ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)

№ 4 апрель 2007

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.

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 Г.П.
ТРУХОВ А.П.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А.
ШЕРКУНОВ В.Г.
ЯКОВЛЕВ С.С.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М.

Ответственные за подготовку и выпуск номера:
ДЮБКОВА Н.В.
БЕЛАВЕНЦЕВ Р.Ю.
СЕРИКОВА Е.А.

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.: (495) 268-47-19, 268-69-19
Факс: (495) 269-48-97
http://www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Шатульский А.А., Чибирнова Ю.В. Методика выбора оптимальных параметров литья лопаток 3
Изделия огнеупорные для сифонной разливки стали. Технические условия по ГОСТ 11586–2005 7
Казаков Ю.Н., Хорев В.В., Казинский А.А., Петросян С.М. Безотходная обработка металла резанием при наплавке 16

Кузнечно-штамповочное производство

Сулейманов Р.М., Богодухов С.И. Алгоритмизация проектирования стальной штампованной поковки в автоматизированном машиностроении 20
Ковалёв В.Г., Рыбаков А.В. Автоматизация проектирования технологических процессов листовой штамповки. Часть 1. Основы создания САПР 30
Хвостовики вильчатые для штампов листовой штамповки. Конструкция и размеры по ГОСТ 16721–71 34

Прокатно-волочильное производство

Шеногин В.П., Тепин Н.В., Храбров В.А., Постнов А.С. Методика расчета технологических параметров при профилировании 35
Покрас И.Б., Кулаков К.В. Исследование течения вязкопластической смазки на входе в очаг деформации при волочении 38

Материаловедение и новые материалы

Потапов А.И. Использование холодных слитков для производства поковок 42
Семенцев А.М. Лазерная обработка высокоуглеродистых сталей 46
Боднарчук Д.А., Уваров В.В., Дроздов И.А. Кинетика движения межфазных границ при легировании расплавов алюминия порошками переходных металлов . . 48

Информация

Гореликов В.Н., Коденцев С.Н., Сухочева Е.Г. Упрочнение винтовых поверхностей фасонных деталей комбинированной обработкой 53

Крайнев А.Ф. Техника обработки материалов давлением (вкладка)

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.

© ОАО "Издательство "МАШИНОСТРОЕНИЕ", "Заготовительные производства в машиностроении", 2007

SCIENTIFIC
TECHNICAL
AND PRODUCTION
JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Forging and stamping, foundry and others productions)

№ 4 April 2007

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

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

Editorial Assistants
KLEYZER P.E.

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 G.P.
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.
BELAVENTSEV R.Yu.
SERIKOVA E.A.

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 editorial of the journal.

Ph.: (495) 268-47-19, 268-69-19
Fax: (495) 269-48-97
http://www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru

CONTENTS

Casting and Welding Productions

Shatulsky A.A., Chibirnova Yu.V. Technique of the blades casting optimal parameters choice 3
Refractories for bottom pouring of steel. Specifications by GOST 11586–2005 7
Kazakov Yu.N., Khorev V.V., Kazinsky A.A., Petrosyan S.M. Wasteless cutting of metal during brazing 16

Forging and Stamping Productions

Suleimanov R.M., Bogodukhov S.I. Algorithmization of steel forging designing in automated machine-building 20
Kovalev V.G., Rybakov A.V. Automation of designing of sheet stamping technological processes. Part 1. Basics of CAD/CAE creation 30
Forked shanks for dies of sheet ressing by GOST 16721–71. Construction and dimensions 34

Rolling and Drawing Productions

Shenogin V.P., Tepin N.V., Khrabrova V.A., Postnov A.S. Technique of technological parameters calculation of forming 35
Pokras I.B., Kulakov K.V. Research of viscoplastic lubricant flow at the input of hearth of deformation during drawing 38

Physical Metallurgy and New Materials

Potapov A.I. Using of cold ingots for forging production 42
Sementsev A.M. Laser treatment of high-carbon steels 46
Bodnarchuk D.A., Uvarov V.V., Drozdov I.A. Kinetic of interphase boundaries moving by addition in aluminium melts the powders of transition metals 48

Information

Gorelikov V.N., Kodencev S.N., Sukhocheva E.G. Hardening of surfaces of the shaped details by multifunction processing 53
Krainev A.F. Working by pressure (insert)

Journal is included into the list of the Higher Examination Board for publishing the results of thesises for competition the academic degrees

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

© "Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2007

УДК 621.74

А.А. Шатульский, Ю.В. Чибирнова *(Рыбинская государственная авиационная технологическая академия имени П.А. Соловьёва)*

Методика выбора оптимальных параметров литья лопаток

На основе экспериментального и теоретического исследований процесса заполнения полости формы расплавом предложена методика проектирования литниковых систем для отливок лопаток.

The new method of gating systems designing for the blades casting is offered on the basis of experimental and theoretical research of the mold filling process.

Отливки лопаток с коротким тонким пером переменного сечения без бандажной полки встречаются достаточно часто. Анализ деятельности литейных цехов отрасли, выпускающих подобные отливки, показал, что для их изготовления обычно применяют литниковые системы с верхним литниковым ходом (коллектором) (рис. 1), который может иметь форму параллелепипеда, цилиндра, кольца и др.

Основными видами брака, которые встречаются при изготовлении подобных отливок, являются дефекты, возникающие на стадии заполнения полости формы расплавом (засоры, шлаковые включения, спаи, незаливы и т.п.).

Выбор основных параметров заливки и размеров литниковой системы в производственных условиях осуществляют двумя способами:

– на основе эмпирических методов (вписанных сфер, приведенных толщин и др.), недостатком которых является использование большого числа приближенных коэффициентов и невозможность описать особенности геометрической формы отливки;

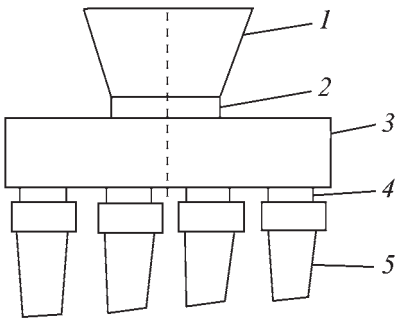


Рис. 1. Общая схема применяемых литниковых систем: *1* – литниковая чаша; *2* – стояк; *3* – литниковый ход (коллектор); *4* – питатель; *5* – отливка

– с использованием компьютерного моделирования заполнения полости формы расплавом на основе решения численными методами систем дифференциальных уравнений (движения, энергии, сплошности, фильтрации), что требует значительных затрат времени и часто не позволяет получить точное и адекватное решение из-за необходимости внесения существенных допущений как на стадии постановки задачи, так и в ходе ее решения.

В результате технолог зачастую имеет весьма приближенное решение, что приводит к неоправданному увеличению сроков проектирования и материальных затрат из-за необходимости экспериментальной доводки технологического процесса и браку отливок.

Поэтому разработка новых методов проектирования и расчета конечных размеров литниковых систем для подобных отливок является актуальной.

В данной работе решение получено на основе физического моделирования процесса заполнения полости формы расплавом, проводимого на прозрачных литейных формах и модельных жидкостях с обработкой данных на основе теории подобия и получения количественных зависимостей для группы подобных физических явлений с последующей проверкой полученных результатов на реальных отливках.

Моделирование процесса заполнения полости формы расплавом проводили при следующих параметрах: средняя толщина пера лопатки изменялась в пределах 1...5 мм, длина – 30...100 мм, расход жидкости из ковша $(0{,}5...70)\cdot10^{-6}$ м^3/с, скорость течения рас-

плава в полости формы 0,4...1,35 м/с при верхнем-боковом (рис. 2, *а*) и верхнем-верхнем (рис. 3, *а*) расположении питателей относительно массивного узла отливки, что обеспечивало подвод жидкости в направлениях, перпендикулярных и параллельных оси пера лопатки. Анализ полученных данных гидромоделирования процесса заполнения полости формы моделирующей жидкостью позволил установить следующее.

При верхнем-боковом подводе моделирующей жидкости в полость литейной формы (рис. 2, *а*), малых значениях напора в литниковой чаше ($H < 80$ мм) и низких значениях расхода ($V < 2 \cdot 10^{-6}$ м^3/с) и скоро-

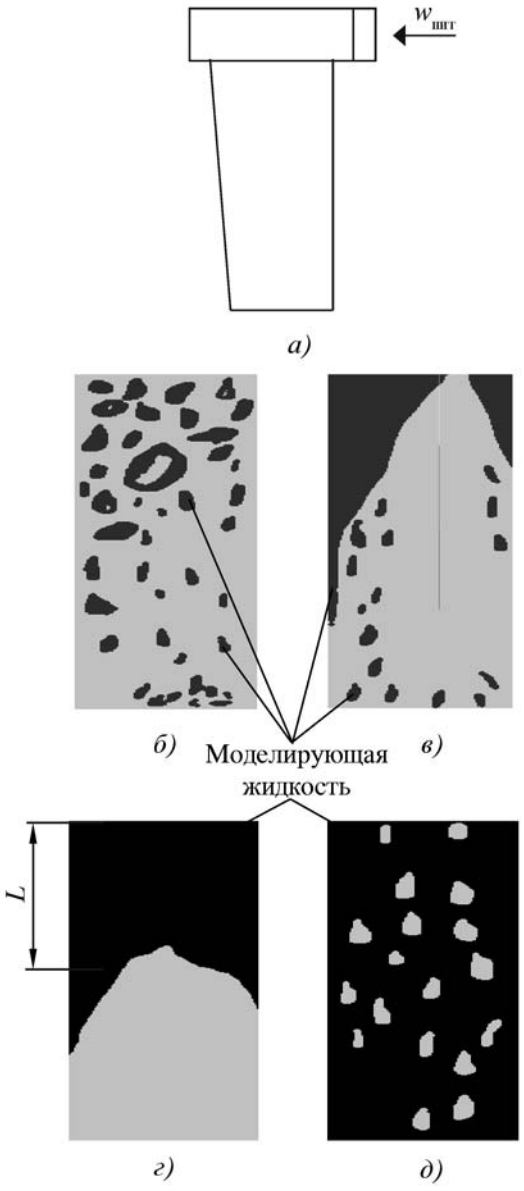


Рис. 2. Характер течения моделирующей жидкости в полости формы при верхнем-боковом подводе расплава:
а – схема подвода расплава; *б* – расход расплава $V < 2 \cdot 10^{-6}$ м^3/с; *в* – $V > 3 \cdot 10^{-6}$ м^3/с; *г* – $V = (8...20) \cdot 10^{-6}$ м^3/с; *д* – $V > 50 \cdot 10^{-6}$ м^3/с

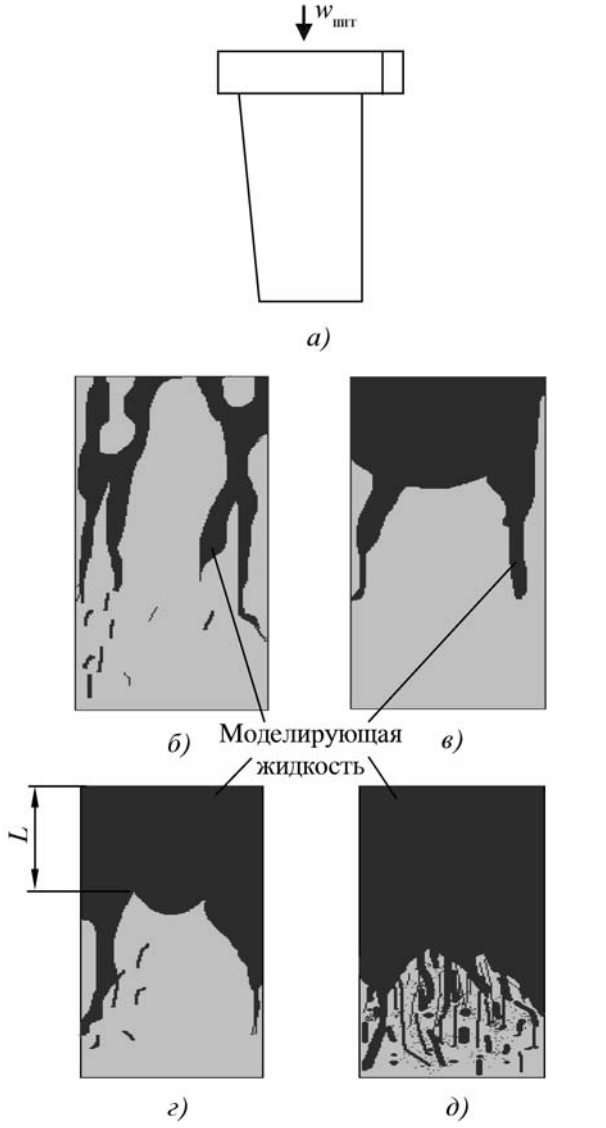


Рис. 3. Характер течения моделирующей жидкости в полости формы при верхнем-верхнем подводе расплава:
а – схема подвода расплава; *б* – расход расплава $V < 3 \cdot 10^{-6}$ м^3/с, $w < 0{,}15$ м/с; *в* – $V > 3 \cdot 10^{-6}$ м^3/с, $w > 0{,}20$ м/с; *г* – $V = 8{,}8 \cdot 10^{-6}$ м^3/с, $w = 0{,}31$ м/с; *д* – $V > 19{,}8 \cdot 10^{-6}$ м^3/с, $w = 0{,}44$ м/с

сти течения расплава w наблюдается разбиение потока на отдельные капли (рис. 2, *б*).

При напоре выше 100 мм и расходах жидкости более $3 \cdot 10^{-6}$ м^3/с вдоль толстой кромки пера лопатки начинает формироваться фронт потока, который, однако, не распространяется на всю ширину пера лопатки, а в нижней части формы разбивается на отдельные капли (рис. 2, *в*). Этот процесс имеет место и на реальных отливках, что приводит к значительному уровню брака по засорам, окисным пленам и шлаковым включениям.

При дальнейшем увеличении расхода жидкости из ковша и скорости ее течения в литейной форме увели-

чивается ширина фронта потока, а при значениях расхода выше $8 \cdot 10^{-6}$ м^3/с формируется сплошной фронт, длина которого L по мере увеличения расхода жидкости и скорости течения увеличивается (рис. 2, *г*).

В условиях производства в реальных литейных формах при этом наблюдается минимальный уровень брака отливок. При расходе более $50 \cdot 10^{-6}$ м^3/с возможен захват потоком жидкости воздуха (рис. 2, *д*) из литникового хода вследствие значительной его турбулентности. При этом резко увеличивается брак по засорам и шлаковым включениям.

При верхнем-верхнем подводе расплава в полость литейной формы (рис. 3, *а*), малых расходах ($V < 3 \cdot 10^{-6}$ м^3/с) и низких скоростях течения ($w < 0{,}15$ м/с) происходит раздвоение потока, вероятно под действием сил поверхностного натяжения; поток движется по кромкам пера лопатки (рис. 3, *б*), при этом центральная часть пера заполняется в последнюю очередь. Анализ реальных технологических процессов показал, что такой характер заполнения формы расплавом приводит к значительному увеличению дефектов в этой части отливки.

По мере увеличения расхода жидкости из ковша ($V > 3 \cdot 10^{-6}$ м^3/с), величины напора и скорости движения ($w > 0{,}2$ м/с) сначала появляется устойчивый фронт потока, распространяющийся на всю ширину пера в верхней части формы (рис. 3, *в*).

При расходе жидкости $V > 8{,}0 \cdot 10^{-6}$ м^3/с и скорости движения $w = 0{,}2$ м/с увеличивается длина сплошной части фронта потока (рис. 3, *г*). Дальнейшее увеличение расхода и скорости течения расплава приводит к разбиению потока жидкости на капли (рис. 3, *д*). Это явление весьма опасно с точки зрения повышения уровня брака отливок.

Исследования проводили как на лопатках, имеющих прямое перо, так и на конусных (угол конусности не превышал 10°), при этом характер движения жидкости в полости формы существенно не изменялся.

Обобщая все вышесказанное, можно сделать следующие выводы.

1. При верхнем-верхнем подводе расплава к массивному узлу отливки возможно заполнение полости литейной формы сплошным потоком при значительно меньших значениях расхода и скорости движения расплава, чем при верхнем-боковом.

2. Для каждого вида отливки существует область значений расходов, скоростей и напоров, гарантирующих качественное заполнение полости формы расплавом, т.е. получение минимального уровня брака.

Течение расплава в полости литейной формы описывается системой уравнений, включающей уравнения Навье–Стокса и сплошности [1, 2]. Кроме того, по мнению авторов работ [3, 4], при верхнем заполнении формы существенное влияние на характер течения расплава оказывают силы молекулярного взаимодействия между жидкостью и твердыми стенками формы (капилярные силы), вызывающие появление дополнительного давления, которое создает подъем или понижение уровня жидкости в тонком канале литейной формы.

Анализ математической модели показывает, что на процесс заполнения полости литейной формы расплавом оказывают влияние геометрические параметры полости формы, физические свойства расплава (вязкость ν, плотность ρ, поверхностное натяжение σ), а также давление и сила тяжести, под действием которых осуществляется движение расплава.

Приведение системы уравнений к безразмерному виду позволило получить безразмерные комплексы – определяющие числа подобия:

Рейнольдса $\mathrm{Re} = w\delta/\nu$, характеризующего отношение сил инерции к силам вязкости;

Фруда $\mathrm{Fr} = w^2/g\delta$, характеризующего отношение сил инерции к силам тяжести;

Вебера $\mathrm{We} = \rho w^2 \delta/\sigma$, характеризующего отношение сил инерции к силам поверхностного натяжения, где w – скорость течения расплава в полости формы, м/с; ρ – плотность расплава, кг/м^3; g – ускорение свободного падения м^2/с; δ – средняя толщина канала литейной формы, м; σ – поверхностное натяжение расплава, МПа; ν – кинематическая вязкость расплава, м^2/с.

В качестве определяемого числа подобия использован симплекс, равный отношению компактной части потока расплава к толщине полости формы: $L = L_{\text{комп}}/\delta_{\text{ср}}$. Таким образом, уравнение подобия получено в виде

$$L = f(\mathrm{Re}, \mathrm{We}, \mathrm{Fr}).$$

Экспериментальные данные обрабатывали в числах подобия (табл. 1 и 2). Уравнения подобия строили с использованием стандартных пакетов программ Statgraphics и Statistika . Выбор вида аппроксимирующей функции осуществляли по максимальному значению коэффициента детерминации R^2, что позволило получить достаточно точную, адекватную и значимую модель. В процессе подбора математической модели опробовали линейную, параболическую, степенную, полиномиальную функции.

Из большого числа вариантов выбраны степенные функции, которые в большей мере отвечают предъявляемым требованиям и чаще всего используются в практике литейного производства для описания подобных процессов.

Таким образом, при верхнем-боковом подводе расплава в полость литейной формы для определения длины компактной части потока, а следовательно, и максимально возможной длины пера лопатки в зависимости от условий заливки может быть рекомендована зависимость:

$$L = 0{,}39\,\mathrm{We}_{\delta ж}^{0,1} \cdot \mathrm{Fr}_{\delta}^{0,32} \cdot \mathrm{Re}_{\delta ж}^{0,4} \quad (R^2 = 0{,}946).$$

1. Значения параметров заливки и критериев подобия при моделировании процесса заполнения полости формы при верхнем-боковом подводе расплава

δ, м	$V \cdot 10^{-6}$, м^3/с	w, м/с	Re	We	Fr	L, м
0,001	0,6	0,04	67	0,02	0,16	0
	1,1	0,07	122	0,07	0,54	0
	1,4	0,09	155	0,12	0,89	0,005
0,003	2,2	0,15	244	0,10	0,16	0,005
	3,1	0,17	344	0,21	0,24	0,010
	3,8	0,18	422	0,37	1,24	0,015
	4,2	0,15	623	1,1	1,25	0,020
	5,6	0,17	765	1,23	1,27	0,025
	8,8	0,19	977	1,64	1,29	0,03
	10,5	0,23	1166	2,34	1,32	0,04
0,005	15,3	0,34	2125	4,67	1,84	0,055
	19,8	0,44	2680	7,43	2,11	0,07
	28,2	0,63	3916	15,85	4,50	0,09
	34,5	0,77	4791	23,73	6,74	0,10
	35,2	0,79	4888	24,7	7,01	0,11
	50	1,11	6944	49,85	14,15	0,2*
	61,3	1,35	8513	74,93	21,28	0,25*

*Появление в потоке моделирующей жидкости газовых включений.

2. Значения параметров заливки и критериев подобия при моделировании процесса заполнения полости формы при верхнем-верхнем подводе расплава

δ, м	$V \cdot 10^{-6}$, м^3/с	w, м/с	Re	We	Fr	L, м
0,001	0,6	0,04	67	0,02	0,16	0
	1,1	0,07	122	0,07	0,54	0
	1,4	0,09	155	0,12	0,89	0,005
0,003	2,2	0,15	244	0,10	0,16	0,005
	3,1	0,17	344	0,21	0,24	0,010
	3,8	0,18	422	0,37	1,24	0,015
	8,8	0,19	977	1,64	1,29	0,05
	10,5	0,23	1166	2,34	1,32	0,08
0,005	15,3	0,34	2125	4,67	1,84	0,10
	19,8	0,44	2680	7,43	2,11	0,14
	28,2	0,63	3916	15,85	4,50	0,2
	34,5	0,77	4791	23,73	6,74	0,25*
	35,2	0,79	4888	24,7	7,01	0,25*
	50	1,11	6944	49,85	14,15	0,25*
	61,3	1,35	8513	74,93	21,28	0,25*

*Появление в потоке моделирующей жидкости газовых включений.

3. Влияние условий заливки на уровень брака отливок лопаток

Характеристика отливки	Расчетная длина компактной части струи L, мм	Длина пера реальной лопатки $l_{пера}$, мм	Процент брака отливок на стадии заполнения
Перо без внутренней полости	40	35	5,3
	52	56	9,8
	59	78	17,3
Перо с внутренней полостью, оформляемой стержнем	45	32	6,8
	63	64	8,4
	64	83	15,1

при условии $0{,}1 < We_{\delta ж} < 100$; $0{,}1 < Fr_{\delta} < 25$; $300 < Re_{\delta ж} < 10000$.

При верхнем-верхнем подводе расплава в полость литейной формы подобная зависимость принимает следующий вид:

$$L = 0{,}5 We_{\delta ж}^{0,11} \cdot Fr_{\delta}^{0,33} \cdot Re_{\delta ж}^{0,4} \quad (R^2 = 0{,}962)$$

при условии $0{,}1 < We_{\delta ж} < 100$; $0{,}1 < Fr_{\delta} < 25$; $300 < Re_{\delta ж} < 8500$.

Таким образом, зная размеры отливки (длину и среднюю толщину пера лопатки), можно определить значение L, рассчитать по уравнению подобия рекомендуемую скорость течения расплава в полости формы, а следовательно, определить значение расхода расплава из ковша при заливке.

Для определения работоспособности предложенных математических моделей проведена экспериментальная проверка, заключающаяся в анализе существующих технологических процессов изготовления отливок лопаток в производственных условиях.

В процессе проверки проводили определение реальных параметров заливки, таких как расход, скорость течения расплава, напор, и рассчитывали по предложенным зависимостям длину компактной струи металла, которую сравнивали с длиной пера изготовляемой лопатки.

Контроль качества отливок включал в себя визуальный контроль, контроль размеров, люминесцентный и рентгеновский контроль, контроль механических свойств (определение кратковременной и длительной прочности). Полученные результаты представлены в табл. 3.

Полученные зависимости можно рекомендовать для определения и корректировки основных параметров заливки при изготовлении отливок лопаток.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Литье** по выплавляемым моделям / В.А. Озеров, В.Ф. Гаранин, В.Н. Иванова и др. М.: Машиностроение. 1994. 640 с.

2. **Баландин Г.Ф.** Теория формирования отливки. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1999. 360 с.

3. **Мамлеев Р.Ф., Шпиндлер С.С., Неуструев А.А.** Исследование заполнения жаропрочным сплавом оболочковых форм по выплавляемым моделям // Изв. вузов. Черная металлургия. 1986. С. 103–105.

4. **Чистяков В.В., Шатульский А.А.** Теория заполнения форм расплавом. М.: Машиностроение, 1995. 192 с.

Александр Анатольевич Шатульский, д-р техн. наук;
Юлия Валентиновна Чибирнова, инженер

Изделия огнеупорные для сифонной разливки стали. Технические условия по ГОСТ 11586–2005*

1. Область применения

ГОСТ 11586–2005 распространяется на огнеупорные шамотные изделия для разливки стали сифонным способом в изложницы и литейные формы, а также на промежуточные воронки со стаканчиками для разливки сверху.

2. Термины и определения

В ГОСТе 11586–2005 применены термины по ГОСТ 28833, а также следующие термины:

рабочая поверхность – поверхность, соприкасающаяся с металлом, а также все места непосредственного стыка изделий;

конусность – отношение разности верхнего и нижнего диаметров изделия цилиндрической формы или разности противоположных сторон изделия призматической формы к высоте изделия.

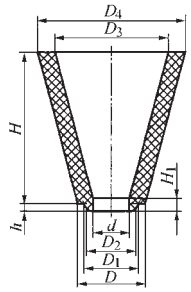
3. Форма и размеры

3.1. Форма и размеры изделий должны соответствовать требованиям, указанным в табл. 1–25.

3.2. При прессовании сифонных изделий на верхней и нижней частях наружной и внутренней их по-

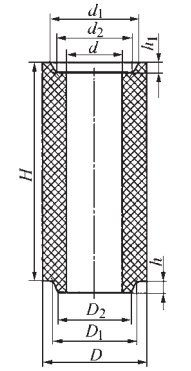
* Дата введения 1 января 2006 г.

1. Размеры воронки, мм



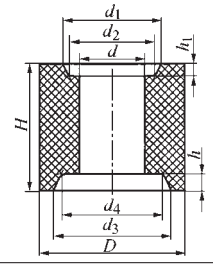
Номер изделия	H	H_1	h	D	D_1	D_2	D_3	D_4	d
1	200	25	15	120	95	90	225	270	70
2	300	25	15	140	110	105	245	295	80
3	300	25	15	150	120	115	270	320	90
4	300	25	15	160	130	125	270	320	100
5	250	25	21	180	150	140	280	340	100

2. Размеры центровой трубки, мм



Номер изделия	H	h	h_1	D	D_1	D_2	d	d_1	d_2
6	300; 250	15	12	120	95	90	70	101	96
7	300; 250	15	12	140	110	105	80	116	111
8	300; 250	15	12	150	120	115	90	126	121
9	300; 250; 190	15	12	160	130	125	100	136	131
10	300; 250	21	18	180	150	140	100; 120	156	146

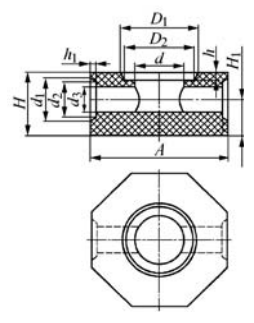
3. Размеры центровой трубки с двумя пазами, мм



Номер изделия	H	h	h_1	D	d	d_1	d_2	d_3	d_4
11	150	18	12	180	80	116	111	146	136
12	150	18	12	180	90	126	121	151	141
13	150	18	12	190	100	136	131	156	146
14	150	18	18	190	100	156	146	156	146

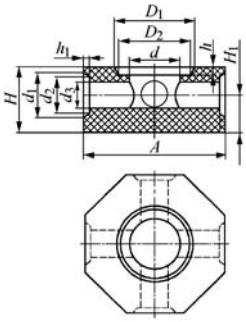
Примечание. По соглашению сторон допускается изготовлять центровые трубки высотой h на 2 мм больше указанной в табл. 3.

4. Размеры двухходовой звездочки с пазом, мм



Номер изделия	A	H	H_1	h	h_1	D_1	D_2	d	d_1	d_2	d_3
15	210	95	55	12	8	101	96	70	65	60	35; 40
16	210	95	55	12	8	116	111	80	65	60	35; 40
17	210	95	55	12	8	126	121	90	65	60	35; 40
18	260	115	65	12	10	126	121	90	81	76	50

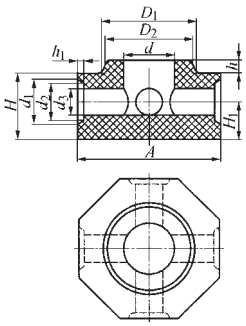
5. Размеры прямоугольной четырехходовой звездочки с пазом, мм



Номер изделия	A	H	H_1	h	h_1	D_1	D_2	d	d_1	d_2	d_3
30	210	95	55	12	8	101	96	70	65	60	35; 40
31	210	95	55	12	8	116	111	80	65	60	35; 40
32	210	95	55	12	8	126	121	90	65	60	35; 40
33	260	115	65	12	10	126	121	90	81	76	50
35	260	115	65	12	10	136	131	100	81	76	50
36	260	135	75	12	18	136	131	100	100	94	60

Примечание. По соглашению сторон допускается изготовление звездочек № 36 в виде неравносторонних восьмиугольных призм, у которых грани с выходным отверстием имеют в основании размер 120 мм.

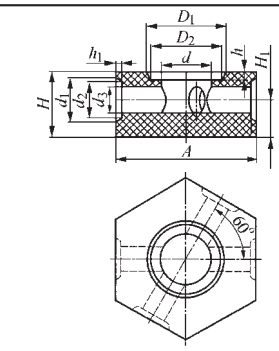
6. Размеры прямоугольной четырехходовой звездочки с буртиком, мм



Номер изделия	A	H	H_1	h	h_1	D_1	D_2	d	d_1	d_2	d_3
38	210	95	55	21	8	140	130	80	65	60	35; 40
39	210	95	55	21	8	145	135	90	65	60	35; 40
40	260	115	65	21	10	145	135	90	81	76	50
41	210	115	65	21	10	150	140	100	81	76	50
43	260	135	75	21	18	150	140	100	100	94	60

Примечание. По соглашению сторон допускается изготовление звездочек № 41 и № 43 в виде неравносторонних восьмиугольных призм, у которых грани с выходным отверстием имеют в основании следующие размеры: у звездочки № 41 – 100 мм, № 43 – 120 мм.

7. Размеры косоугольной четырехходовой звездочки с пазом, мм



Номер изделия	A	H	H_1	h	h_1	D_1	D_2	d	d_1	d_2	d_3
46	210	95	55	12	8	116	111	80	65	60	35; 40
47	210	95	55	12	8	126	121	90	65	60	35; 40
49	210	115	65	12	10	136	131	100	81	76	50
51	260	135	75	12	18	136	131	100	100	94	60

верхностей допускается цилиндрический, а для сифонных трубок призматический поясок высотой до 5 мм.

На воронке в верхней ее части цилиндрический поясок может быть заменен срезом под углом 90° к образующей наружного конуса до середины толщины стенки.

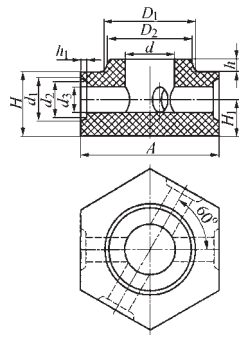
Пазы и буртики изделий следует изготовлять с радиусами закругления до 4 мм для типоразмера изделий, имеющих высоту буртика и глубину паза менее 10 мм, и до 5 мм – для остальных типоразмеров изделий. Допускаются радиусы закругления ребер сифонных трубок до 8 мм, а для трубок с боковыми отверстиями – до 5 мм.

Для четырехходовых, шестиходовых и восьмиходовых звездочек и сифонных тройниковых трубок допускается притупленность внутренних углов до 4 мм.

3.3. При проверке готовой продукции контролируют следующие размеры изделий:

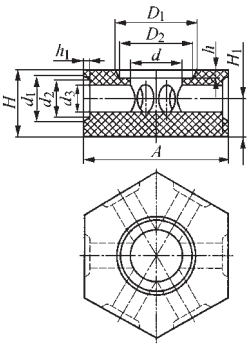
H, h, D, D_3, D_4, d – для воронок (см. табл. 1);

8. Размеры косоугольной четырехходовой звездочки с буртиком, мм



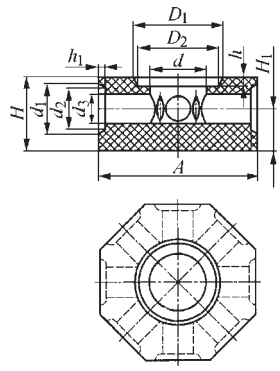
Номер изделия	A	H	H_1	h	h_1	D_1	D_2	d	d_1	d_2	d_3
54	210	95	55	21	8	145	135	90	65	60	35; 40

9. Размеры шестиходовой звездочки с пазом, мм



Номер изделия	A	H	H_1	h	h_1	D_1	D_2	d	d_1	d_2	d_3
60	210	95	55	12	8	116	111	80	65	60	35; 40
61	210	95	55	12	8	126	121	90	65	60	35; 40
62	260	115	65	12	10	126	121	90	81	76	40; 50
64	260	115	65	12	10	136	131	100	81	76	50

10. Размеры восьмиходовой звездочки с пазом, мм



Номер изделия	A	H	H_1	h	h_1	D_1	D_2	d	d_1	d_2	d_3
65	210	95	55	12	8	116	111	80	65	60	35; 40
66	210	95	55	12	8	126	121	90	65	60	35; 40
67	210	115	65	12	8	136	131	100	65	60	40
68	260	115	65	12	8	136	131	100	65	60	35; 40

Примечание. По соглашению сторон допускается изготовлять восьмиходовые звездочки с двумя заглушенными отверстиями.

H, h, h_1, D, d – для центровых трубок (см. табл. 2 и 3);

A, H, h, h_1, d, d_3 – для звездочек (см. табл. 4–10);

B, l_1, d – для угловых сифонных трубок (см. табл. 19);

B, L, l, l_1, d, d_3 – для сифонных трубок (пролетная, пролетная скошенная, пролетная с двумя буртиками, пролетная с боковым отверстием, пролетная с двумя боковыми отверстиями, пролетная с двумя боковыми отверстиями на противолежащих гранях, тройниковая, двойниковая, угловая, концевая, с боковым отверстием (см. табл. 11–18 и 20, 21));

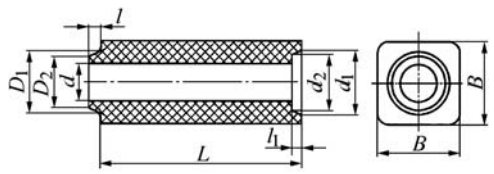
H, D, D_1, d, d_1 – для стаканчиков для изложниц (см. табл. 22);

H, D, D_1, D_2, d_1 – для промежуточных воронок (см. табл. 23);

H, d, d_1, d_2 – для стаканчиков для воронок (см. табл. 24);

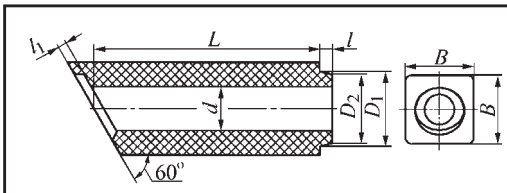
H, D, D_1 – для вкладышей (см. табл. 25).

11. Размеры пролетной сифонной трубки, мм



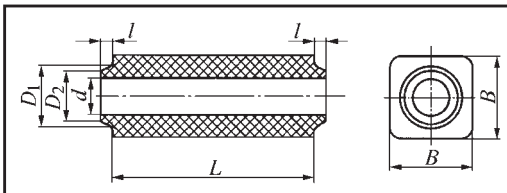
Номер изделия	B	D_1	D_2	d	d_1	d_2	L	l	l_1
69	80	62	56	35; 40	65	60	125; 150; 175; 200; 225; 250; 275; 300	10	8
70	100	78	72	50	81	76	150; 185; 200; 250; 300	12	10
71	120	94	88	60	100	94	150; 170; 200; 250; 300	21	18

12. Размеры скошенной пролетной сифонной трубки, мм



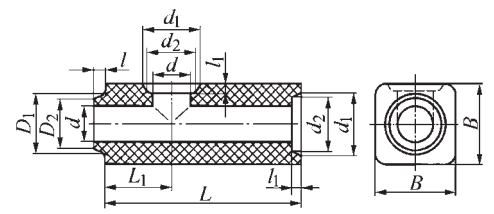
Номер изделия	B	d	D_1	D_2	L	l	l_1
72	80	40	62	56	250; 300	10	8

13. Размеры пролетной сифонной трубки с двумя буртиками, мм



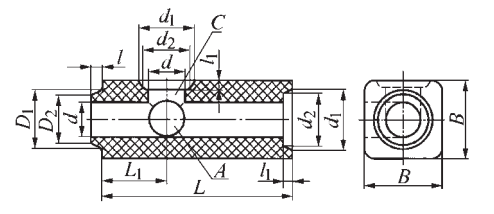
Номер изделия	B	D_1	D_2	d	L	l
73	100	78	72	50	200; 250; 300	12
74	120	94	88	60	170; 200; 250; 300	21

14. Размеры пролетной сифонной трубки с боковым отверстием, мм



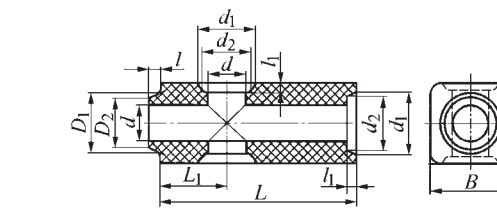
Номер изделия	B	D_1	D_2	d	d_1	d_2	L	L_1	l	l_1
75	80	62	56	35; 40	65	60	150; 200; 250; 300	75	10	8
76	100	78	72	50	81	76	150; 200; 250; 300	75	12	10
77	120	94	88	60	100	94	150; 200; 250; 300	75	21	18

15. Размеры пролетной сифонной трубки с двумя боковыми отверстиями, мм



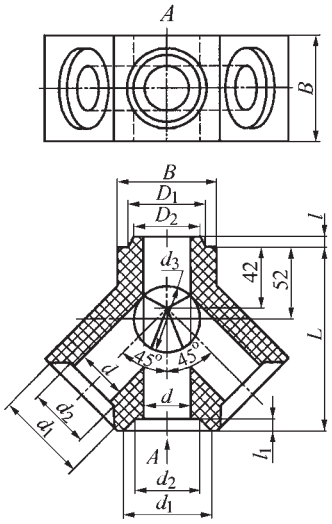
Номер изделия	B	D_1	D_2	d	d_1	d_2	L	L_1	l	l_1
78	80	62	56	35; 40	65	60	150; 200; 260; 300	75	10	8

16. Размеры пролетной сифонной трубки с двумя боковыми отверстиями на противолежащих гранях, мм



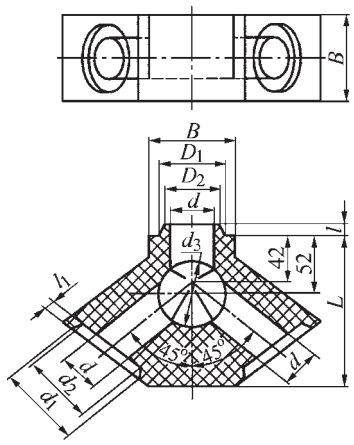
Номер изделия	B	D_1	D_2	d	d_1	d_2	L	L_1	l	l_1
79	80	62	56	35; 40	65	60	150; 300	75	10	8

17. Размеры тройниковой сифонной трубки, мм



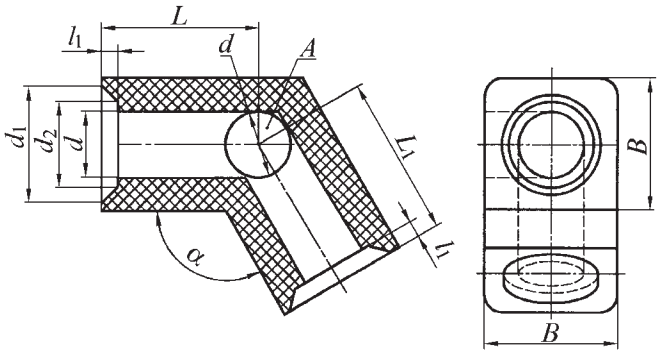
Номер изделия	B	D_1	D_2	d	d_1	d_2	d_3	L	l	l_1
80	80	62	56	35; 40	65	60	60	138	10	8

18. Размеры двойниковой сифонной трубки, мм



Номер изделия	B	D_1	D_2	d	d_1	d_2	d_3	L	l	l_1
80 а	80	62	56	40	65	60	60	138	10	8

19. Размеры угловой сифонной трубки, мм

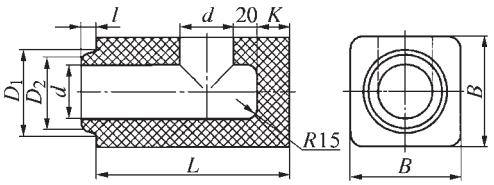


Номер изделия	B	d	d_1	d_2	L	L_1	l_1	α, °
81	80	35; 40	65	60	100	100	8	135
82	100	50	81	76	100	100	10	135
83	120	60	100	94	100	100	18	120; 135; 150

Примечания: 1. По соглашению сторон допускается изготовлять угловые трубки без отверстия *A*, а также угловую трубку № 81 с $L = 90$ мм и с буртиком вместо паза, аналогичным буртику изделий № 69, 75, 78.

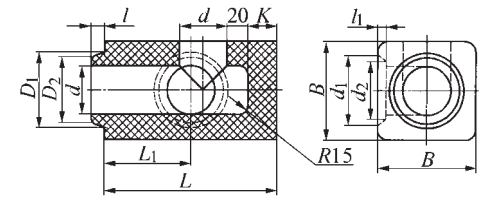
2. По соглашению сторон допускается изготовлять косоугольные сифонные изделия по чертежам заказчика.

20. Размеры концевой сифонной трубки, мм



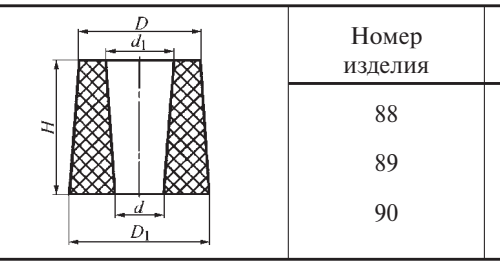
Номер изделия	*B*	D_1	D_2	*d*	*L*	*l*	*K*
84	80	62	56	35; 40	150; 175; 200; 250; 300	10	25
85	100	78	72	50	150; 175; 200; 250; 300	12	30
86	120	94	88	60	150; 160; 175; 200	21	40

21. Размеры сифонной трубки с боковым отверстием, мм



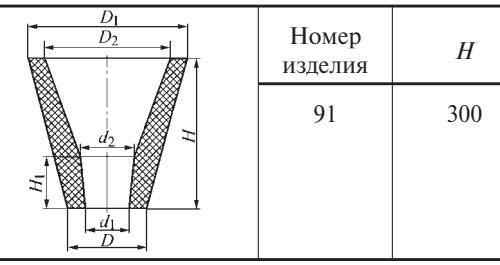
Номер изделия	*B*	D_1	D_2	*d*	d_1	d_2	*L*	L_1	*l*	l_1	*K*
87	80	62	56	35; 40	65	60	150; 300	75	10	8	25

22. Размеры стаканчика для изложниц, мм



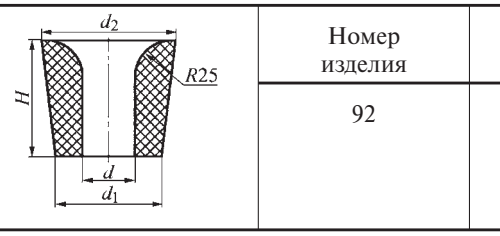
Номер изделия	*H*	*D*	D_1	*d*	d_1
88	110	90	105	40; 50	60
89	140	95	112	50	65
90	220	115	135	50; 60	70

23. Размеры промежуточной воронки, мм



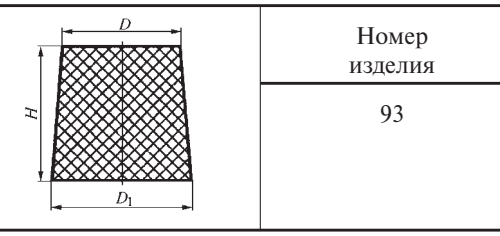
Номер изделия	*H*	H_1	*D*	D_1	D_2	d_1	d_2
91	300	100	160	320	260	95	114

24. Размеры стаканчика для промежуточных воронок, мм



Номер изделия	*H*	*d*	d_1	d_2
92	100	24; 26; 28; 30; 35; 40; 45; 50	93	112

25. Размеры глухого вкладыша, мм



Номер изделия	*H*	*D*	D_1
93	110	90	105

4. Технические требования

4.1. Огнеупорные изделия по физико-химическим показателям должны соответствовать требованиям, указанным в табл. 26.

4.2. Предельные отклонения по размерам огнеупорных изделий должны соответствовать требованиям, указанным в табл. 27.

4.3. По показателям внешнего вида огнеупорные изделия должны соответствовать требованиям, указанным в табл. 28.

4.4. Изделия в изломе должны иметь однородное строение, зерна не должны выкрашиваться. Не допускаются трещины, пустоты и слоистая структура. Допускаются отдельные посечки шириной не более 0,5 мм и длиной не более 20 мм.

4.5. Маркировка и упаковка изделий – по ГОСТ 24717. Перед номером изделий ставят маркировочный знак С (сифонные изделия).

26. Физико-химические показатели огнеупорных изделий

Показатель	Изделие марки	
	ШС-28	ШС-32
Массовая доля Al_2O_3, %, не менее	28	32
Огнеупорность, °С, не ниже	1670	1690
Остаточное изменение размеров при нагреве при температуре 1350 °С, %, не более	0,5	0,4
Открытая пористость, %	15...26	15...24
Термическая стойкость центровой, пролетной и концевой сифонной трубок, теплосмены (нагрев до 800 °С, охлаждение на воздухе)	1	1

Примечания: 1. Для изделий марки ШС-28 пластического способа производства допускается открытая пористость не более 28 %.

2. Для изделий марки ШС-28 по соглашению сторон допускаются нормы: огнеупорность – не ниже 1650 °С, остаточное изменение размеров при нагреве – не более 1,0 %.

27. Предельные отклонения по размерам огнеупорных изделий

Размер изделия	Воронка	Центровая трубка	Звездочка	Трубка сифонная пролетная, тройниковая, угловая, концевая и стаканчик
Диаметр внутренних каналов, мм, для изделий способа производства:				
полусухого:				
до 60 мм включ.	Не нормируются		±1	±1
св. 60 мм	±2	±2	±2	±2
пластичного:				
до 60 мм включ.	Не нормируются		±2	±2
св. 60 мм	±3	±3	±3	±3
Высота буртиков и глубина пазов, мм	±1	±1	±1	±1
Остальные размеры, %	±2,5	±2	±2	±2

28. Показатели внешнего вида огнеупорных изделий

Показатель	Воронка	Трубка центровая	Звездочка	Трубка сифонная пролетная, тройниковая, угловая, концевая и стаканчик
Овальность при диаметре до 200 мм включ., мм, не более	2	2	2	2
Кривизна, мм, не более, для изделий способа производства:				
полусухого	Не нормируется	3	2	2
пластичного	То же	4	3	3

Показатель	Воронка	Трубка центровая	Звездочка	Трубка сифонная пролетная, тройниковая, угловая, концевая и стаканчик
Скошенность торцовой поверхности центровой и сифонной трубок, мм, не более	Не нормируется	2	Не нормируется	1
Отбитости, шт., не более:				
на кромках торцовой поверхности глубиной до 5 мм включ.	3	3	3	3
на буртиках и пазах	Не допускаются			
на остальной рабочей поверхности глубиной до 3 мм включ., длиной до 5 мм включ.	3	2	2	2
на нерабочей поверхности, включая углы и ребра, глубиной, не более:				
до 6 мм включ.	Не нормируются	3	3	3
от 6 до 10 мм включ.	4	Не допускаются		
св. 10 мм	Не допускаются			
Впадины на поверхности изделий пластического способа производства:				
на стыках торцовых плоскостей	Не допускаются			
на остальных поверхностях, не более:				
глубиной, мм	4	4	4	4
диаметром, мм	25	25	25	25
количество, шт.	2	2	2	2
Отдельные выплавки диаметром, мм, не более, на поверхности:				
рабочей	6	6	6	6
нерабочей	10	10	10	10
Отдельные поверхностные посечки, не пересекающие ребро, шириной:				
до 0,3 мм включ.	Не нормируются			
от 0,3 до 0,5 мм включ., длиной, мм, не более:				
пересекающие буртики и пазы	Не допускаются			
на остальной рабочей поверхности	25	25	25	25
на нерабочей поверхности	Не нормируются	70	70	70
Трещины	Не допускаются			
Рабочие каналы	Должны быть свободны от песка, шамотного порошка и других загрязнений и налипов			
Поверхность изделий	На рабочей стороне поверхность должна быть гладкой, без выступающих и выкрашивающихся зерен и заусенцев			

УДК 621.9.04: 539.9

Ю.Н. Казаков, В.В. Хорев, А.А. Казинский, С.М. Петросян
(Саратовский государственный технический университет, ОАО "Трансмаш", г. Энгельс)

Безотходная обработка металла резанием при наплавке

Рассмотрены методы повышения эффективности механической обработки путем совмещения процессов нанесения металла с его обработкой резанием. При наплавке происходит переплав стружки за счет тепла, генерируемого плазменной струей или электрической дугой, оптическим квантовым генератором или другим концентрированным источником энергии.

In article are considered methods of increase of efficiency of machining by overlapping processes of drawing of metal with its processing by cutting. Drawing of metal is made from pereplava shavings due to heat generated by a plasma jet, an electric arch, the optical quantum generator or other concentrated energy source.

Неудовлетворительное формообразование, высокая твердость наплавленного металла, большие припуски и энергозатраты на последующую обработку снижают достоинства дуговой наплавки [1–3].

В статье показана возможность технологического синтеза процессов нанесения металла, снятия стружки и ее переплава в наплавочной ванне для повышения эффективности дуговой наплавки. Рассмотрено несколько схем обработки металла: торцевое фрезерование, тангенциальное терморезание и снятие стружки по принципу циклического возвратно-качательного движения резца (рис. 1).

Необходимым условием качественного формообразования является избыточное количество технологического тепла, аккумулированного в ванне расплава, достаточного для полного переплава стружки.

Теоретическими расчетами и электромоделированием на электропроводной бумаге с помощью электроинтегратора ЭГДА 9/60 [4] выявлены благоприятные условия для сосредоточения тепла в наплавочной ванне. При одноэлектродной дуговой наплавке доля тепла, поступающего на перегрев ванны, составляет 35...40 %. При многоэлектродных процессах и наплавке пучком электродов на форсированных режимах и при использовании оболочковых наплавочных форм (НФ) перегрев ванны достигает 50...60 %.

Рассредоточение теплового потока раздвижением электродов, применение колеблющегося электрода и присадочного материала позволяют снизить затраты на проплавление основного металла в 1,5...2 раза. При этом происходит перераспределение тепла от источника энергии. Большая часть его сосредотачивается в ванне расплава (особенно в условиях увеличенного вылета электродов).

Таким образом, более половины тепла, генерируемого электрической дугой, расходуется неэффективно. Эту часть технологического тепла можно использовать для переплава подогретой стружки, снимаемой вблизи наплавочной ванны:

$$q_{\text{с}} = \rho v_{\text{н}} V_{\text{с}} c (T_{\text{в}} - T_{\text{пл}} + T_{\text{с}}), \qquad (1)$$

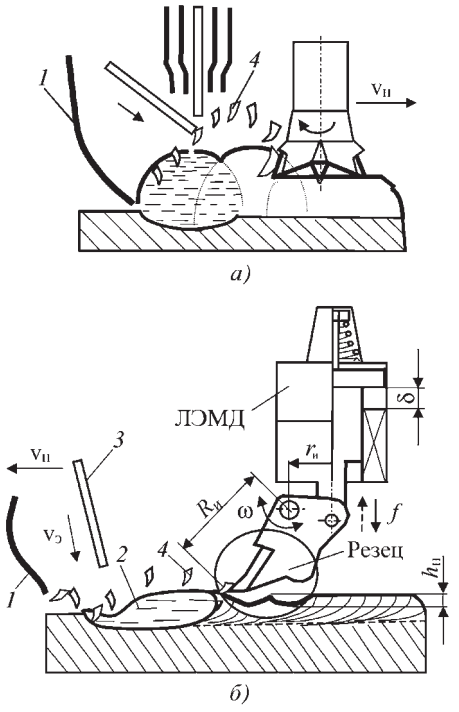


Рис. 1. Схемы обработки металла в процессе его нанесения: *а* – торцевое фрезерование; *б* – циклическое терморезание возвратно-качательным резцом; *1* – отражатель стружки; *2* – жидкая ванна; *3* – электрод; *4* – стружка; $v_э$, $v_н$ – скорость подачи электрода и наплавки соответственно; ω – угловая скорость возвратно-качательного движения резца; $R_и$ – радиус возвратно-качательного движения резца; δ – магнитный зазор ЛЭМД (линейный электромагнитный двигатель (привод резца)); $h_н$ – высота неровностей; $r_и$ – радиус поворота резца; *f* – частота ходов якоря ЛЭМД

где q_c – тепловая мощность; ρ, c – плотность и теплоемкость металла стружки соответственно; $T_в$, $T_с$, $T_{пл}$ – температура ванны (1889 °С), стружки и плавления металла соответственно; $V_с$ – удельный объем переплавляемой стружки.

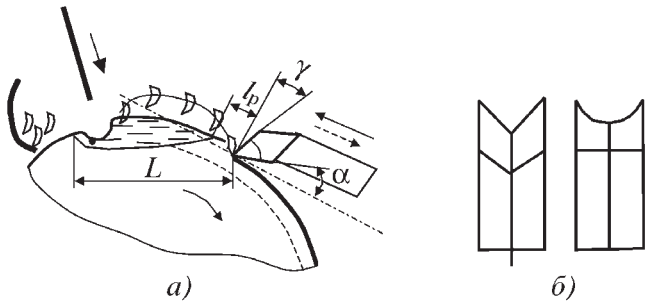
Практическая реализация этой идеи зависит от различных факторов и, прежде всего, от согласованности режимов нанесения металла и его обработки.

Процесс резания следует начинать при низкой твердости металла при температуре, близкой к линии Ac_3 (вблизи зоны аустенитного превращения, т.е. при пониженной прочности металла). Экспериментальными исследованиями установлено, что силы резания при обработке металла в подогретом виде в 3–5 раз меньше по сравнению с аналогичными параметрами при обработке металла в холодном состоянии и не превышают 100...150 Н.

Анализ траектории полета стружки при тангенциальном резании (рис. 2) позволил определить режимы резания, при которых условия усвоения (переплава) стружки оптимальны.

Для снижения опасности проявления адгезионных процессов и образования нароста характер движения резца должен быть отрывистым, а скорость резания не менее 0,3...0,4 м/с.

При более концентрированной подаче стружки целесообразно использовать резцы с круглой режущей кромкой или резцы шевронного типа (см. рис. 2, *б*). В этом случае углы резца должны иметь следующие значения: передний угол – 10...15°, задний – 3...5°. Для отвода тепла следует предусмотреть водоохлаждаемые каналы в конструкции резцов. При этом их стойкость возрастает от 47...55 до 110...130 мин (наплавочный материал порошковая проволока ПП-Нп-80Х20Р3Т (ПП-АН170), 59...63 HRC; материал резца Т15К6; глубина резания t = 1,5...2,0 мм). Около 70 % стружки концентрируется в области головной



а) *б)*

Рис. 2. Схема тангенциального терморезания и траектории полета стружки (*а*) и резцы шевронного типа и с круглой режущей кромкой (*б*):
L – расстояние от электрода до места врезания режущей кромки; $l_р$ – расстояние от резца до границы наплавочной ванны

части наплавочной ванны, остальная часть выходит за ее пределы.

Для более полного усвоения стружки за электродом целесообразно устанавливать полусферический отражатель, который концентрирует скопление стружки перед электродом или плазмотроном, что создает лучшие условия для ее плавления.

Использование в качестве привода режущего инструмента линейного электромагнитного двигателя (ЛЭМД) [5] при частоте возвратно-поступательного движения резца $f \geq$ 0,5...1 Гц позволяет реализовать эти условия. ЛЭМД отличается простотой, компактностью, малой энергоемкостью, так как непосредственно преобразует электрическую энергию в механическую (без промежуточных элементов). Это особенно важно для стесненных условий плазменного или дугового нанесения металла. Расстояние L от электрода до места врезания режущей кромки существенно влияет на силы резания и зависит от электрической мощности дуги:

$$L \approx KI_н U_н + l_р, \qquad (2)$$

где $I_н$, $U_н$ – ток и напряжение дуги соответственно; K – эквивалентный показатель мощности дуги, K = = 2,8...3,6 мм/кВА для наплавки под флюсом при токе до 1200 А [7]; K = 1,7...2,3 мм/кВА – для наплавки порошковой проволокой открытой дугой. Расстояние $l_р$ определяется экспериментально в зависимости от физико-механических свойств наплавляемого материала и в среднем составляет 10...25 мм.

Предельно допустимое количество переплавляемой стружки является функцией различных факторов: электрической мощности дуги (плазменной струи), химического состава наплавляемого металла, места размещения режущего инструмента, траектории полета стружки и ее массы (табл. 1).

При средних режимах нанесения металла наплавочная ванна способна усвоить до 20...30 % наплавляемого металла. С увеличением тепловой мощности дуги более 20 кВт количество стружки в наплавленном металле возрастает до 40...50 %. Примерно такое же количество металла требуется для снятия припуска на механическую обработку.

При обработке металла строгальным резцом или фрезой происходит их отжим. Для исключения этого явления необходимо удалять флюсовую корку, что проблематично вследствие стесненных условий наплавочного процесса.

1. Количество стружки, усваиваемой сварочной ванной

$I_н$, А	$U_н$, В	$v_н$, м/ч	$l_р$, мм	Количество стружки, %
220	24	10	15	27
540	31	21	16	43
800	39	34	28	56

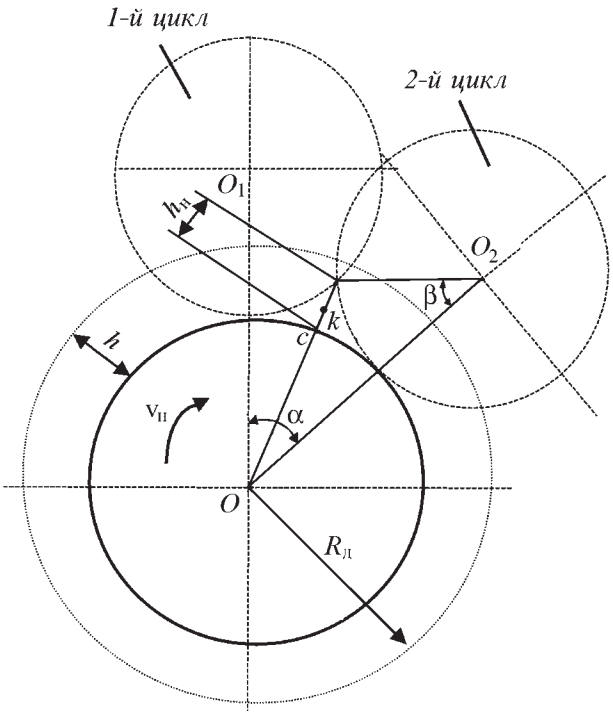


Рис. 3. Графическая модель формообразования рельефа поверхности:
O, O_1, O_2 – центры детали, инструмента в исходном положении и после совершения им очередного рабочего цикла соответственно

При оценке технологичности различных схем комплексной наплавки обработка возвратно-качательным движением резца (см. рис. 1, *б*) оказалась наиболее рациональной. При этом способе процесс обработки можно вести непосредственно по флюсовой оболочке.

На основе анализа схемы обработки возвратно-качательным резцом построена графическая модель процесса формообразования рельефа поверхности в виде двух независимых движений – вращение детали и возвратно-качательное движение резца по дуге (рис. 3).

Это позволило получить зависимость высоты неровностей $h_н$ от конструктивных и технологических характеристик наплавочного процесса, по которой расчетным путем вычислены ее значения (табл. 2):

$$h_н = R_и \sin(180 - (\arcsin(R_д + R_и - t_р) \times \\ \times \sin(v_н / 2fR_д)/R_и) - (v_н / 2fR_д), \quad (3)$$

где $R_д$ – радиус детали.

Различие расчетных и экспериментальных данных не более 15 %. По мере увеличения частоты ходов резца величина огранки снижается и при определенной скорости наплавки она становится соизмеримой с параметром шероховатости *Rz*, получаемым при обычной токарной обработке.

2. Расчетная высота неровностей поверхности в зависимости от геометрических параметров режима обработки

$R_д$, мм	$R_и$, мм	$v_н$, м/ч	f, Гц	$h_н$, мм
100	30	40	5/1	0,0373* / 0,96
80	30	30	5/1	0,0209 / 0,53
60	20	20	5/1	0,0093 / 0,33
50	20	10	5/1	0,00233 / 0,05

*В числителе приведено значение $h_н$ при 5 Гц, в знаменателе – при 1 Гц.

Длина хода якоря ЛЭМД δ' определяется из соотношений радиусов поворота оси резца $r_и$ и поворота инструмента $R_и$ (рис. 4):

$$\delta' = R_и^2 \sin(2\arccos(R_и^2 + l_т^2 - R_р^2)/(2r_и l_т)/r_и, \quad (4)$$

где $l_т$ – расстояние от оси качения до оси детали (OO_1, см. рис. 3); $R_р = (R_д + l'_р)$; $l'_р$ – длина свободного вылета резца.

Питание и управление ЛЭМД осуществляется специальным блоком управления, позволяющим варьировать f и тяговой силой.

Исходя из условия процесса резания, выражение для частоты ходов якоря ЛЭМД имеет вид:

$$f = v_н (\arccos((R_р^2 + l_т^2 - R_и^2)/(2R_р l_т))\pi R_д)^{-1}. \quad (5)$$

Стружка, попадая в ванну, выполняет функцию центров кристаллизации и отводит тепло. При этом размер зерна снижается на 1–2 балла по сравнению с наплавкой без присадки.

В результате анализа дилатометрических исследований установлено, что для снижения деформаций и внутренних напряжений при обработке легированных покрытий инструмент следует располагать в домартенситной зоне. Прогиб пластин толщиной 22 мм при нанесении металла порошковой проволо-

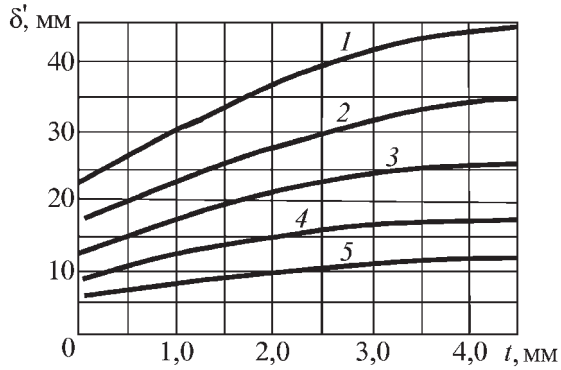
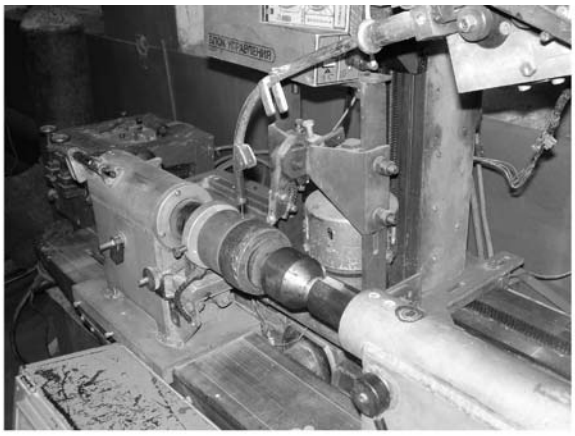
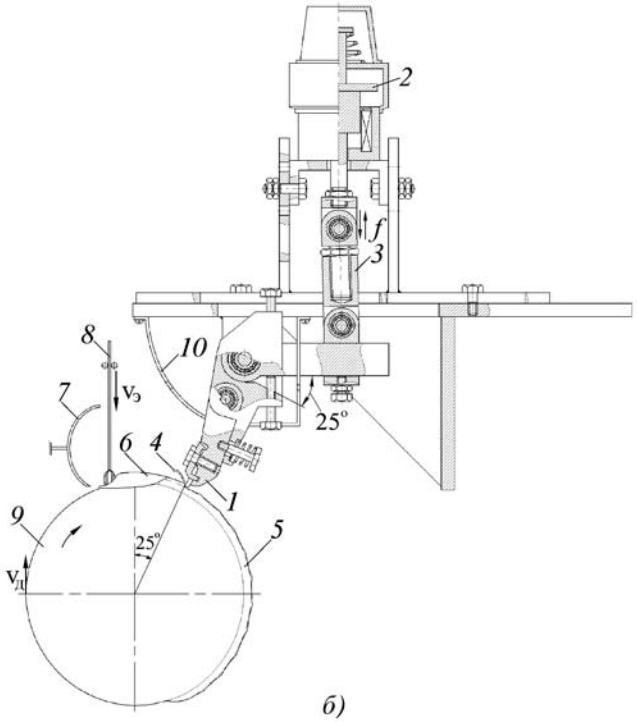


Рис. 4. Кривые изменения длины хода якоря ЛЭМД δ' в зависимости от глубины резания t при $R_д$ = 60 мм при различных значениях $R_и/r_и$:
1 – 1; *2* –0,8; *3* – 0,6; *4* – 0,4; *5* – 0,2



а)



б)

Рис. 5. Общий вид комплексной наплавочной установки (*а*) и режущая головка терморезания возвратно-качательным резцом с приводом от ЛЭМД (*б*):
1 – резец; *2* – ЛЭМД; *3* – шток; *4* – стружка; *5* – обработанная поверхность; *6* – ванна; *7* – отражатель; *8* – электрод; *9* – деталь; *10* – поворотное устройство

кой ПП-Нп-80Х20Р3Т сократился в 2–4 раза. По-видимому, это связано с увеличением объема металла при превращении аустенита в мартенсит, что компенсирует тепловую деформацию.

Экспериментальная проверка работоспособности средств технологического оснащения (рис. 5) нового способа наплавки (патент РФ 2165338) показала их высокие технологические возможности управления качеством формообразования поверхности. Предложенный привод исполнительных механизмов от ЛЭМД отличается простотой конструкции, малой удельной энергоемкостью и гибкой модульной конфигурацией. С помощью специального электронного блока управления можно легко регулировать частоту и силовые параметры режима резания, обеспечивая тем самым заданное количество снимаемой стружки, ее размеры, создавать заданные микроструктуру металла, шероховатость и неровности обработанной поверхности.

Выявлены условия усвоения (переплава) стружки за счет технологического тепла, аккумулированного в наплавочной ванне.

Разработаны режимы наплавки металла и его обработки, обеспечивающие минимизацию припуска на обработку и высоту неровностей наплавленной поверхности (0,01...0,02 мм) и величину остаточных деформаций, а также вести процесс резания независимо от твердости металла, за счет снятия стружки в домартенситной зоне наплавленного металла.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Казаков Ю.Н.** Физико-технологические основы механической обработки покрытий с использованием плазменно-дуговых разрядов: учебн. пособие. Саратов: ГТУ, 1999. 82 с.

2. **Казаков Ю.Н., Хорев В.В.** Технологическое обеспечение трибологических свойств деталей при наплавке. Саратов: ГТУ, 2000. 154 с.

3. **Бойко Н.И.** Фрезерование широкослойной наплавки цилиндрических деталей. Ростов-на-Дону: РИИЖТ, 1987. 74 с.

4. **Фильчаков П.Ф., Панчишин В.И.** Интеграторы ЭГДА. Моделирование потенциальных полей на электропроводной бумаге. Киев: Наук. думка, 1981. 276 с.

5. **Угаров Г.Г.** Импульсные линейные электромагнитные двигатели с повышенными силовыми и энергетическими показателями: дис. ... д-ра техн. наук. Новосибирск, 1992. 491 с.

Юрий Николаевич Казаков, д-р техн. наук;
Алексей Алексеевич Казинский, канд. техн. наук;
Вячеслав Вячеславович Хорев, канд. техн. наук;
Сергей Маисович Петросян, инженер-технолог

УДК 621.73

Р.М. Сулейманов, С.И. Богодухов *(Оренбургский государственный университет)*

Алгоритмизация проектирования стальной штампованной поковки в автоматизированном машиностроении

Приведен оригинальный алгоритм и обсуждены основные этапы проектирования стальной штампованной поковки в автоматизированном машиностроении. Определен порядок использования нормативной базы основополагающего ГОСТ 7505–89.

The article brings the original algorithm and discusses main stages of the designing steel pressed workpiece in automated machine building. Certain order of the use of the normative base background GOST 7505–89 is determined.

При разработке технологического процесса горячей объемной штамповки (ГОШ) стальных поковок в условиях автоматизированного машиностроения важнейшим этапом является проектирование поковки с разработкой графического документа на ее изготовление и приемку. При этом технолог должен руководствоваться основополагающим документом – ГОСТ 7505–89 [1], который распространяется на стальные штампованные поковки массой не более 250 кг и/или с линейным габаритным размером не более 2500 мм.

Последовательность расположения нормативного материала в этом основополагающем документе во многом не соответствует очередности решения вопросов при проектировании поковки. Поэтому много времени уходит на установление подходов к проектированию, поиск требуемой информации в достаточно большом массиве, не вполне приспособленном для автоматизации процедур проектирования.

Цель данной статьи – ознакомить с оригинальным алгоритмом и 12 этапами проектирования, устраняющими отмеченные недостатки и прошедшими апробацию при выполнении расчетно-графических работ в лаборатории "Проектирование и производство заготовок" Оренбургского государственного университета.

Алгоритм проектирования штампованной поковки представлен на рис. 1. В соответствии с этим алгоритмом ниже обсуждены 12 этапов проектирования.

ГОСТ 7505–89 был опубликован в журнале "Заготовительные производства в машиностроении" в № 12, 2003 г. и № 6 и 7, 2004 г.

Рис. 1. Алгоритм проектирования штампованной поковки

1. Анализ чертежа детали с точки зрения технологичности ее конструкции

Основными исходными данными для проектирования заготовки являются чертеж готовой детали с техническими условиями и объем выпуска продукции, определяющий тип производства.

Проектирование заготовки начинают с тщательного изучения чертежа детали, требований, предъявляемых к детали в целом и к отдельным ее поверхностям.

Конструкция детали признается технологичной, если совокупность ее свойств подтверждает приспособленность к достижению оптимальных затрат материала, энергии и труда при производстве детали в заданном количестве, с заданными показателями качества из штампованной заготовки. В противном случае потребуется корректировка чертежа, замена материала и т.д. [2].

2. Выбор способов нагрева и штамповки, типа нагревательного и штамповочного оборудования, места и конфигурации поверхности разъема штампа

Современная технология ГОШ предусматривает применение безокислительного скоростного нагрева заготовок, что уменьшает окалинообразование и обезуглероживание, снижает газонасыщение, улучшает структуру и свойства металла, повышает его пластичность и тем самым облегчает горячую обработку давлением, уменьшая расход энергии на деформирование.

Рекомендуется нагревать заготовки в индукционном нагревателе, обеспечивающем минимальные окалинообразование, обезуглероживание, постоянство температуры, возможность быстрого пуска и остановки нагрева, регулирования темпа нагрева, а также возможность его автоматизации и улучшение условий труда.

Выбор способа штамповки (в открытом или закрытом штампе) и типа штамповочного оборудования (молот, пресс, горизонтально-ковочная машина и т.д.) зависит от типа производства, конструктивных особенностей детали, марки материала, точности отдельных поверхностей и требований механических свойств, условий обеспечения оптимальной макроструктуры готовой детали, экономичности техпроцесса. Так, например, для цилиндрической детали с фланцем в случае ее изготовления из штампованной поковки (рис. 2) в равной степени могут быть применены штамповочный молот или пресс и оба способа штамповки. Однако конфигурация и размеры штампованной поковки в каждом случае будут различными, при этом из-за лучшего течения металла вверх при штамповке на молоте формообразование фланцевой части поковки предусматривается в верхней части штампа (рис. 2, *а*, *б*).

Поверхность разъема штампа располагают посередине толщины фланца поковки (рис. 2, *а*, *в*) при штамповке с облоем (в открытом штампе) как на молоте, так и на кривошипном горячештамповочном прессе (КГШП); при безоблойной штамповке (в закрытом штампе) разъем совмещают с одной из торцовых поверхностей поковки: верхней – при штамповке на молоте (рис. 2, *б*), нижней – при штамповке на КГШП (рис. 2, *г*). Такое расположение поверхности разъема штампов в плоскости наибольшего диаметра поковки обеспечивает минимальную глубину ручья штампа, легкость извлечения отштампованной поковки, возможность контроля смещения. Так как конфигурация разъема штампа представляет собой плоскость, то упрощается механическая обработка при изготовлении такого штампа. В некоторых случаях выбор места разъема штампа определяется необходимостью получения благоприятной макроструктуры поковки.

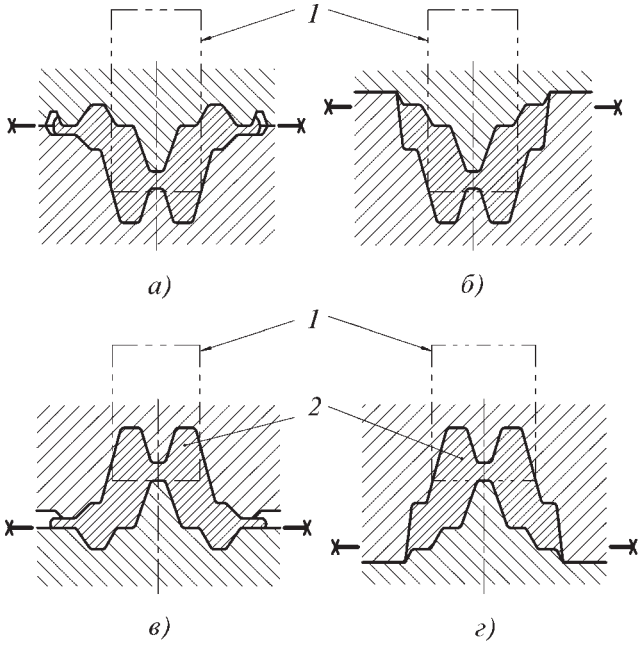


Рис. 2. Схемы штамповки:
а и *б* – на молоте соответственно в открытом и закрытом штампах; *в* и *г* – на КГШП соответственно в открытом и закрытом штампах; *1* – контур заготовки; *2* – штампованная поковка

3. Установление конструктивных характеристик поковки согласно ГОСТ 7505–79

К конструктивным характеристикам поковки относятся класс точности T, группа стали M, индекс массы $И_м$, степень сложности C, конфигурация поверхности разъема штампа $K_ш$ и исходный индекс $И_и$.

3.1. Класс точности T поковки устанавливают в зависимости от технологического процесса и типа штамповочного оборудования, а также исходя из предъявляемых требований к точности размеров поковки. В ГОСТ 7505–89 установлено пять классов точности: – от *Т1* до *Т5*.

3.2. В зависимости от средней массовой доли углерода и суммарной массовой доли легирующих элементов установлены три группы стали:

1. Индекс массы поковки $И_м$

Масса поковки, кг	$И_м$	Масса поковки, кг	$И_м$
До 0,5	1	5,6...10,0	6
0,5...1,0 включ.	2	10,0...20,0	7
1,0...1,8	3	20,0...50,0	8
1,8...3,2	4	50,0...125,0	9
3,2...5,6	5	125,0...250,0	10

М1 – сталь с массовой долей углерода до 0,35 % включительно и суммарной массовой долей легирующих элементов до 2,0 % включительно;

М2 – сталь с массовой долей углерода 0,35...0,65 % включительно или с суммарной массовой долей легирующих элементов 2,0...5,0 %;

М3 – сталь с массовой долей углерода свыше 0,65 % или с суммарной массовой долей легирующих элементов свыше 5,0 %.

Например, к группе *М1* относятся стали марок 25ГС, 5сп, 12ХМ, 20Х и др.; к группе *М2* – 40ХФА, 30ХГСА, 45, 38ХГН, 35ХМ и др.

3.3. Предложенный авторами статьи индекс массы $И_м$ представляет собой номер строки в графе интервалов массы поковки в соответствии с нижеприведенной табл. 1.

На данном этапе проектирования, когда отсутствуют данные о размерах поковки, ее массу можно установить лишь ориентировочно по формуле

$$M_{п.р} = K_р M_д, \quad (1)$$

где $M_{п.р}$ – расчетная масса поковки, кг; $K_р$ – расчетный коэффициент, зависящий от геометрической характеристики детали, изготовляемой из данной поковки; например, для круглых в плане деталей рекомендуется принимать $K_р = 1,5...1,8$ [1]; $M_д$ – масса детали, кг, определяемая по формуле

$$M_д = V\rho, \quad (2)$$

где ρ – плотность материала детали, кг/м^3; V – объем детали, м^3, вычисляемый на основе ее чертежа путем разбивки на элементарные геометрические фигуры.

На этапе 7 следует уточнить значение $M_{п.р}$ и заменить его на номинальную массу поковки $M_п$.

3.4. Поковки по степени сложности подразделяют на четыре группы: *С1–С4.* Степень сложности *С* устанавливают по приложению 2 [1] и уточняют на этапе 8.

3.5. Конфигурация поверхности разъема штампа $K_ш$ является конструктивной характеристикой поковки, определяющей допускаемую величину смещения и остаточного облоя поковки, величину дополнительного припуска на ее механическую обработку, а также определяющей трудоемкость и себестоимость изготовления штампа. В рассматриваемом примере конфигурация поверхности разъема штампа – плоская (индекс "П").

3.6. Исходный индекс $И_и$ является интегральной конструктивной характеристикой поковки, в обобщенном виде учитывающей совокупность установленных ранее показателей: индекс массы $И_м$, группу стали *М*, степень сложности *С* и класс точности *Т*. Исходный индекс $И_и$ используют для последующего установления основных припусков на механическую обработку поковки, а также допусков и допускаемых отклонений ее линейных размеров.

Практика показала, что номографический метод определения исходного индекса, предусмотренный в ГОСТ 7505–89, является крайне неудобным, нередко приводит к ошибкам исполнителя и сдерживает переход к компьютеризации процесса проектирования поковки.

Для исключения этих недостатков и обеспечения перехода на автоматизированное проектирование авторами статьи предложен простейший полином для вычисления исходного индекса $И_и$, который может принимать значения в пределах натуральных чисел от 1 до 23 включительно:

$$И_и = И_м + M + C + 2(T - 2). \quad (3)$$

4. Установление припусков на механическую обработку

Припуск – слой материала, удаляемый с поверхности заготовки в целях достижения заданных свойств обрабатываемой поверхности детали. Различают суммарный, основной и дополнительный припуски на механическую обработку. Суммарный односторонний (на сторону) припуск включает в себя основной и дополнительные припуски.

Основной припуск (на сторону) устанавливают по табл. 3 ГОСТ 7505–89.

Дополнительные припуски, учитывающие смещение поковки по поверхности разъема штампа или отклонение от плоскостности, устанавливают по табл. 4 и 5 того же источника.

Для установления суммарного припуска (на сторону) применяют следующие соотношения:

при обработке поверхностей вращения (цилиндрических)

$$Z^{\Sigma}_{D_i} = Z_{D_i} + Z_с; \qquad Z^{\Sigma}_{d_i} = Z_{d_i} + Z_с; \quad (4)$$

при обработке плоских поверхностей

$$Z^{\Sigma}_{H} = Z_H + Z_{о.п}; \qquad Z^{\Sigma}_{h_i} = Z_{h_i} + Z_{о.п}, \quad (5)$$

где $Z^{\Sigma}_{D_i}, Z^{\Sigma}_{d_i}, Z^{\Sigma}_{H}, Z^{\Sigma}_{h_i}$ – суммарные припуски (на сторону), мм, на обработку элементов поковки; Z_{D_i}, Z_{d_i}, Z_H, Z_{h_i} – основные припуски (на сторону), мм, на обработку тех же элементов, мм; $Z_с$, $Z_{о.п}$ – дополни-

тельные припуски, мм, учитывающие соответственно смещение и отклонение от плоскостности.

5. Расчет номинальных линейных размеров поковки и установление минимальной величины радиусов закругления наружных углов

Для определения наружных $D_{i_п}$ и внутренних $d_{i_п}$ диаметров поверхностей поковки применяют следующие известные соотношения:

$$D_{i_п} = D_i + 2Z^{\Sigma}_{D_i}; \quad (6)$$

$$d_{i_п} = d_i - 2Z^{\Sigma}_{d_i}. \quad (7)$$

Для определения высотных размеров поковки, например, изображенной на рис. 3, применяют соотношения:

$$H_п = H + 2Z^{\Sigma}_H; \quad h_{1_п} = h_1 + Z^{\Sigma}_{h_1} + Z^{\Sigma}_H; \quad h_{2_п} = h_2 + Z^{\Sigma}_H - Z^{\Sigma}_{h_2}, \quad (8)$$

где $D_{i_п}, d_{i_п}, H_п, h_{i_п}$ – соответствующие размеры поковки, мм; D_i, d_i, H, h_i – размеры детали по ее чертежу, мм; $Z^{\Sigma}_{D_i}$, $Z^{\Sigma}_{d_i}$, Z^{Σ}_H, $Z^{\Sigma}_{h_i}$ – суммарные односторонние (на сторону) припуски, мм.

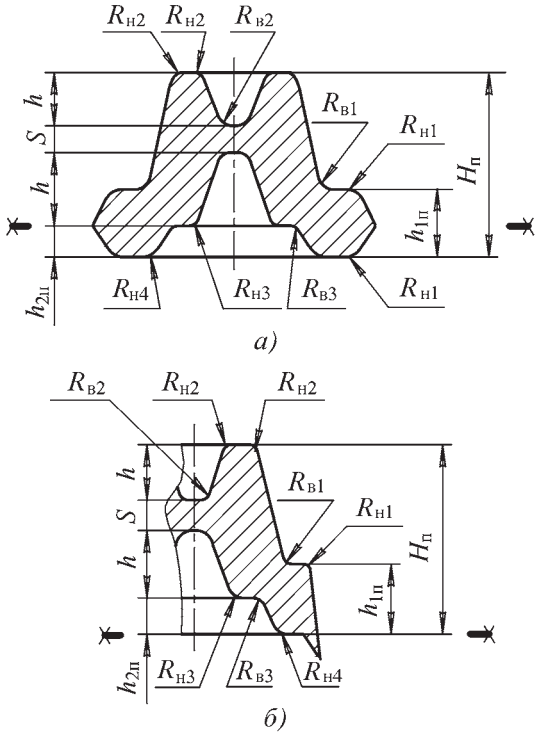


Рис. 3. К определению высотных размеров поковки, радиусов закругления углов и глубины полости ручья штампа:
а и *б* – поковки, полученные штамповкой соответственно в открытом и закрытом штампах; $R_н$ и $R_в$ – радиусы закругления соответственно наружных и внутренних углов; $h_{1п}$, $h_{2п}$, $H_п$ – высотные размеры поковки, определяющие глубину полости соответствующего ручья штампа (расстояние между участком закругления угла и плоскостью разъема штампа)

Радиус закругления в сечении выпуклого участка поверхности поковки представляет собой радиус $R_н$ закругления наружного угла. Центр закругления в этом случае находится в теле поковки. Радиус $R_в$ закругления внутреннего угла (в сечении вогнутого участка поверхности поковки) имеет центр закругления вне тела поковки.

Минимальную величину $R_н$ в зависимости от массы поковки и глубины полости ручья штампа устанавливают по табл. 7 ГОСТ 7505–89.

Установленные радиусы закругления должны быть согласованы с припусками.

Величину $R_в$ устанавливают приблизительно в три раза больше соответствующих радиусов закругления $R_н$ наружных углов.

6. Установление кузнечных напусков

Кузнечный напуск представляет собой дополнительный объем (слой) металла на обрабатываемых или на необрабатываемых частях поверхности поковки, предусматриваемый для упрощения ее формы в целях оптимизации процесса штамповки. К кузнечным напускам отнесены объемы, определяемые штамповочными уклонами, углублениями, радиусами закругления внутренних углов, перемычками несквозных полостей, остатками облоя и пробитых перемычек, а также поднутрениями и полостями, не выполняемыми при штамповке. Кроме того, у ответственных поковок предусматривают напуски на пробы для контрольных механических испытаний вырезанных из них образцов.

6.1. Расчет штамповочных уклонов.

Штамповочные уклоны необходимы для облегчения удаления поковки из ручья штампа. При изготовлении поковок на молотах и прессах штамповочные уклоны назначают по всем поверхностям поковки, параллельным направлению движения бабы молота или ползуна пресса. Величина штамповочных уклонов α (на наружной) и β (на внутренней) поверхностях поковки регламентирована табл. 18 ГОСТ 7505–89.

Так как при охлаждении поковка из-за тепловой усадки охватывает выступы ручья штампа и удаление ее затрудняется, то штамповочные уклоны на внутренней поверхности должны быть больше, чем на наружной: $\beta > \alpha$.

6.2. Конструирование углублений (несквозных полостей) и перемычки под пробивку.

Для расчета величины углубления h и толщины перемычки S (см. рис. 3) следует установить, является ли поковка относительно низкой или относительно высокой.

Поковку считают относительно низкой, если ее высота $H_п \le K_H$, и относительно высокой, если $H_п > K_H$, где K_H – критерий высоты, вычисляемый по формуле

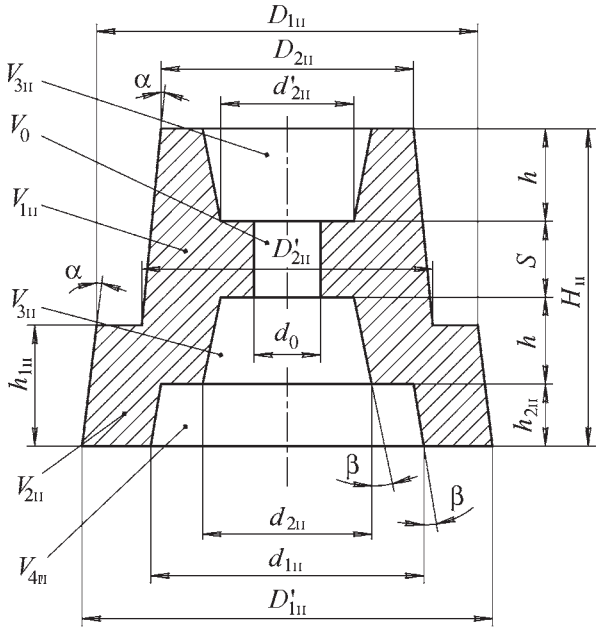


Рис. 4. Контур поковки, очертание ее полостей и объемы элементарных фигур

$$K_H = 1{,}6d_{2п} + h_{2п} + 5, \qquad (9)$$

где линейные размеры поковки $d_{2п}$, $h_{2п}$ установлены ранее по формулам (7) и (8).

Для относительно низкой поковки

$$h = 0{,}5(H_п - h_{2п}) - 2{,}5; \qquad (10)$$

$$S = 0{,}45\sqrt{d_{2п} - 0{,}25h - 5} + 0{,}6\sqrt{h}. \qquad (11)$$

Для относительно высокой поковки

$$h = 0{,}8d_{2п}; \qquad (12)$$

$$S = H_п - K_H + 5. \qquad (13)$$

В соответствии с п. 5 величина радиуса закругления внутреннего угла $R_в$ равна (см. рис. 3):

$$R_{в1} = 3R_{н1}; \quad R_{в2} = 3R'_{н2}; \quad R_{в3} = 3R_{н3},$$

где $R'_{н2}$ определяют по табл. 7 ГОСТ 7505–89 при глубине полости ручья h.

В перемычке толщиной S пробивают отверстие диаметром d_0 (рис. 4), если одновременно соблюдаются два условия: $d_0 \geq 30$ мм и $d_0 \geq S$.

В противном случае перемычку оставляют непробитой и она целиком является кузнечным напуском.

В случае пробивки диаметр сквозного отверстия определяют из соотношения

$$d_0 = d_{2п} - \Delta, \qquad (14)$$

где $\Delta = k_1 h + k_2 R_{в2}$.

Значения коэффициентов k_1 и k_2 устанавливают по табл. 2 в зависимости от величины штамповочного уклона β на поверхности углубления.

6.3. Расчет дополнительных линейных размеров поковки с учетом штамповочных уклонов.

В соответствии с рис. 4 соотношения для расчета диаметров с учетом штамповочных уклонов α и β выглядят следующим образом:

$D'_{1п} = D_{1п} + h_{1п}\mathrm{tg}\alpha$ (для штамповки в открытом штампе);

$D'_{1п} = D_{1п} + 2h_{1п}\mathrm{tg}\alpha$ (для штамповки в закрытом штампе);

$D'_{2п} = D_{2п} + 2(H_п - h_{1п})\mathrm{tg}\alpha$; $\quad d'_{1п} = d_{1п} - 2h_{2п}\mathrm{tg}\beta$; $d'_{2п} = d_{2п} - 2h\,\mathrm{tg}\beta$.

7. Расчет номинальной массы поковки

Номинальную массу поковки $M_п$, кг, рассчитывают по формуле

$$M_п = V_п\rho, \qquad (15)$$

где ρ – плотность материала поковки, кг/м^3; $V_п$ – объем поковки, м^3, определяемый из соотношения (см. рис. 4)

$$V_п = V_{1п} + V_{2п} - (2V_{3п} + V_{4п} + V_0). \qquad (16)$$

Если в перемычке отверстие не пробивают, то $V_0 = 0$.

В заключение по табл. 1 вновь устанавливают индекс массы $И_м$, ориентируясь на номинальную массу поковки $M_п$, вычисленную по формуле (15).

8. Контрольный этап

На данном этапе проверяют влияние полученного выше числового значения $M_п$ на ранее установленные конструктивные характеристики поковки: индекс массы $И_м$, степень сложности C, исходный индекс $И_и$.

2. Значения коэффициентов k_1 и k_2

Коэффициенты	β°										
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
k_1	0	0,04	0,07	0,10	0,14	0,18	0,21	0,25	0,28	0,32	0,35
k_2	0,60	0,55	0,51	0,48	0,45	0,42	0,39	0,36	0,33	0,30	0,27

Прежде всего сверяют индексы массы, установленные в пп. 3.3 и 7. Если они не совпадают, то за основу следует принять $И_м$, установленный в п. 7. Далее по значению $V_п$, руководствуясь приложением 2 [1], проводят перерасчет степени сложности C.

Если окажется, что значения $И_м$ и C отличаются от ранее установленных в пп. 3.3 и 3.4, то по формуле (3) определяют новое значение исходного индекса $И_и$, которое принимают за окончательный результат. После этого повторяют все действия, описанные в пп. 4, 5, 6 и 7.

9. Установление допускаемых отклонений линейных размеров, радиусов закругления, допусков формы и расположения поверхностей поковки

9.1 Допускаемые отклонения линейных размеров.

Допускаемые отклонения линейных размеров устанавливают по табл. 8 ГОСТ 7505–89.

Допускаемые отклонения внутренних размеров поковки d_0, $d_{1п}$, $d_{2п}$, $d'_{1п}$, $d'_{2п}$ устанавливают перестановкой чисел по вышеупомянутой табл. 8 так, чтобы абсолютная величина нижнего отклонения была больше величины верхнего отклонения, что обусловлено характером износа штампа и его знаков.

Допускаемые отклонения размеров, отражающие односторонний износ штампов, равны 0,5 от величин, приведенных в табл. 8 источника [1].

Допускаемые отклонения размера $h_{1п}$ толщины фланца, учитывающие недоштамповку, устанавливают по высоте $H_п$ поковки.

Допускаемые отклонения h и $h_{2п}$ устанавливают по табл. 8 [1] , при этом для размеров h и $h_{2п}$ как внутренних размеров поковки нижнее отклонение (по абсолютной величине) принимают больше верхнего, кроме того, каждое из этих отклонений равно 0,5 от величин, приведенных в табл. 8 [1], в связи с односторонним износом штампов при оформлении углубления.

Допуски радиусов закруглений наружных и внутренних углов поковки устанавливают по табл. 17 ГОСТ 7505–89.

9.2. Допуски формы и расположения поверхностей поковки.

Допуски формы и расположения поверхностей являются самостоятельными и не зависят от допусков размеров поковки.

Допускаемая величина m смещения по поверхности разъема штампа не должна превышать значений, приведенных в табл. 9 ГОСТ 7505–89.

Допускаемые отклонения от плоскостности P_a устанавливают по табл. 13 [1]; при этом не учитывают перепады по высоте, толщине или ширине поковки.

Допуск радиального биения T_R цилиндрических поверхностей не должен превышать удвоенной величины, указанной в табл. 13 [1], т.е. $T_R = 2P_a$.

Допускаемую величину "г" остаточного облоя устанавливают по табл. 10 источника [1].

Допускаемая величина высоты заусенца "k" на поковке по контуру обрезки облоя не должна превышать 2...6 мм в зависимости от массы поковки [1].

При безоблойной штамповке (в закрытых штампах) допускается величину "k" торцового заусенца, образовавшегося по контуру пуансона, устанавливать по табл. 11 [1].

Допускаемое отклонение "e" от соосности углубления (несквозной полости) и оси поковки принимают не более 1 % величины h углубления, т.е. $e = 0{,}01h$.

Допускаемые отклонения штамповочных уклонов α и β устанавливают в пределах $\pm 0{,}25$ их номинальной величины.

Допускаемое наибольшее отклонение от концентричности пробитого отверстия устанавливают по табл. 12 [1].

Приведенные допускаемые отклонения от концентричности отверстия соответствуют началу пробивки (со стороны входа пуансона в перемычку). В конце пробивки (со стороны выхода пуансона) эти отклонения могут быть увеличены на 25 %.

10. Расчет массы и размеров исходной заготовки (прутка), коэффициента использования металла

Массу исходной заготовки вычисляют по формуле

$$M_{и.з} = K_р M_п,$$

где $K_р$ – расходный коэффициент, учитывающий суммарные потери металла при разделке прутка, нагреве перед штамповкой, обрезке облоя и пробивке отверстия в перемычке; $M_п$ – номинальная масса поковки, кг.

При штамповке в открытых штампах (с образованием облоя) $K_р = 1{,}10...1{,}25$, где меньшее значение – для поковок простой формы, большее – для поковок сложной формы. При штамповке в закрытых штампах (безоблойной штамповке) $K_р = 1{,}05$.

Диаметр $D_{и.з}$ исходной заготовки, мм, определяют по формуле

$$D_{и.з} = \sqrt[3]{V_п}.$$

Длину $L_{и.з}$ исходной заготовки определяют по формуле

$$L_{и.з} = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{M_{и.з}}{D^2_{и.з}} 10^9.$$

После установления размеров исходной заготовки проверяют соблюдение условия

$$1{,}25 \le \frac{L_{и.з}}{D_{и.з}} \le 2{,}5.$$

В противном случае при $(L_{и.з}/D_{и.з}) < 1{,}25$ затрудняется отрезка (разделка) прутка на мерные заготовки, а

при ($L_{и.з}/D_{и.з}$) > 2,5 возможно искривление продольной оси заготовки (продольный изгиб) при штамповке осадкой.

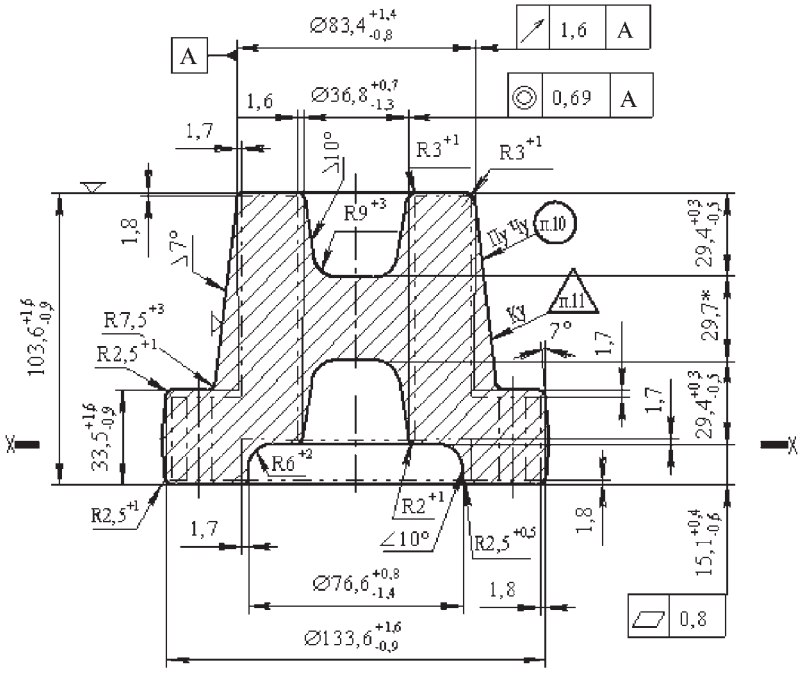
Коэффициент использования металла определяют по формуле

$$КИМ = \frac{М_д}{М_{и.з}}.$$

Приемлемым считается КИМ ≥ 0,6.

11. Формулирование технических требований на изготовление и приемку поковки

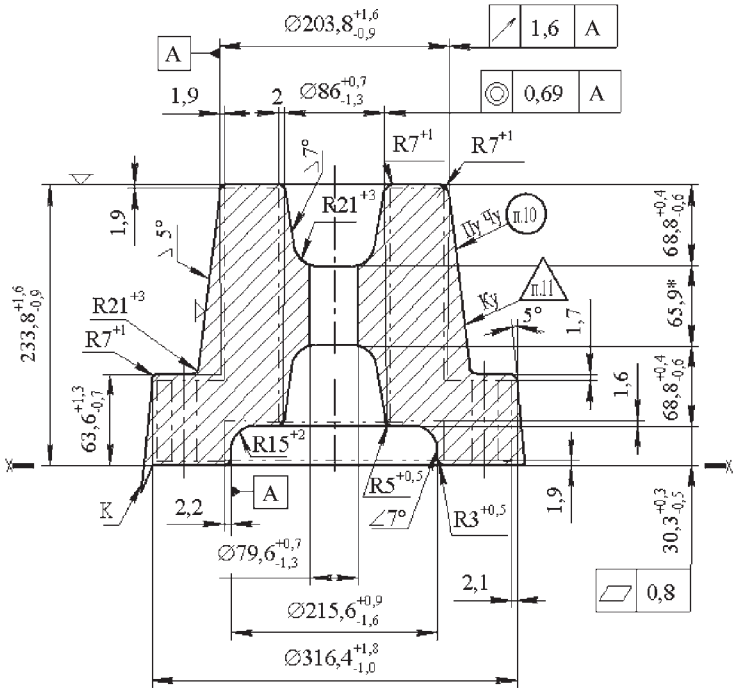
Текстовая часть графического документа на штампованную поковку состоит из технических требований на ее изготовление и приемку и размещается на свободном поле карты эскизов (КЭ) справа от графического изображения или под ним. При этом заголовок "Технические требования" не пишут; пункты технических требований должны иметь сквозную нумерацию арабскими цифрами без точки и записаны с абзацного отступа.



1. Штампованная поковка Т4-М1-И$_М$6-С1-П-И$_И$12 ГОСТ 7505–89
2. Номинальная масса 6,6 кг
3. Материал сталь 30 ГОСТ 1050–88
4. Поковка гр. III 143-179 НВ ГОСТ 8479–70
5. Смещение по поверхности разъёма штампа не более 0,8 мм
6. Величина остаточного облоя после обрезки не более 1 мм
7. Высота заусенца по контуру обрезки облоя не более 5 мм
8. На поверхности поковки не должно быть трещин, заковов, плён. Допускаются отдельные дефекты без их удаления, если их глубина не превышает 50 % припуска на механическую обработку
9. Очистить от окалины на дробеструйной установке
10. Маркировать номер плавки и номер чертежа детали
11. Клеймить: клеймо ОТК (БТК) об окончательной приёмке

					Разраб.			
					Проверил			
					Н. контр.			
Изм.	Лист	Код изв.	Подпись	Дата	Утвердил			
КЭ		Графический документ на штампованную поковку						

Рис. 5. Графический документ на штампованную поковку "полумуфта", изготовленную в открытом штампе



1. *Штампованная поковка Т2-М1-И$_М$9-С2-П-И$_И$12 ГОСТ 7505–89*
2. *Номинальная масса 66,3 кг*
3. *Материал сталь 35 ГОСТ 1050–88*
4. *Поковка гр. III 143-179 НВ ГОСТ 8479–70*
5. *Смещение по поверхности разъёма штампа не более 1 мм*
6. *Высота торцового заусенца по контуру поковки не более 6 мм*
7. *Высота заусенца при пробивке отверстия в перемычке не более 7,8 мм*
8. *На поверхности поковки не должно быть трещин, заковов, плён. Допускаются отдельные дефекты без их удаления, если их глубина не превышает 50 % припуска на механическую обработку*
9. *Очистить от окалины на дробеструйной установке*
10. *Маркировать номер плавки и номер чертежа детали*
11. *Клеймить: клеймо ОТК (БТК) об окончательной приёмке*

					Разраб.			
					Проверил			
					Н. контр.			
Изм.	Лист	Код изв.	Подпись	Дата	Утвердил			
КЭ		Графический документ на штампованную поковку						

Рис. 6. Графический документ на штампованную поковку "полумуфта", изготовленную в закрытом штампе

Технические требования излагают, группируя вместе однородные и близкие по своему характеру требования (рис. 5 для штамповки с облоем в открытом штампе и рис. 6 для безоблойной штамповки в закрытом штампе).

12. Разработка и оформление графического документа на штампованную поковку

Графический документ на штампованную поковку должен быть выполнен на карте эскизов (КЭ) в соответствии с требованиями стандартов ЕСКД, ЕСТД и правилами, установленными ГОСТ 3.1126–88 [3].

Графический документ на поковку должен быть разработан на основе чертежа детали и выполнен в том же масштабе либо без его соблюдения, но с примерным выдерживанием пропорций графических элементов. Графическое изображение поковки должно быть выполнено сплошной основной линией, установленной ГОСТ 2.303–68; контур детали наносят на графическом изображении поковки и выполняют тонкой штрихпунктирной с двумя точками линией.

3. Карта проектирования штампованной поковки, изображенной на рис. 5

ГОУ ВПО ОГУ	Группа №	Поковка детали "Полумуфта"

Вариант	Штамп		Оборудование	Расходный коэф. $K_р$	Масса, кг			Конструктив. характеристики поковки				
	откр./закр.	Поверхн. разъема			детали	поковки	фигуры	Индекс массы	Группа стали	Степ. слож.	Класс точн.	Исход. индекс
					$M_д$	$M_{п.р}$	$M_ф$	$И_м$	M	C	T	$И_и$
1ш	откр.	$П$	ШМ	1,7	4,35	7,4	10,4	6	1	1	4	12

По чертежу детали			Припуск, мм				Размеры поковки и предельные отклонения, мм							
Размер		Параметр шероховатости Ra, мкм	Основной Z_i	Дополн.		Общий Z_i^{Σ}	Буквен. обозначение	Числовое значение	Пред. откл.		Глубина полости ручья штампа h_R, мм	Радиусы закругления		
Буквенное обозначение	Числовое значение, мм			Смещение $Z_с$	Плоскостн. $Z_{о.п}$				верхнее	нижнее		Буквен. обозначение	Числовое значение	Верх. откл. $+ES_R$ ($EI = 0$)
			мм						$+ES$	$-EI$				
D_1	130	25	1,5	0,3	0,4	1,8	$D_{1п}$	133,6	1,6	0,9	16,8	$R_{н1}$	2,5	1
D_2	80	25	1,4	0,3	0,4	1,7	$D_{2п}$	83,4	1,4	0,8	86,8	$R_{н2}$	3	1
d_1	80	6,3	1,4	0,3	0,4	1,7	$d_{1п}$	76,6	0,8	1,4	20	$R_{н3}$	2	1
d_2	40	3,2	1,3	0,3	0,4	1,6	$d_{2п}$	36,8	0,7	1,3	16,8	$R_{н4}$	2,5	1
H	100	25	1,4	0,3	0,4	1,8	$H_п$	103,6	1,6	0,9	33,5	$R_{в1}$	7,5	3
h_1	30	12,5	1,3	0,3	0,4	1,7	$h_{1п}$	33,5	1,6	0,9	29,4	$R_{в2}$	9	3
h_2	15	12,5	1,3	0,3	0,4	1,7	$h_{2п}$	15,1	0,4	0,6	15,1	$R_{в3}$	6	2

Поковка: низкая ($H_п \le K_H$) или высокая ($H_п > K_H$)	Углубление, кузнечный напуск				Дополнительные размеры, мм				
	H	S	α	β	$D'^{+ES}_{1п-EI}$	$D'^{+ES}_{2п-EI}$	$d'^{+ES}_{1п-EI}$	$d'^{+ES}_{2п-EI}$	d^{+ES}_{0-EI}
	мм		град.						
$H_п > K_H$; 103,6 > 78,98. Поковка высокая	29,4	29,6	7	10	$141{,}8^{+1,6}_{-0,9}$	$100{,}6^{+1,4}_{-0,8}$	$71{,}3^{+0,8}_{-1,4}$	$26{,}4^{+0,7}_{-1,3}$	–

Допускаемая наибольшая величина отклонения формы поковки, мм, по ГОСТ 7505–89

Смещение по поверхности разъема m	Величина остаточного облоя г	Высота заусенца k	От соосности углубления e	От концентричности отверстия $C_м$	От плоскостности P_a	Радиальное биение T_R
0,8	1	5	0,29	–	0,8	1,6

Номинальная масса поковки $M_п$, кг	Размеры и масса исходной заготовки (прутка)				$K_{и.м}$
	$D_{и.з}$, мм	$L_{и.з}$, мм	$L_{и.з}/D_{и.з}$	$M_{и.з}$, кг	
6,6	94	132,2	1,4	7,26	0,599

				Разраб.			
				Проверил			
				Н. контр.			
Изм.	Лист	Код изв.	Подпись	Утвердил			
КПР			Карта проектирования штампованной поковки				

Графический документ на поковку должен содержать все данные, необходимые для ее изготовления, контроля и приемки. Изображение поковки на поле КЭ следует располагать таким образом, чтобы можно было комплексно разместить всю необходимую информацию о размерах и их предельных отклонениях,

допусках формы и расположения поверхностей, припусках, уклонах, измерительных и черновых технологических базах, местах маркирования и клеймения, расположении плоскости разъема формообразующих поверхностей штампа.

В текстовую часть включают все те данные, указания и разъяснения, которые невозможно или нецелесообразно выразить графически или условными обозначениями. Применение условных обозначений предпочтительно.

Измерительные базы обозначают зачерненным равносторонним треугольником высотой, равной размеру шрифта размерных чисел. Черновые базы обозначают знаком ▽.

На графическом изображении поковки приводят информацию о расположении мест маркирования и клеймения согласно ГОСТ 2.314–68.

Расположение плоскости разъема формообразующих поверхностей штампа следует изображать тонкой штрихпунктирной линией, обозначенной на концах знаком ⊢ –⊣.

Торцовый заусенец высотой "*k*", образовавшийся по контуру пуансона при безоблойной штамповке в закрытом штампе, графически изображают в виде козырька перпендикулярно плоскости разъема штампа (см. рис. 6).

Авторы рекомендуют следующую последовательность выполнения графического документа на поковку:

– на карте эскизов КЭ выполняют копию чертежа детали, нанося контур детали и ее элементов тонкой (штрихпунктирной с двумя точками) линией;

– на чертеж детали предварительно наносят сплошной тонкой линией контур штампованной поковки, отстоящий от контура детали на величину припусков без учета штамповочных уклонов;

– сплошной тонкой линией выделяют поверхности поковки, где предусмотрены штамповочные уклоны; последние следует выполнять сверх припуска на механическую обработку путем увеличения наружных и уменьшения внутренних размеров поковки с некоторым отступлением от масштаба из-за небольших значений уклонов;

– сплошной тонкой линией показывают закругления углов, перемычки, другие кузнечные напуски;

– наносят размерные числа, относящиеся к поковке, соблюдая следующую последовательность: диаметральные, осевые (высотные) радиусы, уклоны, припуски; при этом предельные отклонения размеров – согласно ГОСТ 7505–89. При необходимости дополнительно наносят размерные числа, имеющие справочный характер (например, толщина перемычки), помечая их знаком *;

– в виде условных обозначений по ГОСТ 2.308–79 указывают допуски формы и расположения поверхностей относительно выбранных баз;

– указывают черновые базы, места маркирования и клеймения, расположение плоскости разъема штампа, торцовый заусенец (если он образуется);

– сплошной основной линией обводят контур спроектированной поковки и выполняют штриховку разреза поковки согласно ГОСТ 2.305–68;

– приводят перечень технических требований на изготовление, контроль и приемку поковки.

Примеры оформления графических документов приведены на рис. 5 и 6.

Карта проектирования, соответствующая рис. 5, приведена в табл. 3.

Выводы

В соответствии с логикой проектирования стальной штампованной поковки установлена следующая последовательность применения приведенных в ГОСТ 7505–89 нормативных таблиц: 19–1–20–2–3–4–5–6–7–18–8–17–9–13–14–15–16–10–11–12–21.

Отказ от номографического метода установления исходного индекса в пользу вычисления предложенного простейшего полинома ускоряет процедуру, повышает надежность результата и обеспечивает переход на автоматизированное проектирование.

Практическая ценность предложенной алгоритмизации состоит в том, что существенно сокращается цикл проектирования, обеспечивается гарантия установления оптимальных размеров стальной штампованной поковки и тем самым создается возможность энерго- и металлосбережения уже на этапе проектирования.

ЛИТЕРАТУРА

1. **ГОСТ 7505–89.** Поковки стальные штампованные. Допуски, припуски и кузнечные напуски. Введ. 01.07.90. М.: Изд-во стандартов, 1990. 53 с.

2. **Основы** проектирования машиностроительных заготовок [Текст]: учеб. пособие для студентов вузов / С.И. Богодухов [и др.]. Оренбург: ГОУ ОГУ, 2003. 344 с.

3. **ГОСТ 3.1126–88.** Единая система технологической документации. Правила выполнения графических документов на поковки. Взамен ГОСТ 2.429–84; введ. 01.01.89. М.: Изд-во стандартов, 1988. 4 с.

Рузалит Масгутович Сулейманов, канд. техн. наук;
Станислав Иванович Богодухов, д-р техн. наук

В.Г. Ковалёв *(МГТУ им. Н.Э. Баумана),*
А.В. Рыбаков *(Московский государственный технический университет "Станкин")*

Автоматизация проектирования технологических процессов листовой штамповки. Часть 1. Основы создания САПР

Рассмотрены основы создания системы автоматизированной поддержки информационных решений (САПИР), предназначенной для автоматизации процесса проектирования штампов холодной листовой штамповки (ЛШ) в компьютерной среде. Отличительной особенностью САПИР ЛШ от традиционных систем автоматизированного проектирования штампов является ее ориентированность на специалиста предметной области как в эксплуатации, так и на этапах разработки. Проектирование опирается на известные технические решения, содержащиеся более чем в 200 ГОСТ, ОСТ, РТМ, справочниках по штамповке и составляющих компьютерную базу знаний. Графические задачи решаются с помощью системы параметрического автоматизированного проектирования и черчения T-FLEX CAD 2D.

The article considers the basic principles of creating of CAD/CAM/CAE system for designing cold sheet stamps.

На предприятиях средней мощности, особенно в приборостроительных отраслях, ежегодно методом листовой штамповки изготовляют не менее 500...600 наименований различных деталей. Для ускорения процессов подготовки производства в настоящее время используют **системы автоматизированного проектирования (САПР),** работающие на основе средств вычислительной техники. Кроме сокращения сроков и снижения себестоимости проектирования технологических процессов, технологического оснащения и др.

Использование САПР позволяет повысить качество проектов, высвободить большое число высококвалифицированных инженерно-технических работников от однообразного труда при выполнении типовых проектных расчетов и графических работ.

В условиях современного производства сложных изделий для ускорения их освоения и выпуска, разработку конструкции и технологическую подготовку производства (с разработкой технологии и оснастки) проводят параллельно. В таких условиях эти процессы выполняются с определенным недостатком исходной информации. Практический опыт показывает целесообразность использования и в таких случаях систем автоматизированного проектирования, особенно в связи с переходом к технологиям, основанным на планируемых капиталовложениях в разработку повторно используемых компонентов. Наиболее явно этот переход проявляется в процессе проектирования и изготовления технологической оснастки: пресс-форм, штампов, специального режущего и измерительного инструмента и др.) (рис. 1).

Все эти изменения в организации работы предприятия базируются на постоянно развивающихся CAD/CAE/CAM системах. Современные CAD/CAE/CAM системы призваны способствовать коллективному режиму работы над проектом, когда одновременно большое число исполнителей работает над различными частями и стадиями проекта, даже в различных точках земного шара.

Сегодня на рынке для обеспечения разработки и производства технологической оснастки (ТО) присутствуют фирмы четырех типов (рис. 2):

– продавцы базовых комплектующих для производства ТО (продукты этих фирм на 100 % основаны на материальной составляющей, при этом предлагаемая продукция допускает полную автономность от производства ТО на конкретном предприятии);

– поставщики CAD/CAE/CAM систем (для их продукции характерны 100 % нематериальная составляющая и низкий учет особенностей проектирования и изготовления ТО на конкретном производстве);

– поставщики станочного оборудования (100 % материальная составляющая и высокий уровень ориентации специализированного оборудования на производителей ТО: станки для высокоскоростной обработки (HSM), контрольно-измерительные машины (КИМ), электроэрозионное оборудование (ЭЭО) и др.);

– консультанты по проектированию ТО на заказ (100 % нематериальная составляющая и частичная интеграция с производителями ТО).

Чаще всего на рынке эти фирмы с различными типами продуктов работают изолированно друг от друга. Поэтому отдельные работы эти фирмы обычно выполняют без учета особенностей их последующего совместного использования при проектировании и изготовления ТО у конкретного Заказчика. При этом

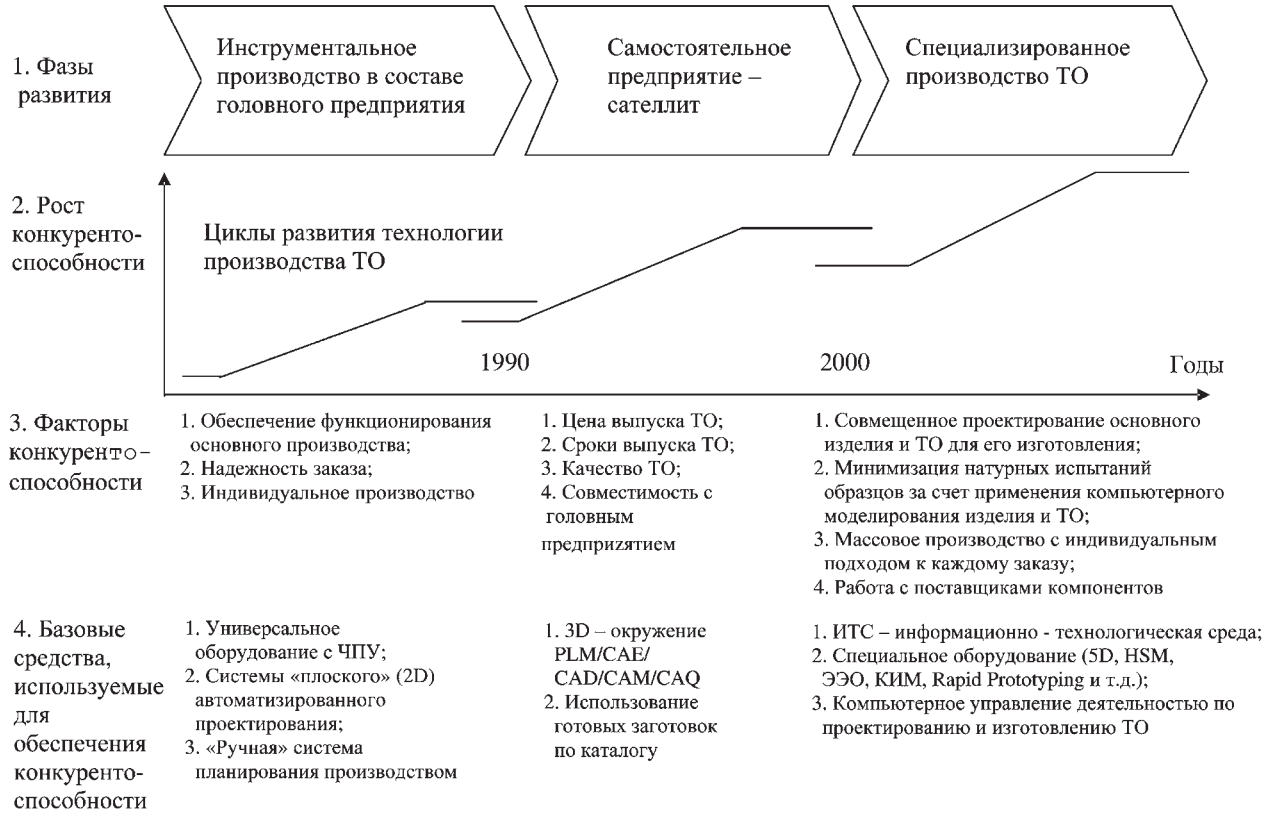


Рис. 1. Фазы развития производства технологической оснастки (ТО) в России

весь процесс идет линейно, медленно, неэффективно и в итоге с большими затратами.

При новом подходе в качестве главного результата конструирования и изготовления выступают не бумажные чертежи и спецификации на изделие, а единая цифровая модель. Эта модель определяет в терминах словаря понятий не только геометрическую модель, но и содержит всю взаимоувязанную информацию от самых ранний стадий проектирования до конструкторской, технологической и эксплуатационной стадий существования изделия (рис. 3). При этом традиционные чертежи и спецификации также могут существовать как в виде электронных копий на машинных носителях, так и в виде твердой копии на бумаге, но они есть лишь копия этого эталона. Собственно взаимодействие с цифровой моделью может быть реализовано вплоть до организации обмена данными средствами электронной почты. Эта возможность позволяет уже создавать и распределенные предприятия по территории страны и Мира.

Рис. 2. Виды продуктов и услуг на рынке разработки и производства технологической оснастки для листовой штамповки

Возможность совмещения этапов разработки и подготовки производства изделия обеспечивается за счет следующих элементов:

– наличия единой цифровой модели, включающей словарь понятий и взаимоувязанные модели конструктора, технолога и производственника;

– наличия развитого аппарата фрагментации конструкции ТО на уникальные и типовые компоненты;

– появления возможности аппарата записи функциональных отношений, и в первую очередь в графике (параметризация и ассоциативные связи между графическими объектами) как при построении моделей отдельных деталей, так и при создании сборок;

– возможности компьютерного моделирования ТО на всех фазах его жизненного цикла;

Рис. 3. Компоненты системы автоматизированной поддержки информационных решений при проектировании штампов

– возможности коллективной работы над проектом;

– автоматизации вспомогательных операций (выпуск документации, подбор информации из баз данных с нормативно-справочной информацией, выполнение типовых расчетов, электронная рассылка информации по рабочим местам и др.).

В САПР холодной листовой штамповки используют три варианта автоматизации:

1) автоматическое выполнение всех процедур;

2) автоматизированное выполнение проектных процедур в диалоговом режиме;

3) автоматизированный поиск аналогов и их технологических процессов, технологической оснастки при визуальном выборе оптимального варианта из ряда вариантов.

Наличие трех вариантов автоматизации обусловлено, во-первых, невозможностью выполнения в настоящее время полной формализации всех технологических задач из-за отсутствия расчетно-аналитических зависимостей между конструктивными свойствами деталей и критериями принятия решений; во-вторых, трудноформализуемые задачи обычно решают на основе опыта технолога и информации об аналогах деталей и апробированных технологических процессов и оснастки.

В настоящее время автоматический вариант обеспечивает наибольший объем решения технологических задач в существующих САПР (для плоских деталей – 80 %, для деталей, полученных гибкой, – 60 %, полых – 40 %).

Типовыми системными задачами САПР являются следующие:

1) синтез – создание технологического процесса или конструкции и т.п.;

2) анализ, состоящий в оценке результата, полученного при синтезе.

Автоматизированное проектирование технологических процессов – это преобразование на ЭВМ по заранее разработанной программе сведений об изготовляемой детали, условиях ее производства, команд проектировщика в информацию о заготовке, последовательности и параметрах технологического процесса, применяемом оборудовании и оснастке.

Методической основой САПР является совокупность документов, содержащих описание методов, способов, математических модулей, алгоритмов, языков описания технологических процессов и конструкций, стандартов, на основе которых ведется проектирование.

Программное обеспечение образуют системные и прикладные программы, реализующие проектные задачи САПР.

Программное обеспечение САПР создают по модульному принципу в целях возможного совершенствования и дополнения системы или выполнения отдельных работ без запуска всей системы (например, расчет раскроя, вытяжки, размеров инструмента и т.д.).

Информационное обеспечение (база данных) состоит из библиотеки типовых технологических процессов, библиотеки описаний и конструктивных элементов, данных о материалах и оборудовании, нормативно-справочных данных (тарифная сетка, нормы выработки и др.).

Структуру и состав информационного обеспечения определяют классы задач, решаемых при автоматизированном проектировании (АП). Необходимую для АП информацию подразделяют на исходную и результирующую. *Исходная* – это информация, известная к началу процесса проектирования. Часть исходной информации, вводимой в ЭВМ в процессе АП, называют входной. Входная информация содержит сведения о геометрии детали и марке ее материала. Другую часть исходной информации называют условно-постоянной. Ее заранее вводят в ЭВМ, и она является общей для всех проектируемых процессов, содержит сведения о технологических процессах и операциях, оборудовании, технологической оснастке, классификаторах типовых деталей.

Исходная информация в процессе АП перерабатывается в результирующую. Результирующая информация состоит из промежуточной и выходной. Промежуточная – это информация, используемая в проблемно-ориентированных программах. Выходная – это информация, используемая для формирования технологической документации (технологические карты, карты раскроя, спецификации, чертежи).

Техническое обеспечение составляют средства вычислительной техники.

Организационное обеспечение – руководящие технические материалы, инструкции и другие документы, определяющие правила функционирования и развития САПР на предприятии, использующем ее.

Основные этапы автоматизированного проектирования технологического процесса или штампа с помощью САПР (рис. 4) перечислены ниже.

1. Анализ технического задания на проектирование (технологии, штампа), составление формализованного описания детали на одном из языков программирования, условий ее изготовления, специальных требований.

2. Перенос входного описания на машинный носитель.

3. Контроль входного описания исходной информации на ЭВМ (контроль описания чертежа детали выполняют вычерчиванием; чертеж отображается на экране дисплея).

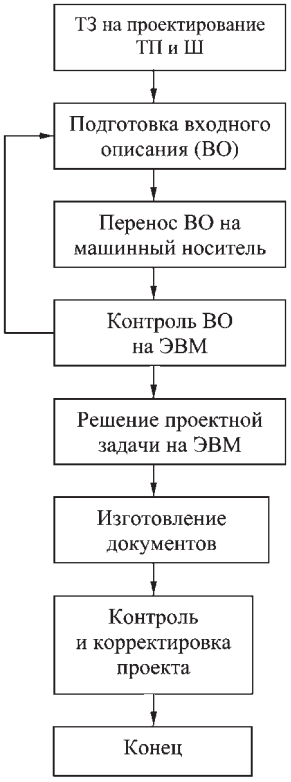


Рис. 4. Основные этапы автоматизированного проектирования:
ТЗ – техническое задание; ТП – технологический процесс; Ш – штамп

4. Ввод входного описания в ЭВМ и решение задачи (проектирования), которое заканчивается распечаткой документов (технологических карт, чертежей). При автоматическом режиме участие проектировщика ограничивается оценкой полученных документов. При автоматизированном (диалоговом) проектировании процесс решения выполняется фрагментами после ввода входного описания: после решения задачи первого фрагмента оценивают результат и переходят к следующему фрагменту и т.д.

5. Изготовление документов: текстовые документы (технологические карты, спецификации, ведомости материалов и другие) печатают на алфавитно-цифровых печатающих устройствах; графические документы (чертежи, операционные эскизы, схемы) вычерчивают на графопостроителях.

6. Контроль результатов проектирования выполняет проектировщик визуально; при необходимости полученные результаты корректируются.

Рассмотрим наиболее важные для САПР холодноштамповочного производства этапы.

Формирование исходной информации. При автоматизированном проектировании технологических процессов необходимы массивы входной информации (условия выбора способа штамповки, операций, переходов, оборудования, штампов и др.).

В качестве примера в табл. 1 приведены условия выбора ножниц в зависимости от ограничений на толщину s, длину L и ширину B. Для разделительных операций вводят ограничения на взаимное расположение элементов контура: минимальный размер перемычки и др.

Формирование массива информации принятия технологических решений. Массивы информации создают для каждого способа штамповки и выбранного для него вида средств технологического оснащения. Основой массивов информации (для автоматизированного проектирования технологического маршрута изготовления типовой детали) являются массивы типовых вариантов раскроя исходных материалов, полосы и ленты, массивы решений различных технологических задач (определение зазора, силы, коэффициента вытяж-

1. Условия выбора ножниц

Код перехода	Код заготовки	Ограничения на размеры заготовки (s, B), мм		Модель ножниц
111...113	1	$s \le 2$ $2 < s \le 4$ $4 < s \le 6$	$L < 2000$ $L < 2000$ $L > 2000$	НГ474 НГ118 НГ121
	2	$0{,}1 \le s \le 1$	$2{,}5 \le B \le 150$	НА401
114	2	$0{,}4 \le s \le 1$ $1{,}0 \le s \le 2$ $0{,}5 \le s$	$40 \le B \le 400$ $65 \le B \le 400$	ИК843

2. Коды разделительных операций и переходов

Операция	Код	Переход	Код
Отрезка	2101	Резать лист на полосы в размер ... по ширине	111
Разрезка	2102	Резать лист на полосы в размер ... по длине	112
Обрезка	2103	Резать полосу на заготовки в размер ...	113
Надрезка	2104	Резать рулон на ленту в размер ...	114
Пробивка	2105		–

ки, коэффициента использования материала и др.), массивы технологических операций, марок материалов, видов исходных заготовок, сортамента проката, оборудования, штампов, профессий и разрядов, устройств подачи заготовок и удаления деталей и отходов, условия выбора способа штамповки, операций, переходов, оборудования, штампов и др. (для примера приведена табл. 2).

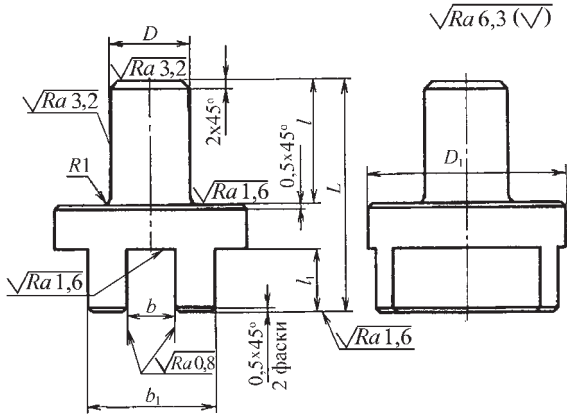
Наличие ограничений – условий выбора – приводит к значительному упрощению алгоритма решения технологических задач; уже на стадии заготовительных операций для ограниченной номенклатуры изделий можно рассмотреть все возможные варианты раскроя применительно к определенной конфигурации детали: это позволяет получить качественное решение.

Виктор Григорьевич Ковалёв, д-р техн. наук;
Анатолий Викторович Рыбаков, канд. техн. наук

(Продолжение следует.)

Хвостовики вильчатые для штампов листовой штамповки. Конструкция и размеры по ГОСТ 16721–71

Конструкция и размеры вильчатых хвостовиков из стали 45 должны соответствовать указанным на рисунке и в таблице.



Размеры хвостовиков, мм

Обозначение хвостовика	D (пред. откл. по $h12$)	D_1	L	l	l_1	b (пред. откл. по H7)	b_1	Масса, кг
1034-0821	20	50	56	30	16	12	32	0,22
1034-0822	25	63	71	40	20	16	36	0,42
1034-0823	32	80	95	50	28	20	45	0,99
1034-0824	40	100	110	56	32	25	56	1,91
1034-0825	50	125	125	67	36	32	71	3,00

Пример условного обозначения хвостовика $D = 20$ мм: *Хвостовик 1034-0821 ГОСТ 16721–71.*

УДК 621.771

В.П. Шеногин, Н.В. Тепин, В.А. Храбров, А.С. Постнов
(Ижевский государственный технический университет)

Методика расчета технологических параметров при профилировании

Приведена методика определения параметров профилегибочного стана, позволяющая оптимизировать количество рабочих клетей и диаметр валков для снижения массы профилегибочного стана, определить максимально допустимый угол подгибки в каждой клети, рассчитать силу и работу деформирования на получение профиля.

The article considers the method of roll-forming machine parameters definition that allows to optimize the quantity of the mills and rolls diameters in order to decrease the mass of the machine. The method also allaws to define the permissible bending angle in each mill and to calculate the force and the work of deformation.

В основе технологического процесса профилирования лежит калибровка валков. Формирование профиля за наименьшее количество проходов является одним из основных показателей рациональности калибровки. Кроме того, условия деформирования полосы существенно зависят от конструкции профилегибочного стана и его параметров: диаметра валков, межклетевых расстояний и др.

Производство гнутых профилей малыми партиями по традиционной технологии с использованием крупногабаритных многоклетевых станов затруднено из-за высокой стоимости оборудования, больших затрат на инструмент и значительных потерь времени на перевалку. В связи с этим особую актуальность приобретают вопросы, связанные с разработкой методики проектирования технологического процесса, позволяющей оптимизировать параметры инструмента и оборудования в целях снижения его массы и стоимости.

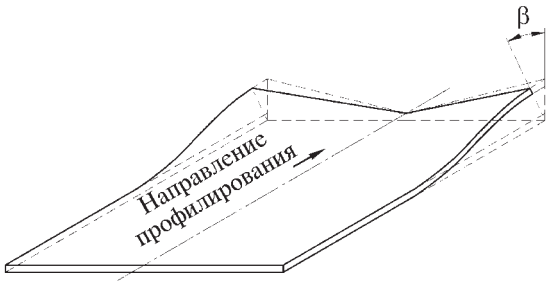


Рис. 1. Наклон поперечных сечений полосы при профилировании

При формировании очага деформации в первой деформирующей клети относительное перемещение точек полосы происходит не в плоскостях, параллельных осевой плоскости валков, а с некоторым отклонением на угол β в сторону, противоположную направлению профилирования (рис. 1). Вследствие этого необходимо сформулировать новые условия для определения предельных углов подгибки. Экспериментальные исследования авторов показали, что могут существовать ограничения максимально допустимого угла подгибки, вызванные потерей устойчивости переднего конца полосы, или проскальзыванием полосы в валках подающей клети, что ведет к искажению профиля и невозможности осуществления процесса.

Рассмотрим процесс профилирования уголка в первой деформирующей клети от начала соприкосновения заготовки с валками до момента захвата полосы, т.е. прохождения переднего конца полосы через осевую плоскость клети (рис. 2). Принято допущение, что силы трения инструмента о заготовку по направлению движения полосы до момента захвата ничтожно малы.

Предельный угол подгибки α_{max} определяем из уравнения баланса работ подающих и деформирующих валков. Причем величина подающей силы $P_п$ ограничена двумя условиями:

1) она не может превышать сил трения $F_{тр}$ в задающей клети;

2) она не должна быть больше $P_{кр}$, которую определяем из условия потери устойчивости полосы (рис. 3).

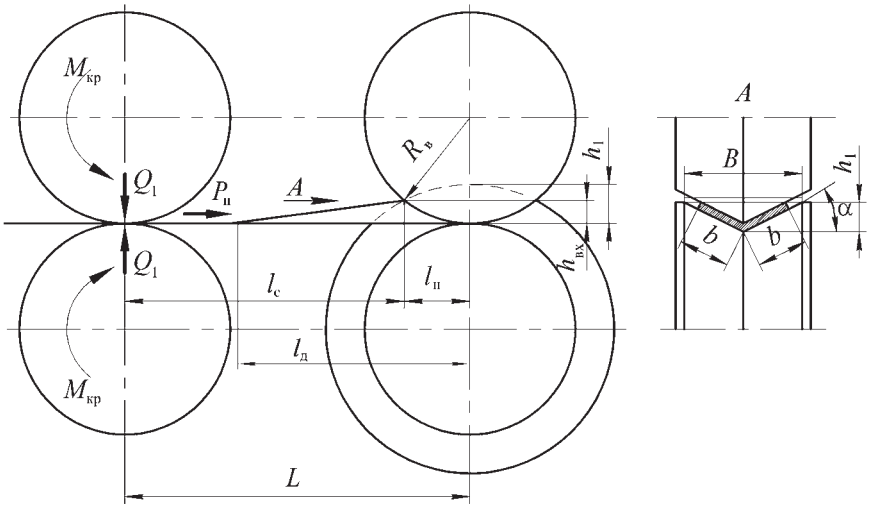


Рис. 2. Схема для расчета подающей силы валков

В результате проведенных исследований получены неравенства следующего вида:

$$\frac{2M_{пл}\cos\alpha(1+\mu\,\mathrm{tg}\alpha)(A+B+C)l_д}{b\,\mathrm{tg}\alpha}\times \times\left[\frac{2\sqrt{h_1(4R_в^2-h_1^2)(4R_в+h_1)}}{5R_в^2-(R_в+h_1)^2}\right]\geq\frac{n\sigma_s^2R_вB\mu_к}{25350}; \quad (1)$$

$$\frac{2M_{пл}\cos\alpha(1+\mu\,\mathrm{tg}\alpha)(A+B+C)l_д}{b\,\mathrm{tg}\alpha}\times \times\left[\frac{2\sqrt{h_1(4R_в^2-h_1^2)(4R_в+h_1)}}{5R_в^2-(R_в+h_1)}\right]\geq\frac{1{,}11EJ}{l_с^2}. \quad (2)$$

где n – количество приводных валков подающей клети; $\mu_к$ – коэффициент трения качения с проскальзыванием, b – ширина полки; α – угол подгибки; $M_{пл}$ – предельный момент пластического изгиба без упрочнения; σ_s – предел текучести материала полосы; A, B, C – постоянные интегрирования (их развернутое значение здесь не приведено); μ – коэффициент трения скольжения; $l_д$ – длина очага деформации; E – модуль упругости материала полосы; J – момент инерции полосы.

Выражения (1) и (2) получены для случая, когда верхние и нижние деформирующие валки являются приводными, т.е. не совершается работа, необходимая для поворота холостых валков. Для материалов с линейным и степенным упрочнением в полученные формулы подставляются соответствующие изгибающие моменты.

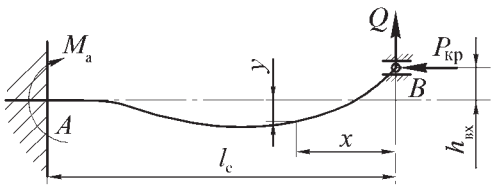


Рис. 3. Схема для расчета устойчивости полосы

Наименьший корень α данных неравенств будет являться допустимым углом подгибки. Затем на основе полученных данных определяем силу и работу деформации. В результате проведенных исследований для частных случаев построены соответствующие графики (рис. 4 и 5), иллюстрирующие влияние различных факторов на допустимый угол подгибки полосы.

Анализ графиков показал, что при малых диаметрах инструмента и межклетевых расстояниях максимально допустимый угол подгибки ограничен условием проскальзывания, а при их увеличении – условием устойчивости.

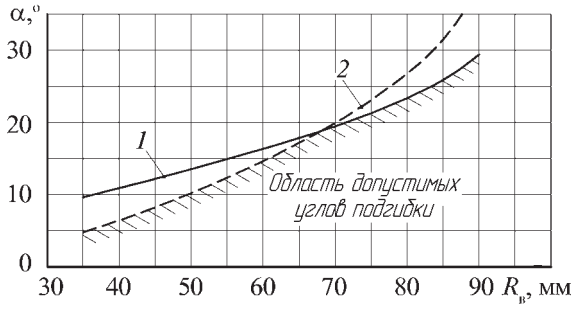


Рис. 4. Зависимость максимально допустимого угла подгибки α от радиуса валка $R_в$:
1 – условие устойчивости; *2* – условие проскальзывания; s = 3 мм; B = 105 мм; b = 35 мм; L = 230 мм; σ_s = 220 МПа; $E = 2{,}1\cdot10^5$ МПа

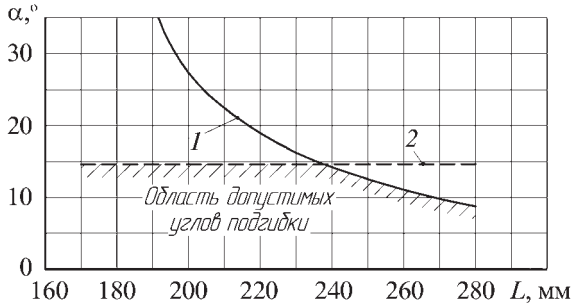


Рис. 5. Зависимость максимально допустимого угла подгибки α от межклетевого расстояния L:
1 – условие устойчивости; *2* – условие проскальзывания; s = 3 мм; B = 105 мм; b = 35 мм; $R_в$ = 60 мм; σ_s = 220 МПа; $E = 2{,}1\cdot10^5$ МПа

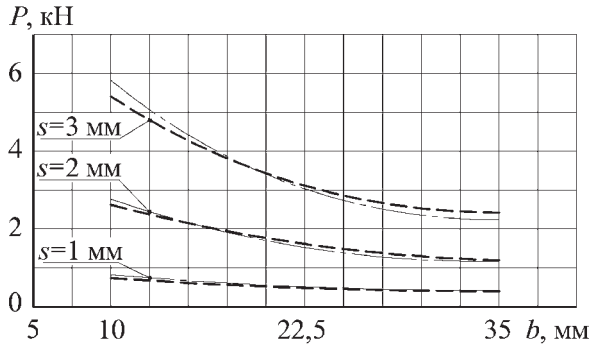


Рис. 6. Зависимость силы деформации *P* от ширины полки *b*: –·–·–·– – расчет; ––––– – эксперимент; $R_в$ = 75 мм; L = = 230 мм; σ_s = 220 МПа; $E = 2{,}1 \cdot 10^5$ МПа

Также на основе исследований установлено, что при малых величинах ширины и толщины угол подгибки определяется из условия устойчивости переднего конца полосы. При больших величинах ширины и толщины угол подгибки определяется из условия отсутствия буксования полосы в валках.

Кроме определения максимально допустимого угла подгибки в первой деформирующей клети для проектирования калибровки необходимо определить допустимые углы в последующих клетях. На основе тех же условий сформулированы неравенства, при решении которых определяют углы подгибки. Для этого построены соответствующие графики. Анализ графиков показал, что в этих клетях допустимый угол подгибки ограничен в основном условием проскальзывания.

Расчет энергосиловых параметров процесса профилирования представляет практический интерес как при конструировании профилегибочного агрегата, так и при его эксплуатации. Сила деформирования зависит от настройки калибра, ширины и толщины полосы, механических свойств, угла подгибки, диаметра валков и других факторов. В методике, описанной выше, силу профилирования определяли без учета силы калибровки профиля; как показывает практический опыт, зачастую прокатка идет при зазорах, бóльших чем толщина металла, и калибровка профиля не происходит.

Проведенные исследования показали, что сила деформации с уменьшением ширины полки возрастает и увеличение это более интенсивно при большей толщине металла (рис. 6). Характер изменения силы в зависимости от ширины полки профиля при разной толщине одинаков.

Анализ и сравнение теоретического и экспериментального исследования сил деформирования полосы показал, что разница в основном не превосходит 10 % и предлагаемый в работе метод теоретического определения сил вполне приемлем для исследуемого диапазона размеров профилей.

Значительную долю в расходах на капитальные вложения в оборудование занимают расходы на инструмент. Цена инструмента напрямую зависит от его массы. Поэтому при проектировании профилегибочных станов встает вопрос о минимальной массе комплекта валков для прокатки того или иного профиля.

Масса комплекта валков для производства одного профиля пропорциональна величине

$$M \approx \frac{D^2}{\alpha_{max}}, \qquad (3)$$

где D – диаметр валка; α_{max} – максимально допустимый угол подгибки полосы.

Это значит, что определение наименьшего значения этого отношения при минимально конструктивно возможном межклетевом расстоянии решит задачу оптимизации параметров профилегибочного стана. На основе проведенных теоретических и экспериментальных работ создан алгоритм оптимизации параметров профилегибочного стана. Разработанный алгоритм реализован в программном пакете MATHCAD 13.

Созданная методика позволила более рационально подойти к решению проблемы технологической подготовки профилегибочного производства.

Владимир Петрович Шеногин, д-р техн. наук;
Николай Васильевич Тепин, инженер;
Василий Анатольевич Храбров, инженер;
Александр Сергеевич Постнов, инженер

УДК 621.771

И.Б. Покрас, К.В. Кулаков *(Ижевский государственный технический университет)*

Исследование течения вязкопластической смазки на входе в очаг деформации при волочении

Показано, что возможны три различные эпюры скоростей течения вязкопластической смазки по длине очага деформации. Приведены формулы для расчета давлений на входе в очаг деформации для разных эпюр скоростей.

The article shows three different velocity profiles of viscoplastic lubricant flow through the hearth of deformation during drawing. The formulas for calculation of pressure at the input of the hearth of deformation for different velocity profiles are presented.

При волочении часто в качестве смазки применяют мыльные порошки. Реологические параметры такой смазки описываются уравнением вязкопластической среды.

Рассмотрим течение вязкопластической смазки на входе в очаг деформации при волочении (рис. 1, где U – скорость волочения).

Для вязкопластической среды связь напряжения сдвига τ со скоростью сдвига u описывается уравнением Бингама [1]:

$$\tau = \tau_s + \mu \frac{\partial u}{\partial y}, \qquad (1)$$

где τ_s – предельное напряжение сдвига; $\frac{\partial u}{\partial y}$ – градиент скорости по толщине слоя; μ – вязкость смазки.

Дифференцируя (1) по y при τ_s = const, получаем

$$\frac{\partial \tau}{\partial y} = \mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}. \qquad (2)$$

Уравнение равновесия для элементарного объема смазки, на который действуют силы давления p и силы вязкости, имеет вид:

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial \tau}{\partial y}. \qquad (3)$$

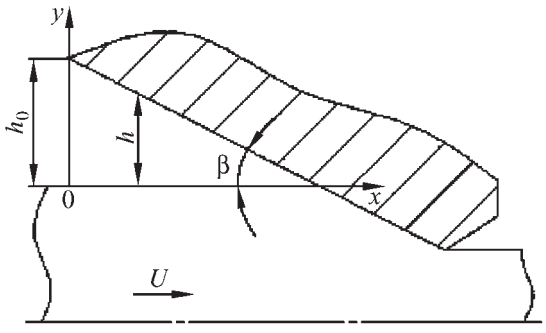


Рис. 1. Вход в очаг деформации

Подставляя (3) в (2), получаем

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}. \qquad (4)$$

Поскольку правая часть уравнения (4) зависит только от y, а левая от x, то вместо частной производной можно перейти к обычной и записать уравнение (4) в виде

$$\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} = \frac{1}{\mu}\frac{dp}{dx}. \qquad (5)$$

Интегрируя первый раз, имеем

$$\frac{\partial u}{\partial y} = \frac{1}{\mu}\frac{dp}{dx} y + A, \qquad (6)$$

интегрируя второй раз, находим

$$u = \frac{1}{2\mu}\frac{dp}{dx} y^2 + Ay + B, \qquad (7)$$

где A и B – постоянные интегрирования, которые вычисляют из граничных условий (см. рис. 1):

1) $y = h$ $U = 0$;

2) $y = 0$ $u = U$.

Подставляя второе граничное условие в уравнение (7), получаем

$$A = -\frac{U}{h} - \frac{1}{2\mu}\frac{dp}{dx} h \text{ и } B = U.$$

После подстановки в это уравнение первого граничного условия найдем u.

С учетом найденных значений A и B уравнение (7) примет вид

$$u = U\left(1 - \frac{y}{h}\right) + \frac{h^2}{2\mu}\frac{dp}{dx}\frac{y}{h}\left(\frac{y}{h} - 1\right). \qquad (8)$$

Подставляя значение A в уравнение (6), получаем

$$\frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{U}{h} - \frac{1}{\mu}\frac{dp}{dx}\left(\frac{h}{2} - y\right). \qquad (9)$$

Из уравнений (1) и (9) можно определить характер распределения скорости по толщине слоя для различных случаев течения вязкопластической смазки [2, 3].

Из уравнения (1) следует, что при $\tau = \tau_s$

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0.$$

С учетом этого из уравнения (9) можно найти значение $y = y_{s_1}$, при котором $\tau = \tau_s$. Приравнивая уравнение (9) нулю, получаем

$$-\frac{U}{h} - \frac{1}{\mu}\frac{dp}{dx}\left(\frac{h}{2} - y_{s_1}\right) = 0,$$

тогда

$$y_{s_1} = \frac{\mu U}{h\dfrac{dp}{dx}} + \frac{h}{2}. \qquad (10)$$

Для определения значения $y = y_0$, при котором $\tau = 0$, проинтегрируем уравнение (3):

$$\tau = \frac{dp}{dx}y + C, \qquad (11)$$

где C – постоянная интегрирования, которую вычисляют из граничных условий $y = y_{s_1}$ $\tau = \tau_s$ (рис. 2).

$$C = \tau_s - \frac{dp}{dx}y_{s_1}.$$

Подставляя C в (11), находим

$$\tau = \tau_s + \frac{dp}{dx}(y - y_{s_1}). \qquad (12)$$

Из (12) определим значение $y = y_0$, при котором $\tau = 0$:

$$y_0 = y_{s_1} - \frac{\tau_s}{\dfrac{dp}{dx}} \qquad (13)$$

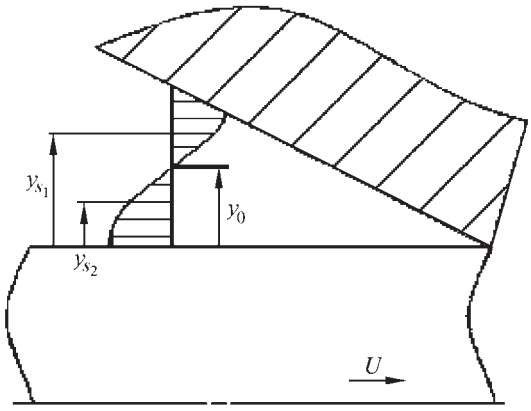


Рис. 2. Эпюра распределения напряжения сдвига по толщине слоя смазки

или

$$y_{s_1} - y_0 = \frac{\tau_s}{\dfrac{dp}{dx}}. \qquad (14)$$

При $y > y_0$ $\tau > 0$, при $y < y_0$ $\tau < 0$.

Из рис. 2 следует, что

$$y_{s_2} = y_{s_1} - 2(y_{s_1} - y_0) = y_{s_1} - 2\frac{\tau_s}{\dfrac{dp}{dx}}. \qquad (15)$$

Отметим, что от координаты y_{s_2} до y_{s_1} скорость течения смазки постоянна (жесткое ядро):

$$u_s = U\left(1 - \frac{y_{s_2}}{h}\right) - \frac{h^2}{\mu}\frac{dp}{dx}\frac{y_{s_2}}{h}\left(1 - \frac{y_{s_2}}{h}\right). \qquad (16)$$

Распределение скоростей по сечению слоя смазки первой зоны, определяемое формулой (8), приведено на рис. 3.

Найдем расход смазки:

$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3.$$

$$u = U\left(1 - \frac{y}{h}\right) + \frac{h^2}{2\mu}\frac{dp}{dx}\frac{y}{h}\left(\frac{y}{h} - 1\right) =$$

$$= U - U\frac{y}{h} + \frac{1}{2\mu}\frac{dpy^2}{dx} - \frac{hy}{2\mu}\frac{dp}{dx}.$$

$$Q_1 = \int_0^{y_{s_2}} u\,dy;$$

$$Q_2 = \int_{y_{s_2}}^{y_{s_1}} u\,dy;$$

$$Q_3 = \int_{y_{s_1}}^{h} u_s\,dy.$$

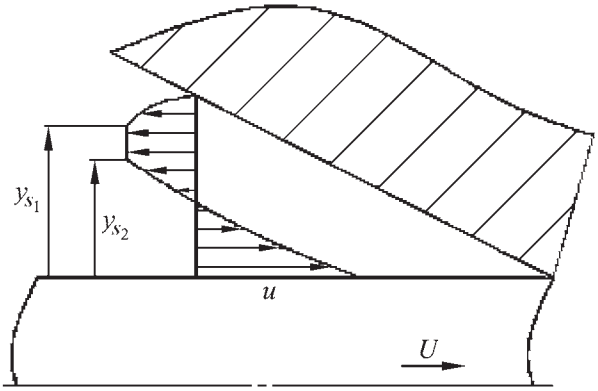


Рис. 3. Эпюра распределения скоростей по сечению слоя смазки первой зоны

$$Q=\frac{Uh}{2}+\frac{8}{3}\frac{1}{\mu}\frac{\tau_s^3}{\left(\frac{dp}{dx}\right)^2}-\frac{h^2}{12\mu}\frac{dp}{dx}. \quad (17)$$

Приведем (17) к стандартному виду $x^3+rx^2+sx+t=0$:

$$\left(\frac{dp}{dx}\right)^3+\left(\frac{12Q\mu}{h^3}-\frac{6\mu U}{h^2}\right)\left(\frac{dp}{dx}\right)^2-\frac{1}{2}\left(\frac{4\tau_s}{h}\right)^3=0 \quad (18)$$

или

$$\left(\frac{dp}{dx}\right)^3+\frac{12\mu}{h^3}\left(Q-\frac{Uh}{2}\right)\left(\frac{dp}{dx}\right)^2-\frac{1}{2}\left(\frac{4\tau_s}{h}\right)^3=0.$$

Единственным действительным корнем этого уравнения является:

$$\frac{dp}{dx}=2\sqrt[3]{\frac{-\left(\frac{1}{3}\left(\frac{12\mu}{h^3}\left(Q-\frac{Uh}{2}\right)\right)^2\right)^3}{27}}\times$$
$$\times\cos\left(\frac{\arccos\left(-\frac{27}{4}\frac{\left(\frac{4\tau_s}{h}\right)^3}{\left(\frac{12\mu}{h^3}\left(Q-\frac{Uh}{2}\right)\right)^3}-1\right)}{3}\right). \quad (19)$$

Из уравнений (10) и (15) следует, что координаты y_{s_1} и y_{s_2} зависят от скорости волочения U. Найдем U, при которой $y_{s_1}=h$. Из уравнения (10) получим

$$U=\frac{\frac{h^2}{2}\frac{dp}{dx}}{\mu}. \quad (20)$$

При такой скорости волочения от координаты $y=h$ до $y=h-2y_0$ слой смазки будет вести себя как жесткий недеформируемый, и скорость его будет равна нулю. Распределение скоростей по сечению слоя смазки второй зоны при этом будет следующим (рис. 4).

Найдем расход смазки:

$$Q=\int_0^{h-2y_0}udy=U\left(\frac{h}{2}-2\frac{(y_0)^2}{h}\right)+$$
$$+\frac{dp}{dx}\frac{1}{\mu}\left(-\frac{1}{12}h^3+hy_0^2-\frac{4}{3}y_0^3\right); \quad (21)$$

$$\frac{dp}{dx}=\left(Q-U\left(\frac{h}{2}-2\frac{y_0}{h}\right)\right)\frac{\mu}{\left(-\frac{1}{12}h^3+hy_0^2-\frac{4}{3}y_0^3\right)}. \quad (22)$$

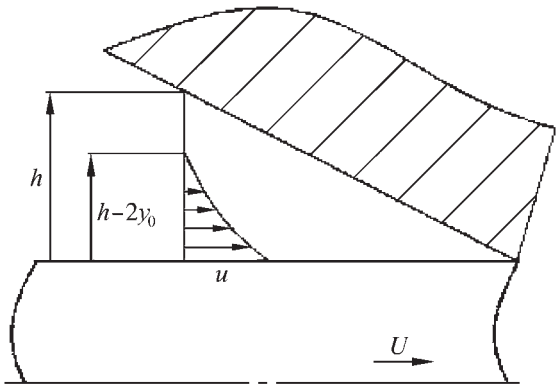


Рис. 4. Эпюра распределения скоростей по сечению слоя смазки второй зоны

Найдем скорость U, при которой $y_{s_2}=h$. Подставляя это значение в (15) с учетом (10), получаем

$$h=\frac{h}{2}+\frac{\mu U}{h\frac{dp}{dx}}-2\frac{\tau_s}{\frac{dp}{dx}},$$

тогда

$$U=\frac{\frac{h^2}{2}\frac{dp}{dx}}{\mu}+\frac{2h\tau_s}{\mu}. \quad (23)$$

При этом значении скорости весь смазочный слой ведет себя как вязкая жидкость и эпюра распределения скоростей по сечению слоя смазки третьей зоны будет следующей (рис. 5).

Найдем расход смазки:

$$Q=\int_0^h udy=Uh-U\frac{h}{2}+\frac{1}{6\mu}\frac{dp}{dx}h^3-\frac{1}{4\mu}\frac{dp}{dx}h^3;$$

$$Q=U\frac{h}{2}-\frac{1}{12\mu}\frac{dp}{dx}h^3, \quad (24)$$

$$\frac{dp}{dx}=\frac{\left(\frac{Uh}{2}-Q\right)}{h^3}12\mu. \quad (25)$$

Расчет эпюры давлений в предочаговой зоне для разных эпюр скоростей проводят по формулам (19), (22), (25).

При расчетах толщина слоя смазки переменна

$$h=h_0-x_2\operatorname{tg}\gamma+W_1+W_2, \quad (26)$$

где h_0 – зазор между проволокой и напорной трубкой; γ – полуугол матрицы; W_1, W_2 – упругие деформации контактных поверхностей инструмента и заготовки под действием гидродинамических давлений.

Величины W_1 и W_2 можно найти по соответствующим формулам теории упругости:

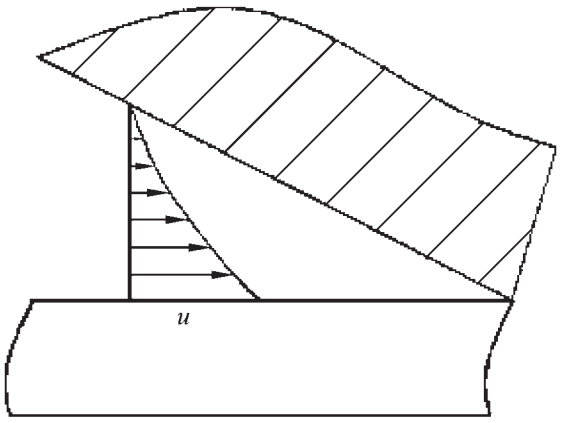


Рис. 5. Эпюра распределения скоростей по сечению слоя смазки третьей зоны

– если инструмент принять за упругое полупространство, то деформация контактной поверхности инструмента [4]

$$W_1 = \frac{4(1-\nu_1^2)}{\pi E_1}\int_0^{l_2} p \ln|\varepsilon - x| d\varepsilon; \qquad (27)$$

– если заготовку принять за упругую полосу, то деформация контактной поверхности заготовки [5]:

$$W_2 = \frac{2(1-\nu_2^2)}{\pi E_2}\int_0^{l_2} p\Phi\left[\frac{\varepsilon - x}{2h_0}\right] d\varepsilon, \qquad (28)$$

где

$$\Phi\left[\frac{\varepsilon - x}{2h_0}\right] = \int_0^{\infty} \frac{[sh\beta' - \alpha\beta']\cos\left(\beta'\dfrac{\varepsilon - x}{2h_0}\right)}{\beta'\left[ch\beta' + \dfrac{\alpha}{2}(1+\beta'^2) + \dfrac{1}{2\alpha}\right]} d\beta'; \qquad (29)$$

$\alpha = \dfrac{1}{3-4\nu_2}$; ν – коэффициент Пуассона; E – модуль Юнга; $\beta' = 2\alpha D$, D – толщина упругой полосы; ε – шаг интегрирования.

В работе [5] показано, что без значительной погрешности для определения деформации можно воспользоваться гипотезой Винклера, согласно которой деформации пропорциональны приложенному давлению:

$$W_1 = k_1 p;\ W_2 = k_2 p, \qquad (30)$$

где

$$k_1 = \frac{1-\nu_1^2}{\pi E_1} l_2;\ k_2 = \frac{1-\nu_1^2}{2E_2} h_0. \qquad (31)$$

С учетом (30) выражение (26) примет вид:

$$h = h_0 - x_2 \operatorname{tg}\gamma + kp,$$

где

$$k = k_1 + k_2. \qquad (32)$$

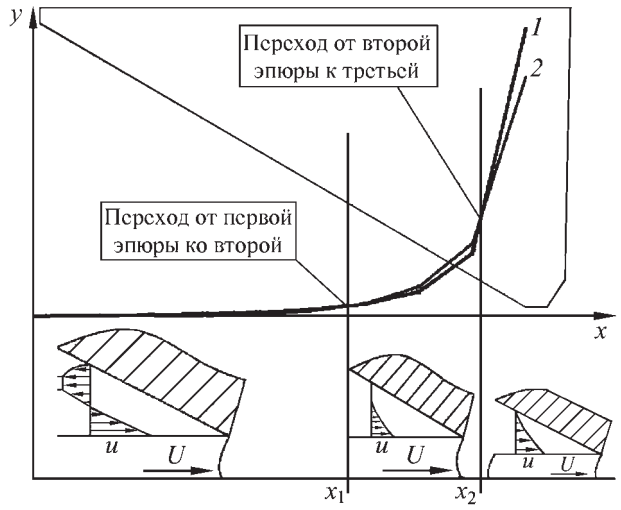


Рис. 6. Диаграмма давления и эпюры скоростей на входе в очаг деформации:

1 – $\dfrac{dp}{dx}$; *2* – *p*

Давление в слое смазки определяем из уравнения (19). До сечения x_1, где $\dfrac{dp}{dx}$, определяемое по уравнению (19), равно значению $\dfrac{dp}{dx}$ по уравнению (22). Далее вычисляем давление, интегрируя уравнение (22) до сечения x_2, в котором $\dfrac{dp}{dx}$ (22) равно $\dfrac{dp}{dx}$ (25). Затем давление определяем, интегрируя (25) до сечения $x = L$, где L – точка выхода из очага деформации.

По приведенным формулам были рассчитаны давления и эпюры скоростей на входе в очаг деформации (рис. 6).

Исходные данные для расчета следующие:

$\beta = 6°$; $h_0 = 0{,}5$ мм; $U = 5$ м/с; $\tau_s = 120$ МПа; $\mu = 0{,}142$ Па·с [2].

ЛИТЕРАТУРА

1. **Качанов Л.М.** Основы теории пластичности. М.: Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1956. 324 с.

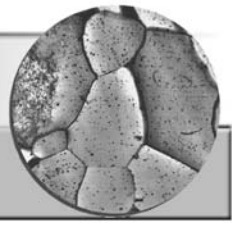
2. **Колмогоров В.Л., Орлов С.И., Колмогоров Г.Л.** Гидродинамическая подача смазки. М.: "Металлургия", 1975. 256 с.

3. **Покрас И.Б., Шелковникова Ю.Н.** Течение вязкопластической смазки в предочаговой зоне при волочении в режиме жидкостного трения // Вестник ИжГТУ. Ижевск: Изд-во ИжГТУ, 2001. Вып. 2. 60 с.

4. **Кац А.М.** Теория упругости. М.: ГИТТЛ, 1956. 207 с.

5. **Коднир Д.С.** Контактная гидродинамика смазки деталей машин. М.: Машиностроение, 1976. 304 с.

Илья Борисович Покрас, д-р техн. наук;
Константин Владимирович Кулаков, инженер



А.И. Потапов *(Институт машиноведения УрО РАН, г. Екатеринбург)*

Использование холодных слитков для производства поковок

Обобщен опыт использования холодных слитков для производства поковок. Предложены экономичные и безопасные режимы охлаждения слитков и последующего их нагрева под ковку.

Experience in using of cold ingots for forging production is generalized. Economical and safe regimes of cooling of ingots and their following heating before forging are offered.

Для изготовления прессовых и молотовых поковок используют, как правило, горячие слитки, которые по окончании кристаллизации и некоторой дополнительной выдержки в изложнице передают в кузнечный цех, где с температурой поверхности не ниже 500...550 °С их помещают в кузнечные печи для нагрева под ковку.

Использование холодных слитков является неэкономичным и сопряжено с повышенной отбраковкой поковок. Однако в текущей работе предприятий нередко возникает необходимость охлаждения слитков, например, в случае поломки и ремонта оборудования или для создания некоторого запаса слитков, поскольку увязка работы сталеплавильных агрегатов и ковочного оборудования иногда бывает затруднена. Кроме того, холодные слитки используют в кузнечных цехах предприятий, не имеющих своей сталеплавильной базы.

При невозможности по производственным причинам немедленной посадки на нагрев горячих слитков в кузнечных цехах предусмотрен их копеж в нагревательных или специальных копежных печах при температуре 700...800 °С. Однако по экономическим соображениям этот копеж не может быть слишком длительным. К тому же имеются производственные данные о некотором ухудшении ковкости слитков, прошедших длительный копеж. Поэтому в ряде случаев более целесообразным является охлаждение слитков для последующего их использования в качестве холодных.

Охлаждение слитков в зависимости от их массы и марки стали проводят в изложницах (или кессонах) либо в термических печах.

Главной причиной, препятствующей использованию холодных слитков, являются высокие остаточные внутренние напряжения в объеме слитков, имеющие максимальный уровень в их осевой зоне. Эти остаточные напряжения, складываясь с напряжениями, возникающими в процессе последующего нагрева, могут при определенных условиях (при назначении неправильных режимов нагрева или при их нарушении) привести к разрушению слитков. Практика показывает, что это разрушение начинается в осевой зоне слитков, имеет вид поперечных трещин, проходящих почти через все сечение слитка (иногда с поверхности остается нетронутым лишь небольшой слой металла), расположенных примерно на 1/3 длины тела слитка, как правило, со стороны прибыли. Трещины имеют довольно ровную, почти гладкую поверхность. На одном слитке могут образоваться одна-две таких трещины.

Поэтому использование холодных слитков – проблема комплексная. Она включает в себя две задачи: получение невысокого уровня остаточных напряжений после охлаждения и обеспечение безопасного уровня термических напряжений в процессе последующего нагрева. При этом, чем выше остаточные напряжения в слитке (после быстрого охлаждения), тем более медленным должен быть нагрев под ковку.

В практике работы машиностроительных заводов накоплен большой опыт использования холодных слитков массой до 10 т из углеродистых и среднелегированных конструкционных сталей (стали 20, 30, 40, 50, 14ХГС, 40Х, 34ХН1М, 38ХГН и др.) с охлаждением их в изложницах или в изложницах и затем кессонах (после окончания процесса кристаллизации).

При охлаждении в изложницах прибыльные надставки не снимают, а кессоны, в которые помещают извлеченные из изложниц слитки, закрывают крышкой. Время охлаждения слитков в изложницах и кессонах ориентировочно назначают по табл. 1.

Многолетняя практика использования охлажденных указанными способами слитков выявила существенно более низкую ковкость их по сравнению с ков-

1. Минимальное время охлаждения слитков в изложницах и кессонах, ч

Способ охлаждения	Масса слитков, т		
	1,95...2,1	2,85...6,5	7,6...10,0
В изложницах	8	10...12	16...20
В изложницах, затем в кессоне	4...6 6	6...8 8	12...14 12

костью горячих слитков, что можно объяснить высоким уровнем растягивающих напряжений на поверхности слитков при их охлаждении. При этом, как показала статистическая обработка результатов ковки более десяти тысяч слитков массой 2,1 т из различных марок стали, ковкость слитков особенно ухудшается (возрастает число слитков, откованных с трещинами) в холодное время года (с ноября по февраль, см. рисунок). Трещины в подавляющем большинстве случаев имеют поперечное расположение. Все это указывает на прямую связь трещин с растягивающими напряжениями на поверхности, возникающими в процессе охлаждения слитков.

При этом статистический анализ не установил связи дефектности поковок ни с температурой печи при посадке слитков на нагрев, ни с продолжительностью подъема температуры печи до ковочной, ни с временем выдержки при ковочной температуре, ни с расположением слитка в печи при нагреве.

Наихудшую ковкость имеют слитки малоуглеродистых сталей марок 15, 20, 22К электропечной выплавки. Доля слитков, откованных с образованием трещин, достигает 20...25 %. Этим сталям в большей мере присуща "красноломкость" (падение уровня пластичности) в интервале температур 900...1050 °С. Кроме того, эти стали отличаются большей усадкой в твердом состоянии и, следовательно, большей чувствительностью к торможению усадки в процессе остывания. При низком качестве сталеразливочной оснастки или при плохой ее сборке на поверхности слитков чаще образуются трещины, вызванные торможением усадки.

Доля дефектных поковок из углеродистых сталей 35, 40, 45 50, имеющих более высокое содержание углерода, значительно ниже (4...5 %). Доля дефектных поковок из легированных конструкционных сталей 40Х, 50Х, 38ХГН, 38ХС, 35ХМ, 34ХН1М и других составляет 12...15 % от общего количества откованных.

Ввиду пониженной ковкости холодных слитков, охлаждаемых в изложницах и кессонах, и их большей склонности к разрушению от внутренних термических напряжений более целесообразно охлаждение слитков в термических печах по специальным режимам, для чего их передают на термический участок кузнечного цеха. Из практики машиностроительных заводов известна также установка термической печи для охлаждения слитков и непосредственно в сталеплавильном цехе. Применение такой технологии приводит к уменьшению доли слитков, откованных с трещинами на поверхности, в 1,5...2 раза.

Охлаждение крупных слитков в термических печах, являясь длительным процессом (несколько суток) обусловливает большой дополнительный расход топлива на ведение процесса, увеличивает задолженность не только термических, но и нагревательных печей, поскольку нагрев холодных слитков под последующую ковку ведется по более длительным режимам. При этом, естественно, возрастает расход топлива и на нагрев холодных слитков. Тем не менее, применение такой технологии экономически оправдано, поскольку обусловливает снижение брака поковок по трещинам при ковке и уменьшает вероятность разрушения слитков при последующем нагреве под ковку.

Для уменьшения вероятности разрушения слитков при последующем нагреве необходимо, прежде всего, получить при его охлаждении равновесную ненапряженную структуру металла при минимальном уровне объемных растягивающих напряжений в осевой зоне. Такая структура может быть получена отжигом с медленным охлаждением. Нагрев при отжиге проводят выше точки A_{C3} с полной перекристаллизацией стали или только выше A_{C1} при неполном отжиге. Медленное охлаждение должно привести к распаду аустенита и превращению его в перлит. В заводской практике чаще всего производят изотермический отжиг при температуре, лежащей на 50...100 °С ниже равновесной точки A_1, с выдержкой, обеспечивающей полный распад аустенита. Такой отжиг дает более стабильные результаты, поскольку температуру и время контролировать и обеспечивать легче, чем скорость охлаждения.

При назначении режимов охлаждения кузнечных слитков следует иметь в виду, что холодный слиток в последующем подвергается высокотемпературному (до 1150...1250 °С) нагреву и интенсивной пластической деформации. Поэтому структура металла охлажденного слитка (величина зерна, полнота перлитного превращения, наличие или отсутствие сетки вторичных карбидов и т.д.) не имеет существенного значения. Как отмечено выше, главное – это отсутствие или минимальный уровень остаточных растягивающих напряжений в осевой зоне слитка.

Кроме того, в отличие от поковки в объеме слитка имеют место повышенная пористость, усадочная рыхлость. Отдельные несплошности усадочного происхождения могут иметь поперечный размер до 5 % от диаметра слитка и длину до 10 % от его высоты. В многочисленные поры и несплошности диффундирует содержащийся в стали водород, и образование флокенов в металле слитка маловероятно. Поэтому назначение режимов охлаждения, аналогичных режимам охлаждения поковок, не имеет под собой почвы. Тем не менее нередко заводские технологи в режимы охлажде-

2. Температура изотермической выдержки при охлаждении слитков

№ п/п	Марка стали	Температура, °С
1	20, 22К, 30, 40, 50, 30Х, 40Х, 45Х, 25ГС, 30ХС, 30ХГС, 18ХГТ, 14ХГС	600...650
2	12ХН3А, 12Х2Н4А, 20Х2Н4А, 18Х2Н4МА, 38ХГН, 34ХН1М, 34ХН3М, 38Х2НМ, 5ХНМ, 5ХГМ, 5ХНТ, 5ХНВ, 45ХНМ, 40ХН, 50ХН, 60ХН	620...660
3	15ХМ, 20ХМ,30ХМ, 34ХМ, 35ХМ, 20Х2М, 12Х1МФ, 25ХМ1Ф, 25Х1М1Ф, 3Х2В8Ф, 4Х5МФС, 5ХВ2С	660...680

ния слитков включают элементы противофлокенной обработки: полную перекристаллизацию, промежуточные переохлаждения, необоснованно длительные изотермические выдержки для удаления водорода и снижения вероятности образования флокенов. Все это приводит лишь к увеличению продолжительности режимов, задолженности термических печей и перерасходу топлива. С другой стороны, очевидно, что флокены в слитке (если бы они образовывались) не представляют серьезной опасности качеству поковок, поскольку в процессе последующей интенсивной деформации произойдет их заковка вместе с многочисленными дефектами кристаллизации.

Сопоставление и анализ имеющихся в распоряжении автора данных о режимах охлаждения слитков, принятых на ряде предприятий, свидетельствуют об их существенном разнообразии. Практически все эти режимы обеспечивают низкий уровень остаточных напряжений, достаточно безопасный для последующего нагрева, и пригодны для охлаждения слитков. Однако в большинстве случаев они далеки от оптимальных, так как скопированы с режимов охлаждения поковок и, как уже отмечено, нередко включают одно-два переохлаждения, полную перекристаллизацию, слишком высокую температуру изотермической выдержки и излишне длительную выдержку при ней.

Ниже представлены рекомендуемые режимы охлаждения слитков из углеродистых и легированных конструкционных и некоторых инструментальных сталей

Они основаны на многолетнем опыте разработки и назначения режимов охлаждения слитков массой до 90 т из различных марок сталей и последующего отслеживания их ковкости и качества поковок из них. На взгляд автора, они близки к оптимальным.

Режимы охлаждения слитков из углеродистых и среднелегированных конструкционных сталей с содержанием углерода до 0,6 % включают в себя посадку горячих слитков в печь с температурой 500...600 °С, нагрев печи до температуры изотермической выдержки, выдержку и последующее медленное охлаждение, скорость которого зависит от сечения слитка и марки стали. Температуру изотермической выдержки (табл. 2) назначают близкой к температуре минимальной устойчивости аустенита. Основные параметры рекомендуемых режимов охлаждения для этих сталей приведены в табл. 3. Как отмечено выше, режимы проверены многолетней практикой ковки крупных слитков.

Режимы охлаждения слитков из высокоуглеродистых инструментальных сталей, в частности, применяемых для производства прокатных валков (типа 75ХМФ, 9Х2, 9Х2МФ и т.п.), включают копеж слитков при температуре 600...660 °С, аустенизацию с последующей перекристаллизацией и медленное охлаждение до температуры цеха. Перекристаллизация этих сталей необходима для улучшения структуры металла и снижения чувствительности к растягивающим напряжениям, которая резко возрастает при содержании углерода свыше 0,7 %, что увеличивает вероятность разрушения слитков при последующем их нагреве под ковку. Основные параметры рекомендуемых режимов охлаждения слитков из валковых сталей представлены в табл. 4.

Перекристаллизация может быть предусмотрена также и для крупных слитков из высоколегированных среднеуглеродистых (0,4...0,6 %С) инструментальных сталей типа 4Х2НМФ, 4Х5МФС, 4Х5В2ФС, 5ХВ2С, 6ХВ2С и др.

Как отмечено выше, важное значение имеет правильность назначения и исполнения заданного режима нагрева охлажденных слитков под ковку. Эти режимы должны быть достаточно экономичны, не должны приводить к повышенному расходу топлива на нагрев и увеличению занятости нагревательных печей. С другой стороны, режимы нагрева должны быть безопасны для слитков и предотвращать их разрушение от термических напряжений при нагреве. За основу могут быть приняты режимы нагрева холодных слитков, предложенные в работе А.Б. Рязанцева и А.И. Потапова "Новые нормативы на нагрев слитков" (Совершенствование режимов нагрева слитков. ЦНИИТЭИТЯЖМАШ. Вып. 11-81-11. Москва. 1981.).

На первом этапе режимы нагрева включают в себя копеж при температуре 800 ± 30 °С (табл. 5), после чего слитки нагревают по обычным режимам, принятым в практике для нагрева горячих слитков.

Производственный опыт показал, что для слитков из высокоуглеродистых инструментальных сталей для прокатных валков целесообразно введение выдержки при температуре посадки (600...400 °С) в течение 3...6 ч в зависимости от массы слитка.

Следует подчеркнуть, что рекомендуемые автором режимы нагрева под ковку справедливы для слитков,

3. Параметры режимов охлаждения крупных слитков из углеродистых и легированных конструкционных сталей

Расчетный размер слитка, мм	Марки стали	Выдержка при температуре по табл. 2, ч	Скорость охлаждения до 400 °С, °С/ч	Дальнейшее охлаждение		Конечное охлаждение
				до температуры, °С	со скоростью, °С/ч	
400...600	20, 30, 40, 50 30Х, 40Х, 38ХГН, 34ХН1М, 25Х1М1Ф	9...10 10...15 15...20 20...25 25...30	50 50 40 30...35 30	200 " " " "	На воздухе То же 40 40 20	На воздухе То же " " "
601...800	20, 30, 40, 50 30Х, 40Х 38ХГН 34ХН1М 25Х1М1Ф	10...12 15...20 20...25 25...30 25...30	40...50 40...50 35...40 25...30 20	200 " " " 150	50 40 30 30 15	На воздухе То же " " "
801...1000	20,30,40,50 30Х, 40Х 38ХГН 50ХН, 60ХН 34ХН1М	12...15 20...25 25...30 25...30 30...35	40 30...40 30 30 25...30	200 " " " "	30...40 30 30 20...30 20...30	На воздухе То же " " "
1001...1200	20, 30, 40, 50 30Х, 40Х 38ХГН 50ХН, 60ХН 34ХН1М	15...20 25...30 25...35 30 40	40 30...40 30 30 20...25	200 " " " 150	20...30 20...25 20 15...20 15...20	На воздухе То же " " "
1201...1500	20, 30, 40, 50 30Х, 40Х 50ХН, 60ХН	25...30 30...35 30...40	30 " "	200 200 150	20...30 20 15...20	На воздухе То же "
1501...1800	20, 30, 40, 50 30Х, 40Х 50ХН, 60ХН	40...45 40...45 40...50	20...25 " "	150 " "	15...20 " "	На воздухе То же "
1801...2100	20, 30, 40, 50 50ХН, 60ХН	50...55 60	20 "	150 "	15...20 "	На воздухе То же

Примечания: 1. За расчетный диаметр слитка принят вписанный диаметр тела слитка в максимальном сечении.

2. На стадии конечного охлаждения слитков допускается охлаждение на воздухе при укладке слитков горкой, на выкаченной подине печи, в печи.

охлажденных в термических печах по режимам, рассмотренным выше.

В табл. 5 к группе П1 отнесены углеродистые и малолегированные стали типа 20, 30, 50, 20Г, 35Г, 20Х, 40Х, 14ХГС, 25ГС, к группе П2 – конструкционные и инструментальные легированные стали типа 20Х2М, 20Х2Н4А, 24ХМ1Ф, 30ХН2М, 34ХН1М, 38ХГН, 5ХНМ, 50ХН, 60ХН и т.п., к группе П3 – инструмен-

4. Параметры режимов охлаждения инструментальных высокоуглеродистых сталей для прокатных валков

Расчетный диаметр слитка, мм	Температура копежа, °С	Выдержка при копеже, ч	Скорость нагрева до 790...800 °С, °С/ч	Выдержка при 790...800 °С, ч	Скорость охлаждения, °С/ч		
					до 400 °С	до 120 °С	конечное
600...800	600...660	5...7	80...100	20	30	20	На воздухе
801...1000	"	6...8	60...80	25	30	20	То же
1001...1200	"	8...10	60	30	25	15	"
1201...1500	"	10...20	60	40	25	10...15	"
1501...1800	"	20...30	50	45	20...25	10	"

Примечания: 1. За расчетный диаметр слитка принят вписанный диаметр тела слитка в максимальном сечении.

2. На стадии конечного охлаждения слитков допускается охлаждение на спокойном воздухе при укладке слитков горкой, на выкаченной подине печи, в печи.

5. Режимы предварительного нагрева (копежа при 800 ± 30 °С) холодных слитков, охлажденных в термических печах

Параметр режима нагрева	Группа марок стали	Расчетный диаметр слитка, мм						
		400...600	601–800	801–1000	1001–1200	1201–1500	1501–1800	1801–2100
Максимальная температура печи при посадке, °С	П1	1000	1000	900	900	800	600	600
	П2	700	700	600	600	500	500	500
	П3	600	600	500	500	400	400	400
Выдержка при температуре посадки, ч	П1	–	–	–	–	–	–	–
	П2	–	–	–	–	–	–	–
	П3	3	3	4	4	5	5	5
Скорость нагрева до 800 °С, не более, °С/ч	П1	Не ограничена						
	П2	100	100	75	75	50	50	50
	П3	50	50	50	50	40	40	40
Минимальное время копежа при 800 °С, ч	П1	1,0	2,5	4,5	6,5	8,5	12,0	15,0
	П2	6,0	8,0	9,0	11,0	14,0	17,0	20,0
	П3	8,0	10,0	12,0	15,0	20,0	25,0	30,0
Примечание. Прочерк означает отсутствие выдержки.								

тальные высоколегированные и высокоуглеродистые стали типа 40Х5МФ, 9Х2, 9Х2МФ, 75ХМФ, ХВГ, ШХ15СГ и т.п.

Выводы

Слитки, подвергнутые охлаждению в изложницах или/и кессонах, имеют пониженную ковкость и более склонны к разрушению от внутренних напряжений при последующем нагреве под ковку.

Для повышения качества поковок и уменьшения вероятности разрушения слитков целесообразно охлаждение их в термических печах и последующий нагрев под ковку по предложенным в данной работе режимам.

Алексей Иванович Потапов, канд. техн. наук

А.М. Семенцев *(Волгодонский институт (филиал) Южно-Российского государственного технического университета)*

Лазерная обработка высокоуглеродистых сталей

Приведены результаты промышленных испытаний лазерной обработки высокоуглеродистых сталей на примере изготовленных из стали У8 зубил пневмомолотка, используемых для обрубки литников отливок. Установлено, что лазерную обработку можно применять для повышения износостойкости изделий, работающих в условиях динамических нагрузок.

The article considers the results of laser treatment of high-carbon steels on the example of У8 steel chisel for pneumatic hammer for fettling. It has been established that the laser treatment increases the durability of details working under dynamic load.

Лазерная обработка изделий применяется в основном для повышения твердости и износостойкости рабочего поверхностного слоя. Считается [1, 2], что наиболее эффективной является обработка деталей, работающих без динамических или знакопеременных нагрузок. Однако известно [3], что существует возмож-

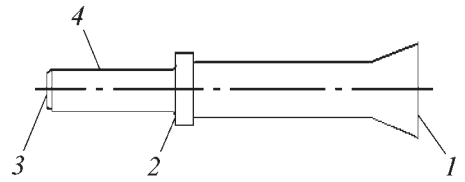


Схема зубила:
1 – режущая кромка (не обрабатывается); *2* – опорный бурт; *3* – торец; *4* – шейка; *2, 3, 4* – обрабатываемые поверхности

ность варьировать режимы импульсной лазерной обработки таким образом, чтобы вызывать перераспределение легирующих элементов в зоне лазерного воздействия для обеспечения мартенситной либо аустенитной структуры. Перемещение к поверхности образца аустенитообразующих элементов позволяет получать в зоне лазерного воздействия (ЗЛВ) структуру, обеспечивающую высокую твердость при достаточной вязкости. В настоящей работе представлены результаты лазерной обработки зубил пневмомолотка.

Для обрубки элементов литниковой системы у отливок в литейных цехах используют пневмомолотки с быстросменным инструментом – зубилом. Зубила изготовляют из углеродистой инструментальной стали У8. После соответствующей термообработки, целью которой является упрочнение рабочего конца инструмента, и заточки зубила поступают на обрубной участок для эксплуатации.

Лимитирующими поверхностями инструмента являются режущая кромка *1* (рисунок), контактирующая с обрабатываемым материалом, торец *3* и бурт *2*, являющиеся опорными поверхностями для крепления зубила в патроне пневмомолотка. Но если после затупления режущей кромки ее повторно затачивают, то после деформации бурта и/или торца зубило выходит из строя, так как исчезает возможность удовлетворительного крепления его в патроне. Стойкость термообработанного инструмента при непрерывной работе составляет 2...2,5 ч.

Бурт *2* и торец *3* испытывают динамические нагрузки. Ударное воздействие, осуществляемое со стороны опорных поверхностей патрона пневмомолотка на указанные поверхности инструмента, приводит к появлению задиров. В целях упрочнения поверхностей требуется обеспечить высокую твердость рабочих поверхностных слоев для сопротивления истиранию в сочетании с вязкой сердцевиной для сопротивления динамическим нагрузкам. Другими словами, нужно получить структуру мартенсита на поверхности и аустенитную структуру в ЗЛВ. Это можно обеспечить, проведя лазерную обработку по режиму, обеспечивающему перенос марганца в поверхностный слой ЗЛВ.

Режимы лазерной обработки следует подобрать так, чтобы устранить негативное действие неметаллических включений. Это можно достичь, проводя лазерную обработку на жестких режимах с оплавлением поверхности, когда происходит разрушение крупных неметаллических включений и включений остроугольной формы. При этом образуются глобулярные неметаллические включения мелких размеров. К поверхностям торца и бурта не предъявляют высоких требований по шероховатости. Поэтому лазерная обработка с оплавлением поверхности может быть проведена.

Оксидная пленка на поверхности уменьшает коэффициент трения в паре инструмент–патрон. Поэтому лазерную обработку целесообразно проводить на открытом воздухе.

Импульсной лазерной обработке подвергли поверхности *2* и *3*, а также цилиндрическая поверхность *4*. Для повышения коэффициента поглощения лазерного излучения поверхности *2* и *3* покрыли порошкообразным графитом. Обработку проводили сфокусированным излучением с плотностью мощности $q = 5 \cdot 10^5$ Вт/см^2 с энергией в импульсе $E = 12$ Дж.

В инструменте была получена вязкая аустенитная структура за счет переноса аустенитообразующего элемента марганца в поверхностный слой металла. Стойкость при этом увеличилась примерно в 3 раза (6...6,5 ч непрерывной работы).

Выводы

Считается [2], что для повышения динамической поверхностной прочности, проведения лазерной закалки недостаточно. Предварительное нанесение на упрочняемую поверхность слоя нитрида титана TiN малой толщины с последующей лазерной обработкой повышает сопротивляемость стали У8 поверхностному деформированию и трещинообразованию при контактном ударном нагружении в 6...8 раз. Однако значительное увеличение динамической стойкости можно получить, используя способность лазерного излучения стимулировать процессы массопереноса в рабочие поверхностные слои изделия элементов, входящих в состав материала, в целях получения вязкой аустенитной структуры.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Григорьянц А.Г.** Основы лазерной термообработки материалов. М.: Машиностроение, 1989. 304 с.

2. **Коваленко В.С., Головко Л.Ф., Черненко В.С.** Упрочнение и легирование деталей машин лучом лазера. К.: Тэхника, 1990. 192 с.

3. **Семенцев А.М.** Лазерное упрочнение отливок из низко- и среднеуглеродистых сталей // Сварочное производство. 2006. № 1. С. 25–29.

Александр Михайлович Семенцев, канд. техн. наук

УДК 539.219.2

Д.А. Боднарчук, В.В. Уваров, И.А. Дроздов *(Самарский государственный аэрокосмический университет им. акад. С.П. Королёва, Волжский филиал Института металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова, г. Самара)*

Кинетика движения межфазных границ при легировании расплавов алюминия порошками переходных металлов

Исследована кинетика движения межфазной границы "расплав алюминия – частица переходного металла" с учетом образования интерметаллидов в процессе легирования порошками переходных металлов при неконтролируемой конвекции.

The article considers the kinetic of moving of interphase boundary "aluminium melt – particle of transition metal" including intermetallids growth during transition metals powders alloying with "non-control" convection.

Процесс растворения для многих распространенных в металлургии технологий (образование неразъемных соединений, легирование расплавов и др.) является важным. Однако исследуется он в условиях насыщенной жидкой фазы легирующим компонентом и обычно без учета влияния образующегося интерметаллида на поверхности растворяемой частицы.

В статье рассматривали временную зависимость положения границы раздела "расплав – частица", анализируя следующие процессы, происходящие во время легирования:

– движение фронта реакции образования алюминидов λ;

– кристаллизация из расплава на поверхности частицы σ;

– растворение в расплаве δ.

Процесс легирования заключался в растворении частичек порошков переходных металлов Ti, Cr, Mn, Fe, изначально сформованных в таблетки (масса ~0,1 кг) в ненасыщенном расплаве технически чистого алюминия массой около 10 кг при температурах (750±10) °С. Данный способ легирования описан в работе [1].

Реакции происходят вследствие диффузии реагентов в перпендикулярном направлении к поверхности частицы. В свете особенностей диаграмм состояния и свойств диффузионных пар можно отметить, что λ-процесс происходит при относительно высоких гомологических температурах или длительных временах выдержки, а σ-процесс – в начале взаимодействия частиц с алюминиевым расплавом.

Обозначим положения фронта соответствующего процесса в виде безразмерных показателей λ, σ и δ. Для удобства анализа представим их "объемными", т.е. пропорциональными кубам соответствующих радиусов, характеризующих процессы и меньшими единицы.

Положение фронта движения алюминида в глубь модельной сферической частицы обозначим

$$\lambda = r^3 / R_0^3, \qquad (1)$$

где r – радиальная координата указанного фронта; R_0 – начальный радиус частицы.

Для выполнения условия $\sigma \le 1$ примем

$$\sigma = R_0^3 / R_\sigma^3, \qquad (2)$$

где R_σ – радиус частицы, обусловленный σ-процессом.

Процессы восстановления оксидов, играющие важную, иногда защитную роль в случае ультрадисперсных систем, не рассматривали, так как степень окисления частиц порошка разных фракций неизвестна.

Известно [2], что очень сложно проинтегрировать уравнение скорости движения межфазной границы "расплав – частица"

$$v = v_\delta - v_\sigma - v_\lambda. \qquad (3)$$

Однако перечисленные процессы можно проанализировать по имеющимся данным величины усвоения легирующего элемента алюминиевым расплавом

$$j = (R_0^3 - R^3) / R_0^3, \qquad (4)$$

где R – текущий радиус частицы на время забора пробы. Величину j определяли, используя экспериментальные данные по относительному объемному усвоению расплавом доли от начального объема частицы лигатуры

$$\delta = R^3 / R_0^3. \qquad (5)$$

Сравнивая экспериментально полученные данные о кинетике усвоения (по данным трех плавок) с полученной теоретической кривой, можно прогнозировать движение границы "расплав – частица" во времени, выделить степень участия указанных процессов на различных этапах легирования, а также выявить влияние, не учитываемое теоретической моделью, на конвективные потоки распирающего давления, образованного выделяющимися при нагреве адсорбированными и растворенными в частичках газами и прочими факторами [1].

Кинетика растворения. Процессы растворения твердого металла в жидком могут определяться: процессами разрыва связей в твердой фазе и образованием связей с атомами жидкого раствора, а также процессом переноса через пограничный слой металла. Первая стадия происходит в пограничном слое расплава, вторая – в расплаве.

Изначально предположили, что положение фронта растворения прямо пропорционально показательной функции от времени t. Эта зависимость по полученным экспериментальным точкам аппроксимировалась экспонентой вида

$$t_\delta = b^{-1} \ln(\delta / z), \qquad (6)$$

где z и b – экспериментально полученные коэффициенты.

Насыщение металлических расплавов N атомами легирующего элемента можно представить согласно диффузионной модели растворения зависимостью [3]

$$N = 2 Sc_н \sqrt{D_L t_\delta} / \sqrt{\pi}, \qquad (7)$$

где $c_н$ – концентрация насыщения на границе частицы и расплава, выраженная в объемных долях; S – площадь частички; D_L – коэффициент диффузии легирующего элемента в расплаве алюминия.

Используя известные отношения

$$S = 4\pi R_0^2; \quad (8)$$

$$N = 4\pi(R_0^3 - R^3)/3V^a, \quad (9)$$

где V^a – атомный объем металла и, связывая N с δ, получаем

$$t_\delta = D_L^{-1}((1-\delta)\sqrt{\pi}\, R_0/6c_н)^2, \quad (10)$$

где $c_н = 3/4\pi(R_A^3 + R_B^3\, N_B/N_A)$, $N_B/N_A = (100 - c)/c$, R_A, R_B – атомный радиус компонента A (растворяемый компонент) и B (расплав алюминия); N_A, N_B – количество атомов в единице объема компонента A и B; c – атомная концентрация растворяемого компонента.

Коэффициенты диффузии в жидкой и твердой фазе экспоненциально зависят от температуры согласно уравнению Аррениуса

$$D_i = D_{i0}\exp(-E_i/RT), \quad (11)$$

где $i = S, L$, индекс S – твердая фаза; L – жидкая фаза; E_i – энергия активации; R – универсальная газовая постоянная; T – абсолютная температура.

Энергия активации диффузии переходных металлов в расплаве и предэкспоненциальный множитель уравнения (11) указаны в табл. 1.

Далее сравнивали результаты, полученные с помощью уравнения (10), с экспериментальными данными на начальных этапах легирования (рис. 1, кривые *1* и *3*). После ситовой классификации порошков получили, что основную долю (по массе) частиц в таблетках составляют частицы размером, например, для хрома 100...315 мкм. Данные аппроксимации в этом случае предполагают при $t = 0$ размер частицы 143 мкм. При использовании этих значений не наблюдается сходимости чисто диффузионной модели (10) с экспериментальными данными (сходимость при размере частиц 20 мкм). Поэтому процесс нужно рассматривать с учетом конвективного перераспределения вещества.

Для оценки эффективности перемешивания расплава (доли вклада в конвекцию собственно перемешивания) была разработана модель, учитывающая конвекцию в условиях $\mathrm{Pe} = ul/D >> 1$, где Pe – число Пекле; u, l, D – характерные скорость растворения, путь и коэффициент диффузии соответственно.

Скорость растворения гораздо больше характерной скорости чисто диффузионного процесса при конвективном перемешивании

$$dN/dt = D_L(c_н - c)S/\Delta\nu, \quad (12)$$

где Δ – толщина пограничного слоя.

Однако величина Δ меняется в каждый момент времени и не имеет строгого определения. Предварительно было получено, что на начальных этапах растворения соблюдается прямолинейная зависимость (6) $t_\delta - \ln(\delta)$. Это дало возможность использовать экспериментально полученные константы скорости растворения $K_\delta = D_L/\Delta$ по кинетике растворения переходных металлов в расплавах алюминия (табл. 2), вычисленные по уравнению Касснера [2] в зависимости от угловой скорости вращения диска ω

1. Параметры уравнения Аррениуса (11) при диффузии в расплаве алюминия переходных металлов при температурах 973...1173 К [4]

Металл	$D_{L0}\cdot 10^7$, м²/с	E_L, кДж/моль
Ti	4,51±0,09	42,82±0,17
Cr	2,61±0,17	39,14±0,79
Mn	0,44	24,53
Fe	8,34±0,2	26,14±0,19

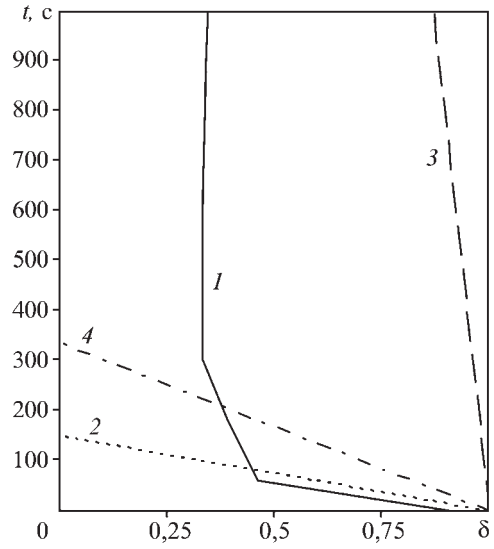


Рис. 1. Зависимости времени растворения частицы лигатуры от положения границы раздела "частица Cr – расплав Al":
1 – данные эксперимента, аппроксимированные (6), T = = (1023±10) К, перемешивание 900 с после легирования, повторное перемешивание 300 с после выдержки 600 с; *2* – участок интенсивного растворения, рассчитанный по (10) при $R_0 = 20$ мкм; *3* – участок интенсивного растворения, рассчитанный по (10) при R_0 = = 143 мкм; *4* – участок интенсивного растворения, рассчитанный по (14) при $R_0 = 143$ мкм

$$K_\delta = 1{,}389 I D_L^{2/3}\nu^{-1/6}\omega^{1/2},$$

где I – число Шмидта; ν – кинематическая вязкость расплава.

Можно записать

$$c/\nu = N/V_L, \quad (13)$$

где V_L – объем расплава.

Преобразуя уравнение (10) с учетом (8), (9) и (13), имеем

$$K_\delta S\int_0^t dt = \int_0^N \frac{dN}{(c_н/\nu) - (N/V_L)}.$$

Заменяя переменную N и интегрируя данное уравнение, получаем

$$t = -V_L\ln(1 + (\delta - 1)4\pi R_0^3/3c_н V_L)/4\pi R_0^2 K_\delta. \quad (14)$$

Графически полученная зависимость для $R_0 = 143$ мкм показана на рис. 1, кривая *4*.

Наблюдается лучшая, но не полная сходимость (различие на ~17 %) с данными эксперимента по сравнению с чисто диффузионной моделью. Видимо, реально параметр, аналогичный ω, при перемешивании расплава титановой лопаткой никогда не достигал значений, указанных для ω в табл. 2.

В общем, отличие можно объяснить существованием дополнительных конвективных течений, которые накладываются на процесс конвекции за счет перемешивания расплава, причиной возникновения которых могут быть движение газовых пузырьков вследствие выделения адсорбированных и растворенных в частице газов, а также испарение расплава и флуктуации плотности. В случае крупных фракций и слабой окисленности порошков аналогичное влияние может оказать связующее вещество таблеток, взаимодействующее с переходным металлом с интенсивным газовыделением и тепловым эффектом.

2. Константы скорости растворения переходных металлов в расплавах алюминия при температуре $T = 1023$ K [2]

Металл	ω, $с^{-1}$	$K_б \cdot 10^5$, м/с
Ti	2,66	1,37±0,05
Cr	2,66	1,3±0,1
Mn	2,66	1,365
Fe	2,66	1,64±0,1

Движению фронта растворения соответствуют кривые, приведенные на рис. 2. При достижении им значений $\delta \approx 0{,}3$, т.е. при размере частицы ~95 мкм, видимо, наблюдается ограничение диффузии компонентов навстречу друг другу.

Кинетика образования алюминидов. При высокой скорости роста слоя алюминида даже интенсивное перемешивание не предотвращает его образование, что наблюдается, к примеру, в композиции "алюминий – сталь" [2]. Рост интерметаллида может осуществляться за счет λ- и σ-реакций.

Увеличение слоя алюминида при λ-процессе идет благодаря объемной и зернограничной диффузии алюминия в матрице переходного металла. Эффективный коэффициент диффузии определяют с учетом отношения размера границы элемента структуры к его величине по правилу [5]

$$D_S = D_V + h D_B / d, \qquad (15)$$

где D_V – коэффициент объемной диффузии; D_B – коэффициент зернограничной диффузии; d – размер зерна (субзерна); h – толщина зернограничной прослойки, $h = 10^{-9}$ м.

Отклонение от традиционных взглядов на то, что контроль кинетики формирования новой фазы данной группы соединений определяется протеканием диффузионных процессов заключается в ускорении диффузии расплава по дефектам деформационной природы внесенных при размоле порошков. Во-первых, чем дисперснее система, тем коэффициенты диффузии в границе зерна больше отличаются от равновесных вследствие влияния локализованных в границах дефектов внутризеренной пластической деформации в течение предыдущих обработок (долговременное влияние оказывают потоки решеточных дислокаций). Во-вторых, время отжига таких дефектов определяется диффузией, а при высоких скоростях самораспространяющегося синтеза их отжиг происходить не успевает [6].

После сравнения кинетических зависимостей образования алюминидов в различных системах можно выделить соединения четырех типов, наблюдаемые в экспериментах: конгруэнтно плавящиеся с высокой точкой плавления, например, NiAl, FeAl; менее стойкие в расплаве, инконгруэнтно плавящиеся – Al_3Fe, Cr_2Al_{11}, $MnAl_4$ и с более низкой температурой плавления, такие как $CrAl_7$ и $MnAl_6$. В отдельную группу вынесем алюминиды титана и циркония.

Для первой группы соединений возможны эффекты кинетического торможения реакций и роста слоя в случае, когда кристаллография решетки образующегося продукта или другие факторы будут ограничивать диффузию. Для второй группы соединений характерна зависимость $\sqrt{t}$ и очень низкие коэффициенты диффузии через образующийся слой барьерной фазы. В случае Al–Ni процесс контролируется диффузией через фазу NiAl и переход к режиму интенсивного роста алюминида невозможен, несмотря на высокую экзотермичность системы.

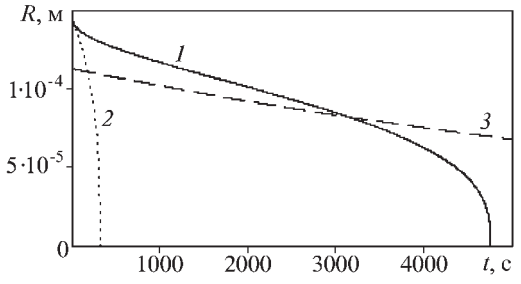


Рис. 2. Изменение размера частицы Cr с $R_0 = 143$ мкм при растворении: *1* – по диффузионной модели; *2* – с учетом конвекции; *3* – экспериментальные данные

В то время как для железа, никеля зависимость параболическая, для циркония и титана она линейна [7], слои однофазны и состоят только из $ZrAl_3$ и $TiAl_3$. Следовательно, горение в режиме "интенсивного образования алюминидов" практически проще осуществить для этих систем, так как они образуются прямо из элементов с большим тепловыделением. Однако в $TiAl_3$ коэффициенты взаимной диффузии значительно меньше, чем в соединении $ZrAl_3$, поэтому механизмы образования алюминидов различны.

Для второй группы рост соединения может подчиняться диффузионной зависимости $D_B h/d >> D_V$. Здесь диффузия может определяться парциальными коэффициентами и при коэффициенте диффузии переходного металла, большем чем у алюминия, рост слоя алюминида обеспечивается кристаллизацией из расплава.

Далее рассматривали экзотермический процесс – движение фронта реакции в глубь частицы переходного металла.

Уравнение Фика в случае сферической симметрии имеет вид

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D_S \left(\frac{\partial^2 c}{\partial a^2} + \frac{2}{a} \frac{\partial c}{\partial a} \right), \qquad (16)$$

где a – текущий радиус.

Одно из граничных условий

$$\frac{d(R-r)}{dt} = \frac{D_S}{\varepsilon} \left(\frac{\partial c}{\partial a} \right)_{a=r}, \qquad (17)$$

где $\varepsilon = m/(n+m)n$ для соединения A_nB_m.

В случае стационарной диффузии через любое поперечное сечение слоя $R - r$ диффундирует в единицу времени одно и тоже количество атомов расплава:

$$N = D_S 4\pi a^2 \partial c / \partial a. \qquad (18)$$

Интегрируя в пределах от $a = r$ до $a = R$, имеем

$$c^B = N (r^{-1} - R^{-1}) / 4\pi D_S,$$

где $c^B = 1 - c^A$, c^A – концентрация переходного металла в объемных долях, тогда

$$N = c^B r 4\pi D_S \, R / R - r. \qquad (19)$$

Подставляя (19) в (18), получаем

$$\partial c / \partial a = c^B R r / (R - r) a^2. \qquad (20)$$

Далее, подставляя (20) в (17), определяем зависимость скорости роста слоя фазы A_nB_m в частице

$$d(R - r)/dt = D_S c^B \, R / \varepsilon (R - r) r. \qquad (21)$$

Интегрирование (21) с учетом начального условия $R - r = 0$, $t_\lambda = 0$ дает

$$t_\lambda = ((R-r)^2 - 2(R-r)^3/3R) \varepsilon / D_S c^B. \qquad (22)$$

Константа взаимодействия, которая является диффузионной константой скорости реакции

$$K_\lambda = D_S c^B / \varepsilon. \qquad (23)$$

Далее, используя выражение (1) и из [8]

$$R - r = R_0 \sqrt[3]{\lambda + (1 - \lambda / c^A)} - R_0 \sqrt[3]{\lambda}, \qquad (24)$$

получаем расчетное время для любого положения фронта реакции

$$t_\lambda = \left(\left(\sqrt[3]{\frac{1-\lambda}{c^A} + \lambda} - \sqrt[3]{\lambda} \right)^2 - 2 \left(\sqrt[3]{\frac{1-\lambda}{c^A} + \lambda} - \sqrt[3]{\lambda} \right)^3 \Big/ 3\sqrt[3]{\frac{1-\lambda}{c^A} + \lambda} \right) \frac{R_0^2}{K_\lambda}. \quad (25)$$

3. Параметры зависимости (11) при объемной диффузии Al в металлы

Матрица	Температурный интервал, К	D_{s0}, м^2/с	E, кДж/моль	Источник литературы
α–Ti	<1155	$6{,}6\cdot10^{-3}$	330	[9]
α–Fe, γ–Fe	1003...1673	$1{,}8\cdot10^{-4}$	228,2	[10]

Диффузия алюминия в переходные металлы подчиняется требованиям нормальной диффузии (11) при температурах, характерных для легирования (табл. 3). Из-за ограниченности данных коэффициенты диффузии алюминия в марганце и хроме задавали в диапазоне между коэффициентами гетеродиффузии в Ti и металлах триады.

Данных по зернограничной диффузии алюминия в переходных металлах еще меньше и поэтому ее описывали часто используемой зависимостью [11]

$$D_B = 1{,}85 \cdot 10^{-5} \exp(-83T_m/RT),$$

где T_m – температура плавления основного металла сплава.

На рис. 3 (кривые *1* и *2*) приведена зависимость положения фронта реакции во времени для образования в частицах Cr алюминида Cr_2Al_{11}.

Далее используем уравнение (14) для определения временной зависимости роста внешнего радиуса частицы вследствие роста слоя алюминида, образованного в результате кристаллизации из расплава на поверхности частицы. Это явление наблюдалось в ходе эксперимента прямо при перемешивании расплава.

Выражение массового баланса на границе раздела "расплав – кристалл"

$$(c^A - c^0)\, dR/dt = -D_L\, \partial c/\partial a|_{a=R(t)}, \quad (26)$$

c^0 – концентрация растворяемого металла, отвечающая падению ее значения вблизи границы раздела фаз расплав – интерметаллид.

Решая (16), с учетом того, что вдали от границы концентрация переходного металла в алюминии составит $c_н$, а c^A зависит от размера частицы и времени роста, получаем выражение для концентрации переходного металла в расплаве

$$c(a,t) = c_н + (c^0 - c_н) \times \frac{\dfrac{2\sqrt{D_L t}}{a} \exp\left(\dfrac{a^2}{4D_L t}\right) - \sqrt{\pi}\, \mathrm{erfc}\left(\dfrac{a}{2\sqrt{D_L t}}\right)}{\beta^{-1}\exp(-\beta^2) - \sqrt{\pi}\, \mathrm{erfc}\,\beta}; \quad (27)$$

$$R = R_0 + 2\beta\sqrt{D_L t_\sigma}.$$

Или

$$t_\sigma = D_L^{-1}(R_0(\sigma^{-1/3} - 1)/2\beta)^2. \quad (28)$$

Коэффициент β определяется из трансцендентного уравнения

$$2\beta^2(1 - \sqrt{\pi}\beta \exp(\beta^2)\,\mathrm{erfc}(\beta)) = c^0 - c_н/c_н - c^A.$$

Практически зависимость (28) выполняется не всегда, так как в начале процесса частицы не полностью доступны для расплава и в крайнем случае при $R_0 \to 0$ формально можно записать

$$t'_\sigma = D_L^{-1}(R_0/2\beta\sqrt[3]{\sigma})^2. \quad (29)$$

Здесь анализ причин объемных изменений следует проводить с учетом основного механизма процесса (диффузии), дополняя данными по смачиваемости (растекания). Согласно [12] растекание – последующий процесс, происходящий по тонкой пленке интерметаллида, который образуется в начальный момент контакта на поверхности. Следовательно, процесс образования центров и рост алюминидов должен контролироваться диффузией в твердую фазу.

Можно было бы предположить, что время t_0 при σ = 1 (см. рис. 3, *б*, кривые *5* и *6*) определяет не период растекания, так как расплав достаточно хорошо смачивает переходные металлы в широком интервале температур, а характеризует время зарождения центров алюминидов вследствие объемных процессов. Проведенная оценка показала, что это не так.

Вычислим энергию активации процесса зарождения и роста центров алюминидов (табл. 4) для двух температур T_1 и T_2, при которых алюминид устойчив [11]

$$E = R(\ln t_0(T_1) - \ln t_0(T_2))/(1/T_1) - (1/T_2).$$

Вероятно, полученные значения энергии активации (гораздо больше энергий активации диффузии в расплавах и меньше энергии активации диффузии в твердой фазе) определяются все же процессом образования контактов на поверхности частицы, а t_0 связано с инкубационным периодом этого процесса.

Кинетика движения фронта межфазной границы "расплав – частица". Так как решение уравнения (3) интегрированием невозможно, определяли область возможных траекторий движения фазовой границы "расплав–частица" следующим образом. Учитывали только два основных процесса, рассчитываемые по уравнениям (14) и (28) (рис. 4, *а*), так как фактически на рассматриваемом участке времени вклад изменения радиуса вследствие роста интерметаллидов в глубь частицы минимален (неразвита субструктура частиц порошка). Алгоритм процесса заключался в пересчете интегрального радиуса для каждого шага по времени, расчет для данного шага концентраций в поверхности твердой фазы по уравнению (27). Характерное время усвоения расплавом добавки ~60 с. Выбирали шаг по

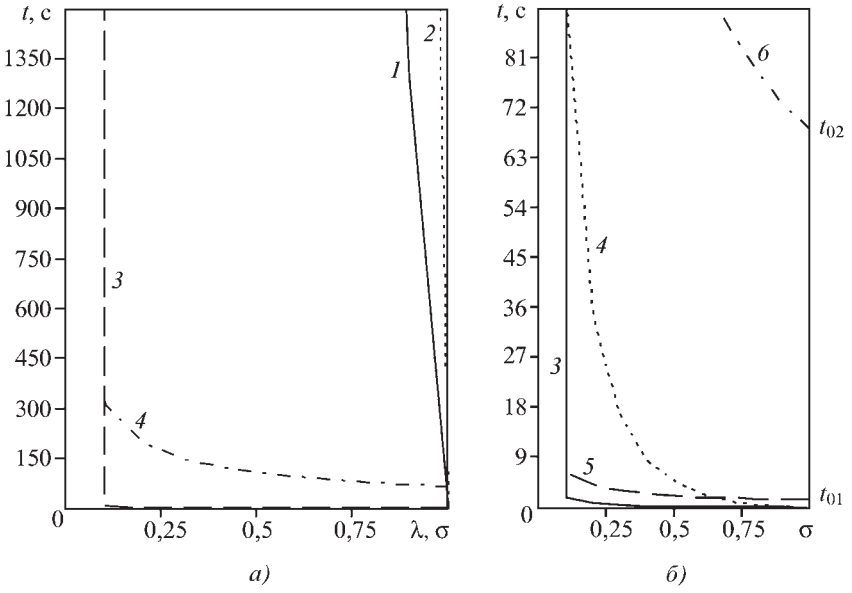


Рис. 3. Зависимость положения в частице координаты фронта Cr_2Al_{11} по (25) (*1*, *2*), (28) (*3*, *4*) и (29) (*5*, *6*) относительно начального размера (*а*) и начальный участок взаимодействия (*б*) при $T = (1023 \pm 10)$ К; $D_B = 1{,}93\cdot10^{-14}$ м^2/с; $D_V = 1{,}7\cdot10^{-17}$ м^2/с; $D_L = 2{,}613\cdot10^{-9}$ м^2/с:

1, *3*, *5* – R_0 = 20 мкм; *2*, *4*, *6* – R_0 = 143 мкм

4. Энергии активации процесса зарождения алюминидов при $T_1 = 1023$ К и $T_2 = 1123$ К

Алюминид	E, кДж/моль	Алюминид	E, кДж/моль
Mn_4Al_{11}	166,2	Cr_2Al_{11}	124
Fe_2Al_5	140,9	$TiAl_3$	170,3

времени для удобства проведения анализа изменения радиуса частицы на данном участке времени.

В начале процесса происходит насыщение твердой фазы алюминием и рост частицы. Растворение начинается, как только концентрация на границе твердой фазы и расплава будут равны $c(a, t) = c_н$. Используя для данного шага времени коэффициент β, при котором растворение преобладает, можно определить текущий радиус R^*

$$(c^0 - c_н)\frac{\frac{2\sqrt{D_L t}}{a}\exp\left(\frac{R^{*2}}{4D_L t}\right) - \sqrt{\pi}\,\mathrm{erfc}\left(\frac{R^*}{2\sqrt{D_L t}}\right)}{\beta^{-1}\exp(-\beta^2) - \sqrt{\pi}\,\mathrm{erfc}\,\beta} = 0.$$

Расчеты показали, например, для системы Al–Cr рост слоя интенсивен в течение первых 4 с. Затем осуществляется растворение.

Аналогичные данные получены в модели [13]. Однако требуется более полный анализ, учитывающий структуру неравновесных порошковых систем. Видимо, в таких случаях влияние движения границы образующегося алюминида в частицу на скорость изменения размера последней значительно.

Выводы

1. При легировании расплавов алюминия порошками переходных металлов следует использовать перемешивание для лучшего усвоения добавляемого компонента. Расчетной схемой при исследовании процесса растворения является зависимость (14).

2. В реальном процессе легирования наблюдается дополнительное перемешивание, связанное либо с присутствием газов, либо с флуктуациями плотности.

3. Процесс диффузионного движения интерметаллида в глубь частицы, не имеющей развитой субструктуры, наблюдается при повышенных температурах и времени контакта с расплавленным алюминием и может не учитываться на начальных этапах легирования, когда происходит основное усвоение лигатуры расплавом.

4. Процесс образования центров алюминидов и их рост контролируется диффузионными процессами. Энергия активации процесса роста слоя алюминидов для случая (25) в порошках размером 20...400 мкм совпадает для всех исследованных систем с энергией активации процесса объемной диффузии и лишь в случае неравновесных систем приближается к энергии активации зернограничной диффузии.

5. При кристаллизации частиц из жидкости иногда наблюдается инкубационный период, величина которого связана с размером частицы. Энергия активации зарождения и роста определяется процессом поверхностного распределения жидкости по частице.

6. На начальном этапе легирования при развитой кристаллизации из расплава наблюдается рост частиц, затем при достижении концентрации насыщения на границе "интерметаллид – расплав" – растворение частиц.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Дроздов И.А., Уваров В.В., Афанасьев А.Е. и др.** Использование порошковых технологий в металлургии алюминиевых сплавов // Новые направления развития производства и потребления алюминия и его сплавов. Самара: ОКСИ, 2000. С. 347–352.

2. **Еременко В.Н., Натанзон Я.В., Дыбков В.И.** Физико-химические процессы на границе раздела твердый металл – металлический расплав // Физико-химическая механика материалов. 1984. № 12. С. 3–9.

3. **Костиков В.И., Варенков А.Н.** Композиционные материалы на основе алюминиевых сплавов, армированных углеродными волокнами. М.: Интермет Инжиниринг, 2000. 446 с.

4. **Ершов Г.С., Майборода В.П.** Диффузия в металлургических расплавах. Киев: Наук. думка, 1990. 221 с.

5. **Фрост Г.Дж., Эшби М.Ф.** Карты механизмов деформации. Челябинск: Металлургия, 1989. 328 с.

6. **Корчагин М.А., Григорьева Т.Ф., Бохонов Б.Б. и др.** Твердофазный режим горения в механически активируемых СВС-системах. II. Влияние режимов механической активации на характеристики процесса и состав продуктов горения // Физика горения и взрыва. 2003. Т. 39. № 1. С. 60–68.

7. **Натанзон Я.В., Петрищев В.Я.** Кинетика роста слоя металлидных фаз в зоне контакта твердого и жидкого металлов // Адгезия расплавов и пайка материалов. 1982. Вып. 10. С. 60–61.

8. **Боднарчук Д.А., Уваров В.В., Дроздов И.А.** Оценка размера области перегрева алюминиевых расплавов при легировании порошками переходных металлов // Конструкции из композиционных материалов. 2006. Вып. 4. С. 69–73.

9. **Mishin Y., Herzig Chr.** Diffusion in the Ti-Al system // Acta Materialia. 2000. V. 48. P. 589–623.

10. **Акимова И.А, Миронов В.М., Покоев А.В.** Диффузия алюминия в железе // Физика металлов и металловедение. 1983. Т. 56. Вып. 6. С. 1237–1239.

11. **Лариков В.Н., Исайчев В.И.** Структура и свойства металлов. Диффузия в металлах и сплавах. Киев: Наук. думка, 1987. 511 с.

12. **Савицкий А.П.** Жидкофазное спекание систем с взаимодействующими компонентами. Новосибирск: Наука, Сибирское отделение, 1991. 180 с.

13. **Лапшин О.В., Овчаренко В.Е., Савицкий А.П.** Движение межфазной границы при взаимодействии твердого металла с жидким // Физика и химия обработки материалов. 1999. № 6. С. 77–80.

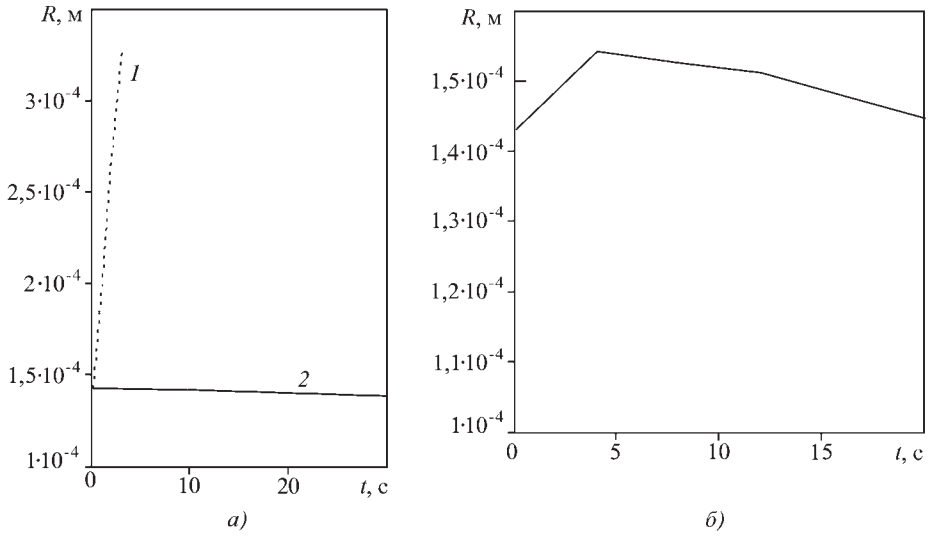


Рис. 4. Графические зависимости движения границы частицы Cr по времени при контакте с расплавом алюминия при $T = (1023 \pm 10)$ К и $\omega = 2{,}66$ с$^{-1}$:
а – 1 – конвективное перемешивание + кристаллизация; *2* – конвекция без учета кристаллизации из расплава; *б* – зависимость размера частицы от времени контакта с расплавом

Дмитрий Александрович Боднарчук, инженер;
Вячеслав Васильевич Уваров, канд. техн. наук;
Игорь Алексеевич Дроздов, д-р техн. наук

В.Н. Гореликов *(ФГУП ИЦ им. М.В. Келдыша, г. Москва),*
С.Н. Коденцев *(ОАО "Конструкторское бюро химавтоматики", г. Воронеж),*
Е.Г. Сухочева *(Воронежский государственный технический университет)*

Упрочнение винтовых поверхностей фасонных деталей комбинированной обработкой

Предложен эффективный способ и технология комбинированной импульсной обработки магнитным полем винтовых каналов для достижения стабильных заданных показателей поверхности по твердости, шероховатости и точности профиля винтовых лопастей. Спроектированы средства технологического оснащения для комбинированной обработки, позволяющие управлять процессом поверхностного пластического деформирования в автоматизированном режиме. Разработаны инженерные рекомендации по проектированию оптимального технологического режима чистовой обработки винтовых поверхностей каналов переменного профиля.

The article offers an efficient way and technology of complex impulse treatment of screw channel by magnetic field for achievement the stable preset hardness, tooth and profile accuracy of the screw blades surface. The processing equipment for complex treatment allowing to operate the surface plastic deformation process in automated regime has been designed. Engineer recommendations on designing of optimal technological rate of finishing work of the screw surfaces of complex profile channels have ben developed.

В технике используется значительное количество фасонных деталей, имеющих винтовые рабочие поверхности: лопасти воздушных винтов, лопатки вентиляторов, компрессоров, турбин. Типовыми представителями этой группы изделий являются шнеки, применяемые для транспортирования твердых, жидких и газообразных материалов в промышленном производстве, в транспортной отрасли и аэрокосмической технике.

Шнеки имеют различную геометрию лопастей, постоянный и переменный шаг витков, могут быть выполнены из одного или нескольких сопрягаемых материалов. В большинстве случаев профиль винтовых лопастей требуется обрабатывать, обеспечивая при этом высокую чистоту и работоспособность поверхностей в условиях вибраций и больших градиентов температур, минимальное сопротивление движению рабочих сред, перемещаемых шнеком. Аналогичные требования предъявляют и к другим деталям с винтовыми рабочими поверхностями [1].

Традиционные методы обработки резанием имеют ограниченное использование при изготовлении изделий с винтовыми каналами. Большие трудности вызывают финишные операции чистовой обработки при профилировании рабочих участков шнеков с закрытым или полузакрытым профилем лопастей и переменным шагом витков, когда доступ режущего инструмента затруднен или невозможен.

Попытки чистового формообразования винтовых профилей абразивными гранулами путем их перемещения вдоль оси шнека [2] нашли ограниченное применение из-за широкого разброса конечных показателей по длине рабочего тракта, что ограничивает надежность изделий и их эксплуатационные характеристики. Кроме того, не удавалось механически упрочнить поверхностный слой лопасти шнека, так как гранулы обрабатывающей среды в межлопастном пространстве не могли получить требуемый импульс энергии.

Решить проблему достижения стабильных показателей поверхности по наклепу, шероховатости и точности профиля лопастей оказалось возможным при использовании комбинированной обработки, сочетающей несколько видов воздействий: механическое абразивными или гладкими токопроводящими гранулами; магнитоимпульсное высокоэнергетическими электрическими полями; химическое, возникающее под действием электромагнитного поля в среде слабопроводящих жидкостей и металлических гранул [3]. Схема процесса магнитоимпульсной обработки винтовых поверхностей гранулами приведена на рис. 1.

В процессе обработки участвуют следующие виды воздействий: механическое – за счет перемещения гранул под действием центробежных сил при вращении заготовки; ударное механическое – за счет магнитоимпульсных воз-

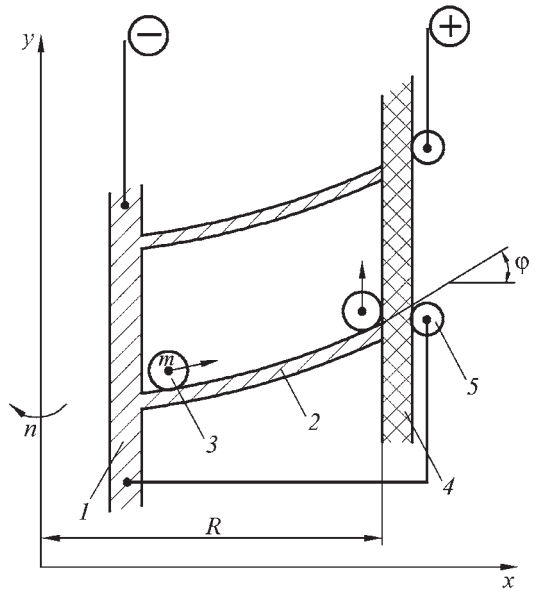


Рис. 1. Схема перемещения гранул при магнитоимпульсной обработке винтовых каналов:
1 – шнек; *2* – лопасть (винтовая поверхность); *3* – токопроводящая гранула; *4* – диэлектрическая обечайка; *5* – индуктор; *n* – угловая частота вращения шнека; *R* – радиус шнека; φ – угол подъема лопасти на периферии шнека; *m* – масса гранулы

действий на токопроводящие гранулы в момент разряда конденсатора источника тока; анодное растворение микронеровностей – за счет тока в импульсе; удаление продуктов обработки из межлопастного пространства за счет насосного эффекта при вращении шнека и наличия в обрабатывающей среде жидкой фазовой составляющей, которая смывает частицы удаленного материала с гранул, обработанной винтовой поверхности и деталей технологической оснастки.

На гранулы последовательно воздействуют поля с обратной полярностью, что позволяет обрабатывать обе стороны винтовой лопасти, хотя условия протекания процесса заметно различаются и обрабатываемость винтовой поверхности изменяется в зависимости от положения заготовки и места гранул в межлопастном пространстве.

На первом этапе шнек за счет вращения забирает из емкости с рабочей смесью гранулы и жидкость и перемещает смесь вдоль лопастей. По мере продвижения благодаря трению и гравитации последующие объемы смеси догоняют предыдущие и происходит заполнение межлопастного пространства обрабатывающей средой.

На втором этапе включают магнитоимпульсный генератор, вызывающий импульс электромагнитных сил, воздействующих на гранулы. Полярность импульсов последовательно меняется, поэтому гранулы в магнитном поле сначала ударяют по нижней (см. рис. 1) поверхности лопасти шнека (третий этап), а затем отскакивают и под действием обратного импульса деформируют (наклепывают) поверхность верхней части лопасти (четвертый этап).

За время накопления заряда происходит его "стекание" через рабочую зону, что вызывает анодное растворение микронеровностей на обрабатываемой поверхности. При этом скорость удаления микронеровностей на этапе нарастания плотности тока на порядок и более превышает тот же параметр при стационарном процессе [4]. Поэтому положительное химическое воздействие оказывает решающее значение на устранение микронеровностей на обрабатываемой винтовой поверхности.

Для проектирования оптимальной технологии были проведены расчеты оптимальных рабочих режимов комбинированной магнитоимпульсной отделочно-упрочняющей обработки. Расчет проводили в следующем порядке:

1. Выбор рабочего напряжения U_c. По рекомендациям [4] $U_c = 2...10$ кВ. В зависимости от изменения (роста) глубины канала и шага между витками напряжение возрастает.

2. Расчет длины разрядного промежутка $l_п$, который определяется геометрией канала и зависит от индуктивности системы $L_{экв}$ и емкости конденсатора C. При переменном сечении канала выбирают максимальное значение $l_{п\,max} = 1{,}14 \cdot 10^{-6} U_c (L_{экв} C)^{-1/4}$, мм.

3. Расчет магнитных сил $P_м$ для обеспечения необходимого давления соударения:

$$P_м = 0{,}12 \mu_0 (K_н N)^2 U_c^2 C / L_{экв}, \quad (1)$$

где μ_0 – магнитная постоянная ($\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м); $K_н$ – коэффициент напряженности магнитного поля

$$K_н = \frac{H}{NI}, \quad (2)$$

где H – напряженность магнитного поля при электромагнитном импульсе;

$$H = \frac{U_c}{S}, \quad (3)$$

где S – зазор между гранулой и заготовкой в момент соударения (толщина оксидных пленок гранулы и заготовки в жидкой токопроводящей среде $S = 0{,}002...0{,}02$ мм); N – необходимое число витков обмотки возбудителя (в данном случае N равно числу витков обрабатываемой винтовой лопасти; I – сила тока,

$$I = (2...3) \frac{U_c}{\sqrt{L_{экв}/C}}. \quad (4)$$

4. Расчет емкости конденсаторов C на напряжение источника тока $U \geq U_c$:

$$C = \frac{2E\sqrt{h_1} L_{экв}}{0{,}12\pi(1-\mu^2)\sqrt{R}\mu_0 (K_н N)^2 U_c^2}, \quad (5)$$

где h_1 – глубина отпечатка, характеризующая степень деформации; μ – коэффициент Пуассона; R – радиус пластического отпечатка.

5. Определение радиуса гранул

$$R_г = \frac{4h_0 \sqrt[m]{\frac{HB}{A}} H_{опт} E^2 L_{экв}^2}{0{,}015\pi^2 \mu_0^2 (1-\mu^2) K_н^4 N^4 U_c^4 C^2}, \quad (6)$$

где E – модуль упругости материала обрабатываемой заготовки; h_0 – глубина залегания остаточных напряжений после наклепа относительно исходных; НВ – твердость материала обрабатываемой заготовки; $H_{опт}$ – оптимальная степень наклепа; A, m – эмпирические коэффициенты.

6. Выбор состава обрабатывающей среды. В качестве жидкой фазы обычно используют водопроводную воду, количество гранул упрощенно подсчитывают по объемной концентрации (20...30 %).

7. Проверка режима соударения по критерию получения наклепа

$$P_м \geq \sigma_0, \quad (7)$$

где σ_0 – напряжение текучести.

8. Определение достижимого параметра шероховатости:

$$Rz_1 = \frac{(Rz_0 - \delta)}{N_и (\alpha/\gamma) \eta j_{ср} \tau_и K_в}, \quad (8)$$

где Rz_0 – исходная высота неровностей; δ – погрешность микрогеометрии поверхности; $N_и$ – минимальное число импульсов для упрочнения поверхности; α – электрохимический эквивалент материала заготовки; γ – удельная плотность материала заготовки; η – коэффициент выхода по току; $j_{ср}$ – средняя за импульс плотность тока; $\tau_и$ – длительность импульса разряда; $K_в$ – коэффициент интенсивности удаления вершин микронеровностей, $K_в$ = 0,35...0,65.

9. Проверка величины Rz_1. Если $Rz_1 \leq [Rz_1]$, где $[Rz_1]$ – заданная разработчиком высота неровностей, то расчет не требует корректирования. Если условие не выполняется, то перерасчет ведут при условии $Rz_{1max} = [Rz_1]$, изменяют $N_и$ или геометрию гранул.

Проектирование и изготовление технологической оснастки (главным образом индуктора, профиль которого индивидуален для каждой заготовки).

Проверку и отладку процесса комбинированной обработки, учитывая большую стоимость заготовок шнеков, проводили на макетах заготовки, имеющих 1–2 витка. Материал заготовки и геометрию винтового канала сохраняли как у оригинальной детали.

Была проведена промышленная проверка разработанной технологии при отделочно-упрочняющей обработке винтовых поверхностей различных деталей с износостойкими покрытиями [5]. Результаты испытания на износостойкость поверхностей без покрытия, с традиционным и упрочненным покрытиями (рис. 2) подтвердили эффективность выбранного технологического направления и показали его эффективность для различных групп деталей с винтовыми поверхностями [3].

Полученные результаты позволили реализовать комбинированную упрочняющую обработку винтовой поверхности шнеков с обеспечением заданных показателей качества. Спроектирован технологический процесс комбинированной обработки технологически труднодоступных поверхностей шнеков транспортных машин, который может быть использован для различных групп деталей с винтовыми поверхностями.

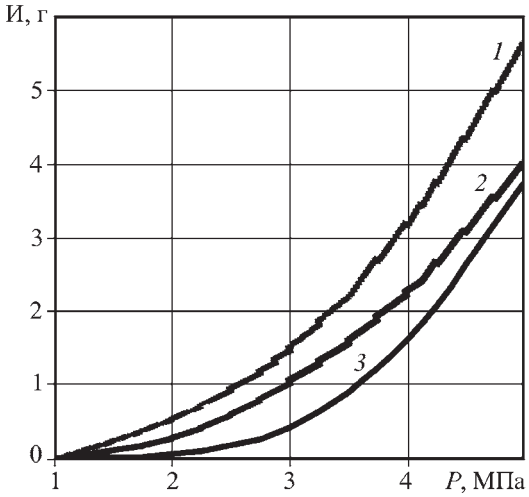


Рис. 2. Зависимость интенсивности изнашивания И покрытий абразивно-масляной прослойкой от удельной нагрузки *P*:
1 – без покрытия; *2* – традиционное покрытие; *3* – покрытие с упрочнением

ЛИТЕРАТУРА

1. **Сухочев Г.А.** Управление качеством изделий, работающих в экстремальных условиях при нестационарных воздействиях / Г.А. Сухочев. М.: Машиностроение, 2004. 287 с.

2. **А.с. 1351758 SU, МПК В 24 В 31/104.** Способ центробежной обработки фасонных деталей свободным абразивом / В.А. Бекренев, Б.А. Блинов, Е.В. Бржезовский, А.М. Воробьев, В.Н. Гореликов, И.А. Ро // 1987. Бюл. № 42.

3. **Сухочева Е.Г.** Технологические возможности комбинированной обработки лопаточных деталей / Е.Г. Сухочева, С.Н. Коденцев // Вопросы вибрационной технологии: межвуз. сб. науч. ст. Ростов-на-Дону: ДГТУ, 2006. С. 177–180.

4. **Электрофизические** и электрохимические методы обработки материалов: в 2 т. / под ред. В.П. Смоленцева. М.: Высш. шк., 1983. Т. 2. 208 с.

5. **Иванников В.А.** Повышение показателей качества поверхностного слоя износостойких покрытий сложного профиля / В.А. Иванников, В.Н. Гореликов // Прогрессивные технологии и оборудование в машиностроении и металлургии: сб. науч. тр. междунар. науч.-техн. конф. Часть I. Липецк: ЛГТУ, 2006. С. 107–111.

Владимир Николаевич Гореликов, зам. гл. инженера;
Сергей Николаевич Коденцев, гл. инженер;
Евгения Геннадьевна Сухочева, инженер

Поздравляем!

Владимира Петровича Шеногина

доктора технических наук, профессора

с 60-летием

8 апреля 2007 г. исполнилось 60 лет со дня рождения профессора кафедры "Машины и технология обработки металлов давлением" Ижевского государственного технического университета.

Трудовая деятельность В.П. Шеногина неразрывно связана с Ижевским государственным техническим университетом. Окончив с отличием в 1970 г. кафедру "Машины и технология обработки металлов давлением", он поступил в аспирантуру.

Защитив кандидатскую диссертацию на тему "Исследование влияния осевых сдвигов валков на параметры сортовой прокатки и разработка средств стабилизации размеров профиля", продолжил работу на кафедре в качестве старшего научного сотрудника научно-исследовательского сектора лаборатории "Новые технологические процессы и оборудование обработки металлов давлением".

Занимаясь научной и педагогической работой, Владимир Петрович выполнял работы, направленные на повышение точности сортового проката. За прошедшие годы при его непосредственном участии внедрено свыше 80 прокатных клетей различных конструкций на непрерывных проволочных и сортовых станах Западно-Сибирского металлургического комбината, Криворожского металлургического комбината, Чусовского металлургического завода, Омутнинского металлургического завода. По результатам этих работ получено 17 авторских свидетельств и патентов. Логическим завершением этих работ стала защита в 1998 г. докторской диссертации на тему "Точность сортовой прокатки и оптимизация условий стабилизации размеров прокатываемых профилей".

С 1990 по 2000 г. Владимир Петрович работал на кафедре вначале доцентом, а затем профессором. С 2000 г. и по настоящее время В.П. Шеногин возглавляет кафедру "Машины и технология обработки металлов давлением".

С 1990 г. В.П. Шеногин является руководителем научного направления "Совершенствование технологии и оборудования сортопрокатного и профилегибочного производства". Под его руководством спроектировано и внедрено более 15 профилегибочных станов.

Трудовая деятельность профессора В.П. Шеногина оценена высокими правительственными наградами: почетным званием "Заслуженный деятель науки Удмуртской республики" и знаком "Почетный работник Высшего профессионального образования России".

Редакция и редакционный совет журнала поздравляют Владимира Петровича с юбилеем! Желаем крепкого здоровья, счастья, успехов в научной деятельности на долгие годы!

Ордена Трудового Красного Знамени ОАО "Издательство **"Машиностроение"**,
107076, Москва, Стромынский пер., 4/1, стр. 3
Учредитель ООО "Издательство Машиностроение – 1".
E-mail: zpm@mashin.ru
Телефоны редакции журнала: (495) 268-47-19, 268-36-54, 268-69-19. **http://www.mashin.ru**
Дизайнер *Погорелова Т.Н.* Технический редактор *Жиркина С.А.* Корректоры *Сажина Л.И., Сонюшкина Л.Е.*
Сдано в набор 29.01.07 г. Подписано в печать 14.03.07 г. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
Усл. печ. л. 7,35 (в т.ч. вкл. 0,49). Уч.-изд. л. 8,65 (в т.ч. вкл. 0,75). Заказ 404. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ОАО "Издательство "Машиностроение".
Отпечатано в Подольской типографии – филиале ОАО "ЧПК". 142110, Подольск, ул. Кирова, д. 15.