r от 2,41/1 до 6,15/1. Это соответствует диапазону коэффициентов вытяжек от 5,8 до 38,

наиболее часто используемых при обратном прессовании. Построенные поля корректны, так как удовлетворяют граничным условиям в напряжениях и совместны с полями скоростей. Точность построения высока, что подтверждается годографами скоростей: скорость истечения $U_{и}$ отличается от расчетной скорости не более чем на 2 % (см. рис. 1, б).

Из полей линий скольжения следует, что у контакта матрицы с контейнером отсутствует мертвая зона, а из годографа скоростей – что у зеркала матрицы металл перемещается с небольшой радиальной скоростью U_x к оси контейнера. Это согласуется с выводами Л.А. Шофмана, а также с результатами экспериментов (рис. 2, а и 3) и результатами расчета методом конечных элементов (рис. 2, б). У зеркала матрицы можно видеть только невысокую зону затрудненного радиального течения металла (см. рис. 3), а не упругую зону, наклоненную к зеркалу матрицы под углом 10° . Этот факт дает основание считать, что нижняя граница очага пластической деформации примыкает непосредственно к зеркалу матрицы.

Высота очага пластической деформации. При расчетах максимально удаленная от матрицы граница ОПД считается его высотой. В работе [1] высоту очага пластической деформации (рис. 4) при прессовании через плоскую матрицу рекомендуется определять по формуле

$$h = D_k \sin \alpha \sqrt{\mu}, \quad (1)$$

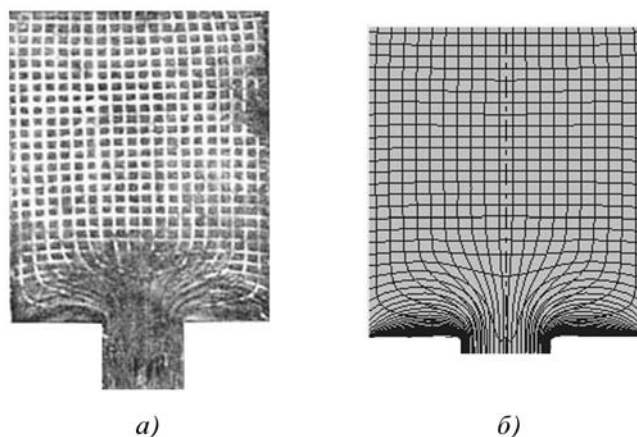


Рис. 2. Экспериментальная (а) и расчетная (б) координатные сетки при обратном прессовании без смазки: а – заготовка из свинца; $D_k = 40$ мм; б – заготовка из сплава Д16; $D_k = 110$ мм

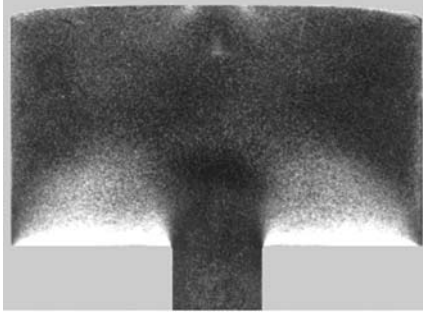


Рис. 3. Макроструктура пресс-остатка при обратном прессовании (сплав 2024 (Д16); $D_k = 110$ мм; $\mu = 20$)

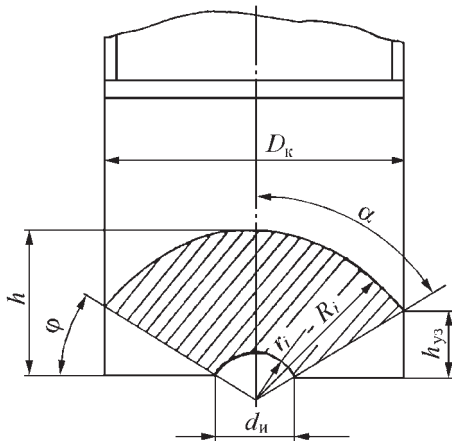


Рис. 4. Схема к расчету объема очага пластической деформации при прессовании

где D_k – диаметр контейнера; α – угол наклона образующей упругой (застойной) зоны у матрицы к оси прессования, $\alpha = 80^\circ$; μ – коэффициент вытяжки, $\mu = D_k^2/d_n^2$.

Высота ОПД, рассчитанная по формуле (1), с увеличением коэффициента вытяжки от 10 до 50 уменьшается более чем в 2 раза и составляет 0,31 и 0,14 D_k соответственно.

Л.А. Шофманом, исходя из графически построенных полей линий скольжения, предложена другая формула:

$$h = 0,5D_k(0,48 + 0,25\sqrt{\mu}). \quad (2)$$

Согласно формуле (2) для приведенных выше условий относительная высота ОПД составляет 0,25 и 0,24 D_k соответственно.

Поля линий скольжения, приведенные на рис. 1, а для более широкого диапазона отношений R/r , позволяют предложить следующую зависимость:

$$h = 0,5D_k(0,52 + 0,35\sqrt{\mu}). \quad (3)$$

Согласно формуле (3) для тех же геометрических условий относительная высота ОПД составляет 0,28 и 0,26 D_k соответственно, т.е. уменьшается с увеличением коэффициента вытяжки не более чем на 7 %.

Из приведенных выше расчетных значений h следует, что формула (1) дает наибольший разброс данных. Кроме того, она предполагает наличие мертвой зоны металла у матрицы, которая в действительности отсутствует.

Результаты расчетов по формулам (2) и (3) дают близкие результаты и более корректны, поскольку не предполагают наличие мертвой зоны у матрицы. Согласно экспериментальным данным высота ОПД при обратном прессовании не превышает 0,3 D_k [4]. Очевидно, что более близкие к экспериментальным данным дают результаты расчетов высоты ОПД по формуле (3).

Верхняя граница очага пластической деформации имеет сложную форму. При прямом и обратном прессовании верхней границей ОПД считают сферическую поверхность радиусом R_i . В соответствии с расчетной схемой [2], приведенной на рис. 4, высота очага пластической деформации при обратном и прямом прессовании может быть определена по формуле

$$h = 0,5(D_k/\sin\alpha - (d_n \operatorname{ctg}\alpha)). \quad (4)$$

Согласно зависимости (4) высота ОПД, например, при $D_k = 200$ мм для прямого прессования с коэффициентом вытяжки $\mu = 10$ составляет 97,5 мм, а для обратного прессования – 96 мм или 0,49 и 0,48 D_k соответственно. При $\mu = 50$ – 0,54 и 0,5 D_k соответственно.

В соответствии с результатами расчетов по формуле (4) высота h с увеличением коэффициента вытяжки растет, но фактически она не увеличивается, а уменьшается. Кроме того, при обратном прессовании высота ОПД более чем 2 раза меньше, чем при прямом прессовании (по данным Л.А. Шофмана): при обратном прессовании она не превышает 0,3 D_k , а при прямом прессовании составляет около 0,7 D_k . Поэтому и объем пластической зоны при об-

1. Зависимость объема очага пластической деформации, см³, от способа прессования

Диаметр контейнера, мм	Прямое прессование при коэффициенте вытяжки					Обратное прессование при коэффициенте вытяжки				
	10	20	30	40	50	10	20	30	40	50
110	260	266	267	268	268	291	297	299	300	300
200	1565	1598	1606	1610	1612	1751	1788	1797	1800	1803
250	3056	3121	3137	3144	3147	3420	3492	3510	3517	3521
300	5282	5393	5420	5432	5439	5909	6034	6064	6078	6085
350	8387	8563	8608	8627	8636	9384	9574	9630	9651	9662

ратном прессовании должен быть существенно меньше, чем при прямом прессовании.

Из сравнения форм и размеров пластических зон, приведенных на рис. 1, а, 2 и 3, следует, что конфигурация верхней границы ОПД соответствует верхней границе поля линий скольжения, построенного для соответствующих размеров инструмента в плоскости его меридионального сечения, а не сферической поверхности с радиусом R_i , примыкающей к жесткой зоне у матрицы под углом 2α .

Объем очага пластической деформации. В работах [1, 2] принято считать обжимающую часть пластической зоны (очаг пластической деформации) для прямого и обратного прессования ограниченной двумя концентрическими сферическими поверхностями с радиусами R_i и r_i и углом естественного течения металла 2α (см. рис. 4). Отличие состоит в том, что для прямого прессования угол α принимают равным 60° , а для обратного прессования – 80° . Объем ОПД для обоих способов прессования рассчитывается по формуле

$$V_{\text{ОПД}} = \frac{\pi}{12} \frac{(1 - \cos \alpha)}{\sin^2 \alpha} (D_k^3 - d_n^3). \quad (5)$$

Подставив в формулу (5) соответствующие значения угла α и упростив полученные выражения, получим

при прямом прессовании

$$V_{\text{ОПД}} = 0,2(D_k^3 - d_n^3); \quad (6)$$

при обратном прессовании

$$V_{\text{ОПД}} = 0,226(D_k^3 - d_n^3). \quad (7)$$

Из уравнений (6) и (7) и табл. 1 следует, что объем очага пластической деформации при обратном прессовании не меньше, а примерно на 13 % больше, чем при прямом прессовании без смазки заготовки, что также не соответствует действительности.

Из табл. 1 следует, что объем ОПД при прямом и обратном прессовании с увеличением коэффициента вытяжки от 10 до 30 несколько возрастает. С дальнейшим увеличением коэффициента вытяжки объем ОПД практически не меняется. Различие между объемами ОПД для приведенных диаметров контейнера в диапазоне приведенных коэффициентов вытяжек не превышает 6 %. Это дает основание считать, что объем ОПД с достаточной для практики точностью можно рассчитывать по приближенным формулам.

Форма верхней границы поля линий скольжения (см. рис. 1, а) ближе к сферической поверхности с радиусом основания, равным половине диаметра контейнера, и высотой, равной высоте очага пластической деформации, рассчитанной по формуле (3). Поэтому объем ОПД можно рассчитать как объем шарового сегмента с этими размерами. Но сравнение верхней границы поля линий скольжения с соответствующей ему сферической верхней границей ОПД показывает, что она выходит за пределы этой сферы.

В то же время верхняя граница поля линий скольжения не касается наружной поверхности шарового слоя с основанием, равным диаметру контейнера и высотой, равной высоте ОПД. Из этого следует, что фактический объем ОПД должен быть больше объема шарового

2. Зависимость объема очага пластической деформации от его формы и коэффициента вытяжки

Диаметр контейнера, мм	Объем, см ³									
	шарового сегмента					шарового слоя				
	при коэффициенте вытяжки									
	10	20	30	40	50	10	20	30	40	50
110	159	153	151	150	149,5	264	258	255	253	251
200	955	921	908	902	898	1560	1523	1510	1504	1501
350	5108	4934	4867	4832	4801	8388	8187	8133	8106	8078

сегмента и меньше объема шарового слоя (табл. 2).

Наложение поля линий скольжения на макроструктуру пресс-остатка, полученного после прессования прутка из контейнера через матрицу с размерами, соответствующими геометрии осевого сечения инструмента показало хорошее соответствие их верхних границ. Поэтому в расчетах можно принять объем ОПД, равным объему пространственного осесимметричного тела с осевым сечением, соответствующим полю линий скольжения и рассчитать его по эмпирической формуле

$$V_{\text{ОПД}} = 0,15D_k^3. \quad (8)$$

Результаты расчета объема ОПД с его осевым сечением, соответствующим форме и размерам полей линий скольжения, представлены в табл. 3. Сравнение результатов расчета объемов ОПД, приведенных в табл. 2 и 3, показало, что значения объемов ОПД, рассчитанные по формуле (8), равны примерно полусумме значений, рассчитанных как объемы соответствующих шаровых сегментов и шаровых слоев, что согласуется с предложенной выше гипотезой расчета.

Зависимости (5)–(7) хотя и учитывают влияние коэффициента вытяжки на величину

3. Зависимость объема очага пластической деформации от диаметра контейнера при обратном прессовании

Диаметр контейнера, мм	Объем ОПД, см ³
110	200
200	1200
250	2344
300	4050
350	6431

ОПД, но в итоге дают неправильную информацию об изменении его объема с ростом степени деформации. С увеличением коэффициента вытяжки высота ОПД, а значит и его объем, в действительности несколько уменьшаются, а не возрастают. Но поскольку это изменение несущественно, то при определении ОПД изменением величины степени деформации можно пренебречь.

Из сравнения результатов, приведенных в табл. 1 и 3, следует, что объем ОПД, рассчитанный по формуле (7), в 1,5 раза больше рассчитанного по предложенной формуле (8). Это означает, что при расчете объема ОПД по формуле (7) и определении длительности деформации τ это приводит к увеличению ее значения в 1,5 раза, так как длительность деформации прямо пропорциональна величине объема ОПД:

$$\tau = V_{\text{ОПД}} / V_c,$$

где V_c – секундный объем металла, определяемый как произведение площади поперечного сечения контейнера и скорости прессования (скорость перемещения деформирующего инструмента).

Увеличение длительности деформации приводит к заниженному в 1,5 раза значению средней скорости деформации $\dot{\epsilon}$, которая рассчитывается по формуле

$$\dot{\epsilon}_{\text{ср}} = \epsilon / \tau,$$

где ϵ – интегральная деформация, $\dot{\epsilon} = \ln \mu$.

В конечном итоге это приводит к заниженному в 1,5 раза расчетному значению напряжения течения металла и необходимой силы деформирования, чем нельзя пренебрегать при

расчетах силовых параметров процесса. Следовательно, расчет объема ОПД по формуле (8) позволяет с большей точностью рассчитать необходимую силу обратного прессования.

Особенности деформирования заготовки в контейнере

Исследования начальной стадии обратного прессования [5, 6] показали, что она всегда протекает при значительной величине сил трения между заготовкой и контейнером, направленных в сторону истечения металла, т.е. при активном действии сил трения. Это объясняется тем, что для полной распрессовки заготовки в контейнере, предшествующей началу истечения металла из канала матрицы, часть уже распрессованной со стороны матрицы заготовки необходимо смещать относительно контейнера. При этом преодолеваются силы трения между заготовкой и контейнером, которые направлены в сторону матрицы и являются частью деформирующей силы [6].

При прессовании заготовки длиной до двух диаметров такое ее смещение относительно контейнера и действие соответствующих ему активных сил трения наблюдается только на небольшой части процесса [7]. С увеличением длины заготовки это смещение относительно контейнера происходит на большей части процесса.

Обратное прессование без этих сил трения активного действия возможно при полной распрессовке заготовки к началу истечения металла из канала матрицы только в том случае, если эта стадия процесса была проведена по схеме прямого прессования: пресс-штемпелем в неподвижном контейнере. Тогда возможно начать процесс без приложения силы к торцу заготовки, противоположному матрице, только за счет сил трения покоя между полностью распрессованной заготовкой и контейнером $P_{к.з}$, т.е. при равенстве их полной силы прессования P [7]. Соответствующую длину поверхности контакта заготовки с контейнером можно найти из равенства

$$P = P_{к.з} \text{ или } (\pi D_k^2 / 4) \sigma_s \ln \mu = 2\pi D_k L_{к.з} \tau_s, \quad (9)$$

где σ_s — напряжение течения металла заготовки в температурно-скоростных условиях прессования (конечное сопротивление деформированию [1, 2]); $L_{к.з}$ — длина поверхности контакта заготовки с контейнером; τ_s — напряжение чистого сдвига, $\tau_s = 0,5\sigma_{s0}$; σ_{s0} — напряжение течения материала заготовки при температуре прессования (начальное сопротивление деформированию [1, 2]).

Подставив в (9) значение τ_s и решив его относительно $L_{к.з}$, получим

$$L_{к.з} = (\sigma_s / \sigma_{s0}) D_k \ln \mu. \quad (10)$$

Величина отношения σ_s / σ_{s0} зависит от температурно-скоростных условий прессования. Из уравнения (10) следует, что при неизменном диаметре контейнера с увеличением скорости прессования и коэффициента вытяжки величина $L_{к.з}$ возрастает.

В действительности начало обратного прессования только за счет сил трения покоя между заготовкой и контейнером не реализуется, так как распрессовка заготовки начинается со стороны, примыкающей к матрице [5, 6]. При длине заготовки больше двух ее диаметров и диаметре контейнера 110 мм истечение металла из канала матрицы начинается при величине силы на пресс-шайбе (пробке), не превышающей 30 % полной силы прессования. Следовательно, в этот момент сила трения между контейнером и заготовкой может достигать величины $0,7P$, которой должна будет соответствовать длина поверхности контакта $L_k = = 0,7L_{к.з}$, рассчитанной по формуле (10).

Рассмотрим конкретный случай обратного прессования через плоскую матрицу прутка диаметром 180 мм под дальнейшую штамповку из контейнера диаметром 420 мм на прессе номинальной силой 53,9 МН при следующих условиях: материал заготовки — сплав В95; коэффициент вытяжки 5,4; размеры заготовки $D_3 \times L_3 = 400 \times 1050$ мм; температура заготовки и контейнера 400 °С; скорость прессования 2 мм/с.

Согласно расчетам для заданных условий прессования объем ОПД составляет 11113 см³, секундный расход металла — 277 см³, длитель-

ность деформации – 40 с, $\sigma_{s0} = 57,5$ МПа, $\sigma_s = 82,25$ МПа [2]. Длина поверхности $L_{к.з}$ в соответствии с формулой (10) составила 1000 мм или в относительных величинах – $2,38D_k$, а $L_k = 0,7L_{к.з} = 1,67D_k = 700$ мм.

Результаты расчетов с помощью программы QForm величины и характера распределения нормальных напряжений на инструменте в начальной стадии обратного прессования прутка из сплава В95 показали, что при трех различных значениях коэффициента вытяжки истечение металла из канала матрицы начинается при неполной распрессовке заготовки в контейнере. Об этом свидетельствуют как наличие свободных от контакта с контейнером участков заготовок, примыкающих к пресс-шайбе, так и отсутствие на этих участках контактных давлений. Длина поверхностей контакта L_k в абсолютных величинах составляет 820 мм при $\mu = 5,4$, 840 мм при $\mu = 6,9$ и 880 мм при $\mu = 9,0$. В относительных величинах значения L_k соответственно равны 1,95; 2,0 и 2,1. Эти данные согласуются с зависимостью (10): с увеличением коэффициента вытяжки возрастает длина поверхности контакта L_k .

Расчетное значение L_k , полученное математическим моделированием процесса для $\mu = 5,4$, больше вычисленного по формуле (10). Это объясняется тем, что в расчете принято максимальное значение величины τ_s на всей поверхности контакта заготовки с контейнером, а также влиянием масштабного фактора.

Из рассчитанных эпюр давлений металла на поверхность контейнера следует, что их величина по мере удаления от матрицы к пресс-шайбе уменьшается в несколько раз. Поэтому средняя величина напряжения сдвига на этой контактной поверхности должна быть меньше максимальной, принятой в расчете, что приводит к большему значению L_k .

С другой стороны, из теории и практики прессования известно, что с увеличением диаметра контейнера составляющая полной силы прессования, затрачиваемая на преодоление сил трения между заготовкой и контейнером уменьшается, что также способствует увеличению значения L_k . Таким образом, зависимость (10) можно применять для ориентировочного

расчета длины поверхности контакта заготовки с контейнером в начальной стадии обратного прессования.

Следует отметить, что с увеличением длины заготовки L_z величина L_k не возрастает, а остается постоянной. Вследствие этого увеличивается длина свободной поверхности заготовки, не вступающая в контакт с внутренней поверхностью рабочей втулки контейнера, что создает условия прессования при неизменной (постоянной) величине активного трения на большей части хода процесса.

Подтверждением этого факта может служить рис. 5, на котором четко видна часть поверхности заготовки, контактирующей с втулкой контейнера, и часть свободной поверхности заготовки у пресс-шайбы при прессовании с активным действием сил трения. Об этом свидетельствует и практически недеформированная координатная сетка в плоскости разреза заготовки со стороны пресс-шайбы и почти исходный диаметр заготовки в этой области.

Таким образом, истечение металла из контейнера при обратном прессовании заготовки длиной более двух ее диаметров всегда начинается при наличии свободной поверхности заготовки у пресс-шайбы (пробки), зазора в этой области между заготовкой и контейнером и смещении заготовки относительно контейнера.

В том случае, если перед началом прессования не использовали контрольную пресс-шайбу для удаления оставшейся тонкой пресс-ру-

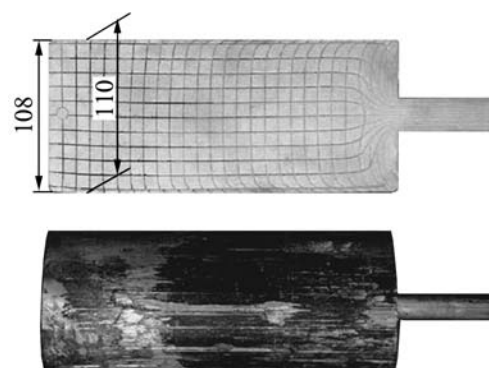


Рис. 5. Вид координатной сетки (а) и наружной поверхности заготовки из сплава Д16 (б) при прессовании в условиях действия активного трения ($D_3 = 107$ мм; $L_3 = 320$ мм; $\mu = 20$; скорость относительного смещения заготовки и контейнера 1,4; длина пресс-остатка 245 мм; $L_k \approx 200$ мм)

башки на поверхности рабочей втулки контейнера после предыдущей прессовки возможна герметизация образующейся полости области вследствие заполнения зазора между пресс-шайбой и контейнером металлом пресс-рубашки.

При дальнейшей распрессовке заготовки и последующем прессовании ее свободная поверхность и объем замкнутой полости уменьшаются, что приводит к росту давления воздуха в этой полости и запрессовке его в несовершенства наружной поверхности заготовки. В заключительной стадии прессования это приводит к появлению дефектов в виде пузырей на наружной поверхности заготовки. Следовательно, во избежание появления таких дефектов в изделиях необходимо перед каждой прессовкой удалять пресс-рубашку или использовать пресс-шайбу (или пробку) специальной конструкции, обеспечивающую исключение герметизации упомянутой полости с воздухом.

Полная сила обратного прессования и ее составляющие

При расчете технологического процесса обратного прессования необходимо определять полную силу деформирования. В практике прессования для этого используют зависимости, приведенные в монографиях по прессованию металлов [1, 2 и др.]. Расчет силы прессования необходим для выбора соответствующего пресса или определения возможности прессования заданного изделия на имеющемся оборудовании.

При прессовании круглого прутка рассчитывают две составляющие полной силы: силу, необходимую для осуществления основной деформации (формоизменения заготовки) R_M , и силу преодоления трения на боковой поверхности ОПД (на поверхности сдвига металла ОПД относительно мертвой зоны) T_M :

$$P = R_M + T_M = (\pi D_k^2 / 4 \cos^2 \alpha / 2) \sigma_s^{cp} \ln \mu + (\pi D_k^2 / 4 \sin \alpha) \sigma_s^{cp} \ln \mu, \quad (11)$$

где σ_s^{cp} – среднее напряжение течения металла в ОПД, $\sigma_s^{cp} = \sqrt{\sigma_{s0} \sigma_s}$.

В формуле (11) угол α , учитывая отсутствие застойной зоны у матрицы, следует принимать равным 90° (при плоской матрице). В монографии И.Л. Перлина (Теория прессования металлов. М., 1964. 344 с.) также рекомендуется пренебрегать застойной зоной у матрицы и угол α во всех случаях принимать равным действительному углу матрицы α_M .

Вне зависимости от схемы обратного прессования полная сила деформирования заготовки воспринимается матрицей. Выше было показано, что в начальной стадии обратного прессования всегда должны действовать силы активного трения, существенно превышающие силы трения у матрицы, возникающие вследствие смещения ОПД относительно контейнера. Эти силы вместе с силой, приложенной к торцу заготовки, являются частью деформирующей силы.

В специальной литературе приводятся только диаграммы полной силы прессования, которые сравниваются с диаграммами прямого прессования. На рис. 6 показана диаграмма обратного прессования прутка, полученная на гидравлическом прессе номинальной силой 8,32 МН, оснащенный месдозами для измерения силовых параметров различных способов прессования [8]. Полная сила прессования рассчитана как произведение давления рабочей жидкости в главном цилиндре пресса на торцовую площадь плунжера, а сила, приложенная к пресс-шайбе, и сила, воспринимаемая

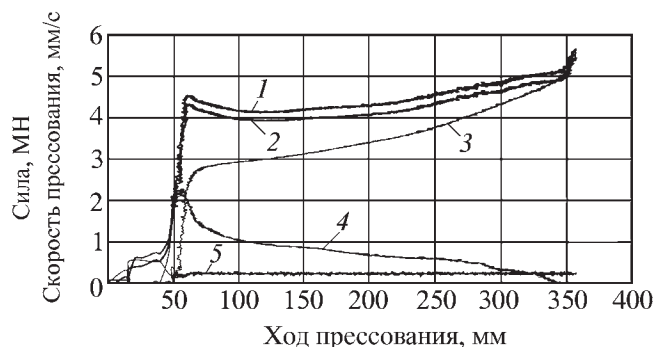


Рис. 6. Диаграмма горячего обратного прессования прутка из композиционного материала на основе алюминия:

1 – полная сила прессования; 2 – сила, воспринимаемая матрицей; 3 – сила, приложенная к пресс-шайбе; 4 – сила трения между заготовкой и контейнером; 5 – скорость прессования

мая матрицей, – измерены соответствующими месдозами. Сила трения между контейнером и заготовкой $T_{к.з}$ определена как разность силы, воспринимаемой матрицей, и силы, приложенной к пресс-шайбе $P_{пш}$.

Полная сила прессования по ходу процесса не постоянна, а возрастает. Это объясняется снижением температуры заготовки во время прессования, так как процесс ведется с малой скоростью деформирования. Особенностью этой диаграммы является представление величин и характера изменения составляющих полной силы прессования: силы трения активного действия и силы, приложенной к пресс-шайбе.

Из диаграммы следует, что к началу истечения материала из канала матрицы максимум силы трения активного действия достигает почти 50 % полной силы прессования. Затем в начале процесса она интенсивно снижается до 1 МН, а при ходе контейнера с пресс-шайбой от 100 до 280 мм уменьшается практически линейно до 0,4 МН. Этому участку прессования соответствует смещение распрессованной части заготовки относительно контейнера.

В заключительной стадии процесса заготовка уже полностью распрессована в контейнере и не смещается относительно него. На этом участке процесса действует только сила активного трения материала ОПД, смещающегося относительно контейнера, которая составляет около 5 % полной силы прессования. Сила, приложенная к пресс-шайбе, непостоянна. Она возрастает по ходу процесса вследствие уменьшения длины контактной поверхности заготовки с контейнером, следовательно, и силы трения активного действия.

Диаграммы силовых параметров обратного прессования с аналогичным характером изменения ее составляющих получены и при моделировании процесса с помощью конечно-элементной программы QForm (рис. 7). Сила трения активного действия в начале истечения металла из канала матрицы превышает 60 % полной силы прессования, затем на участке хода прессования, соответствующем высоте ОПД, интенсивно снижается. В дальнейшем ее величина почти линейно уменьшается до полной распрессовки заготовки в контейнере. В заключительной стадии процесса она прак-

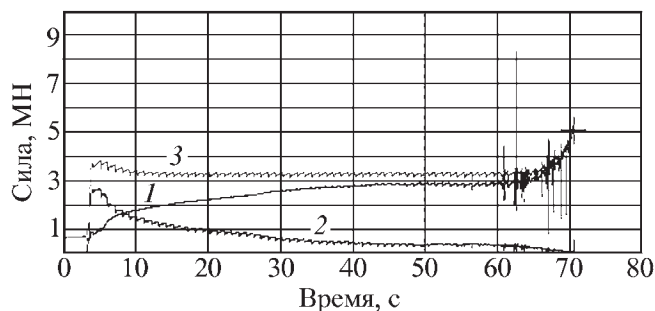


Рис. 7. Расчетная диаграмма сил обратного прессования прутка из сплава Д16 в зависимости от времени прессования ($D_k = 110$ мм; $D_3 = 107$ мм; $L_3 = 220$ мм; $\mu = 10$; температура заготовки 390 °С; температура контейнера 380 °С; скорость прессования 3 мм/с:

1 – сила, приложенная к пресс-шайбе; 2 – сила трения между заготовкой и контейнером; 3 – сила, воспринимаемая матрицей

тически неизменна и не превышает 10 % полной силы. На протяжении всего процесса выполняется условие: $P = T_{к.з} + P_{пш}$.

Из приведенных на рис. 6 и 7 диаграмм следует, что соотношение сил $T_{к.з}$ и $P_{пш}$ и закономерность их изменения в процессе прессования зависят от химического состава материала. Кроме того, их величина существенно зависит от температур заготовки, контейнера и их разности.

Таким образом, снижение неравномерности истечения металла из канала матрицы при обратном прессовании по сравнению с прямым прессованием объясняется прежде всего действием сил активного трения значительной величины при смещении части прессуемой заготовки относительно контейнера почти на протяжении всего процесса, а не действием сил трения в результате смещения металла ОПД относительно контейнера.

Возможность повышения эффективности обратного прессования

Известно [4], что активное действие сил трения является одним из средств интенсификации процесса прессования, позволяющих улучшить качество получаемых изделий ответственного назначения из высокопрочных алюминиевых сплавов и повысить производительность процесса. Выше показано, что часть процесса обратного прессования осуществляется

при активном действии сил трения. Улучшить показатели обратного прессования возможно созданием условий активного действия сил трения по время всего процесса, т.е. обеспечив смещение заготовки относительно контейнера и на остальной части процесса.

Одним из вариантов решения такой задачи может быть оснащение пресса для обратного прессования цилиндром подпора пресс-штемпеля, расположенным в прессующей траверсе, на плунжере которого крепится пресс-шайба с упругим элементом [8]. Цилиндр подпора может быть с нерегулируемым расходом жидкости, т.е. с замкнутым объемом рабочей жидкости, но оснащенный обратным клапаном и связан с магистралью низкого давления пресса. Небольшое смещение заготовки относительно контейнера ($0,02...0,03$) L_3 будет обеспечено за счет упругой деформации элементов уплотнений, рабочей жидкости и цилиндра подпора.

Обратное прессование при небольших относительных смещениях контейнера и заготовки приводит к существенному увеличению сил трения активного действия на протяжении всего процесса (рис. 8). В начале процесса сила активного трения ($T_{к.з} = P - P_{пш}$) достигает $0,8P$. С уменьшением длины прессуемой заготовки сила трения почти линейно уменьшается и в конце процесса составляет $0,2P$. Так как

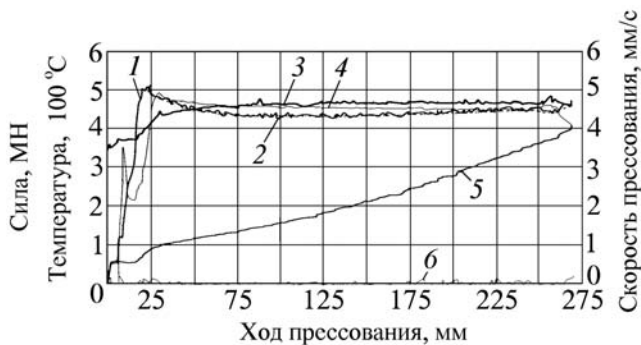


Рис. 8. Диаграмма прессования прутка из сплава 2024 в условиях малых относительных смещений заготовки и контейнера ($D_3 = 106$ мм; $L_3 = 270$ мм; температура заготовки 390 °C; температура контейнера 350 °C; $\mu = 20$):

1 – полная сила прессования; 2 – сила, воспринимаемая матрицей; 3 – температура прутка; 4 – скорость перемещения прессующей траверсы (контейнера); 5 – сила, воспринимаемая пресс-шайбой; 6 – скорость перемещения пресс-шайбы в направлении, противоположном движению траверсы

полная сила прессования с уменьшением длины заготовки остается постоянной, то соответственно почти линейно возрастает сила, приложенная к пресс-шайбе, от $0,2P$ до $0,8P$. Такая закономерность изменения силы $P_{пш}$ создает условия упругой деформации узла подпора пресс-штемпеля, т.е. условия его работоспособности в заданном диапазоне перемещений, не превышающих $0,03L_3$.

Исследования обратного прессования при небольших относительных смещениях заготовки и контейнера [9] показали, что возникающие при этом силы активного трения приводят к уменьшению деформаций сдвига в поверхностных и подповерхностных слоях получаемого изделия. Следствием снижения этих деформаций является уменьшение остаточных напряжений в поперечном и продольном сечениях всего изделия.

В наружных слоях прутка из сплава Д16 снижение растягивающих напряжений достигает 40 %, а сжимающие напряжения во внутренних слоях уменьшаются до 70 %. Снижение величины и неравномерности остаточных напряжений положительно сказывается на качестве получаемых изделий и позволяет увеличить максимальные скорости прессования.

Выводы

1. Уточнена геометрия очага пластической деформации при обратном прессовании. Предложены зависимости для расчета высоты и объема очага пластической деформации.

2. Рассмотрена особенность деформации заготовки в контейнере в начальной стадии обратного прессования. Показано, что начальная стадия прессования всегда осуществляется при существенной силе трения активного действия между заготовкой и контейнером. Предложена зависимость для расчета поверхности контакта заготовки с контейнером в начале истечения металла из канала матрицы.

3. Полная сила обратного прессования является суммой двух деформирующих сил: силы трения активного действия между заготовкой и контейнером и силы, приложенной к пресс-шайбе (или пробке). Величины этих сил взаимно связаны и в процессе прессования изменяются по закономерности, близкой к линей-

ной. Сила активного трения уменьшается от максимального значения в начале процесса к минимальному значению в конце процесса, а сила, приложенная к пресс-шайбе, возрастает, соответственно, на величину уменьшения силы трения.

4. Предложен вариант повышения эффективности обратного прессования путем использования упругого подпора пресс-шайбы для создания условий малых перемещений заготовки относительно контейнера во время всего процесса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Перлин И.Л., Райтбарг Л.Х. Теория прессования металлов. М.: Металлургия, 1975. 448 с.
2. Ерманок М.З., Фейгин В.И., Сухоруков Н.А. Прессование профилей из алюминиевых сплавов. М.: Металлургия, 1977. 264 с.
3. ГОСТ 25.507–97. Расчеты испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Метод испытания на сжатие.

4. Щерба В.Н. Прессование алюминиевых сплавов. М.: Интернет Инжиниринг, 2001. 768 с.

5. Мороз Б.С., Березовский Б.Н. Деформационно-сильные особенности начальной стадии прессования // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1998. № 10. С. 4–7.

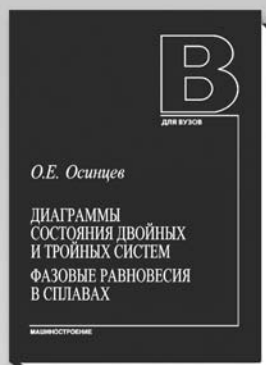
6. Moroz B.S., Mueller K.B., Berezowskij B.N. Simulation des Anfangsstadiums beim Strangpressen. Teil 1 // Aluminium. 2000. № 11. P. 898–907.

7. Мороз Б.С., Стебунов С.А., Биба Н.В. и др. Моделирование процессов прямого, обратного прессования и прессования с активным действием сил трения // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2004. № 9. С. 29–37.

8. Мороз Б.С., Мюллер К.Б. Оптимальный вариант модернизации оборудования для прессования с активным действием сил трения // Известия вузов. Цветная металлургия. 2004. № 4. С. 42–48.

9. Мороз Б.С., Клюка А.В., Сухоруков Н.А. и др. Исследование обратного прессования при малых смещениях пресс-шайбы. Эффективность прессового производства и качество пресс-изделий. М.: ВИЛС, 1983. С. 72–75.

Борис Степанович Мороз, д-р техн. наук



ДИАГРАММЫ СОСТОЯНИЯ ДВОЙНЫХ И ТРОЙНЫХ СИСТЕМ.

ФАЗОВЫЕ РАВНОВЕСИЯ В СПЛАВАХ:

учебное пособие

О.Е. Осинцев

М.: Машиностроение, 2009. 352 с.: ил.

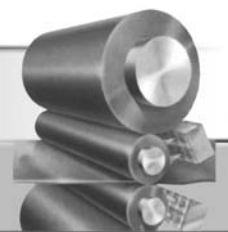
Цена 550 р. с НДС

Рассмотрены двойные и тройные диаграммы состояния металлических систем. Изложена методика построения изотермических и политермических разрезов и анализа фазовых превращений в различных сплавах, приведена их структура. Рассмотрены теоретические основы термодинамики в ее приложении к изучению фазовых равновесий. С использованием метода геометрической термодинамики проведен анализ двойных диаграмм состояния. При анализе трехкомпонентных диаграмм состояния с двойными и тройными промежуточными фазами с несколькими четырехфазными невариантными реакциями использованы структурные схемы фазовых равновесий.

Для студентов машиностроительных и металлургических вузов, специализирующихся в области материаловедения, термической обработки, порошковых, композиционных материалов и защитных покрытий и других смежных специальностей. Может быть полезно аспирантам и широкому кругу научных работников в области металловедения.

Приобрести книгу по цене издателя можно, прислав заявку в ООО "Издательство Машиностроение" в отдел продаж, маркетинга и рекламы: по почте: 107076, г. Москва, Стромьинский пер., 4; по факсу: (499) 269-48-97; по e-mail: realiz@mashin.ru

Дополнительную информацию можно получить по телефонам: (499) 269-66-00, 269-52-98 и на сайте WWW.MASHIN.RU



УДК 621.771.6.016

В.М. Пеев (Донской государственный технический университет,
г. Ростов-на-Дону)

Моделирование процесса поперечно-клиновой прокатки с использованием сходящейся расчетной схемы метода конечных элементов

Предложена расчетная модель модифицированного метода конечных элементов второго порядка для решения плоской задачи поперечно-клиновой прокатки (ПКП), обеспечивающая выполнение условий сходимости функционала мощности к действительному его значению. Полученные результаты использованы при проектировании инструмента для ПКП ступенчатого валика часового механизма.

The settlement model modified finite elements method the second order for the decision of flat problem cross-rolling-wedge (CRW) proskating rinks, providing performance of conditions of convergence functional is offered capacity to its valid value. The estimated results are used at designing of the tool for CRW the stepped platen of clockwork.

Ключевые слова: поперечно-клиновая прокатка; моделирование; метод конечных элементов; энергосиловые параметры; ступенчатый валик.

Keywords: cross-wedge rolling; modelling; finite elements method; energy power parameters; stepped platen.

Развитие процессов ротационной обработки (поперечно-клиновой, поперечной, поперечно-винтовой прокатки, накатки резьб и профилей) приводит к необходимости дальнейшего совершенствования методики их энергосилового анализа.

Сущность способа поперечно-клиновой прокатки заключается в поперечной прокатке инструментом, имеющим форму клина (или несколько клиньев), который, внедряясь в заготовку, деформирует ее и вызы-

вает вращение. При этом на заготовке образуется негативный профиль инструмента (рис. 1, 2).

При разработке технологии поперечно-клиновой прокатки в настоящее время используется накопленный опыт либо справочные данные, которые не в полной мере учитывают большие накопленные деформации, их немонотонность, деформационную анизотропию и историю нагружения. Это обуславливает длительный период доводки и освоения технологии.

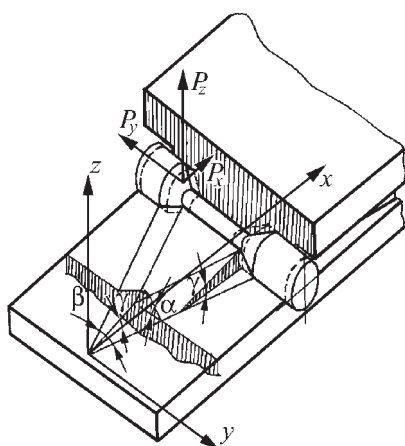


Рис. 1. Схема клинового инструмента ПКП

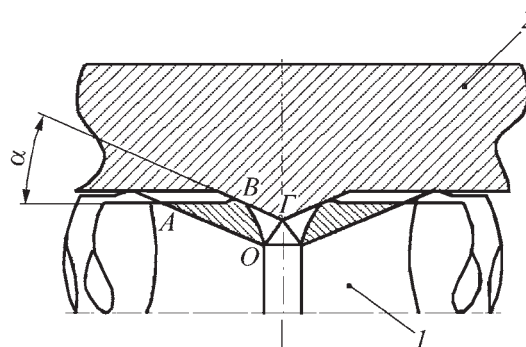


Рис. 2. Схема процесса поперечно-клиновой прокатки в продольном сечении:

1 – прокатываемая заготовка; 2 – верхний инструмент

Учесть влияние отмеченных факторов в рамках традиционной математической формулировки краевой задачи теории пластичности механики деформируемого твердого тела с использованием физических уравнений теории пластического течения металла не представляется возможным.

Поэтому при разработке технологии холодной поперечно-клиновой прокатки (ХПКП) применение математического моделирования на основе модифицированного МКЭ для расчета и оптимизации технологических параметров прокатки является оправданным (с учетом приемлемой для практики точности).

Традиционная математическая формулировка краевой задачи лежит в основе конечно-элементного ядра имеющихся на мировом рынке программных продуктов для численного моделирования операций холодной и горячей штамповки на ЭВМ. Это зарубежные и отечественные пакеты прикладных программ (ППП): FORM-2D, QFORM 2/3D, COSMOS, ANSYS, AutoForme и др. Однако использование данных программных комплексов для анализа поперечно-клиновой прокатки не всегда возможно по упомянутым выше причинам.

Цель настоящей работы – оценить качественно и количественно возможности предлагаемой методики решения задачи ПКП на примере тестовой задачи поперечно-клиновой прокатки ступенчатого валика часового механизма (см. рис. 5, 6).

Ранее была разработана и применена при решении задачи ПКП схема дискретизации функционала мощности, основанная на использовании непрерывной кусочно-линейной функции тока [1]. Эта формализация обеспечивает автоматическое выполнение условия несжимаемости, а также предоставляет возможность увеличения числа варьируемых параметров. (Это число ограничено рамками модифицированного метода верхней оценки (МВО) только способом ввода начальных данных и выбранным алгоритмом минимизации). Однако разработанная расчетная схема, использующая разрывные кусочно-линейные на треугольных элементах поля скоростей, не всегда обеспечивает выполнение условий сходимости значений дискретизированного функционала мощности к значению функционала, соответствующего действительному полю скоростей, установленных в работах [2, 3].

Предложенная аппроксимация функции тока конечными элементами более высокого порядка сохраняет характерную особенность решений жесткопластических задач – возможность разрывов типа скольжения для полей скоростей. В работе [3] установлены условия сходимости решений дискретных задач к точному решению по мощности диссипаций. Для предложенной аппроксимации полей скоростей эти условия выполняются. Расчетные формулы реализованы в виде пакета программ.

1. *Постановка задачи и выбор пространства конечных элементов**. Известно, что во множестве непре-

* В работе принимала участие канд. физ.-мат. наук Л.С. Новожилова.

рывных кинематически возможных полей скоростей решение вариационной задачи о квазистационарном течении жесткопластической среды $\inf a(V)$, где $a(V)$ – функционал мощности может не существовать [2].

В работе [3] построено расширение V_+ исходного пространства допустимых полей скоростей и продолжение a_+ функционала мощности на V_+ , такое что

$$\inf \alpha(V) = \min \alpha_+(V);$$

$$v \in V, v \in V_+,$$

где v – текущее состояние поля скоростей.

В работе [4] показано, что используемые в инженерном МВО поля жестких треугольников принадлежат пространству V_+ .

Будем рассматривать только следующие граничные условия: на границе Γ – пластической зоны задана нормальная составляющая вектора скорости и величина касательного напряжения τ_k . Такие условия характерны для многих технологических задач. На части границы, разделяющей жесткую и пластическую области, нормальная составляющая скорости определяется скоростью движения жесткой зоны $\tau_k = k$, на границе с инструментом нормальная составляющая скорости определяется скоростью движения инструмента, а $\tau_k = \mu k$, μ – коэффициент трения, $0 < \mu < 0,5$; k – пластическая деформация.

Опишем пространство конечных элементов, которое будет использовано для аппроксимации функции тока. Представим пластическую область в виде объединения треугольных элементов. Для конечного элемента $a_1 a_2 a_3$ с шестью узлами обозначим узловые значения через $\Phi_i, i = 1, 2, 3$ и $\Phi_{ij}, i < j, i = 1, 2; j = 2, 3$. Эти узловые значения однозначно определяют на элементе квадратичную функцию $\varphi(x, y)$, которую можно представить в виде

$$(x, y) = \sum_{i=1}^3 \lambda_i (2\lambda_i - 1) \Phi_i + \sum_{i < j} 4\lambda_i \lambda_j \Phi_{ij}, \quad (1)$$

где λ_i – линейные функции:

$$\lambda_i(x, y) = A_i x + B_i y + C_i,$$

определенные условиями $\lambda_i(a_i) = 0, i \neq j, \lambda_i(a_i) = 1$. Эти условия позволяют выразить A_i, B_i, C_i через координаты вершин элемента.

Пусть функция тока на элементе задана соотношением (1). Тогда компоненты (u, v) вектора скорости v определяются формулами:

$$u = \varphi_y = \sum_{i=1}^3 B_i (4\lambda_i - 1) \Phi_i + \sum_{i < j} (B_i \lambda_j + B_j \lambda_i) \Phi_{ij} = p_1 x + q_1 y + r_1; \quad (2)$$

$$v = \varphi_x = p_2 x + q_2 y + r_2,$$

где p_i, q_i, r_i выражаются через коэффициенты A_i, B_i и узловые значения функции тока.

Несложные, но громоздкие выкладки показывают, что вектор-функция (u, v) , определенная на каждом элементе формулами (2), удовлетворяет условиям [3], обеспечивающим сходимость значений функционала $V(v)$ к точному значению при измельчении разбиения.

2. *Некоторые расчетные формулы.* Так как скорость на элементе линейна, то интенсивность скорости деформации постоянна. Нетрудно показать, что мощность диссипации внутри элемента определяется формулой

$$W_{\nabla} = kS_{\nabla} \sqrt{2p_1^2 + 2q_2^2 + (q_1 + p_2)^2},$$

где S_{∇} – площадь конечного элемента.

Вычислим мощность на линии разрыва. Пусть два конечных элемента (обозначим их условно цифрами 1 и 2) имеют общую сторону l_{ij} с координатами концевых точек $(x_i; y_i), (x_j; y_j)$. Мощность на линии разрыва l_{ij} определяется формулой

$$W_{ij} = \mu k \int_{l_{ij}} |\nabla \bar{V}| dl, \quad (3)$$

где $\nabla \bar{V} = \bar{V}^{(1)} - \bar{V}^{(2)}$.

Так как $\nabla \bar{V}, \bar{l}_{ij}$ коллинеарны, то $|\nabla \bar{V}| = |(\nabla \bar{V}, \bar{l}^0)|$, где \bar{l}^0 – единичный вектор вектора l_{ij} :

$$\bar{l}^0 = \frac{\{x_j - x_i; y_j - y_i\}}{\sqrt{(x_j - x_i)^2 + (y_j - y_i)^2}}.$$

Пусть $x_i < x_j$, тогда, переходя в (3) к объемному интегралу по отрезку, после упрощений получаем

$$W_{ij} = \frac{\mu k}{x_j - x_i} \int_{x_i}^{x_j} (x_j - x_i) \nabla U + (y_j - y_i) \nabla V dx, \quad (4)$$

где в выражениях для $\nabla U, \nabla V$ следует положить

$$y = \frac{y_i + (y_j - y_i)(x - x_i)}{(x_j - x_i)}.$$

Пусть $x_i = x_j$ и для определенности $y_i < y_j$. Тогда из (3) получим

$$W_{ij} = \mu k \int_{y_i}^{y_j} |\nabla V| dy, \quad (5)$$

где в выражении для ∇V следует положить $x = x_i$.

Для получения окончательных точек расчетных формул используется следующий простой технический результат Лемма. Пусть $f(x) = ax + b$.

Тогда:

$$\int_c^d |f(x)| dx = \begin{cases} (d-c)(|f(c)| + |f(d)|)/2, \\ \text{если } f(c)f(d) \geq 0 \\ (d-c)[(f(c) + f(d))^2]/2[f(c) + f(d)], \\ \text{если } f(c)f(d) < 0 \end{cases}$$

Дискретный функционал имеет вид:

$$W^{(\Phi)} = \sum W_{\nabla} + \sum W_{ij}; \Phi = \left\{ \begin{matrix} \Phi_1 \Phi_2 \dots \Phi_n \\ \Phi_{ij} \dots \Phi_{mn} \end{matrix} \right\}, \quad (6)$$

где в первом слагаемом суммирование производится по всем линиям разрыва, включая линии, лежащие на контакте.

3. *Особенности численной реализации предложенной схемы МКЭ для анализа процесса поперечно-клиновой прокатки.* Особенностью численной реализации МКЭ для анализа процесса ПКП является рассмотрение деформирования сечения, перпендикулярного оси прокатываемой заготовки, находящегося на наклонной деформирующей грани клина (рис. 1, 3).

Очевидно, что за счет сложного профиля и изменяющейся геометрии клинового инструмента вдоль пути качения заготовки по инструменту, прокатку для получения в i -м сечении детали конечной степени обжатия $\delta = D/d_i$ (D – диаметр заготовки, d_i – диаметр детали в i -м сечении) можно осуществить с различными, изменяющимися вдоль пути качения, единичными обжатиями $\varepsilon_{i,j}$:

$$\varepsilon_{i,j} = (R_{i,j-1} - R_{i,j})/R_{i,j-1}, \quad (7)$$

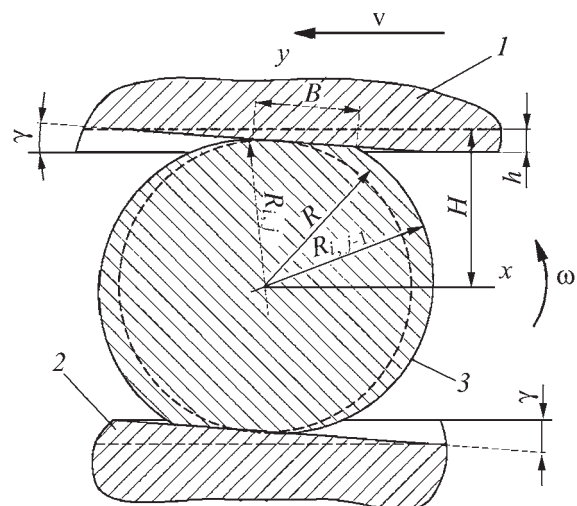


Рис. 3. Схема рассматриваемого i -го сечения прокатываемой заготовки на наклонной деформирующей грани клина (см. рис. 2):

1, 2 – соответственно верхний и нижний инструмент; 3 – прокатываемая заготовка

где $R_{i,j}$ – радиус вписанной окружности в i -м сечении на j -м полуобороте.

Поэтому для энергетического анализа процесс ПКП лучше характеризовать совокупностью единичных частных обжатий по сечениям вдоль пути деформирования (качения) прокатываемой заготовки. При этом (на основании гипотезы плоских сечений) сечения, перпендикулярные оси прокатываемой заготовки, не взаимодействуют, все точки заготовки в данный момент имеют относительно ее оси одинаковую угловую скорость, рабочий инструмент абсолютно жесткий. За систему отсчета принята подвижная декартова система координат, центр которой расположен на оси заготовки, а деформирующий инструмент вращается с угловой скоростью ω_0 – так называемый принцип обращения движения.

Для решения задачи о вдавливании вращающегося штампа в неподвижную круглую заготовку разбивали сечение заготовки на треугольные элементы. Полученное кинематически возможное поле справедливо при степенях обжатия $\varepsilon_i = 0,025 \dots 0,25$, которые могут иметь место при холодной ПКП. Дополнительно к принятому полю для учета контактного трения вводили "фиктивные" блоки.

Исходными данными для решения задачи являлись координаты узлов и граничные условия для задания в них функций тока. Граничные условия для решения задачи о вдавливании вращающегося штампа в неподвижную заготовку следующие: радиус заготовки $R_0 = 1$, деформирующие поверхности вращаются вокруг неподвижной заготовки с угловой скоростью $\omega_0 = 1$. Значения функции тока в узлах на контакте с инструментом определяются зависимостью

$$\Phi_i = \frac{\omega_0 x_i^2}{2}, \quad i = 1, 2, 3. \quad (8)$$

В узлах, лежащих внутри пластической области, значения функции тока варьировались. Варьирова-

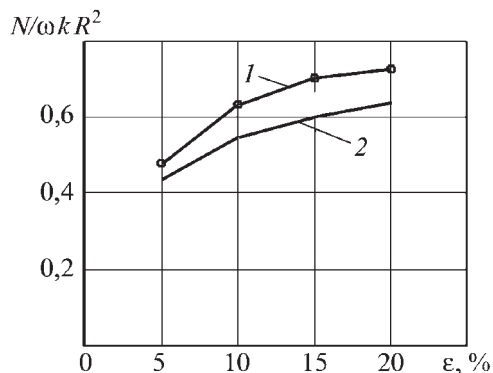


Рис. 4. Влияние степени обжатия ε на энерговыделение в сечении заготовки $N/\omega k R^2$:

1 – энерговыделение с использованием аппроксимации на элементе полиномом первой степени [6]; 2 – энерговыделение, определяемое по предлагаемой методике

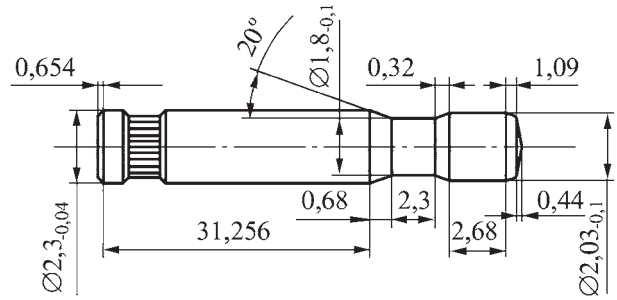


Рис. 5. Валик часового механизма

нием линии тока вдоль границы раздела пластической области определяли действительную границу пластической области.

По предложенной методике МКЭ просчитаны варианты деформирования сечений заготовки с различными степенями обжатия $\varepsilon_i = \frac{\nabla R_i}{R_i}$ при одной и той же

начальной сетке разбиения. Проверку правильности полученных решений в каждом конкретном случае проводили сравнением с исследованиями авторов работ [5, 6]. Полученные значения энерговыделения в сечении заготовки на 10...12 % ниже ранее полученных результатов с использованием аппроксимации на элементе полиномом первой степени.

4. Численное моделирование и разработка технологии холодной ПКП валика часового механизма. На рис. 5 представлен чертеж валика часового механизма, а на рис. 6 сам валик, полученный холодной поперечно-клиновой прокаткой. Существующая методика разработки технологического процесса и проектирования инструмента для ХПКП включает: разработку нескольких вариантов базового образца инструмента на основании рекомендаций или опыта; выбор оптимального варианта технологии для данной детали и доводку инструмента в процессе отладки. Основной недостаток описанной методики – значительная протяженность и трудоемкость второго этапа. Кроме того, базовая конструкция инструмента может не соответствовать лучшему варианту, поэтому при изготовлении детали имели место отклонения от заданной точности. Инструмент имел невысокую стойкость.



Рис. 6. Валик, полученный способом ХПКП

Для сокращения трудовых затрат и ускорения процесса разработки технологии и проектирования инструмента разработаны функциональная математическая модель на основе модифицированного МКЭ и программа, моделирующая процесс ХПКП.

В результате моделирования определены оптимальные геометрические размеры клинового инструмента и форма его заходной части, позволяющие осуществлять ХПКП с наименьшими технологическими усилиями в процессе формоизменения заготовки и обеспечивающие устойчивость заготовки при деформировании. Расчет проводили для симметричной прямой последовательной прокатки с одновременным изготовлением двух деталей за один рабочий цикл валков.

Используя программу, спроектировали валковый инструмент и разработали технологию изготовления ступенчатого валика часового механизма взамен точения его на токарных автоматах. При этом коэффициент использования металла повысился от 0,6 до 0,95, а трудоемкость изготовления снизилась в 5 раз. Отличительная особенность спроектированного инструмента – его способность самонастраивать подающее устройство на заданный размер при сбоях подачи, что обеспечивает стабильность процесса изготовления ступенчатого валика поперечно-клиновой прокаткой в валках.

Максимальная степень обжатия на первом участке клинового инструмента составила $\delta_1 = D/d_1 = 1,15$, на втором $\delta_2 = D/d_2 = 1,3$ ($D = 2,3$ мм – диаметр исходной заготовки; $d_1 = 2,03$ мм – диаметр первой ступени; $d_2 = 1,8$ мм – диаметр второй ступени).

Степень относительного единичного обжатия заготовки вдоль пути деформирования $\varepsilon_{i,j} = (R_{i,j-1} - R_{i,j})/R_{i,j-1}$ не превышала 0,05 (i – текущее сечение, $i = 1 \dots N$; j – текущий полуоборот заготовки, $j = 1 \dots N_T$, N_T – число точек на полуокружности сечения заготовки).

Процесс формоизменения начинается с захвата прутка валками, затем прокатка первой ступени и последующая симметричная прокатка деформирующими клиньями остальных ступеней. Заканчивается процесс калибровкой, накаткой канавок с рифлением, разделением прокатанного полуфабриката в центральной части и отделением отрезным ножом двух прокатанных изделий от прутка. Затем прутки подают в зону загрузки-выгрузки и одновременно выталкивают из рабочей зоны два прокатанных изделия. Цикл прокатки в автоматическом режиме повторяется.

Полученное изделие полностью соответствует чертежу готовой детали после точения. Проведенные микро- и макроструктурный анализы показали удовлетворительное качество прокатанных изделий.

Изготовленные детали (см. рис. 6) не требуют дальнейшей обработки. Поверхность инструмента шли-

фованная, твердость 59...61 HRC, используемый материал X12M, X12Ф1. Карбидная неоднородность – балл 2 (не более).

В процессе формообразования прутковую заготовку удерживают в валках от смещения в тангенциальном направлении поддерживающими ножами, изготовленными из стали X12M. Контактную поверхность ножей после прокатки 30...35 тыс. пар деталей необходимо перешлифовывать, так как на ней появляются риски. Поэтому разработали конструкцию поддерживающих ножей с твердосплавными вставками группы ВК, позволяющими значительно повысить стойкость.

Новый процесс осуществлен на комплексе ПКП А0818. В качестве исходного использовали бунтовой материал диаметром 2,3_{0,2}.

Производительность разработанного и внедренного процесса ХПКП из прутка не менее 40...45 шт/мин (в зависимости от скорости вращения валков).

Выводы

1. Разработана методика и доказана целесообразность применения МКЭ второго порядка для энергосилового анализа процесса ПКП.

2. Используемая в работе аппроксимация функции тока КЭ более высокого порядка позволяет получать более точное решение задачи ПКП.

3. Разработанная функциональная математическая модель и программа, моделирующая процесс, позволяет значительно ускорить проектирование инструмента для ХПКП ступенчатых валиков из качественной стали.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Ураждин В.И., Ураждина Л.С.** Применение метода конечных элементов в теории ОМД // РЖТМ. 8134. Деп., 1980. С. 14–16.

2. **Серегин Г.А.** К вопросу о вариационных постановках некоторых задач теории течения жесткопластических сред // ПММ. Т. 48. Вып. 6. 1984. С. 114.

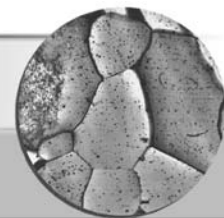
3. **Серегин Г.А.** Вариационно-разностные схемы для задач механики идеально упругопластической среды // Журнал высшей математики. 1985. Т. 25. № 2. С. 327.

4. **Новожилова Л.С.** Об одном численном методе решения задач жесткопластического течения в кинематической постановке: меж. вуз. сб. статей. РИСХМ. Ростов-на-Дону, 1989. С. 27–31.

5. **Дубень А.С.** Исследование и оптимизация процесса поперечно-клиновой прокатки: автореф. дис. ... канд. техн. наук. Минск, 1980.

6. **Пеев В.М.** Моделирование процесса холодной поперечно-клиновой прокатки и оптимизация параметров инструмента при изготовлении валиков из стали: автореф. дис. ... канд. техн. наук. Ростов-на-Дону, 1983.

Владимир Михайлович Пеев, канд. техн. наук



УДК 669.18

И.А. Филатов, К.В. Макаренко (Брянский государственный технический университет)

Определение взаимосвязи пределов прочности и текучести стали 20ГЛ с магнитными характеристиками

Приведена методика контроля механических характеристик стали 20ГЛ посредством измерения магнитных характеристик.

The control technique of mechanical characteristics of steel 20GL by magnetic characteristics measurement is presented.

Ключевые слова: коэрцитивная сила; сталь; механические свойства; корреляция; статистический анализ.

Keywords: coercive force; steel; mechanical properties; correlation; the statistical analysis.

Физической основой магнитных методов исследования материалов является взаимосвязь магнитных свойств сталей с химическим, структурным и напряженным состоянием материала.

Эта зависимость является очень сложной, большое количество факторов, влияющих на нее, могут взаимно усиливать и ослаблять магнитные характеристики материала и поэтому не существует универсального закона, позволяющего во всех случаях без предварительных исследований применять магнитный метод вместо традиционных способов контроля механических и металлографических параметров материала. К факторам, влияющим на магнитные свойства материала, относятся термическая обработка, напряженное состояние детали, фазовый и химический составы.

Существуют примеры сильной взаимосвязи между магнитными, механическими и металлографическими параметрами. Типичными структурно-чувствительными свойствами являются начальная и максимальная магнитные проницаемости, коэрцитивная сила, остаточная намагниченность (остаточная индукция), потери на гистерезис и другие. Эти свойства в наибольшей степени зависят от условий изготовления и термической обработки, т.е. от микроструктуры и состояния образцов [1–3].

Коэрцитивная сила является одной из наиболее сильных структурно-чувствительных характеристик ферромагнетиков и поэтому ее используют для контроля качества литых и прошедших термическую обработку стальных и чугуновых изделий.

Целью данной работы является установление зависимости между коэрцитивной силой и механическими свойствами малоуглеродистой легированной стали 20ГЛ на специальных образцах. Зависимости такого

рода расширяют возможности неразрушающего контроля и могут быть использованы для определения механических характеристик готовых изделий с предварительным опробованием метода на натуральных образцах.

В заготовительном производстве зачастую невозможно установить изменения на структурном уровне, происходящие в стали, присущие соответствующей термической обработке. Магнитные методы позволяют оценить структурные изменения и определить механические свойства сталей.

Для изучения взаимосвязи механических и магнитных свойств при нормализации образцов, изготовленных из стали 20ГЛ, в печь помещали тrefы (ГОСТ 977–88) соответствующих плавок сталей (более 100). Тrefы для получения образцов изготавливали вместе с отливками "рама", "балка" литьем в песчано-глинистые формы. После термической обработки тrefа разрезалась на несколько частей, из которых изготавливали образцы для контроля механических свойств. Из остаточных частей тref изготовляли образцы для определения коэрцитивной силы. Коэрцитивную силу измеряли импульсным коэрцитиметром ИКМ-02Ц.

В приборе измерение коэрцитивного поля осуществляется косвенно через измерение индукции магнитного поля на поверхности образца. Необходимыми условиями для замера коэрцитивной силы являются конфигурация образца и место расположения датчика на образце. Поэтому на образцах фрезеровали площадку для установки датчика прибора. Физические измерения магнитных характеристик на приборе основаны на эффекте Холла.

При испытаниях на разрыв определяли механические характеристики – пределы прочности и текучести, относительное удлинение и сужение, ударную вязкость. Данные анализировали с использованием статистических возможностей компьютерных программ. Статистическая функция рассчитывает корреляционную зависимость для ряда данных с применением метода наименьших квадратов [4].

При отображении на диаграмме зависимости двух переменных друг от друга полученные значения обычно не укладываются точно на прямую линию. Выполняя анализ линейной регрессии, пытались найти линию регрессии, которая наилучшим образом отражает взаимосвязь между двумя переменными (независимой переменной – коэрцитивной силой H_c и зависимой переменной – пределом прочности σ_B или пределом текучести σ_T). Программная функция графически вычисляет прямую линию, которая наилучшим образом аппроксимирует имеющиеся данные.

Графические результаты исследования приведены на рисунке. В результате статистической обработки данных получены следующие математические зависимости:

$$\sigma_B = 674H_c + 464,41 \quad (R^2 = 0,63);$$

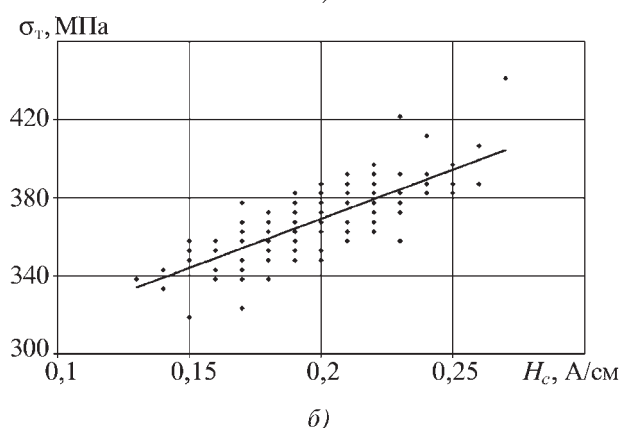
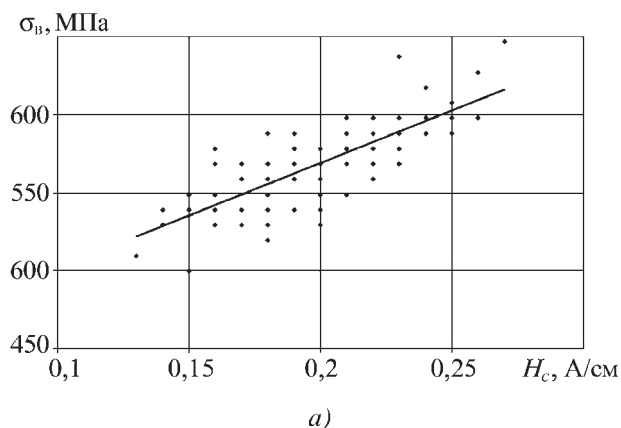
$$\sigma_T = 505,23H_c + 263,09 \quad (R^2 = 0,59),$$

где R^2 – достоверность аппроксимации данных массива.

Из уравнений видно, что для зависимостей характерна положительная корреляция, с увеличением пределов прочности и текучести коэрцитивная сила возрастает.

Величина R^2 измеряет процентную долю изменчивости значений зависимой переменной и может принимать значения от 0 до 1. Для взаимосвязи предела прочности с коэрцитивной силой $R^2 = 0,63$, т.е. достоверность данной взаимосвязи составляет 63 %. Остальные 37 % объясняются случайной изменчивостью, так как на коэрцитивную силу влияют многие факторы (дефекты, напряженное состояние, количественное соотношение фаз и др.). Пределы прочности и текучести тесно взаимосвязаны друг с другом, этим объясняются приблизительно одинаковые значения величины R^2 .

Метод можно использовать для оценки взаимосвязи коэрцитивной силы и ударной вязкости, относительного удлинения и сужения. Однако коэффициенты аппроксимации для них будут на порядок ниже. Объясняется это тем, что на пластические свойства сталей влияет большое количество различных факторов, таких как размер зерна, количество и морфологический состав неметаллических включений и т.д., которые в совокупности оказывают существенное влия-



Взаимосвязь коэрцитивной силы H_c с пределом прочности σ_B (а) и пределом текучести σ_T (б)

ние на механическое свойство, но не влияют на изменение коэрцитивной силы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Физические** методы контроля структуры и качества материалов: учеб. пособие А.А. Батаев, В.А. Батаев, Л.И. Тушинский и др.; под ред. А.А. Батаева. Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2000. 154 с.
2. **Магнитные** методы и средства неразрушающего контроля деталей железнодорожного подвижного состава: пособие / Л.А. Ергучев. Гомель: УО "БелГУТ", 2005. 90 с.
3. **Механические** свойства металлов: учебник для вузов / В.С. Золоторевский. М.: Металлургия, 1983. 352 с.
4. **Анализ** данных с помощью Microsoft Excel / Берк, Кеннет, Кэйри, Патрик: пер. с англ. М.: Издательский дом "Вильямс", 2005. 560 с.

*Иван Александрович Филатов, инженер;
Константин Васильевич Макаренко, канд. техн. наук*

ООО "Издательство **Машиностроение**", 107076, Москва, Стромьинский 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](http://www.mashin.ru)

Дизайнер *Подживотов К.Ю.* Технический редактор *Жиркина С.А.* Корректоры *Сажина Л.И., Солюшкина Л.Е.*

Сдано в набор 06.05.09 г. Подписано в печать 07.07.09 г. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.

Усл. печ. л. 6,86. Уч.-изд. л. 5,74. Заказ 542. Свободная цена.

Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Издательство **Машиностроение**".

Отпечатано в ООО "Подольская Периодика". 142110, Московская обл., г. Подольск, ул. Кирова, д. 15.