ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)

№ 12 декабрь 2009

Председатель редакционного совета и Главный редактор
СЕМЁНОВ Е.И.

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

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

Редакционный совет:
БЕЛЯКОВ А.И.
БЛАНТЕР М.С.
БОГАТОВ А.А.
БОКОВ А.А.
ГРОМОВ В.Е.
ГУН И.Г.
ЖЕСТКОВА И.Н.
ЗАРУБИН А.М.
КАПУСТИН А.И.
КАСАТКИН Н.И.
КОШЕЛЕВ О.С.
КРУК А.Т.
МОРОЗ Б.С.
МУРАТОВ В.С.
НАЗАРЯН Э.А.
ОВЧИННИКОВ В.В.
ПАСЕЧНИК Н.В.
ПОВАРОВА К.Б.
ПОЛЕТАЕВ В.А.
СЕМЁНОВ Б.И.
СУБИЧ В.Н.
ТРЕГУБОВ В.И.
ТРУХОВ А.П.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А.
ШЕРКУНОВ В.Г.
ЯКОВЛЕВ С.С.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М.

Ответственные за подготовку и выпуск номера:
ДЮБКОВА Н.В.
СЕРИКОВА Е.А.
МАКАРЕНКО Е.Д.
ГАНЖЕНКО А.Г.

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

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

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

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Болдин А.Н. Проблемы получения высокопрочного чугуна из вторичных ресурсов для машиностроения 3

Одиноков В.И., Черномас В.В., Ловизин Н.С., Стулов В.В., Скляр С.Ю. Исследование процесса получения заготовок на установке горизонтального литья и деформации металла 6

Конищев Б.П., Степанов П.П., Егорычев С.В., Родионов А.А. Производство сварных труб диаметром 1220 мм для подводного трубопровода по проекту "Норд Стрим" 9

Крайнев А.Ф. Техника прессования длинномерных изделий в историческом и логическом развитии (2-я и 3-я полосы обложки)

Кузнечно-штамповочное производство

Яковлев С.С., Трегубов В.И., Яковлев С.П. Ротационная вытяжка осесимметричных деталей с разделением очага пластической деформации 15

Каменецкий Б.И. Устройство для гидромеханической штамповки трубчатых изделий 23

Прокатно-волочильное производство

Мищенко О.В., Баранов А.С., Марковцев В.А., Филимонов В.И. Об оценке длины зоны плавного перехода при подгибке узких полок с отбортовками в роликах 28

Гурьянов Г.Н. Расчет оптимальных углов волочения проволоки по различным методикам 34

Материаловедение и новые материалы

Гостищев В.В., Бойко В.Ф. Получение порошка вольфрама алюминотермией из шеелитового концентрата для электрошлаковой наплавки 40

Серебряков С.П., Матвеев А.С., Яковлев Б.Ю. Определение режимов газового рафинирования алюминиевых сплавов 43

Фан Бай, Цзинща Цао, Пэйцзе Ли. Малоцикловое усталостное поведение сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo при высоких температурах 45

Информация

Марьин С.Б. Новое универсальное устройство для прижатия крупногабаритных листовых заготовок к обтяжным пуансонам эластичными лентами 50

Указатель статей, опубликованных в журнале в 2009 г. 52

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.

© "Издательство "Машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2009

SCIENTIFIC
TECHNICAL
AND PRODUCTION
JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Forging and stamping, foundry and others productions)

№ 12 December 2009

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

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

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

Editorial Committee:
BELYAKOV A.I.
BLANTER M.S.
BOGATOV A.A.
BOKOV A.A.
GROMOV V.E.
GUN I.G.
ZHESTKOVA I.N.
ZARUBIN A.M.
KAPUSTIN A.I.
KASATKIN N.I.
KOSHELEV O.S.
CRUCK A.T.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
OVCHINNIKOV V.V.
PASECHNIK N.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
SUBICH V.N.
TREGUBOV V.I.
TRUKHOV A.P.
SHATULSKY A.A.
SHERKUNOV V.G.
YAKOVLEV S.S.
YAMPOLSKY V.M.

This issue prepared with assistance of specialists:
DYUBKOVA N.V.
SERIKOVA E.A.
MAKARENKO E.D.
GANZHENKO A.G.

An advertiser is responsible for the promotional materials

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

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

CONTENTS

Casting and Welding Productions

Boldin A.N. Reception problems of high-duty cast iron made of secondary resources . . . 3
Odinokov V.I., Chernomas V.V., Lovizin N.S., Stulov V.V., Sklyar S.Yu. Research of the process of preforming on plant of horizontal casting and deforming the metal . . . 6
Konishchev B.P., Stepanov P.P., Egorychev S.V., Rodionov A.A. Production of the welded pipes by diameter 1220 mm for undersea pipe line on project "Nord Stream" . . . 9
Krainev A.F. Technique of long products extrusion in historical and logical evolution (2-nd and 3-d pages of cover)

Forging and Stamping Productions

Yakovlev S.S., Tregubov V.I., Yakovlev S.P. The rotary drawing of axisymmetric details by division of deformation zone . . . 15
Kamenetsky B.I. Equipment for hydromechanical die forming of tubular parts . . . 23

Rolling and Drawing Productions

Mishchenko O.V., Baranov A.S., Markovtsev V.A., Filimonov V.I. On smooth zone length evaluation in roll folding of narrow flanges with beads . . . 28
Guryanov G.N. Calculation of drawing optimum corners of wire by various techniques . . . 34

Physical Metallurgy and New Materials

Gostishchev V.V., Boyko V.F. Reception of tungsten powder by aluminothermy from scheelite concentrate for electroslag welding . . . 40
Serebryakov S.P., Matveev A.S., Yakovlev B.Yu. Definition of gas refinement regimes of aluminium alloys . . . 43
Fan Bay, Tszinshcha Tsao, Peytsze Li High temperature low cycle fatigue behavior of titanium aluminide Ti–24Al–15Nb–1Mo alloy . . . 45

Information

Marin S.B. New multi-purpose large-dimensioned blanks holder to form block by elastic ribbons . . . 50
Index of the articles published in journal in year 2009 . . . 52

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

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

© "Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2009

УДК 621.74; 620.22

А.Н. Болдин *(Московский государственный индустриальный университет)*

Проблемы получения высокопрочного чугуна из вторичных ресурсов для машиностроения

Рассмотрены особенности получения высокопрочного чугуна из вторичных ресурсов.

Reception features of high-duty cast iron made of secondary resources are considered.

Ключевые слова: отливка; сплав; чугун; модификатор; микроструктура; отбел; фракция.

Keywords: casting; alloy; iron; inoculant; microstructure; chill; fraction.

Современный этап развития машиностроения, в том числе и литейного производства, характеризуется все более широким применением вторичных ресурсов, в частности при производстве чугунных отливок.

С одной стороны, вследствие отсутствия централизованных поставок шихтовых материалов, вызванного сокращением выпуска литейных чугунов и повышением их стоимости, заметно снижено качество исходного сырья для производства отливок и заготовок. Многие предприятия вынуждены использовать сырье с заметным отличием по содержанию легирующих компонентов и примесей. По этой причине требования заказчиков, определяющих состав и свойства выпускаемой продукции, не могут быть удовлетворены в полной мере, поскольку даже относительно небольшие отклонения в химическом составе сплавов часто влекут за собой существенное ухудшение их эксплуатационных и литейных характеристик, появление различных видов брака по структуре и геометрической точности литья. Разработка научных основ получения литых заготовок с заданными свойствами, а также качественного расплава чугуна из вторичных ресурсов является актуальной проблемой.

Для обеспечения заданного химического состава чугунов при производстве отливок для металлургии и машиностроения в условиях широкого применения при плавке передельных чугунов и вторичных ресурсов различного химического состава актуальной является проблема подбора модификаторов, легирующих элементов, обеспечивающих высокие эксплуатационные свойства металла и получение бездефектных отливок, в частности без отбела.

Оценка продолжительности действия графитизирующих модификаторов. Известно, что эффект графитизирующего модифицирования чугуна ослабевает со временем.

Для изучения механизма исчезновения эффекта графитизирующего модифицирования исследовали поведение чугуна следующего состава: 3,0 % C + + 1,0 % Si + 0,5 % Mn.

Зависимости глубины отбела чугунов h, мм, модифицированных различными модификаторами, от времени выдержки t, мин, аппроксимируются следующими уравнениями регрессии второго порядка:

$$h_{\text{ФС60Ба22}} = 6{,}478 + 0{,}00944t + 8{,}21\cdot10^{-4}t^2,\ R^2 = 0{,}82; \quad (1)$$

$$h_{\text{Si}} = 4{,}784 + 0{,}5477t - 8{,}40\cdot10^{-4}t^2,\ R^2 = 0{,}90, \quad (2)$$

где R^2 – коэффициент детерминированности (надежности).

Исследования степени отбеливаемости чугунов показали, что передельные чугуны и стальной лом в шихте способствуют стабилизации цементитной фазы в структуре чугуна, требуют более высоких температур перегрева и эффективного модифицирования.

Таким образом, как для гомогенной, так и для гетерогенной кристаллизации графита в условиях графитизирующего модифицирования расплава чугуна требуются вполне приемлемые значения пересыщения углерода. Показано, что глубина отбела чугунов зависит от типа модификатора и времени выдержки, также необходимо учитывать взаимодействие легирующих элементов с азотом и кислородом. Установлено существенное усиление отбеливающего эффекта ряда элементов в присутствии этих неконтролируемых примесей.

Определение оптимальных температур перегрева. В подтверждение теоретических предпосылок были проведены эксперименты по определению оптимальных температур перегрева с точки зрения получения максимальных механических свойств. Сравнение оптимальных температур, выявленных с точки зрения полезного сохранения нерастворившейся графитовой фазы и получения максимальных механических свойств, приведено на рисунке.

Исследование кинетики растворения графитовых включений в процессе нагрева жидкого чугуна. Известно, что растворение графитовой фазы сопровождается совокупностью процессов: конвективного массопереноса в объеме жидкого металла, механического деления частиц, диффузионного переноса углерода в пограничном слое и в объеме жидкого металла. Равновесная концентрация углерода в объеме жидкого металла определяется интенсивностью отдельных процессов.

По закону кинетики растворения частиц графита, установленному А.Н. Щукаревым, математическая запись которого связывает поток растворяющегося вещества $\dot{J}$ с концентрацией C^0 данного вещества в растворе:

$$\dot{J} = \beta(C_{\text{н}}^0 - C^0), \qquad (3)$$

где $C_{\text{н}}^0$ – концентрация насыщения; β – коэффициент пропорциональности.

При отсутствии химического взаимодействия растворяемого вещества с жидким чугуном формула приобретает следующий вид:

$$C = C_{\text{н}}^0 - K(C_{\text{н}}^0 - C^0), \qquad (4)$$

где K – коэффициент, учитывающий особенности технологии плавки чугуна в индукционных печах, в том числе электромагнитное перемешивание;

$$K = \exp\left[-\frac{D}{0{,}5b\nu}\frac{S}{V}HT\right], \qquad (5)$$

где ν – кинематическая вязкость жидкого чугуна, м^2/с; b – размерный коэффициент, А/(м·с); H – напряженность электромагнитного поля, А/м; D – коэффициент диффузии, м^2/с; S – площадь контакта, м^2; V – объем контактируемого металла, м^3; T – температура, К.

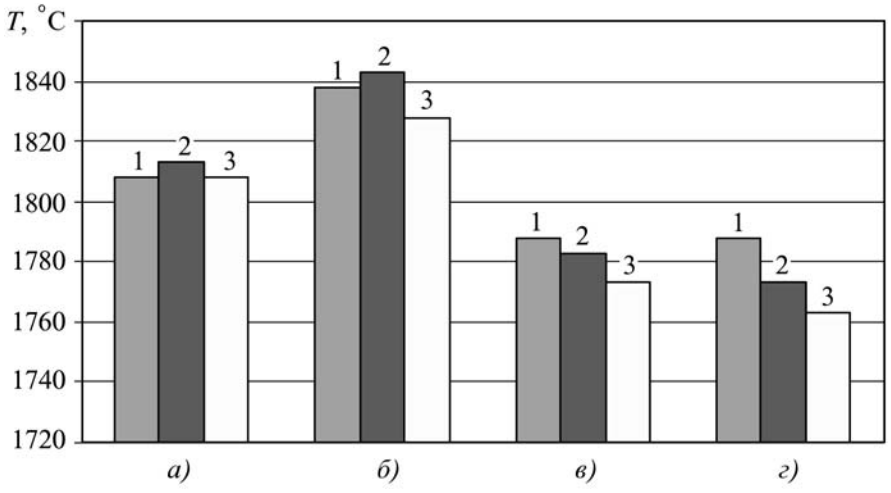
При постоянной величине H коэффициент K зависит в основном от температуры расплава и поверхности контакта частиц графита с жидкой фазой.

Площадь контакта S в период нагрева жидкого чугуна является функцией количества n и размеров d графитовых частиц при постоянном объеме расплава V:

$$S = f(n, d) \text{ при } V = \text{const}. \qquad (6)$$

Площадь контакта S будет увеличиваться только при условии уменьшения d и увеличения n.

Для исследования изменений размеров частиц графита в жидком чугуне применяли методику закалки образцов диаметром d_0 =



Оптимальные температуры перегрева чугуна:
а – стальные отходы; *б* – литейный чугун Л2; *в* – перлитный чугун ПЛ1; *г* – чугунная стружка; *1* – температурный уровень стабилизации нерастворившихся частиц графита; *2* – максимальная способность частиц графита к росту; *3* – максимальные механические свойства

= 0,63...10 мм, в интервале температур 1623... 1973 K, через каждые 50 K.

По результатам исследования построены математические зависимости размеров графитовых частиц от температуры перегрева чугуна, выплавленного из различных шихтовых материалов:

$$\begin{aligned}
&\text{для } d_0 = 0{,}63 \text{ мм } d = -0{,}0064T + 16{,}557,\ R^2 = 0{,}95;\\
&\text{для } d_0 = 1{,}0 \text{ мм } d = -0{,}0175T + 38{,}536,\ R^2 = 0{,}94;\\
&\text{для } d_0 = 1{,}6 \text{ мм } d = -0{,}0332T + 69{,}052,\ R^2 = 0{,}94;\\
&\text{для } d_0 = 2{,}5 \text{ мм } d = -0{,}0428T + 88{,}963,\ R^2 = 0{,}99;\\
&\text{для } d_0 = 4\ldots6 \text{ мм } d = -0{,}0566T + 116{,}8,\ R^2 = 0{,}98;\\
&\text{для } d_0 = 8\ldots10 \text{ мм } d = -0{,}0594T + 124{,}73,\ R^2 = 0{,}95.
\end{aligned} \quad (7)$$

Анализ результатов исследования показал, что с повышением скорости охлаждения размеры графитовых частиц уменьшаются. При одинаковых температурах перегрева в структуре более крупных образцов наблюдались более крупные частицы графита, что говорит о наличии процесса роста частиц графита при кристаллизации образцов диаметром более 1 мм.

Размер частиц графита в жидком чугуне можно оценить по их размеру в образцах диаметром менее 1 мм. В таких образцах при определенных температурах, зависящих от состава шихты и химического состава чугуна, происходит стабилизация частиц графита по величине и их содержанию (см. рисунок).

Зависимость механических и эксплуатационных свойств от химического состава и микроструктуры чугуна. Исследования оптимального химического состава чугуна в целях получения максимальных механических свойств проводили с применением математических методов планирования экспериментов и математической статистики.

На основании экспериментальных данных получены зависимости $\sigma_в$ от отношения C/Si и Σ(C + + Si):

$$\begin{aligned}
&\sigma_в = 30\text{C/Si} + 59\Sigma(\text{C} + \text{Si}) - 656\\
&\text{при } 1 < \text{C/Si} < 3;\ 4{,}5 < \Sigma(\text{C} + \text{Si}) < 6;\ R^2 = 0{,}88;
\end{aligned} \quad (8)$$

Рациональная навеска и размер фракции модификатора

Способ модифицирования	Навеска, % мас.	Размер фракции, мм
В передаточный ковш	0,3...1,0	0,5...15
В заливочный ковш	0,3...0,5	0,5...10
В струю	0,05...0,2	0,2...1,0
В форму	0,04...0,2	0,5...5

$$\begin{aligned}
&\sigma_в = 11\text{C/Si} - 96\Sigma(\text{C} + \text{Si}) + 5580\\
&\text{при } 7 < \text{C/Si} < 15;\ 3{,}2 < \Sigma(\text{C} + \text{Si}) < 3{,}8;\ R^2 = 0{,}912.
\end{aligned} \quad (9)$$

Чугуны с Σ(C + Si) = 4,5...5,5 и C/Si = 0,9...2,2 являются наиболее приемлемыми для получения высоких механических свойств чугуна с применением модифицирования комплексными модификаторами на основе кремния. Низкокремнистые чугуны менее чувствительны к колебанию содержания C и Si, однако область их применения существенно сужается наличием в модификаторе ФС75Л 0,5...0,6 % Al для предотвращения отбеливаемости, что зачастую приводит к браку отливок по засорам, газовым раковинам и пористости.

Установлено, что для получения одновременно высоких механических свойств и износостойкости необходимо получать в структуре серого чугуна (степень эвтектичности $S_э$ = 0,7...1,0) следующие параметры графитовых включений: дисперсность перлита Пд1,0; микротвердость перлита 310...340 Н/мм^2.

Определение рациональной навески и размера фракции модификатора. В результате проведенных исследований определены рациональная навеска и размеры фракций модификатора (таблица).

Результаты исследований легли в основу комплекса программного обеспечения для оптимизации состава шихты и корректирующих добавок сплавов на основе железа с использованием электронных таблиц, который внедрен в ОАО "Северсталь" с экономическим эффектом 1500 тыс. руб./год.

Александр Николаевич Болдин, канд. техн. наук,
kafed14@rambler.ru

УДК 621.9

В.И. Одиноков, В.В. Черномас, Н.С. Ловизин, В.В. Стулов, С.Ю. Скляр
(Институт машиноведения и металлургии ДВО РАН, г. Комсомольск-на-Амуре)

Исследование процесса получения заготовок на установке горизонтального литья и деформации металла*

Приведены данные исследования теплового режима работы кристаллизатора, на основе которых установлен технологический критерий устойчивости процесса получения заготовок. Представлены результаты экспериментальных исследований процесса получения заготовок из алюминия марки А99.

Technological criterion of stability of preforming process was established on the basis of research data of the heating rate of crystallizer. The experimental results of the research of forming process of aluminium blanks are presented.

Ключевые слова: литье; температура; деформация; кристаллизатор; установка горизонтального литья и деформации металла; заготовка.

Keywords: foundry; temperature; deformation; crystallizer; plant of horizontal casting and deforming of metal; blank.

Ранее в работе [1] был описан новый технологический процесс изготовления заготовок совмещенным методом, реализуемый в одном устройстве – литейно-ковочном модуле. В настоящей работе представлены данные исследования технологических режимов формирования заготовок из алюминия марки А99 (ГОСТ 11070–74).

Процесс формирования заготовки зависит от теплового режима работы кристаллизатора. Исходя из конструктивно-технологических особенностей кристаллизатора, он условно разделен на три области, которые характеризуются различными условиями теплообмена затвердевающего металла со стенками кристаллизатора. На рис. 1 представлена схема расположения этих областей.

Область I располагается в центральной части кристаллизатора (область непрерывного литья). В этой области затвердевающий металл контактирует с участками боковых стенок и нижней стенкой, при этом условия теплообмена определяются теплофизическими характеристиками материала стенок и заливаемого металла.

Области II располагаются вблизи наклонных боковых стенок (область жидкой штамповки). В них затвердевающий металл контактирует с участками боковых стенок и принудительно охлаждаемыми участками верхней и нижней стенок. Условия теплообмена этих областей определяются теплофизическими характеристиками материала стенок кристаллизатора и затвердевающего металла, а также характеристиками системы охлаждения.

Области III располагаются в калибровочных зонах кристаллизатора (область обработки металла давлением). На этих участках затвердевший металл контактирует с принудительно охлаждаемыми калибрующими бойками боковых стенок и участками верхней и нижней стенок. Условия теплообмена этих участков определяются теплофизическими характеристиками материалов бойков и стенок, а также характеристиками системы охлаждения.

Для устойчивости процесса получения заготовок необходимо выполнение требуемых условий распределения температур в формирующейся заго-

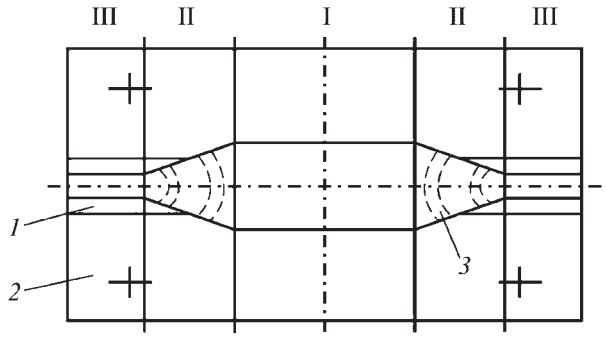


Рис. 1. Схема расположения участков кристаллизатора:
I – непрерывного литья; II – жидкой штамповки; III – обработки металла давлением; *1* – водоохлаждаемые бойки боковых стенок; *2* – суппорты боковых стенок; *3* – водоохлаждаемые контуры верхней и нижней стенок

* Работа выполнена при финансовой поддержке ДВО РАН (Грант ДВО РАН № 09-1-ОЭМПУ-07).

товке для каждой из указанных областей кристаллизатора:

– для области I условие непрерывности процесса:

$$T_S + \frac{T_L - T_S}{2} \le T_{\text{I}} \le T_L + \Delta T; \qquad (1)$$

– для области II условие состояния сплава:

$$T_{\text{т}} < T_{\text{II}} \le T_S + \frac{T_L - T_S}{2}; \qquad (2)$$

– для области III условие состояния сплава:

$$25 < T_{\text{III}} < T_{\text{т}}, \qquad (3)$$

где T_S, T_L – температура соответственно солидуса и ликвидуса заливаемого сплава, °С; T_{I}, T_{II}, T_{III} – температура сплава в соответствующей области; ΔT – величина перегрева заливаемого сплава над температурой ликвидуса, °С; $T_{\text{т}}$ – технологическая температура, при которой исследуемый сплав деформируют в горячем состоянии при обработке металлов давлением.

Для принудительного охлаждения кристаллизатора установки горизонтального литья и деформации металла (УГЛДМ) используют раздельную шестиконтурную систему с возможностью регулирования интенсивности охлаждения. Контуры охлаждения выполнены из медных трубок внутренним диаметром 6 мм, которые встроены в составные части кристаллизатора УГЛДМ. К контролируемым параметрам системы охлаждения относятся давление охлаждающей жидкости (воды) и ее температура на входе и выходе из системы охлаждения.

Значимым фактором для обеспечения устойчивости процесса получения заготовок является начальное (перед разливкой расплава) распределение температур в кристаллизаторе, которое зависит от типа сплава и задается с учетом условий (1)–(3). При изготовлении заготовок из алюминия марки А99 исходными данными для определения требуемого распределения температур являются следующие: T_S = 630 °С, T_L = 660 °С, $T_{\text{т}}$ = 450 °С, ΔT = = 80 °С.

Начальное распределение температур в кристаллизаторе достигается с помощью устройства предварительного нагрева. Это устройство включает в себя ацетилен-кислородную горелку марки ГС-3 с двухступенчатой регулировкой температуры пламени (окислительное – 2800 °С и восстановительное – 2200 °С) и распределительный коллектор. Устройство установлено в районе области I кристаллизатора под нижней стенкой на расстоянии 100 мм от ее внешней поверхности.

Для определения влияния технологических параметров предварительного прогрева различных участков кристаллизатора на его температуру был реализован полный факторный эксперимент типа 2^x для двух независимых переменных – температуры пламени горелки для предварительного прогрева кристаллизатора и номинального давления в системе охлаждения кристаллизатора. Откликом являлась температура областей кристаллизатора.

Значения температуры кристаллизатора определяли с помощью ХА(К) термопар (диаметр проволоки 0,5 мм), встроенных в нижнюю стенку кристаллизатора в точках проекции центра соответствующих областей на продольную ось симметрии стенки (см. рис. 1). После обработки результатов эксперимента методом наименьших квадратов были получены уравнения регрессии, описывающие температуру при установившемся режиме:

– для области I:

$$T_{\text{Iг}} = -2{,}25 \cdot 10^3 + 3{,}86 \cdot 10^2 \ln T - 1{,}03 \cdot 10^2 \, \text{e}^{p}; \qquad (4)$$

– для области II:

$$T_{\text{IIг}} = -2{,}73 \cdot 10^3 + 4{,}03 \cdot 10^2 \ln T - 21{,}4\text{e}^{p}; \qquad (5)$$

– для области III:

$$T_{\text{IIIг}} = -3{,}32 \cdot 10^2 + 74{,}71 \ln T - 1{,}53 \cdot 10^2 \, \text{e}^{p}, \qquad (6)$$

где $T_{\text{г}}$ – температура пламени горелки, °С; p – номинальное давление в системе охлаждения кристаллизатора, МПа.

Полученные уравнения регрессии с большой достоверностью описывают процесс предварительного прогрева кристаллизатора, поскольку гипотеза об адекватности уравнений регрессии экспериментальным данным подтвердилась для всех уравнений ($F_{\text{расч}} \le F_{\text{табл}}$), все коэффициенты уравнений регрессии статистически значимы ($t_{\text{расч}} \le t_{\text{табл}}$), относительная ошибка аппроксимации не превышает 6 % и множественный коэффициент корреляции не меньше 0,98 при доверительной вероятности равной 0,95.

Анализ соотношений (1)–(6) и экспериментальных данных распределения температур позволил ввести технологический критерий – продолжительность требуемого прогрева кристаллизатора (τ_0). Он определяется из условия требуемого рас-

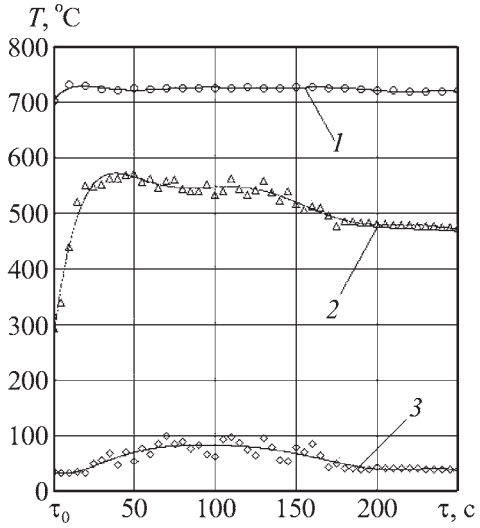


Рис. 2. Распределение температур областей кристаллизатора в процессе получения заготовки:
1 – область I; *2* – область II; *3* – область III

пределения температур по областям кристаллизатора и описывается неравенством:

$$\tau_S^{\text{III}} \le \tau_0 \le \tau_{\text{техн}}^{\text{I, II}}, \qquad (7)$$

где $\tau_{\text{техн}}^{\text{I, II}}$ – наименьшая технологическая продолжительность нагрева областей I и II кристаллизатора, удовлетворяющая условиям (1) и (2), мин; τ_S^{III} – продолжительность нагрева области III кристаллизатора, удовлетворяющая условию (3), мин.

Очевидно, что τ_0 зависит от начального распределения температур по участкам кристаллизатора (режимов предварительного прогрева) и величины перегрева сплава над линией ликвидуса (ΔT). Следовательно, управлять τ_0 можно изменяя: 1) величину ΔT; 2) режим предварительного прогрева кристаллизатора. При этом второй путь наиболее целесообразен, так как требует меньших энергетических затрат по сравнению с первым, приводящим к тому же к увеличению окислительных процессов, протекающих в сплаве, связанных с его повышенной активностью при увеличении степени перегрева.

На рис. 2 представлено распределение температур областей кристаллизатора в процессе получения заготовки типа полосы поперечным сечением 32×4 мм. Степень обжатия в калибрующей области кристаллизатора – 0,6. Скорость выхода заготовки по каждому ручью – 0,5 м/мин.

Точкой отсчета временного интервала является продолжительность требуемого прогрева кристаллизатора (τ_0), которая при $\Delta T = 80$ °С, $p = 0{,}05$ МПа и $T_г = 2800$ °С составляла 32 мин. На этот момент времени начальное распределение температур по областям кристаллизатора – $T_{\text{I}} = 697$ °С, $T_{\text{II}} = 298$ °С, $T_{\text{III}} = 38$ °С. После заливки расплава при температуре 740 °С происходит прогрев областей кристаллизатора.

Максимальные значения температур для областей достигаются: I – через 10 с процесса ($T_{\text{I}} = 740$ °С); II – через 35 с ($T_{\text{II}} = 570$ °С); III – через 75 с ($T_{\text{III}} = 98$ °С). Через 150 с устанавливается регулярный режим процесса, который характеризуется практически стационарным распределением температур по областям кристаллизатора ($T_{\text{I}} = 720$ °С, $T_{\text{II}} = 490$ °С, $T_{\text{III}} = 47$ °С). Процесс идет устойчиво и обеспечивается требуемое качество получаемых заготовок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Одиноков В.И., Черномас В.В., Ловизин Н.С., Стулов В.В.** Технология получения непрерывно-литых деформированных заготовок на литейно-ковочном модуле // Заготовительные производства в машиностроении. 2009. № 2. С. 8–11.

Валерий Иванович Одиноков, д-р техн. наук,
mail@imim.ru*;*
Вадим Владимирович Черномас, д-р техн. наук;
Николай Сергеевич Ловизин, канд. физ.-мат. наук;
Вячеслав Викторович Стулов, д-р техн. наук;
Сергей Юрьевич Скляр, аспирант

УДК 621.791

Б.П. Конищев*, П.П. Степанов, С.В. Егорычев, А.А. Родионов
*(*Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева, ОАО "Выксунский металлургический завод")*

Производство сварных труб диаметром 1220 мм для подводного трубопровода по проекту "Норд Стрим"

Представлены результаты квалификационных испытаний и начала производства сварных труб большого диаметра для подводного трубопровода Балтийской системы.

Results of qualification testings and begin production of the welded large diameter pipes for undersea pipe line of the Baltic system are presented.

Ключевые слова: толстостенные трубы; дуговая сварка под флюсом; керамический флюс; ударная вязкость; хладостойкость; микроструктура.

Keywords: heavy-walled pipes; submerged arc welding; ceramic flux; impact elasticity; cold resistance; microstructure.

Выксунский металлургический завод (ВМЗ), часть Объединенной Металлургической Компании (ОМК), изготовил пробную партию труб большого диаметра для подводных трубопроводов в соответствии со стандартом DNV-OS-F101 и спецификацией проекта "Норд Стрим". Листы были произведены компанией "Диллингер Хютте". Партия состояла из труб диаметром 1220 мм из стали класса прочности Х70 с толщиной стенки 33 и 36 мм. Все требования были удовлетворены и ОМК/ВМЗ стали первым аттестованным производителем подводных труб в соответствии со стандартом DNV-OS-F101 в России и СНГ.

ВМЗ теперь один из двух поставщиков для самого крупного в мире проекта по строительству подводного трубопровода. Трубы с толщиной стенки 30,9; 34,6 и даже 41,0 мм, диаметром 1220 мм будут поставляться для самого сложного участка.

ВМЗ является одним из основных поставщиков труб для береговой части в России. Само собой разумеется, поставка труб для морской части трубопровода также представляла интерес. Однако к участию в тендере допускались лишь аттестованные производители труб. Возможным поставщикам нужно было доказать способность поставлять требуемый объем высоко герметичных стальных труб большого диаметра для морского использования в соответствии с международными стандартами качества [1].

Так как ВМЗ не был еще аттестован для морских трубопроводов, был открыт проект по получению аттестации от независимой стороны – норвежской компании DNV. Завершением данного проекта стала успешная пробная партия труб большого диаметра для подводных трубопроводов, рассчитанных на рабочее давление 20 МПа, изготовленная в соответствии со стандартом DNV-OS-F101 и спецификацией проекта "Норд Стрим".

В статье обобщены результаты квалификационных испытаний.

Данные основаны на практике выплавки чистой стали [2]. Исследования начались с разработки стали и детальных испытаний и изучения труб с толщиной стенки 36 мм из стали класса прочности Х70. Примерный состав стали был следующий:

C, %	Mn, %	Легирование	Микролегирование	CE, %
0,08	1,63	CuNiSi	NbTi	0,39

При выплавке стали применялось вакуумирование и обработка Са для получения наименьшего содержания Р, S и О. Для предотвращения образования скопления неметаллических включений все слябы разливали в полностью вертикальной разливочной установке с гибкой и правкой после полного затвердевания. Минимизировали ликвации во время разливки избирательными мерами [3].

Достичь требуемых механических и технологических свойств можно было легированием на разных этапах изготовления листа. Термомеханическую прокатку проводили на двух 4-валковых прокатных станах, после чего осуществлялось охлаждение в устройстве многоцелевого прерывистого охлаждения [4, 5].

Производство труб на ВМЗ представлено двумя комплексами:

• трубоэлектросварочный комплекс труб малого и среднего диаметра (магистральные, обсадные и профильные трубы);

• трубоэлектросварочный комплекс труб большого диаметра, в состав которого входят технологические линии ТЭСА 1020 (для труб диаметром 508...1067 мм с толщиной стенки до 30 мм) и ТЭСА 1420 (для труб диаметром 508...1422 мм, с толщиной стенки до 48 мм) по производству "черных" труб, линия внутреннего гладкостного и антикоррозионного покрытий и четыре линии наружного антикоррозионного покрытия.

В 2007 г. была выпущена квалификационная партия труб диаметром 1220 мм с толщиной стенки 33 и 36 мм. По результатам лабораторных испытаний механических свойств труб ОМК была аттестована по стандарту качества норвежской компании DNV-OS-F101 и технической спецификации проекта "Норд Стрим".

Трубы для подводных трубопроводов изготавливали на трубоэлектросварочной линии ТЭСА 1420 с применением шаговой формовки трубных заготовок.

В целях повышения производственных мощностей и качества выпускаемых труб на заводе в 2007–2008 гг. была произведена модернизация оборудования линий по изготовлению труб большого диаметра.

На линии ТЭСА 1420 был установлен второй пресс шаговой формовки, второй сборочно-сварочный стан, дополнительное оборудование для сварки, отделки и неразрушающего контроля (ультразвукового и рентгенотелевизионного) труб.

На участке покрытий труб были установлены две дополнительные линии наружного покрытия и модернизирована существующая линия внутреннего покрытия.

В табл. 1 приведены значения механических свойств основного материала (ОМ), металла сварного шва (МШ) и зоны термического влияния (ЗТВ), требуемых для проекта "Норд Стрим". Необходимо было провести испытание *KV* с надрезом, расположенным на линии сплавления (ЛС) с 50 % сварного шва и 50 % ЗТВ, ЛС + 2 мм и ЛС + 5 мм. Эти испытания проводились для наружной и внутренней подповерхностей (НП и ВП), а также позиции корня сварного шва. Также были указаны жесткие критерии приемки испытаний на трещиностойкость с надрезами по осевой линии сварного шва и наибольший возможный процент ЗТВ.

1. Значения механических свойств, необходимые для получения аттестации труб для морской части трубопровода

Свойство	Единица измерения	Значение
Растяжение поперечное, ОМ:		
$\sigma_т$	МПа	485...605
$\sigma_в$	МПа	570...690
$\sigma_т/\sigma_в$	%	≤ 90
δ_5	%	≥ 18
Растяжение продольное, МШ:		
$\sigma_т$	МПа	485...605
$\sigma_в$	МПа	≥ 542
$\sigma_т/\sigma_в$	%	≤ 92
δ_5	%	≥ 18
KV (ударное испытание):		
ОМ при –10 °С	Дж	≥ 150
ОМ (старение при 250 °С, выдежка 1 ч) при –10 °С	Дж	≥ 150
МШ, ЛС, ЛС+2 мм и ЛС+5 мм по НП и ВП, корня шва при –30 °С	Дж	≥ 50
ИПГ (испытание падающим грузом) при –10 °С	% ВС*	≥ 85
Твердость:		
ОМ	HV10	≤ 248
МШ, ЛС + 1,5 мм по НП, ВП и ЦШ**	HV10	≤ 260
Трещиностойкость при –10 °С:		
ОМ	мм	≥ 0,25
МШ	мм	≥ 0,20
ЗТВ	мм	≥ 0,15

*ВС – вязкая составляющая.

**ЦШ – центр шва.

На рис. 1 приведены кривые перехода, полученные для ударного испытания *KV* и испытания падающим грузом ОМ труб. Требования были удовлетворены для обоих испытаний, однако значение было на границе; его следовало улучшить. Как показано на рис. 2, результаты *KV* для ЛС далеки от требуемых значений, так же как и ЛС+2 мм. Значения ЛС+5 мм (на рисунке не показаны) были не критичными.

Для объяснения низких значений поглощенной энергии в ЗТВ были изучены поверхности излома *KV* и микрошлифы в плоскостях, перпендикулярных к распространению разрушения. Стало очевидным, что нужно значительно сократить размер

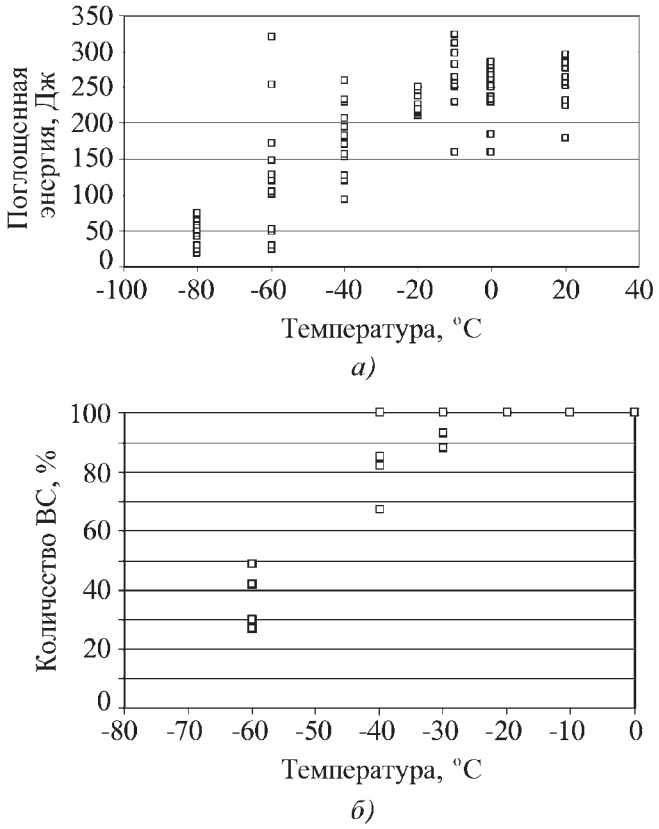


Рис. 1. Результаты испытаний основного металла труб с толщиной стенки 36 мм:
а – на ударный изгиб; *б* – падающим грузом

ЗТВ, количество мартенситно-аустенитных (МА) составляющих и довольно крупных карбонитридных осаждений.

Была снова произведена пробная партия труб, которые интенсивно испытывались и оценивались.

При этом применялась двухпроходная сварка как достаточно высокоэффективный процесс. В результате оптимизации параметров сварки, уменьшения содержания С и лимитированного добавления Nb, Al и Si [6–8] было уменьшено количество мартенситно-аустенитных составляющих и размер зоны ЗТВ. Более крупные карбонитридные осаждения были исключены контролируемым добавлением Ti.

Рис. 2. Результаты испытаний на ударный изгиб сварного соединения труб с толщиной стенки 36 мм:
1 – ЛС; *2* – ЛС+2

При производстве в 2006 г. первых опытных партий толстостенных труб с толщиной стенки 36 мм по проекту "Норд Стрим" (морской участок) была опробована многодуговая сварка с применением легированной титаном и бором сварочной проволоки диаметром 4 мм в сочетании с керамическим флюсом. По результатам механических испытаний и макрографического исследования сварных швов были сделаны выводы о том, что свойства сварного шва не обеспечивают необходимую вязкость из-за неоптимальной формы шва (рис. 3, *а*) и повышенного тепловложения при сварочном процессе.

При производстве квалификационных партий труб по проекту "Норд Стрим" в 2007 г. после проведения ряда экспериментов по подбору режимов сварки, параметров разделки и сварочных материалов было использовано сочетание двух диаметров сварочной проволоки при сварке в широкую разделку на повышенной скорости сварки, что позволило минимизировать тепловложение и получить оптимальную форму шва (рис. 3, *б*).

Следующим этапом стала дальнейшая коррекция углов подготовки кромок под сварку внутрен-

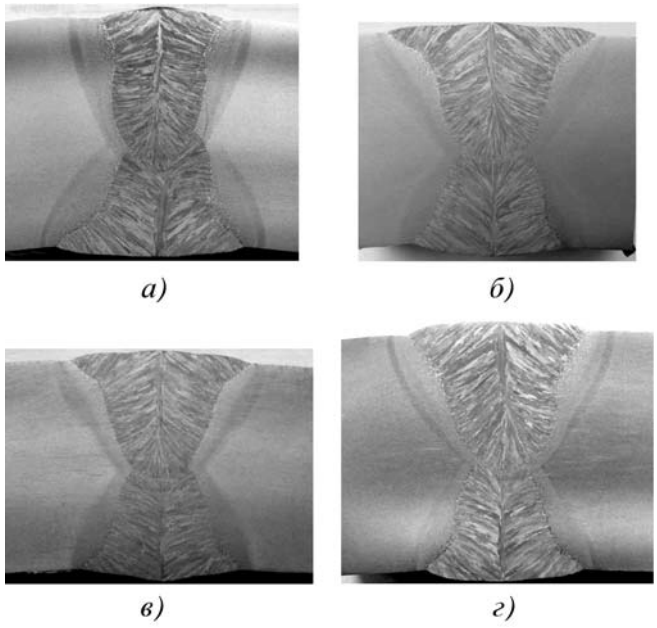


Рис. 3. Макроструктура сварного соединения труб размером:
а – 1220×36 мм; *б* – 1220×33 мм; *в* – 1220×34,6 мм; *г* – 1220×41 мм

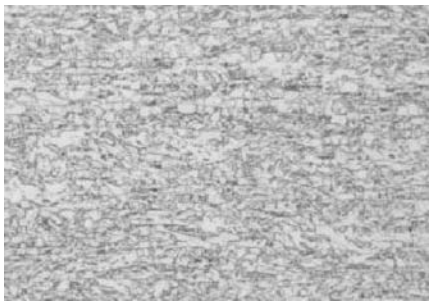


Рис. 4. Микроструктура основного металла труб с толщиной стенки 36 мм. ×200

него и наружного швов. Данная работа была проведена в условиях ОАО "ВМЗ" при участии специалистов компании ESAB. С использованием этих разработок была произведена квалификационная партия труб диаметром 1220 мм с толщиной стенки 34,6 и 41 мм в 2008 г. Результаты испытаний показали полное соответствие труб требованиям стандарта DNV-OS-F101 и спецификациям по проекту "Норд Стрим". Макроструктура сварного соединения труб размером 1220×34,6 мм приведена на рис. 3, *в*, труб размером 1220×41,0 мм – на рис. 3, *г*.

Принимая во внимание уменьшенное легирование, был применен процесс термомеханической контролируемой прокатки с усиленным ускоренным охлаждением [9]. Это привело к очень мелкой и однородной микроструктуре, оптимальной для удовлетворительных прочности и вязкости (рис. 4). Данные табл. 2 доказывают, что свойства прочности были удовлетворены без риска. Также кривые перехода *KV*, показанные после старения, и ИПГ демонстрируют определенный потенциал для применения даже при более низкой расчетной температуре (рис. 5 и 6).

На рис. 6 представлены результаты испытаний сварного соединения труб с улучшенной микроструктурой.

При сравнении рис. 6, *а* с рис. 2 становится очевидным, что в ЛС и ЛС+2 мм было достигнуто значительное улучшение вязкости. Указанные значения были удовлетворены и даже при более низкой температуре испытания (–40 °С), более 96 % значений по ЛС удовлетворили требованию 40 Дж для наименьшего значения (рис. 6, *б*). Наименьшее значение *KV* для ЛС+2 мм составило 150 Дж.

2. Результаты испытаний на растяжение основного металла труб с толщиной стенки 36 мм

Направление	$\sigma_т$, МПа	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_т/\sigma_в$, %	δ_5, %
Поперечное	516	613	84,1	23,4
Продольное	529	607	87,2	25,1

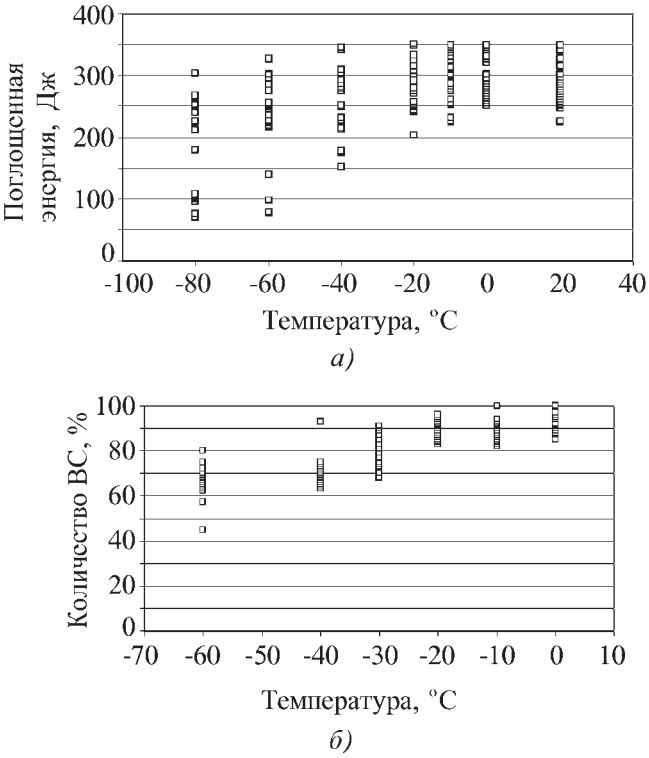


Рис. 5. Результаты испытаний основного металла труб с толщиной стенки 33 мм после старения:
а – на ударный изгиб; *б* – ИПГ

Следующим сложным требованием стало минимальное значение трещиностойкости – 0,25 мм при –10 °С для ЗТВ и сварного шва. Полученные значения достаточны также для удовлетворения данного требования (рис. 7).

Результаты испытаний на растяжение основного металла пробных труб с толщиной стенки 41 мм приведены в табл. 3.

В 2008 г. были проведены квалификационные испытания труб с толщиной стенки 41 и 34,6 мм.

На рис. 8 приведены результаты испытаний ИПГ основного металла труб с толщиной стенки 41 мм, а на рис. 9 – испытаний *KV* (ударный изгиб) ЛС и ЛС+2.

Результаты испытаний на растяжение основного металла пробных труб с толщиной стенки 34,6 мм приведены в табл. 4.

На рис. 10 приведены результаты испытаний *KV* (ударный изгиб) центра шва, ЛС и ЛС + 2 при температуре испытания –30 °С сварного соединения

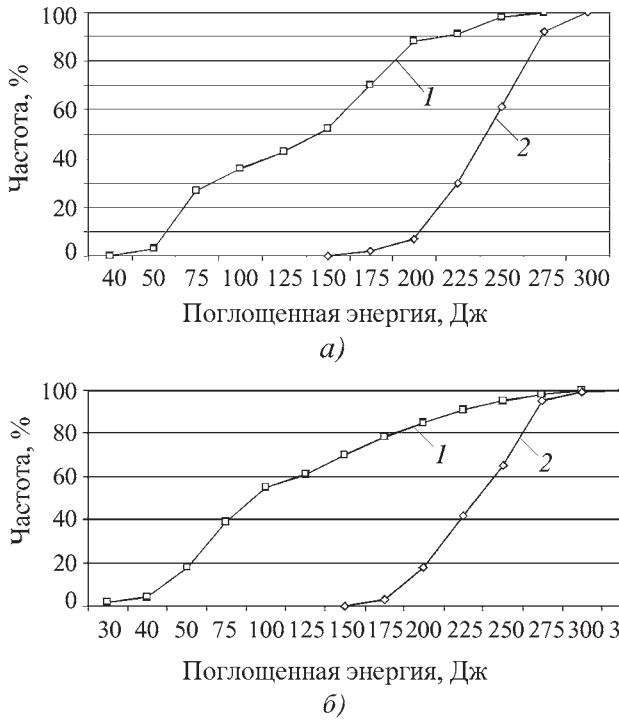


Рис. 6. Результаты испытаний на ударный изгиб сварного соединения труб с толщиной стенки 33 и 36 мм при температуре:
а – минус 30 °С; *б* – минус 40 °С; *1* – ЛС; *2* – ЛС+2

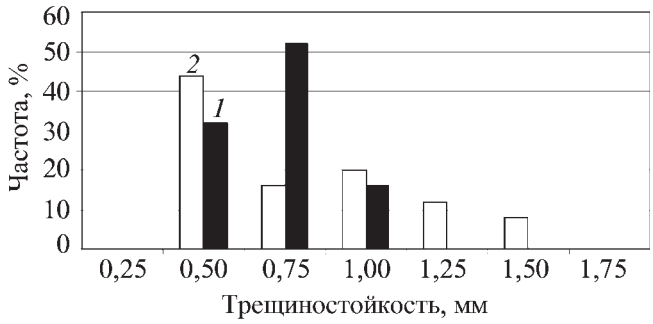


Рис. 7. Результаты испытаний трещиностойкости при температуре –10 °С сварного соединения труб с толщиной стенки 33 и 36 мм:
1 – центр шва; *2* – ЗТВ

труб с толщиной стенки 34,6 мм, а на рис. 11 – испытаний трещиностойкости при температуре испытания –10 °С сварного соединения труб с толщиной стенки 34,6 мм.

3. Результаты испытаний на растяжение основного металла труб с толщиной стенки 41 мм

Направление	$\sigma_т$, МПа	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_т/\sigma_в$, %	δ_5, %
Поперечное	515	592	87	23
Продольное	532	589	90	23

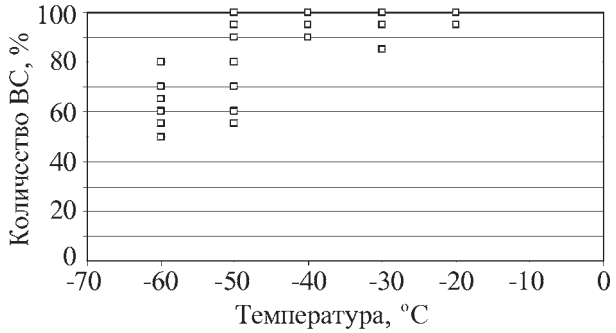


Рис. 8. Результаты испытаний ИПГ основного металла труб с толщиной стенки 41 мм

Рис. 9. Результаты испытаний на ударный изгиб при температуре –30 °С сварного соединения труб с толщиной стенки 41 мм:
1 – ЛС; *2* – ЛС+2

4. Результаты испытаний на растяжение основного металла труб с толщиной стенки 34,6 мм

Направление	$\sigma_т$, МПа	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_т/\sigma_в$, %	δ_5, %
Поперечное	504	622	81	22
Продольное	529	606	87	24

Рис. 10. Результаты испытаний на ударный изгиб при температуре –30 °С сварного соединения труб с толщиной стенки 34,6 мм:
1 – ЛС; *2* – центр шва; *3* – ЛС+2

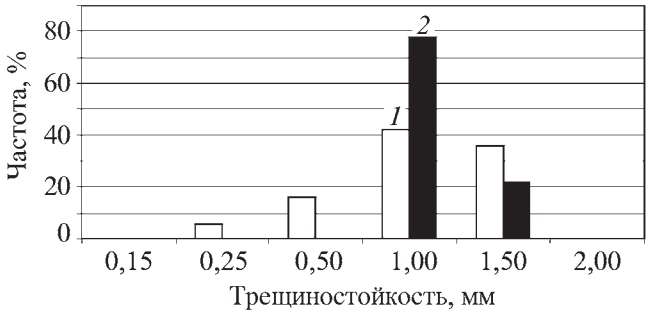


Рис. 11. Результаты испытаний трещиностойкости при температуре –10 °С сварного соединения труб с толщиной стенки 34,6 мм:
1 – ЗТВ; *2* – центр шва

Вывод

По результатам проведенной работы установлено, что ОМК/ВМЗ способны изготавливать трубы большого диаметра с толщиной стенки до 41 мм для подводных трубопроводов с рабочим давлением 22 МПа в соответствии со стандартом DNV-OS-F101.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **http://www.nord-stream.com.**

2. **Bannenberg N., Bruckhaus R., Hullen M., Lachmund H. and Schmitt FJ.** // Stahl u. Eisen. 2000. № 9. P. 67.

3. **Harste K., Klingbeil J., Schmitz W., Weyer A. and Hartmann R.** // Stahl u. Eisen. 1997. № 11. P. 73.

4. **Streisselberger A., Kirsch H.J. and Schwinn V.** Process developments in TMCP to produce heavy plates in high strength steel grades// 2nd Int. Conf. On Thermomechanical Processing of Steels. Liege: Belgium. 2004. P. 275.

5. **Kirsch HJ., Cuess P., Schütz W. and Streisselberger A.** // Stahl und Eisen. 1999. № 3. P. 57.

6. **Taillard R., Verrier P., Maurickx T. and Foct J.** Effect of silicon on CG3TB toughness and microstructure of micro-alloyed steels // Metallurgical And Material Transactions A. 1995. P. 447.

7. **Ishikawa N., Shinmiya T., Satoshi I. and Kondo J.** Toughness evaluation on seam weld 3TB of high strength UOE linepipe // Proc. Int. Pipeline Conference. Calgary, Canada. 2006.

8. **Liessem A. and Erdelen-Pepler M.** A critical view on the significance of 3TB toughness testing // Proc. Int. Pipeline Conference. Calgary, Canada. 2004.

9. **Schwinn V., Schuetz W., Cuess P. and Bauer J.** Prospects and state of the art of TMCP steel plates for structural and linepipe applications // International Conference on Processing & Manufacturing of Advanced Materials, Thermec. Vancouver, Canada. 2004.

Борис Петрович Конищев, канд. техн. наук,
gasvvr@mail.ru;
Павел Петрович Степанов, директор по техническому развитию;
Семён Вячеславович Егорычев, ведущий инженер;
Алексей Александрович Родионов, менеджер по проектам

ВЫПЛАВКА СТАЛИ В КИСЛЫХ ЭЛЕКТРОПЕЧАХ

В.М. Сойфер

М.: Машиностроение, 2009. – 432 с. ISBN: 978-5-217-03450-5

Цена 880 р. с НДС

Изложены требования к качеству кислой электростали для отливок, теоретические основы выплавки стали кислым процессом, описаны конструкции и футеровки кислых дуговых и индукционных печей, технология выплавки и разливки стали. Освещены особенности дуговых сталеплавильных печей постоянного тока, сертификации дуговых и индукционных печей. Приведены современные стандарты, касающиеся кислой электроплавки стали, результаты последних исследований. Описаны технология получения продукта прямого восстановления железа в качестве шихты для электросталеплавильных печей, результаты исследований напряженности магнитного поля индукционных печей, прогрессивные технологические процессы выплавки стали и футеровки печей.

Предназначена для инженерно-технических работников машиностроительных и металлургических предприятий, научных работников, может быть полезна студентам вузов.

Приобрести книгу по цене издателя можно, прислав заявку в отдел продаж, маркетинга и рекламы:
по почте: 107076, г. Москва, Стромынский пер., 4; по факсу: (499) 269-48-97; по e-mail: realiz@mashin.ru
Дополнительную информацию можно получить по телефонам: (499) 269-66-00, 269-52-98 и на сайте WWW.MASHIN.RU

УДК 621.983; 539.374

С.С. Яковлев, В.И. Трегубов, С.П. Яковлев *(Тульский государственный университет)*

Ротационная вытяжка осесимметричных деталей с разделением очага пластической деформации

Приведены результаты теоретических исследований силовых режимов ротационной вытяжки с разделением очага пластической деформации с утонением стенки коническими роликами трубных заготовок из анизотропного материала с учетом локального очага деформации и объемным характером напряженного и деформированного состояния материала в пластической области.

The results of theoretical investigations of the power circumstances of piped details from anisotropic material rotary drawing process by division of deformation zone with wall thinning via cone-shaped rollers are given. The local deformation zone and the voluminal type of stressed and deformed states of material in the plastic zone were taken into account.

Ключевые слова: анизотропия механических свойств; деформация; труба; напряжение; предельные возможности формоизменения; ротационная вытяжка.

Keywords: anisotropy of mechanical properties; deforming; pipe; stress; extreme deformation levels; rotary drawing.

При изготовлении тонкостенных цилиндрических деталей различного назначения все более широко используют ротационную вытяжку. Для производства такого типа деталей находят успешное применение схемы ротационной вытяжки роликами с открытой и закрытой калибровкой, а также с разделением очага деформации [1–4].

Схема с разделением деформации имеет важные преимущества по сравнению с традиционными схемами, состоящие в снижении потребных деформирующих сил (при прочих равных условиях), достижении более высоких степеней деформации за один проход, что позволяет интенсифицировать процесс ротационной вытяжки. Сущность указанной схемы состоит в том, что суммарная деформация разделяется между роликами или группой роликов по определенной зависимости (рис. 1). Разделение деформации осуществляется взаимным смещением роликов либо в осевом и радиальном направлении, либо смещением только в радиаль-

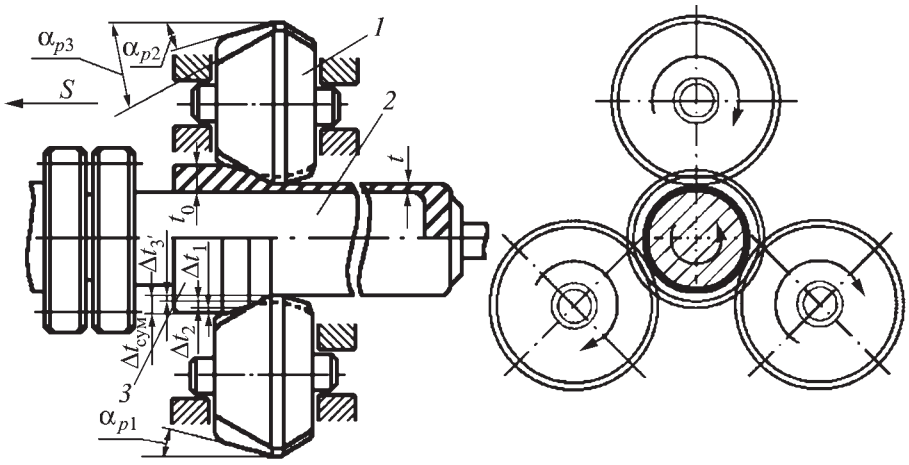


Рис. 1. Трехроликовая схема ротационной вытяжки цилиндрических деталей с разделением деформации при радиальном смещении роликов:
1 – ролик; *2* – оправка; *3* – деталь

ном направлении, при этом используются ролики с различным профилем [3, 4].

Разделение деформации при такой схеме достигается установкой роликов с различным зазором от оправки, причем ролик с наименьшим углом устанавливается с наибольшим зазором, а ролик, имеющий наибольший угол в комплекте, устанавливается с зазором, равным толщине стенки готовой детали на обрабатываемом участке. При данной установке деформирующие ролики при ротационной вытяжке образуют три последовательно расположенных неразрывных участка деформации, наклоненных к оси детали под различными углами. Деформирование на начальном участке осуществляется роликом с минимальным углом, а на последнем участке – роликом с максимальным углом. Такой порядок расположения очагов деформации позволяет ограничить образование наплыва, обеспечить более высокую точность диаметральных размеров изготовляемых деталей.

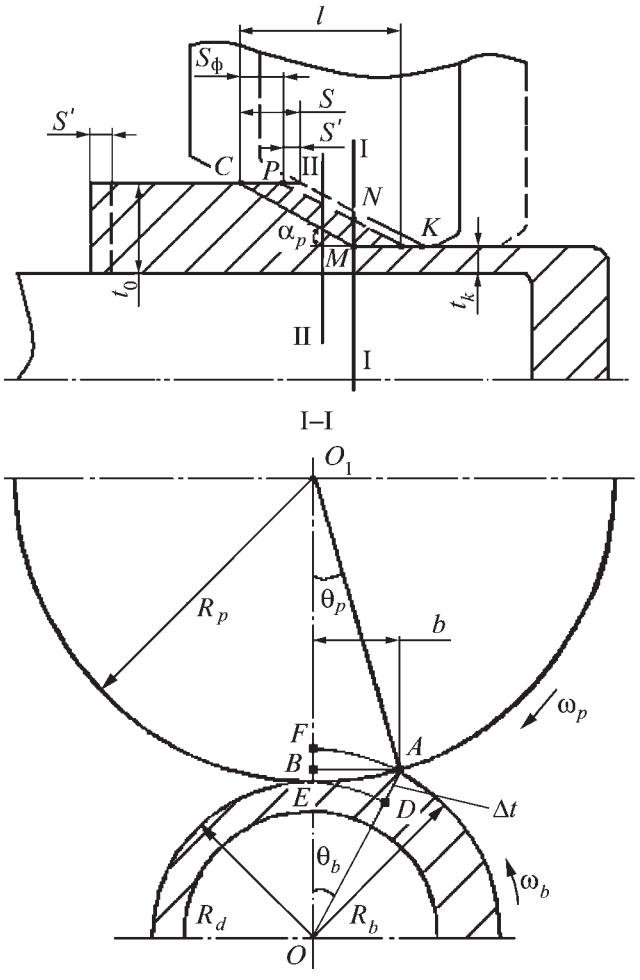


Рис. 2. Схема очага деформации при ротационной вытяжке по прямому способу

Рассмотрим процесс ротационной вытяжки тонкостенной трубной заготовки из анизотропного материала коническими роликами по прямому способу (рис. 2). За один оборот заготовки ролик переместился на величину рабочей подачи S. При подаче ролика на величину S фактическая подача будет $S_ф = St_k/t_0$. Это справедливо в предположении, что вдоль осевой реализуется плоская деформация.

Определим максимальный угол контакта θ_b с заготовкой [4]:

$$\theta_b = \left[\frac{2S_ф R_p \operatorname{tg}\alpha_p}{R_b(R_b + R_p)}\right]^{1/2}, \text{ если } S_ф \operatorname{tg}\alpha_p \le \Delta t; \quad (1)$$

$$\theta_b = \left[\frac{2R_p \Delta t}{R_b(R_b + R_p)}\right]^{1/2}, \text{ если } S_ф \operatorname{tg}\alpha_p \ge \Delta t. \quad (2)$$

Заметим, что выражения (1) и (2) получены с учетом того, что величины Δt и $S_ф$ малы по сравнению с радиусом ролика R_p. Угол θ_b зависит от фактической подачи $S_ф$, изменения толщины стенки детали Δt, радиусов ролика R_p и заготовки R_b и формы ролика (угла конусности ролика α). Максимальная протяженность контакта ролика с заготовкой в осевом направлении $l = \Delta t \operatorname{ctg}\alpha_p + S_ф$.

Ширину зоны контакта в каждом сечении можно определить по формуле

$$b = R_b \sin\theta_b.$$

Пластическая деформация под роликом проходит в сравнительно короткий промежуток времени Δt_{bp}, необходимый для прохождения зоны контакта материала заготовки с роликом. В течение этого промежутка времени материал течет под роликом в осевом направлении. Угол контакта материала заготовки с роликом в основном постоянный и переменный в начальном и конечном участках очага деформации.

Следуя работе [4], рассмотрим вопрос о распределении скоростей течения материала в очаге деформации при установившемся деформировании. Скорость вдавливания ролика в заготовку определяется в сечении заготовки, проведенном под углом θ к линии центров:

$$v_R = R_b\theta(\omega_p + \omega_b),$$

где ω_p – угловая скорость ролика; $\omega_p = \omega_b R_b/R_p$; ω_b – угловая скорость заготовки; $\omega_b = 2\pi n$; n – частота вращения шпинделя.

В цилиндрической системе координат ρ, θ, z, связанной с заготовкой, в зоне контакта ролика с

металлом в каждом сечении $z = \text{const}$ в очаге деформации радиальная скорость

$$v_{rk} = -v_R \cos\theta.$$

Запишем радиальную скорость в пластической области очага деформации в виде

$$v_r = -R_b\theta(\omega_p + \omega_b)\frac{r - r_0}{r_k - r_0}\cos\theta,$$

где r_k – радиус контактной поверхности в цилиндрической системе координат в плоскости $z = \text{const}$.

Примем, что в пластической области в цилиндрической системе координат реализуется квазиплоская деформация, т.е. $\xi_\theta = 0$; $\xi_{\rho\theta} \neq 0$; $\xi_{z\theta} \neq 0$.

Уравнение линии контакта в цилиндрической системе координат в сечении $z = \text{const}$ имеет вид

$$r_k = (R_d + z\,\mathrm{tg}\alpha_p)/\cos\theta.$$

Приведем окончательные выражения для определения радиальной v_r, тангенциальной v_θ и осевой v_z скоростей течения материала:

$$\begin{aligned}
v_r &= -(R_d + S_\Phi\,\mathrm{tg}\alpha_p + z\,\mathrm{tg}\alpha_p)\theta(\omega_p + \omega_b)\times \\
&\times\frac{r - r_0}{R_d + z\,\mathrm{tg}\alpha_p - r_0}; \\
v_\theta &= -\omega_b r + (\omega_p + \omega_b)\times \\
&\times\frac{R_d + S_\Phi\,\mathrm{tg}\alpha_p + z\,\mathrm{tg}\alpha_p}{R_d + z\,\mathrm{tg}\alpha_p - r_0}(r - r_0)\frac{\theta^2}{2}; \qquad (3) \\
v_z &= \theta(\omega_p + \omega_b)\times \\
&\times\left[z + (S_\Phi + r_0\,\mathrm{ctg}\alpha_p)\ln\frac{z\,\mathrm{tg}\alpha_p + R_d - r_0}{R_d - r_0}\right] - \\
&- (R_d + S_\Phi\,\mathrm{tg}\alpha_p)\,\mathrm{ctg}\alpha_p\left[\frac{t_0(t_k + S_\Phi)}{\left(t_k + S_\Phi\,\mathrm{tg}\alpha_p\frac{\theta}{\theta_b}\right)^2} - 1\right].
\end{aligned}$$

Заметим, что последние выражения получены, учитывая малость угла θ по сравнению с 1.

Компоненты скоростей деформаций вычисляются по известным скоростям течения материала в цилиндрической системе координат:

$$\begin{aligned}
&\xi_r = \frac{\partial v_r}{\partial r};\ \xi_\theta = \frac{1}{r}\frac{\partial v_\theta}{\partial\theta} + \frac{v_r}{r};\ \xi_z = \frac{\partial v_z}{\partial z} = -\xi_r - \xi_\theta; \\
&\xi_{r\theta} = \frac{\partial v_\theta}{\partial r} - \frac{v_\theta}{r} + \frac{1}{r}\frac{\partial v_r}{\partial\theta};\ \xi_{\theta z} = \frac{1}{r}\frac{\partial v_z}{\partial\theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial z}; \qquad (4) \\
&\xi_{rz} = \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r}.
\end{aligned}$$

Примем материал трубной заготовки жесткопластическим, несжимаемым, цилиндрически ортотропным, подчиняющимся условию пластичности Мизеса–Хилла и ассоциированному закону пластического течения [5].

Принимаем, что в очаге пластической деформации реализуется квазиплоское течение материала, т.е.

$$\xi_\theta = 0;\ \xi_{\theta r} \neq 0;\ \xi_{\theta z} \neq 0;\ \sigma_\theta = \frac{F\sigma_r + H\sigma_z}{F + H};\ \xi_r = -\xi_z.$$

Введя характеристики анизотропии c_{zr}, $c_{r\theta}$ и $c_{z\theta}$ в условиях плоского деформированного состояния,

$$\begin{aligned}
c_{zr} &= 1 - \frac{M(H + F)}{2(FG + GH + HF)}; \\
c_{r\theta} &= 1 - \frac{L(H + G)}{2(FG + GH + HF)}; \\
c_{z\theta} &= 1 - \frac{N(F + G)}{2(FG + GH + HF)},
\end{aligned}$$

а также учитывая, что

$$\begin{aligned}
&F = \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2(1 + R_\theta)};\ R_\theta = \frac{H}{F};\ R_z = \frac{H}{G};\ \frac{G}{F} = \frac{R_\theta}{R_z}; \\
&2M = \frac{1}{S^2} = \frac{1}{\tau_{szr}^2};\ 2N = \frac{1}{T^2} = \frac{1}{\tau_{sz\theta}^2}; \\
&2L = \frac{1}{R^2} = \frac{1}{\tau_{s\theta r}^2},
\end{aligned}$$

выражение для определения интенсивности скорости деформации ξ_i примет вид

$$\begin{aligned}
\xi_i &= \sqrt{\frac{2}{3}\frac{(R_z + R_\theta + R_z R_\theta)(1 + R_\theta)}{R_\theta(R_\theta + R_z + 1)(1 - c_{zr})}}\times \\
&\times\left[(1 - c_{zr})\xi_z^2 + \frac{1}{4}\xi_{zr}^2 + \frac{1}{4}\frac{R_\theta(R_z + 1)(1 - c_{zr})}{R_z(R_\theta + 1)(1 - c_{r\theta})}\xi_{\theta r}^2 + \right. \\
&\left. + \frac{1}{4}\frac{(R_z + R_\theta)(1 - c_{zr})}{R_z(R_\theta + 1)(1 - c_{z\theta})}\xi_{z\theta}^2\right]^{1/2},
\end{aligned}$$

где F, G, H, L, M, N – параметры анизотропии; σ_z, σ_θ, σ_r, $\tau_{z\theta}$, $\tau_{\theta r}$, τ_{rz} – осевые, окружные, радиальные и сдвиговые напряжения соответственно; ξ_z, ξ_θ, ξ_r, $\xi_{z\theta}$, $\xi_{\theta r}$, ξ_{rz} – скорости деформации в соответствующих направлениях.

В принятых условиях деформирования уравнения пластического течения, устанавливающие связи между напряжениями и скоростями деформа-

ций, для анизотропного тела имеют следующий вид:

$$\sigma_z - \sigma = 2\mu_z\xi_z;\ \sigma_r - \sigma = -2\mu_r\xi_z;$$
$$\sigma_\theta - \sigma = -2\mu_\theta\xi_z; \qquad (5)$$
$$\tau_{z\theta} = \mu_{z\theta}\xi_{z\theta};\ \tau_{\theta r} = \mu_{\theta r}\xi_{\theta r};\ \tau_{rz} = \mu_{rz}\xi_{rz},$$

где σ – среднее напряжение;

$$\mu_{z\theta} = \frac{\tau_{sz\theta}^2}{2\tau_{szr}}\frac{1}{\dot\psi};\ \mu_{\theta r} = \frac{\tau_{s\theta r}^2}{2\tau_{szr}}\frac{1}{\dot\psi};\ \mu_{rz} = \frac{\tau_{srz}}{2\dot\psi};$$

$$\mu_z = \frac{1}{3}\frac{(2+R_\theta)(1-c_{zr})\tau_{szr}}{1+R_\theta}\frac{1}{\dot\psi};$$
$$\mu_r = -\frac{1}{3}\frac{(2R_\theta+1)(1-c_{zr})\tau_{szr}}{1+R_\theta}\frac{1}{\dot\psi};$$

$$\mu_\theta = -\frac{1}{3}\frac{(1-R_\theta)(1-c_{zr})\tau_{szr}}{1+R_\theta}\frac{1}{\dot\psi};\ \dot\psi = \frac{\dot\lambda}{2\tau_{szr}};$$

$$\frac{\tau_{s\theta r}}{\tau_{szr}} = \sqrt{\frac{R_\theta(R_z+1)(1-c_{zr})}{R_z(R_\theta+1)(1-c_{r\theta})}};$$
$$\frac{\tau_{sz\theta}}{\tau_{szr}} = \sqrt{\frac{(R_z+R_\theta)(1-c_{zr})}{R_z(R_\theta+1)(1-c_{z\theta})}};$$

$$\dot\lambda = 2\tau_{szr}\left[(1-c_{zr})\xi_z^2 + \frac{1}{4}\xi_{zr}^2 + \frac{1}{4}\left(\frac{\tau_{s\theta r}}{\tau_{szr}}\right)^2 \times \right.$$
$$\left. \times\,\xi_{\theta r}^2 + \frac{1}{4}\left(\frac{\tau_{sz\theta}}{\tau_{szr}}\right)^2\xi_{z\theta}^2\right]^{1/2}.$$

Решив выражения (5) относительно компонент тензора напряжений, получим

$$\sigma_z = \sigma + 2\mu_z\xi_z;\ \sigma_r = \sigma + 2\mu_r\xi_z;\ \sigma_\theta = \sigma + 2\mu_\theta\xi_z; \qquad (6)$$
$$\tau_{z\theta} = \mu_{z\theta}\xi_{z\theta};\ \tau_{\theta r} = \mu_{\theta r}\xi_{\theta r};\ \tau_{rz} = \mu_{rz}\xi_{rz}.$$

Подставив уравнения пластического течения, устанавливающие связи между напряжениями и скоростями деформаций (6), в уравнения равновесия в цилиндрической системе координат, получим систему уравнений для определения среднего напряжения

$$\frac{\partial\sigma}{\partial r} + 2\frac{\partial(\mu_r\xi_z)}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial(\mu_{r\theta}\xi_{r\theta})}{\partial\theta} + \frac{\partial(\mu_{rz}\xi_{rz})}{\partial z} + \qquad (7)$$
$$+\frac{2\xi_z}{r}(\mu_r - \mu_\theta) = 0;$$

$$\frac{\partial(\mu_{r\theta}\xi_{r\theta})}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial\sigma}{\partial\theta} + 2\frac{1}{r}\frac{\partial(\mu_\theta\xi_z)}{\partial\theta} +$$
$$+\frac{\partial(\mu_{\theta z}\xi_{\theta z})}{\partial z} + 2\mu_{\theta r}\frac{\xi_{\theta r}}{r} = 0;$$

$$\frac{\partial(\mu_{zr}\xi_{zr})}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial(\mu_{z\theta}\xi_{z\theta})}{\partial\theta} + \frac{\partial\sigma}{\partial z} +$$
$$+2\frac{\partial(\mu_z\xi_z)}{\partial z} + \mu_{zr}\frac{1}{r}\xi_{zr} = 0.$$

Записав систему уравнений в виде конечных разностей и решив каждое из них относительно среднего напряжения, получим выражения для определения среднего напряжения $\sigma(m, n)$.

Известно, что на границе входа материала в очаг пластической деформации при $r = R_b$, $\theta = 0$ осевое напряжение $\sigma_z = 0$. Это условие позволяет определить распределение величин среднего напряжения $\sigma(m, n)$ на входе материала в очаг пластической деформации и напряжений σ_r, σ_θ, σ_z и $\tau_{r\theta}$, $\tau_{\theta z}$, $\tau_{r\theta}$, предварительно вычислив компоненты скоростей деформации по выражениям (6), среднюю величину накопленной интенсивности деформации в очаге пластической деформации:

$$\varepsilon_{i\,\text{ср}} = \frac{1}{N_z}\sum_1^{N_z}\xi_{iz}\Delta t_{\text{об}\,i},$$

где $\Delta t_{\text{об}\,i}$ – время обработки материальной точки в очаге деформации на i-м обороте шпинделя; N_z – число оборотов шпинделя, необходимое для прохождения материальной точки от входа в локальный очаг пластической деформации до его выхода.

Уравнение траектории для материальной точки при стационарном течении в локальном очаге пластической деформации при ротационной вытяжке коническим роликом запишется следующим образом:

$$\frac{dr}{v_r} = \frac{rd\theta}{v_\theta} = \frac{dz}{v_z}.$$

Время обработки материальной точки в очаге деформации на i-м обороте шпинделя вычисляется по формуле

$$\Delta t_{\text{об}\,i} = S_\text{ф}\,\text{tg}\alpha_p \,/\, v_{R\,\text{ср}},$$

где $v_{R\,\text{ср}}$ – средняя скорость вдавливания ролика в заготовку; v_{Ri} – скорость вдавливания ролика в заготовку в i-м сечении; $v_{R\,\text{ср}} = \frac{1}{\theta_b}\int_0^{\theta_b} v_{Ri}\,d\theta$.

По кривой упрочнения материала можно определить среднее сопротивление материала пластическому деформированию в очаге деформации по формуле

$$\sigma_{s\theta\ \mathrm{ср}} = \sigma_{0,2\theta} + Q(\varepsilon_{i\ \mathrm{ср}})^n,$$

интенсивности напряжения

$$\sigma_{i\ \mathrm{ср}} = \sigma_{s\theta\ \mathrm{ср}} \sqrt{\frac{3}{2}\frac{R_z(1+R_\theta)}{(R_z + R_\theta + R_z R_\theta)}},$$

а также сопротивления материала пластическому деформированию при сдвиге

$$\tau_{srz\ \mathrm{ср}} = \frac{\sigma_{s\theta\ \mathrm{ср}}}{2}(1+R_\theta)\sqrt{\frac{R_z}{R_\theta(R_\theta + R_z + 1)(1-c_{zr})}};$$

$$\tau_{sz\theta\ \mathrm{ср}} = \frac{\sigma_{s\theta\ \mathrm{ср}}}{2}\sqrt{\frac{(1+R_\theta)(R_z + R_\theta)}{R_\theta(R_\theta + R_z + 1)(1-c_{z\theta})}};$$

$$\tau_{sr\theta\ \mathrm{ср}} = \frac{\sigma_{s\theta\ \mathrm{ср}}}{2}\sqrt{\frac{(1+R_\theta)(R_z + 1)}{(R_\theta + R_z + 1)(1-c_{r\theta})}},$$

где $\sigma_{0,2\theta}$ и Q, n – условный предел текучести и константы кривой упрочнения исследуемого материала соответственно.

Накопленная интенсивность деформации рассматриваемой точки на выходе из локального очага пластической деформации определяется по выражению

$$\varepsilon_i = \sum_1^{N_z} \xi_{iz} \Delta t_{\mathrm{об}\,i}.$$

Информация о среднем напряжении и скоростях деформации вместе с кривой упрочнения материала позволяет рассчитать напряженное состояние в каждой точке очага деформации. Все перечисленные выше характеристики напряженного и деформированного состояний вычисляются численно по методу конечных разностей.

Важным условием обеспечения высокой точности при использовании схемы (рис. 3) является обеспечение равновесия радиальных сил:

$$P_{R1} = P_{R2} = P_{R3}. \qquad (8)$$

Приведенные выше соотношения позволяют рассчитать распределение суммарной степени деформации ε между роликами (ε_1, ε_2, ε_3) с учетом неравномерного распределения давления на контактной поверхности ролика и заготовки σ_R, геометрических параметров используемых роликов и трубной заготовки, технологических параметров процесса, величины проекции поверхности контакта заготовки и ролика на площадь с нормалью в радиальном направлении и упрочнения материала детали на соответствующем участке деформирования.

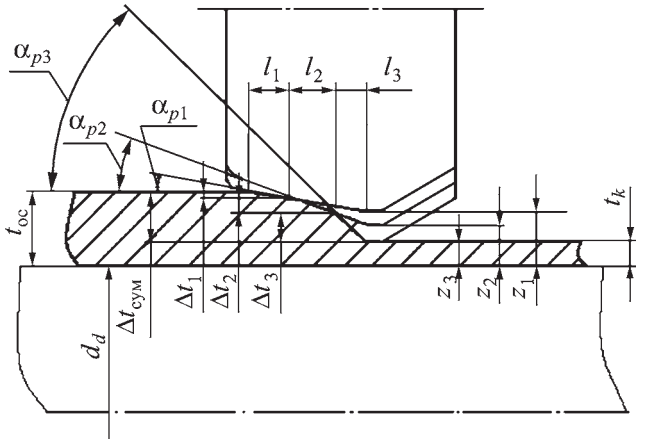


Рис. 3. Схема очага деформации при ротационной вытяжке деталей тремя роликами, смещенными в радиальном направлении

Условие (8) не разрешается в явном виде относительно степеней деформации на первом ε_1 и втором ролике ε_2, поэтому искомые величины устанавливаются путем численных расчетов по этому условию методом последовательных приближений с учетом приведенных выше соотношений

$$(1-\varepsilon) = (1-\varepsilon_1)(1-\varepsilon_2)(1-\varepsilon_3). \qquad (9)$$

При трехроликовых схемах с разделением деформации величины изменения толщины стенки для соответствующего ролика Δt_1, Δt_2 и Δt_3 могут быть определены по следующим выражениям:

$$\Delta t_1 = \frac{\Delta t_{сум}}{1 + \sqrt{\frac{\mathrm{tg}\alpha_{p2}}{\mathrm{tg}\alpha_{p1}}} + \sqrt{\frac{\mathrm{tg}\alpha_{p3}}{\mathrm{tg}\alpha_{p1}}}};$$

$$\Delta t_2 = \frac{\Delta t_{сум}}{1 + \sqrt{\frac{\mathrm{tg}\alpha_{p1}}{\mathrm{tg}\alpha_{p2}}} + \sqrt{\frac{\mathrm{tg}\alpha_{p3}}{\mathrm{tg}\alpha_{p2}}}}; \qquad (10)$$

$$\Delta t_3 = \frac{\Delta t_{сум}}{1 + \sqrt{\frac{\mathrm{tg}\alpha_{p1}}{\mathrm{tg}\alpha_{p3}}} + \sqrt{\frac{\mathrm{tg}\alpha_{p2}}{\mathrm{tg}\alpha_{p3}}}}.$$

Радиальная составляющая силы в этом случае определяется по выражению, а тангенциальная – по формуле

$$P_\tau = P_{\tau 1} + P_{\tau 2} + P_{\tau 3},$$

где $P_{\tau 1}$, $P_{\tau 2}$, $P_{\tau 3}$ – тангенциальные составляющие сил на первом, втором и третьем роликах соответственно;

$$P_{\tau 1} = \int\int \sigma_{\tau 1|_{\theta=\theta_{b1}}} dr \cos\theta_{b1} dz;$$

$$P_{\tau 2} = \int\int \sigma_{\tau 2|_{\theta=\theta_{b2}}} dr \cos\theta_{b2} dz;$$

$$P_{\tau 3} = \int\int \sigma_{\tau 3|_{\theta=\theta_{b3}}} dr \cos\theta_{b3} dz,$$

где θ_{b1}, θ_{b2}, θ_{b3} – угол контакта заготовки с первым, вторым и третьим роликами; $\sigma_{\tau 1}$, $\sigma_{\tau 2}$, $\sigma_{\tau 3}$ – тангенциальные напряжения на первом, втором и третьем роликах соответственно.

Осевая сила на суппорт стана ротационной вытяжки вычисляется по выражению

$$P_z = P_{z1} + P_{z2} + P_{z3},$$

где P_{z1}, P_{z2}, $P_{\tau 3}$ при $z = 0$ – осевые составляющие сил на первом, втором и третьем роликах соответственно;

$$P_{z1} = \int_{R_{d1}}^{r_{k1}} \int_{0}^{\theta_{b1}} \sigma_{z1}(r, \theta) r dr d\theta + \mu_o P_{R1};$$

$$P_{z2} = \int_{R_{d2}}^{r_{k2}} \int_{0}^{\theta_{b2}} \sigma_{z2}(r, \theta) r dr d\theta + \mu_o P_{R2};$$

$$P_{z3} = \int_{R_d}^{r_{k3}} \int_{0}^{\theta_{b3}} \sigma_{z3}(r, \theta) r dr d\theta + \mu_o P_{R3},$$

σ_{z1}, σ_{z2}, σ_{z3} – осевые напряжения на первом, втором и третьем роликах на выходе из очага деформации при $z = 0$ соответственно.

Момент сил, приложенный к оправке для осуществления пластического формоизменения в очаге деформации, приближенно может быть вычислен по формуле

$$M_\theta \approx M_{\theta 1} + M_{\theta 2} + M_{\theta 3}.$$

Работа деформации, совершаемая моментами $M_{\theta 1}$, $M_{\theta 2}$ и $M_{\theta 3}$ на углах θ_{b1}, θ_{b2}, θ_{b3} вычисляется по выражению

$$A_{\text{деф}} \approx M_{\theta 1}\theta_{b1} + M_{\theta 2}\theta_{b2} + M_{\theta 3}\theta_{b3}.$$

В табл. 1 и 2 приведены результаты расчета распределения суммарной степени деформации по роликам при ротационной вытяжке цилиндрических деталей из стали 12Х3ГНМФБА по трехроликовой схеме деформирования с разделением очага пластической деформации по выражению (8) и по приближенной методике при различных сочетаниях углов конусности роликов (α_{p1}, ,α_{p2}, α_{p3}). Расчеты выполнены для ротационной вытяжки цилиндрических деталей из трубной заготовки с наружным диаметром $D_0 = 116{,}2$ мм и толщиной стенки трубы $t_0 = 6{,}05$ мм роликами диаметром $D_p = 280$ мм.

Анализ результатов расчетов, приведенных в табл. 1 и 2, показал, что максимальное расхождение результатов расчетов степеней деформации по роликам, вычисленное из условия равенства радиальных проекций площадей контактов роликов с заготовкой (7) и условия равенства радиальных составляющих сил (8), не превышает 10 %.

На рис. 4 представлены зависимости относительных величин радиальной $\overline{P}_R$, тангенциальной $\overline{P}_\tau$ и осевой $\overline{P}_z$ составляющих сил от степени деформации ε при ротационной вытяжке по трехролико-

1. Распределение суммарной степени деформации по роликам при ротационной вытяжке цилиндрических деталей из стали 12Х3ГНМФБА по трехроликовой схеме деформирования с разделением очага пластической деформации ($\alpha_{p1} = 15°$; $\alpha_{p2} = 20°$; $\alpha_{p3} = 30°$)

Суммарная степень на роликах ε_{ip}	Распределение суммарной степени деформации по роликам, %					
	по условию (2)			по условию (1)		
	20	40	60	20	40	60
ε_{1p}	5,08	11,01	16,51	5,67	12,11	18,46
ε_{2p}	7,86	14,42	23,05	7,75	14,47	23,26
ε_{3p}	8,53	21,22	37,73	8,07	20,27	36,13

2. Распределение суммарной степени деформации по роликам при ротационной вытяжке цилиндрических деталей из стали 10 по трехроликовой схеме деформирования с разделением очага пластической деформации ($\alpha_{p1} = 20°$; $\alpha_{p2} = 25°$; $\alpha_{p3} = 30°$)

Суммарная степень на роликах ε_{ip}	Распределение суммарной степени деформации по роликам, %					
	по условию (2)			по условию (3)		
	20	40	60	20	40	60
ε_{1p}	5,90	11,79	17,69	6,89	12,94	19,78
ε_{2p}	7,09	15,14	24,33	6,72	14,99	24,40
ε_{3p}	8,50	19,84	35,78	7,87	18,84	34,02

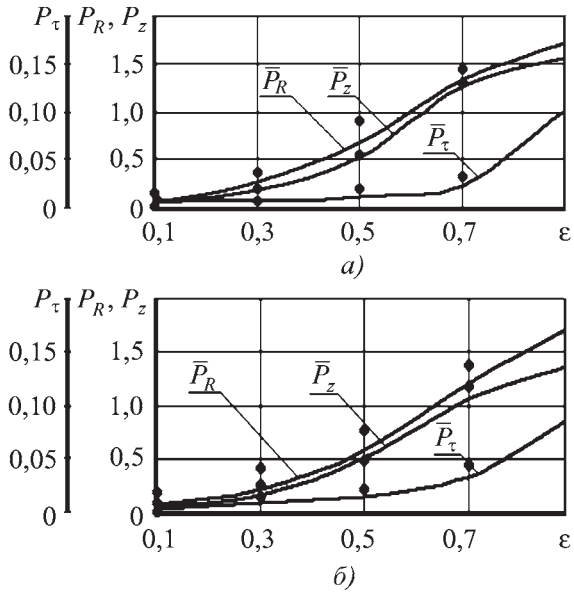


Рис. 4. Зависимости $\bar{P}_R, \bar{P}_\tau, \bar{P}_z$ от ε для стали 12Х3ГНМФБА: *а* – S = 1 мм/об; α_{p1} = 10°; α_{p2} = 20°; α_{p3} = 30°; *б* – S = = 1 мм/об; α_{p1} = 20°; α_{p2} = 25°; α_{p3} = 30°

вой схеме ротационной вытяжки с разделением деформации цилиндрических деталей из стали 12Х3ГНМФБА при фиксированных значениях рабочей подачи S и углов конусности роликов (α_{p1}, α_{p2} и α_{p3}). Точками обозначены результаты экспериментальных исследований.

Расчеты выполнены для трубной заготовки из стали 12Х3ГНМФБА с наружным радиусом R_b = = 64,15 мм, толщиной стенки трубы t_0 = 6,05 мм; диаметром ролика D_p = 280 мм; частотой вращения шпинделя n = 75 мин$^{-1}$; μ_o = 0,15. Введены следующие обозначения:

$$\bar{P}_R = P_R/[(R_b - 0{,}5t_0)t_0\theta_b\sigma_{0,2}];$$

$$\bar{P}_\tau = P_\tau/[(R_b - 0{,}5t_0)t_0\theta_b\sigma_{0,2}];$$

$$\bar{P}_z = P_z/[(R_b - 0{,}5t_0)t_0\theta_b\sigma_{0,2}],$$

а точками обозначены результаты экспериментальных исследований.

Анализ результатов расчетов и графических зависимостей показал, что при обработке деталей по схеме с разделением деформации радиальная P_R и осевая P_z силы имеют меньшие значения по сравнению с обработкой указанных деталей по однороликовой схеме обработки. Значения тангенциальной силы P_τ не имеют больших расхождений при используемых схемах деформирования.

Установлено, что ротационная вытяжка с использованием трехроликовых схем с разделением деформации позволяет снизить радиальные силы деформирования P_R на 25...30 % по сравнению с аналогичной схемой обработки без разделения деформации. Величина тангенциальной P_τ составляющей силы ротационной вытяжки практически не зависит от используемой схемы обработки.

Для каждой группы фиксированных параметров проводили по шесть опытов. За основу брали среднеарифметические данные составляющих сил. Распределение суммарной степени деформации ε между роликами определяли с учетом соотношения (9).

Результаты экспериментальных работ показали удовлетворительную сходимость расчетных и экспериментальных значений сил, не превышающую 10 %. Экспериментально установлено, что ротационная вытяжка с использованием трехроликовых схем с разделением деформации позволяет снизить радиальные и осевые силы деформирования на 25...30 % по сравнению с аналогичными схемами обработки без разделения деформации. Тангенциальная составляющая силы ротационной вытяжки не зависит от используемой схемы обработки.

Приведем пример использования процесса ротационной вытяжки для изготовления сложнопрофильных оболочек с переменной толщиной стенки и наличием кольцевых центрирующих утолщений изделий ответственного назначения из стали 12Х3ГНМФБА. Основными требованиями, предъявляемыми к сложнопрофильным оболочкам с переменной толщиной стенки и наличием кольцевых центрирующих утолщений изделий ответственного назначения, являются: обеспечение высокой точности геометрической формы, линейных и диаметральных размеров и толщины стенки; обеспечение высокой конструктивной прочности при минимальных весовых характеристиках; обеспечение качества поверхности, исключающего наличие поверхностных дефектов (пятен, царапин, забоин, трещин и др.). В зависимости от назначения длина таких оболочек может быть различной и достигает до 2000 мм и более.

На рис. 5 приведена схема типового технологического процесса изготовления цельнометаллической конструкции сложнопрофильной оболочки с применением метода ротационной вытяжки.

Действующая до настоящего времени технология изготовления таких оболочек длиной более 2000 мм предусматривала их изготовление из двух составных частей, каждая из которых предвари-

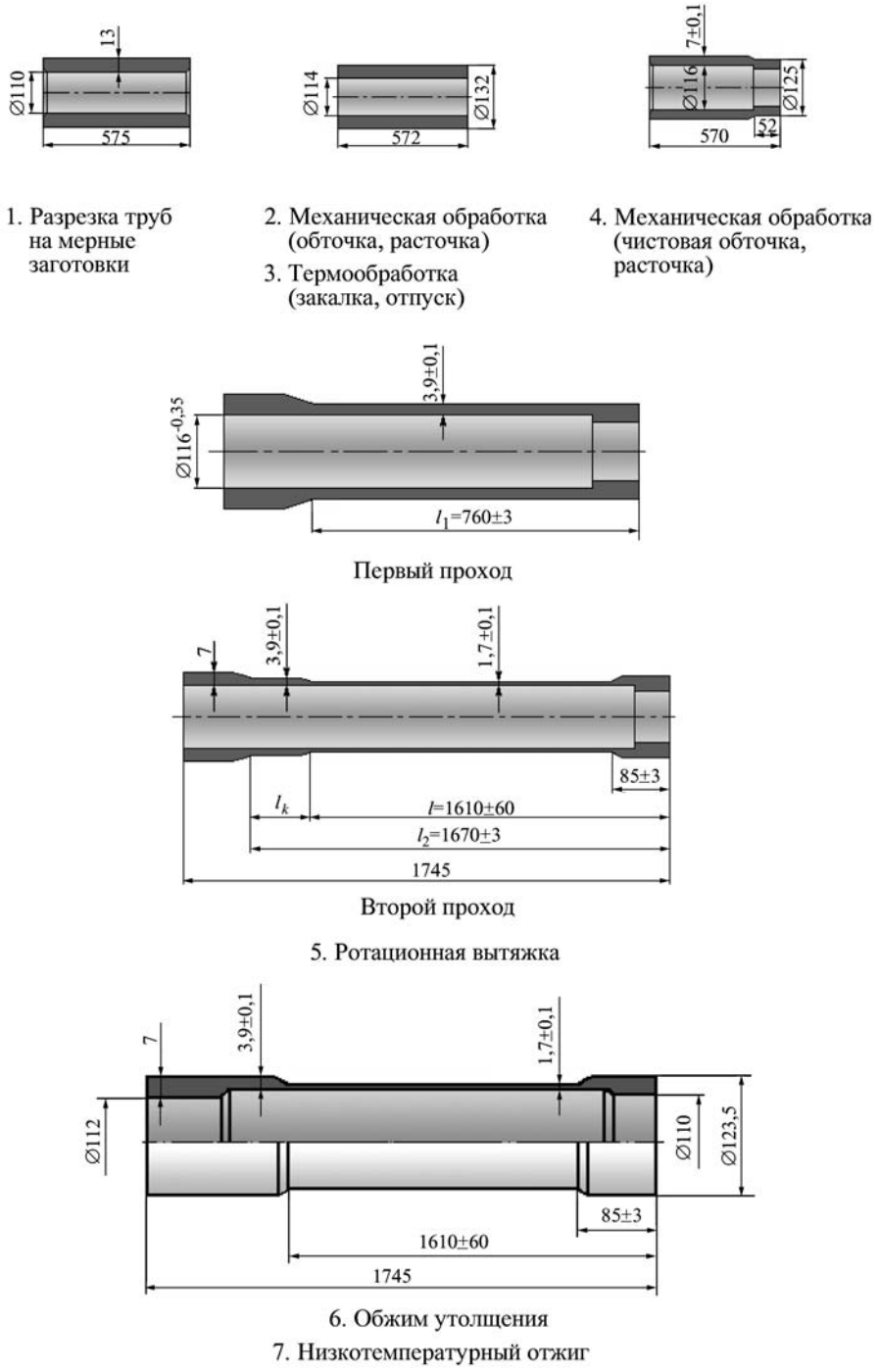


Рис. 5. Схема типового технологического процесса изготовления цельнометаллической конструкции сложнопрофильной оболочки с применением метода ротационной вытяжки

тельно изготовлялась из трубных заготовок с последующей их сваркой в единую конструкцию и окончательной механической обработкой. Суммарный цикл изготовления типовой сварной конструкции сложнопрофильной оболочки, включая окончательную механическую обработку, состоит из 22 основных операций. Кроме того, наличие сварных швов в сложнопрофильных оболочках, работающих в условиях высоких динамических нагрузок, в том числе и после их длительного хранения при плюсовых и минусовых температурах, снижает их эксплуатационную надежность.

Таким образом, выполнены экспериментальные работы по созданию цельнометаллической конструкции сложнопрофильных оболочек и промышленной технологии их производства. В основу этих разработок были положены результаты теоретических и экспериментальных исследований [2–4, 5].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Могильный Н.И.** Ротационная вытяжка оболочковых деталей на станках. М.: Машиностроение, 1983. 190 с.

2. **Белов Е.А., Юдин Л.Г.** Ротационная вытяжка на специализированном оборудовании // Ковка и штамповка: справочник. Т. 4. Листовая штамповка / Под ред. А.Д. Матвеева; ред. совет: Е.И. Семёнов (пред.) и др. М.: Машиностроение, 1987. С. 234–257.

3. **Трегубов В.И.** Ротационная вытяжка с утонением стенки цилиндрических деталей из труб на специализированном оборудовании. Тула: ТулГУ, Тульский полиграфист, 2002. 148 с.

4. **Пат.** 2106217, С 1. Способ ротационной вытяжки полых осесимметричных деталей / Е.А. Белов, А.А. Хитрый, Н.В. Евсеева, В.Е. Ерохин и др. 10.03.98.

5. **Яковлев С.С., Трегубов В.И., Белов А.Е.** Новый подход к анализу процесса ротационной вытяжки цилиндрических деталей из трубных заготовок // Известия ТулГУ. Сер. Механика деформированного твердого тела и обработка металлов давлением. 2003. Вып. 1. С. 13–26.

Сергей Сергеевич Яковлев, д-р техн. наук,
mpf-tula@rambler.ru;
Виктор Иванович Трегубов, д-р техн. наук;
Сергей Петрович Яковлев, д-р техн. наук

УДК 621.983.7.001.8

Б.И. Каменецкий *(Институт физики металлов УрО РАН, г. Екатеринбург)*

Устройство для гидромеханической штамповки трубчатых изделий

Разработано устройство для гидромеханической штамповки трубной заготовки ∅ 8×1,5×100 мм из сплава ВТ1-0 на гидравлическом прессе силой 4000 кН. Устройство позволяет изготовлять трубчатые изделия, имеющие значительно меньшие размеры наружного и внутреннего диаметров деформированного участка, чем соответствующие диаметры заготовки с производительностью 50–60 штук в час.

The equipment for hydromecanical die forming of titanum tubular blank with size of ∅ 8×1,5×100 mm using hydraulic press is designed. The equipment allows to produce tubular parts which have external and internal diameters of the formed area considerably smaller than initial tubular blank has. The performance of the equipment is 50–60 parts per hour.

Ключевые слова: гидромеханическая штамповка; трубная заготовка; трубчатое изделие; плунжер; матрица; оправка; штамп; давление жидкости; продольное напряжение в заготовке.

Keywords: hydromecanical die forming; tubular blank; tubular part; plunger; die; mandrel; stamp; liquid pressure; longitudinal stress.

Трубчатые изделия с переменным по длине поперечным сечением применяются в теплообменниках в качестве переходников. Для некоторых типов теплообменников трубчатые изделия изготовляют из титановых сплавов. Типичные формы изделий переменного сечения из трубной заготовки, а также основные обозначения их размеров приведены на рис. 1.

В статье [1] приведены результаты экспериментальных исследований процесса гидроэкструзии на подвижной оправке толстостенной трубной заготовки ∅ 8×1,5×100 мм, имеющей относительную толщину $s/D = 1{,}5/8{,}0 = 0{,}187$. На их основании показано, что процесс гидроэкструзии толстостенных труб по сравнению с методом ротационного обжатия обеспечивает более высокое качество деталей, позволяет увеличить диапазон разовых деформаций и расширить номенклатуру изготовляемых изделий.

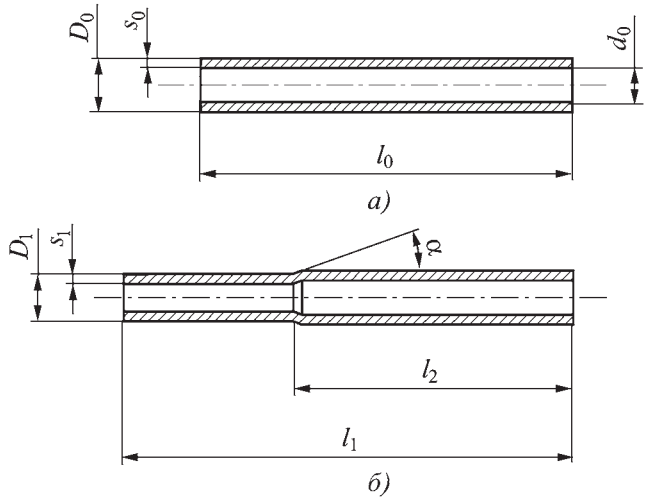


Рис. 1. Заготовка (*а*) и трубчатое изделие переменного сечения (*б*)

Схема устройства для гидроэкструзии полых изделий переменного сечения приведена на рис. 2,

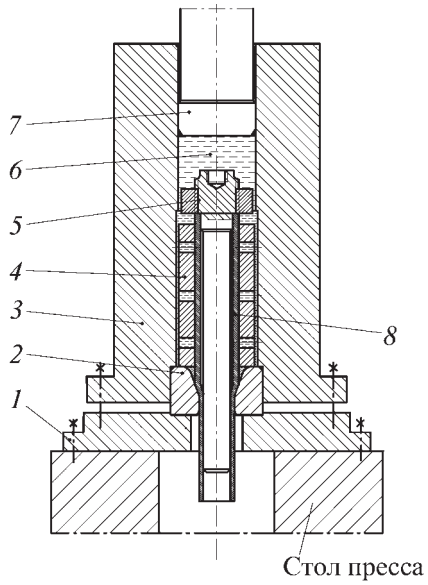


Рис. 2. Схема устройства для гидроэкструзии полых изделий переменного сечения:
1 – опора; *2* – матрица с уплотнениями; *3* – контейнер; *4* – направляющая втулка; *5* – оправка; *6* – рабочая жидкость; *7* – плунжер с уплотнениями; *8* – деформируемое изделие

описание процесса гидроэкструзии на подвижной оправке толстостенной трубной заготовки – в работе [1]. Работает устройство в следующей последовательности.

Перед началом процесса гидроэкструзии смазывают поверхности заготовки *8* и собирают с оправкой *5*, на верхнюю часть которой устанавливают гайку. Верхнюю часть оправки плотно устанавливают в трубу (заготовку) и герметизируют ее полость, а стержень оправки – с зазором. Заготовку в сборе с оправкой ставят на коническую поверхность матрицы *2*, а в канал контейнера заливают рабочую жидкость *6*.

Затем включают пресс, и плунжер *7* перемещается на холостом ходу до входа в канал контейнера, после чего начинается рабочий ход. Давление жидкости в контейнере возрастает и начинается пластическая деформация заготовки. Заканчивается процесс гидроэкструзии в момент касания гайки оправки *5* направляющей втулки *4*. После чего плунжер поднимают в верхнюю позицию и включают выталкиватель пресса на ход вверх, удаляя деформированное изделие с оправкой из матрицы.

В дальнейшем изделие с оправкой удаляют из контейнера. Для извлечения оправки *5* из изделия *8* ее хвостовик зажимают в тисках и, вращая гайку, снимают изделие с оправки.

Таким образом, для осуществления процесса гидроэкструзии трубной заготовки необходимо выполнение дополнительных операций до и после деформирования (сборка трубы с оправкой, установка гайки, залив рабочей жидкости и т.д.). Наличие дополнительных операций увеличивает трудоемкость и снижает производительность процесса.

При гидроэкструзии труб на подвижной оправке радиальные напряжения $\sigma_{rr} = p$, а осевые напряжения σ_{zz} определяются выражением

$$\sigma_{zz} = pD_0^2 \Big/ (D_0^2 - d_0^2), \qquad (1)$$

где p – давление жидкости; D_0, d_0 – соответственно наружный и внутренний диаметры трубы.

Для трубы ∅8×1,5 мм осевое напряжение составит $\sigma_{zz} = p \cdot 8^2/(8^2 - 5^2) = 1{,}64p$. Таким образом, при гидроэкструзии трубы осевое напряжение значительно больше радиального. Вторая особенность предлагаемого процесса состоит в том, что при определенной степени деформации $\psi_{кр}$ давление достигает такого значения $p_{кр}$, что может произойти потеря устойчивости формы (сплющивание) трубы. Давление $p_{кр}$ можно рассчитать по формуле [2]:

$$p_{кр} = \sigma_т \ln D_0/d_0, \qquad (2)$$

где $\sigma_т$ – предел текучести материала трубы при растяжении.

Целью настоящей работы является разработка устройства для гидромеханической штамповки трубчатых изделий переменного сечения, позволяющего механизировать операции установки оправки в полость заготовки перед деформированием и удаления оправки из изделия после формоизменения.

В работах [3, 4] приведены сведения о способе гидромеханической штамповки трубчатых изделий переменного сечения и устройстве для осуществления процесса. В данном устройстве при рабочем ходе ползуна пресса автоматически выполняются следующие операции: уплотнение заготовки в матрицах штампа, заполнение полости контейнера жидкостью, увеличение давления жидкости и деформация заготовки в условиях бокового подпора сжатой жидкости. Модернизация устройства для гидромеханической штамповки была проведена в целях изготовления изделий переменного сечения из толстостенной трубной заготовки.

Устройство предназначено для штамповки трубных заготовок ∅ 8×1,5 мм длиной l_0 = 100 мм и получения изделий, имеющих деформированный участок ∅ 7×1,5 мм длиной l_1 = 55 мм и общую длину 115 мм. Материал труб – титановый сплав ВТ1-0. Трубы изготовлялись по ТУ 14-3-161–73 и поставлялись в мягком состоянии после отжига по стандартному режиму.

Устройство для гидромеханической штамповки трубчатых изделий (рис. 3) устанавливается на стол гидравлического пресса П479 силой 4000 кН.

Плунжер *3* при помощи гайки *2* закреплен в опоре *1*, которая крепится к ползуну пресса. В плунжере *3* выполнен продольный паз, в котором перемещается коромысло *4* с выталкивателем *19*. Коромысло *4* соединено с вилками *5*, перемещающимися в направляющих втулках *6* с помощью пальцев. Контейнер *8* имеет ступенчатый канал, нижняя часть которого имеет больший диаметр, чем верхняя и герметизируется с помощью пробки с уплотнениями *15*. Контейнер скреплен с опорой *11*, закрепленной на столе пресса.

Штамп *9* снабжен уплотнениями в верхней и нижней частях. К нижнему торцу штампа крепится хвостовик *10*, который герметизируется в пробке *15*

с помощью неподвижного уплотнения и гайки *16*. В полости штампа выполнена глухая матрица и размещены несколько продольных отверстий. В верхней части штампа установлена гайка с продольными отверстиями, с помощью которой обеспечивается дополнительное центрирование заготовки *14* по оси контейнера.

Матрицы *12* и *13* устанавливают в гнездо плунжера *3* по посадке с натягом и фиксируют гайкой. В верхней глухой полости плунжера размещена пружина *17* и оправка *18*, которая может перемещаться в отверстии выталкивателя *19*. Выталкиватель *19* скреплен с помощью гайки с коромыслом *4*.

Устройство работает следующим образом. В исходной позиции плунжер *3* поднят в верхнее положение, а выталкиватель пресса находится в верхнем положении, показанном на рис. 3. Заготовку *14* устанавливают на коническую поверхность глухой матрицы штампа *9*, после чего в канал контейнера заливают рабочую жидкость *21* (индустриальное масло И20) до уровня, показанного на рис. 3, I. Затем опускают выталкиватель пресса в нижнюю позицию и включают пресс. Плунжер *3* перемещается на быстром ходу до входа в канал контейнера, после чего начинается рабочий ход со скоростью 2 мм/с.

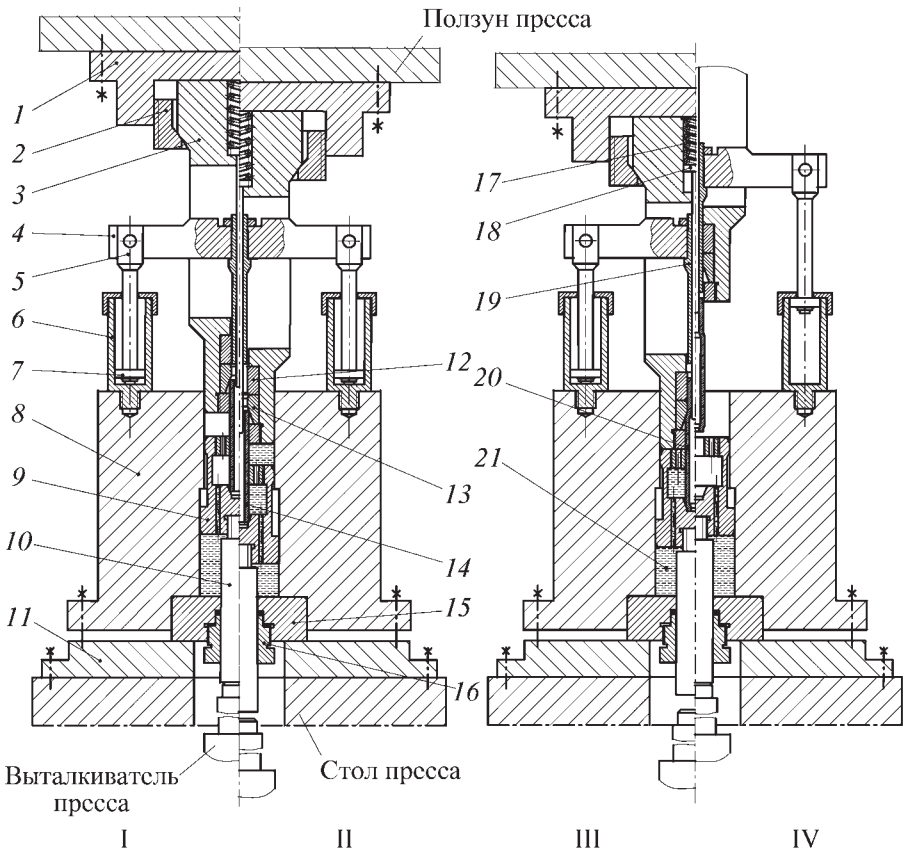


Рис. 3. Конструкция устройства для гидромеханической штамповки трубчатых изделий: *1* – опора; *2* – гайка; *3* – плунжер; *4* – коромысло; *5* – вилки; *6* – направляющие втулки; *7* – шайбы; *8* – контейнер; *9* – штамп с уплотнениями; *10* – хвостовик; *11* – нижняя опора; *12* – калибрующая матрица; *13* – деформирующая матрица; *14* – трубная заготовка; *15* – пробка с уплотнениями; *16* – гайка с уплотнениями; *17* – пружина; *18* – оправка; *19* – выталкиватель; *20* – изделие; *21* – рабочая жидкость

В момент касания матрицы *13* торца заготовки *14* начинается движение штампа вниз, при этом происходит перетекание жидкости из нижнего канала по продольным отверстиям штампа в верхний канал контейнера. После заполнения жидкостью полости верхнего канала и повышения ее давления перемещение штампа вниз прекращается. Взаимное расположение деталей устройства в этот момент показано на рис. 3, II. Сжатая жидкость *21* действует на торцы штампа и боковую поверхность заготовки. Диаметр верхнего канала контейнера меньше, чем диаметр нижнего канала, соответственно, кольцевая площадь над штампом F_1 меньше кольцевой площади под штампом F_2, поэтому при одинаковом давлении жидкости p в каналах контейнера возникает сила S, прижимающая штамп к заготовке:

$$S = p(F_2 - F_1). \qquad (3)$$

Сила S создает в трубной заготовке продольное напряжение σ_{zz}, которое можно оценить по формуле

$$\sigma_{zz} = S/f_0, \qquad (4)$$

где f_0 – площадь сечения заготовки, мм^2.

Конструкция устройства позволяет при заданных диаметрах верхнего и нижнего каналов контейнера, изменяя диаметр хвостовика *10* и устанавливая соответствующую пробку *15* с уплотнениями, варьировать площадь F_2, следовательно, изменять соотношение σ_{zz} и p. Возможность изменения соотношения σ_{zz} и p позволяет увеличить диапазон де-

формаций труб с различной относительной толщиной *s/D*.

По мере достижения σ_{zz} и *p* значений, необходимых для осуществления деформации, начинается процесс гидромеханической штамповки. Во время штамповки плунжер опускается по верхнему каналу, а штамп движется вверх. Подъем штампа и штамповка происходят при постоянном давлении. Оправка *18* движется вместе с деформируемым участком, сжимая пружину *17*. Процесс штамповки заканчивается в момент соприкосновения штампа и плунжера (см. рис. 3, III). Затем плунжер *3* поднимается, а изделие *20* остается в матрицах *13* и *12*, удаляясь из глухой матрицы штампа *9*.

Во время подъема плунжера торец деформированного участка изделия, воздействуя на выталкиватель *19*, перемещает коромысла *4* с вилками *5* в верхнее положение. В определенной верхней позиции плунжера шайбы *7* опираются на торцы крышек направляющих *6* и подъем коромысла с выталкивателем прекращается.

Дальнейший подъем плунжера *3* обеспечивает удаление изделия из матрицы *13* с помощью выталкивателя *19* (см. рис. 3, IV). Затем штамп *9* устанавливается выталкивателем пресса в исходную позицию, а изделие удаляется из рабочей зоны и цикл штамповки повторяется.

Процесс гидромеханической штамповки трубы ∅ 8×1,5 мм со степенью деформации $\psi = 0{,}154$ осуществляли в матрице, имеющей угол конуса $2\alpha = 40°$ и диаметр калибрующего пояска 7,0 мм. В калибрующем пояске матрицы устанавливали оправку с диаметром стержня 4,0 мм. Материал матриц и оправки – сталь Х12М. Матрицы и оправки термообрабатывали до твердости 55...60 HRC. Наружную и внутреннюю поверхности трубных заготовок покрывали на длине 60 мм слоем смазки ЭЛП-В (ТУ 6-08-314–85). Стержень оправки натирали порошковой смазкой фирмы "TECMA".

Давление жидкости при формоизменении трубы с заданной степенью деформации фиксировалось по манометру пресса. При оценке давления в полости контейнера учитывалось, что часть усилия пресса расходуется на преодоление трения в уплотнениях плунжера *3* и штампа *9*. На основании ряда предварительных опытов было установлено, что давление штамповки на ~ 20 % ниже общего давления, вычисленного на основании показаний манометра пресса.

Степень деформации материала заготовки ψ определяли по формуле:

$$\psi = (F_0 - F_1)/F_0, \qquad (5)$$

где F_0 – площадь сечения заготовки, мм^2; F_1 – площадь сечения деформированного участка, мм^2.

В устройстве для гидромеханической штамповки трубы применяли контейнер, верхний канал которого имел диаметр 27 мм, нижний канал – 32 мм, а диаметр хвостовика составлял 15 мм. При таких соотношениях площадей верхнего и нижнего каналов контейнера для трубы ∅ 8×1,5 мм расчетное осевое напряжение с учетом потерь на трение в уплотнениях составит $\sigma_{zz} = 1{,}5p$. На основании показаний манометра пресса давление жидкости в контейнере составляло 150...170 МПа.

Трубчатые изделия, изготовленные гидромеханической штамповкой со степенью деформации $\psi = 0{,}154$, были тщательно осмотрены и качество их деформированной поверхности оценивалось следующими показателями: отсутствием микротрещин и задиров на внутренней поверхности, размерами и отклонениями наружных и внутренних диаметров и шероховатостью наружной и внутренней поверхностей, а также соосностью деформированного участка изделия и трубной заготовки.

При оценке качества внутренней поверхности использовали ультразвуковой (УЗК) контроль и металлографические исследования. УЗК выполняли по стандартной методике на одном из предприятий с использованием датчиков. Металлографические исследования проводили на шлифах, вырезанных из кольцевых образцов деформированной части изделия, на микроскопе "Neophot" с увеличением 500–1000 раз. У всех изделий по результатам УЗК и металлографических исследований дефектов в виде микротрещин и задиров не обнаружено.

Наружные диаметры деформированных участков изделий отличаются от диаметров матриц на величину упругой деформации +(0,01...0,015) мм. Параметр шероховатости наружной поверхности $Ra = 0{,}8$ мкм, что практически совпадает с шероховатостью трубной заготовки. Параметр шероховатости внутренней поверхности трубной заготовки $Ra = 3{,}2...1{,}2$ мкм, а деформированного участка изделия – $Ra = 1{,}62...0{,}8$ мкм, следовательно, чистота внутренней поверхности улучшилась. Внутренние диаметры деформированных участков изделий меньше соответствующих диаметров оправок на 0,01 мм. Соосность деформированного участка изделия и заготовки в пределах 0,1 мм.

При гидромеханической штамповке автоматически осуществляется контроль материала трубы на отсутствие микротрещин при высоком наружном

давлении. Это давление в 2–3 раза выше, чем давление эксплуатации трубчатых изделий. Ориентировочная производительность процесса 50–60 изделий в час с учетом времени вспомогательных операций по смазыванию и загрузке заготовок в устройство и извлечению изделий из рабочей зоны пресса.

Выводы

Разработано устройство для гидромеханической штамповки трубной заготовки ∅ 8×1,5×100 мм из сплава ВТ1-0 на гидравлическом прессе усилием 4000 кН.

Устройство позволяет изготовить трубчатые изделия, имеющие значительно меньшие размеры наружного и внутреннего диаметров деформированного участка, чем соответствующие диаметры заготовки. Производительность процесса гидромеханической штамповки 50–60 изделий в час.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Каменецкий Б.И.** Исследование процесса гидроэкструзии трубчатых изделий переменного сечения // КШП. ОМД. 2008. № 8. С. 3–8.

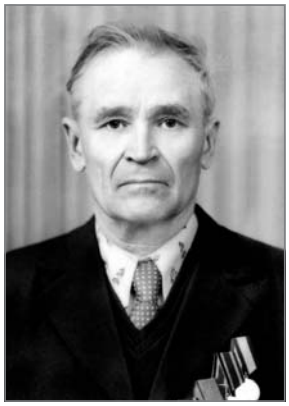
2. **Пью Х.** Механические свойства материалов под высоким давлением. М.: Мир, 1973. 295 с.

3. **Береснев Б.И., Езерский К.И., Трушин Е.В., Каменецкий Б.И.** Высокие давления в современных технологиях обработки материалов. М.: Наука, 1988. 245 с.

4. **А.с. 1433578,** МКИ В 21 J 5/04. Способ гидромеханической штамповки трубчатых изделий переменного сечения.

Борис Исаакович Каменецкий, канд. техн. наук,
kamenetski@imp.uran.ru

К 100-летию со дня рождения Александра Захаровича Журавлёва (1909–2007)



Александр Захарович Журавлёв – д-р техн. наук, профессор, старейший работник и почетный профессор ДГТУ, известный специалист в области теории и технологии кузнечно-штамповочного производства – прошел долгий путь от крестьянина, тракториста, лейтенанта до майора, известного ученого и педагога высшей квалификации.

После окончания Ростовского-на-Дону института сельскохозяйственного машиностроения (РИСХМ) выпускник факультета "Технология машиностроения" начал работу на заводе "Ростсельмаш", а в 1939 г. был приглашен в институт на должность лаборанта, и вскоре назначен заведующим лабораторией кафедры "Ковка и штамповка".

В годы Великой Отечественной войны А.З. Журавлёв с 22 июня 1941 г. до 1946 г. защищал нашу Родину в 224-м артиллерийском зенитном дивизионе, был командиром огневого взвода, затем дивизиона и закончил войну в должности заместителя командира 23-й зенитно-артиллерийской дивизии в Австрии. За боевые заслуги и доблестный труд награжден орденами Красного Знамени, Отечественной войны I и II степени и 10 медалями.

С 1939 г., исключая годы войны, и до последних дней жизни Александр Захарович работал в РИСХМе (ныне ДГТУ), где в различные годы занимал должности ассистента, доцента, профессора кафедры "Машины и технология обработки металлов давлением", в течение 35 лет был ее заведующим. Под его руководством происходило становление кафедры, оснащение ее уникальным оборудованием, необходимой аппаратурой для научных исследований, комплектование кафедры высококвалифицированными преподавателями.

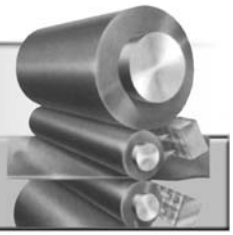
А.З. Журавлёв является одним из создателей научной школы в области штамповки в закрытых штампах и теории образования точных и высококачественных резьб накатыванием. Он – автор ряда изобретений, часть из которых внедрена в производство. Под его руководством были защищены более 20 кандидатских диссертаций, а кафедрой подготовлено более трех тысяч специалистов, среди которых руководители ведущих предприятий, главные специалисты, общественные деятели.

А.З. Журавлёв опубликовал 250 научных и учебно-методических трудов, в числе которых одна из первых в стране монографий "Штамповка в закрытых штампах".

Все, кому посчастливилось слушать лекции Александра Захаровича по "Теории обработки металлов давлением", запомнили не только его глубокое знание предмета, но и увлеченность, с которой он излагал материал, привлекая слушателей к изучению этого сложного курса. В памяти выпускников навсегда осталось его доброжелательное, корректное и уважительное отношение к студентам.

Александр Захарович всегда занимал активную жизненную позицию. Он 15 лет руководил НПО Машпром Ростовской области, был членом Совета по защите кандидатских диссертаций в Ростовском-на-Дону институте сельхозмашиностроения и Краматорском индустриальном институте.

Александр Захарович всю жизнь был предан науке и привлекал к научной работе студентов, любил молодежь и был увлеченным воспитателем.



УДК 621.981

О.В. Мищенко, А.С. Баранов, В.А. Марковцев*, В.И. Филимонов
*(Ульяновский государственный технический университет, *ОАО "Ульяновский НИАТ")*

Об оценке длины зоны плавного перехода при подгибке узких полок с отбортовками в роликах

Представлен теоретический расчет и экспериментальные данные по изменению протяженности зон плавного перехода профилей, вызванному особенностями схемы интенсивного деформирования.

Theoretical calculation and experimental data on the profile smooth zone length variation due to features of intensive roll-forming flower diagrams are given.

Ключевые слова: профилирование; ролики; зона плавного перехода; угол подгибки.

Keywords: roll forming; rolls; smooth bending zone; bending angle.

Метод интенсивного деформирования (МИД) в настоящее время широко применяется для производства гнутых профилей в роликах профилировочных станков. Основной особенностью этого метода формообразования является одновременная формовка всех элементов профиля, что позволяет существенно уменьшить число переходов, использовать компактное оборудование и тем самым снизить затраты на изготовление профилей, особенно в условиях мелкосерийного производства. Другой отличительной чертой указанного метода является значительное "ужесточение" режимов подгибки элементов профиля [1].

При разработке технологии производства многоэлементных профилей приходится осуществлять оценку протяженности зон плавного перехода (ЗПП) для назначения оптимальных углов подгибки и во избежание переформовки заготовки в роликах предшествующего перехода. Такую оценку можно производить на основе модели зоны плавного перехода с использованием метода локальных жесткостей. Анализ ранее разработанной модели зоны плавного перехода для швеллерных и уголковых профилей [2] показал, что для тонкостенных профилей с толщиной стенки 0,6...0,8 мм и широкими полками (более 50 мм) теоретические расчеты и экспериментальные данные дают достаточно хорошее совпадение (отклонения не превышают 16 %). Однако данный вопрос в отношении многоэлементных профилей с узкими полками и толщиной стенок более 1 мм до настоящего времени не был изучен. Между тем, номенклатура вновь разрабатываемых многоэлементных профилей с толщиной стенок более 1 мм в настоящее время достигает 40 % от всего объема вновь разрабатываемых профилей [3].

Целью настоящей статьи является построение математической модели зоны плавного перехода на основе локальных жесткостей и ее экспериментальная проверка.

Для разработки математической модели будем использовать вариационный метод, определив предварительно работу пластической деформации полки, угловой зоны и дна профиля.

Рассмотрим подгибаемую полку приведенных размеров, смежную с дном профиля (рис. 1) на одном из технологических переходов, опустив индексацию переходов. Будем считать, что в данном переходе (скажем, k-м) угол подгибки равен θ_k, а в межклетьевом пространстве текущий угол подгибки является функцией $\theta(x_2)$. При этом следует иметь в виду, что к $(k-1)$-му переходу суммарный угол подгибки будет составлять α_{k-1}, а к k-му переходу – $\alpha_k = \alpha_{k-1} + \theta_k$.

При подгибке полки примем следующие допущения: 1) материал заготовки – несжимаемый, упрочняемый по степенному закону; 2) ширина пол-

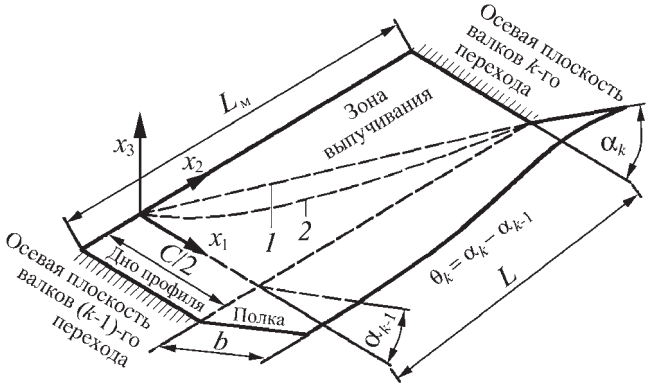


Рис. 1. Геометрия ЗПП и расположение локальной системы координат:
1 – аппроксимация реальной границы пластической области; *2* – реальная граница пластической области

ки не изменяется, а срединная поверхность полки описывается линейчатой поверхностью; 3) пренебрегаем сдвиговыми деформациями в плоскости полки; 4) пренебрегаем размерами угловой зоны в сравнении с шириной полки.

Уравнение срединной поверхности полки в выбранной системе координат будет иметь вид

$$x_1 - \frac{C}{2} = \mathrm{v}\cos\theta(u),\ x_2 = u,\ x_3 = \mathrm{v}\sin\theta(u), \qquad (1)$$

где x_1, x_2, x_3 – декартовы координаты; C – ширина донной части профиля; v, u – криволинейные координаты.

Предварительно вычислим деформации полки при подгибке, для чего найдем коэффициенты первой квадратичной формы ее срединной поверхности, задаваемой уравнениями (1):

$$E = \frac{\partial x_i}{\partial u}\frac{\partial x_i}{\partial u} = 1 + \mathrm{v}^2\left(\frac{\partial\theta}{\partial u}\right)^2;$$
$$F = \frac{\partial x_i}{\partial u}\frac{\partial x_i}{\partial \mathrm{v}} = 0;\ G = \frac{\partial x_i}{\partial \mathrm{v}}\frac{\partial x_i}{\partial \mathrm{v}} = 1, \qquad (2)$$

где E, F, G – коэффициенты первой квадратичной формы.

Длина дуги dS в криволинейной системе координат задается выражением:

$$dS = \sqrt{E(du)^2 + 2Fdud\mathrm{v} + G(d\mathrm{v})^2}. \qquad (3)$$

Продольная логарифмическая деформация e_u для точек, равноудаленных от зоны сгиба, с учетом формул (2), (3) определяется соотношением ($d\mathrm{v} = 0$)

$$e_u = \ln\left(\frac{dS|_{d\mathrm{v}=0}}{du}\right) = \ln(\sqrt{E}) = \frac{1}{2}\ln E. \qquad (4)$$

Логарифмическая деформация e_v в направлении координаты v с учетом соотношений (2) и (3) вычисляется по формуле

$$e_\mathrm{v} = \ln\left(\frac{dS|_{du=0}}{d\mathrm{v}}\right) = \ln(\sqrt{G}) = 0. \qquad (5)$$

Учитывая допущение о несжимаемости материала, на основании формул (4) и (5) получаем формулу для определения деформации по толщине полки:

$$e_n = -e_u - e_\mathrm{v} = -e_u. \qquad (6)$$

Интенсивность деформаций e_i с учетом формулы (6) можно найти:

$$e_i = \frac{2}{\sqrt{3}}\ln\left(1 + \mathrm{v}^2\left(\frac{\partial\theta(u)}{\partial u}\right)^2\right). \qquad (7)$$

Удельную работу деформации полки $A_n^{\text{уд}}$ с учетом степенного упрочнения можно получить интегрированием приращения удельной работы:

$$A_n^{\text{уд}} = \int \sigma_i de_i = \frac{1}{m+1}Ae_i^{m+1} \approx$$
$$\approx \frac{A}{m+1}\left[\frac{2}{\sqrt{3}}\mathrm{v}^2\left(\frac{\partial\theta(u)}{\partial u}\right)^2\right]^{m+1}, \qquad (8)$$

где σ_i – интенсивность напряжений; A, m – параметры упрочнения; e_i – интенсивность деформаций, определяемая формулой (7).

Для вычисления удельной работы, связанной с формированием угловой зоны, следует сделать некоторые предварительные замечания. При использовании метода интенсивного деформирования схема формовки предусматривает постоянную величину радиуса зон сгиба на каждом из переходов, что вовсе не означает отсутствие энергетических затрат, идущих на формообразование этих зон. Во-первых, в каждой клети происходит нагружение будущих угловых зон по крайней мере до уровня пластического состояния; во-вторых, размер угловых зон изменяется уже в межклетьевом пространстве вследствие изменения угла подгибки. Поэтому сформулируем допущения для угловой зоны:

1) принимается схема плоской деформации ($e_u = 0$);

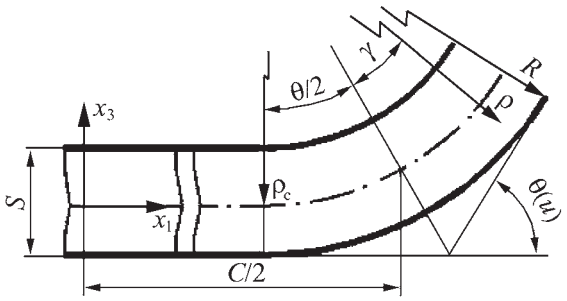


Рис. 2. Параметры угловой зоны

2) радиус кривизны срединной поверхности остается постоянным практически на всех этапах деформирования;

3) работа деформирования сжатой зоны равна работе деформирования растянутой зоны;

4) элементарные площадки при изгибе сохраняют свои площади: $\alpha\rho d\rho = \alpha\rho_c d\rho_c$, где $d\rho$, $d\rho_c$ – приращения радиусов кривизны вблизи соответственно произвольной точки и срединного слоя.

Координаты произвольной точки угловой зоны в межклетьевом пространстве задаются следующими соотношениями (рис. 2):

$$x_1 - \frac{C}{2} = \rho\sin\left(\frac{\theta(u)}{2} + \gamma\right) - \rho_c \sin\left(\frac{\theta(u)}{2}\right);\ x_2 = u;$$
$$x_3 = \rho_c - \rho\cos\left(\frac{\theta(u)}{2}\right), \qquad (9)$$

где ρ – текущий радиус; ρ_c – радиус срединной поверхности угловой зоны; γ – текущий угол, отсчитываемый от биссектрисы угла.

Для определения деформаций найдем предварительно коэффициенты первой квадратичной формы с учетом соотношений (9):

$$E = \frac{\partial x_i}{\partial\rho}\frac{\partial x_i}{\partial\rho} = 1;\ F = \frac{\partial x_i}{\partial\rho}\frac{\partial x_i}{\partial\gamma} = \rho\sin(\theta + 2\gamma);$$
$$G = \frac{\partial x_i}{\partial\gamma}\frac{\partial x_i}{\partial\gamma} = \rho^2. \qquad (10)$$

Длина дуги для этого случая определяется формулой:

$$dS = \sqrt{E(d\rho)^2 + 2Fd\rho d\gamma + G(d\gamma)^2}. \qquad (11)$$

Окружные логарифмические деформации с использованием зависимостей (10) и (11) вычисляются так:

$$e_\gamma = \ln\left(\frac{dS|_{d\rho=0}}{d\gamma\rho_c}\right) = \ln\left(\frac{\rho}{\rho_c}\right), \qquad (12)$$

а радиальная компонента деформации с учетом третьего допущения:

$$e_\rho = \ln\left(\frac{dS|_{d\gamma=0}}{d\rho_c}\right) = \ln\left(\frac{\sqrt{(d\rho)^2}\rho_c}{\rho d\rho}\right) = \ln\left(\frac{\rho_c}{\rho}\right). \qquad (13)$$

Из формул (12) и (13) следует, что

$$e_\rho = -e_\gamma. \qquad (14)$$

Принимая во внимание первое допущение и формулу (14), можно констатировать, что для угловой зоны условие несжимаемости также выполняется.

Следуя логике вычисления удельной работы формообразования полки, найдем удельную работу деформирования угловой зоны:

$$A_{\text{уг}}^{\text{уд}} = \frac{A}{m+1}e_i^{m+1}\left(\frac{\sqrt{2}}{3}\ln\left(\frac{\rho}{\rho_c}\right)\right)^{m+1}. \qquad (15)$$

При подгибке полки происходит передача в донную часть профиля сил, заставляющих ее выпучиваться и приходить в пластическое состояние, причем зона выпучивания обычно не простирается далее зоны плавного перехода.

На рис. 1 показана пластическая зона донной части профиля, для которой разумными являются следующие допущения:

1) работа выпучивания мала в сравнении с работой пластического сжатия;

2) длина пластической области в донной части профиля равна протяженности зоны плавного перехода подгибаемой полки;

3) боковые границы пластической области в донной части профиля близки по форме к ветвям некоей параболы, которые могут быть аппроксимированы линейной зависимостью с углом подгибки в качестве аргумента.

В этом случае удельную работу пластического деформирования дна профиля можно представить соотношением

$$A_{\text{д}}^{\text{уд}} = \frac{A}{m+1}e_{\text{пр}}^{m+1}, \qquad (16)$$

где $e_{\text{пр}}$ – предельная упругая деформация (минимальной пластической деформации).

Последующая задача состоит в определении полной работы пластической деформации полки, угловой зоны и донной части профиля.

Полная работа формообразования полки определяется на основе формулы (8), полученной с учетом разложения в ряд Тейлора логарифмической

функции (7) с удержанием члена первого порядка малости

$$A_{\text{п}}^{\text{полн}} = \int_0^L \int_0^b \int_0^S A_{\text{п}}^{\text{уд}} dS d\nu du = W \int_0^L \left(\frac{\partial \theta(u)}{\partial u} \right)^{2m+2} du, \quad (17)$$

где L – протяженность зоны плавного перехода; S – толщина заготовки.

В формуле (17) величина W определяется следующей формулой:

$$W = \frac{ASb^{2m+3}}{(m+1)(2m+3)} \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{m+1}. \quad (18)$$

Полная работа пластического деформирования угловой зоны вычисляется с использованием формулы (17):

$$A_{\text{уг}}^{\text{полн}} = 2 \int_0^b \int_{\rho_c}^R A_{\text{уг}}^{\text{уд}} \rho d\rho du = \frac{2A}{m+1} \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{m+1} \times \times \int_{\rho_c}^R \left[\ln \left(\frac{\rho}{\rho_c} \right) \right]^{m+1} \rho d\rho \int_0^L \theta(u) du, \quad (19)$$

где R – радиус кривизны наружного контура зоны сгиба.

В формуле (19) подынтегральное выражение, содержащее логарифм, может быть разложено в ряд Тейлора с удержанием первого члена ряда:

$$\ln \sum_{i=1}^n \left[\frac{(\rho/\rho_c)^i}{i(\rho/\rho_c)^i} \right] \approx \frac{\rho - \rho_c}{\rho}. \quad (20)$$

Анализ соотношения (20) при $\rho = R$ показывает, что второй и несколько последующих членов не превышают в сумме 10 % от величины первого члена. Учитывая также, что m существенно меньше единицы, интеграл, содержащий логарифмическую функцию, после проведения интегрирования принимает следующее значение ($R \approx \rho_c + S/2$):

$$\int_{\rho_c}^R \left[\ln \left(\frac{\rho}{\rho_c} \right) \right]^{m+1} \rho d\rho \approx \frac{1}{m+1} \left(\frac{S}{2} \right)^{2+m}. \quad (21)$$

Принимая во внимание формулу (21), полная работа пластического деформирования угловой зоны приобретает вид

$$A_{\text{уг}}^{\text{полн}} = Y \int_0^L \theta(u) du, \quad (22)$$

где $Y = \frac{2A}{1-m^2} \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{m+1} \left(\frac{S}{2} \right)^{m+2}$.

Полная работа пластического деформирования донной части профиля с учетом формулы (16) и допущения об аппроксимации границы пластической области принимает следующий вид:

$$A_{\text{д}}^{\text{полн}} = \int_0^L Z \theta(u) du, \quad (23)$$

где $Z = \frac{ASC}{(m+1)4\theta_k} e_{\text{пр}}^{m+1}$.

Полная функция работ для правой половины профиля определяется на основании формул (17), (22) и (23):

$$A^{\text{полн}} = \int_0^L \left[W \left(\frac{\partial \theta(u)}{\partial u} \right)^{2m+2} + (Y+Z)\theta(u) \right] du. \quad (24)$$

Теперь надлежит решить вариационную задачу с подвижной границей:

$$\delta A^{\text{полн}} = \delta \int_0^L \xi(\dot{\theta}, \theta, u) du, \quad (25)$$

где ξ равно подынтегральной функции в формуле (24).

Решение задачи (25) сводится к интегрированию уравнения Эйлера [4]:

$$\frac{\partial \xi}{\partial \theta} - \frac{d}{du} \left[\frac{\partial \xi}{\partial \dot{\theta}} \right] = 0,$$

которое принимает следующий вид:

$$\frac{d(\dot{\theta})^{2m+1}}{du} = \zeta, \quad (26)$$

где $\zeta = \frac{Y+Z}{W(2m+2)}$.

Решение дифференциального уравнения (26) в окончательном виде представляется функцией:

$$\theta(u) = D(\zeta u + C_1)^B + C_2, \quad (27)$$

где C_1, C_2 – константы, подлежащие определению; $D = \frac{2m+1}{\zeta(2m+2)}$, $B = \frac{2m+2}{2m+1}$.

Граничные условия для определения констант в решении (27) формулируются таким образом:

$$\theta(u)_{u=0} = 0; \left. \frac{d\theta}{du} \right|_{u=0} = 0.$$

После удовлетворения указанным граничным условиям решение (27) приобретает вид:

$$\theta(u) = D(\zeta u)^B. \quad (28)$$

Для определения протяженности ЗПП необходимо использовать условие $\theta(u)|_{u=L} = \theta_k$, откуда следует

$$L = \left(\frac{\theta_k}{D} \right)^{\frac{1}{B}} \frac{1}{\zeta}. \quad (29)$$

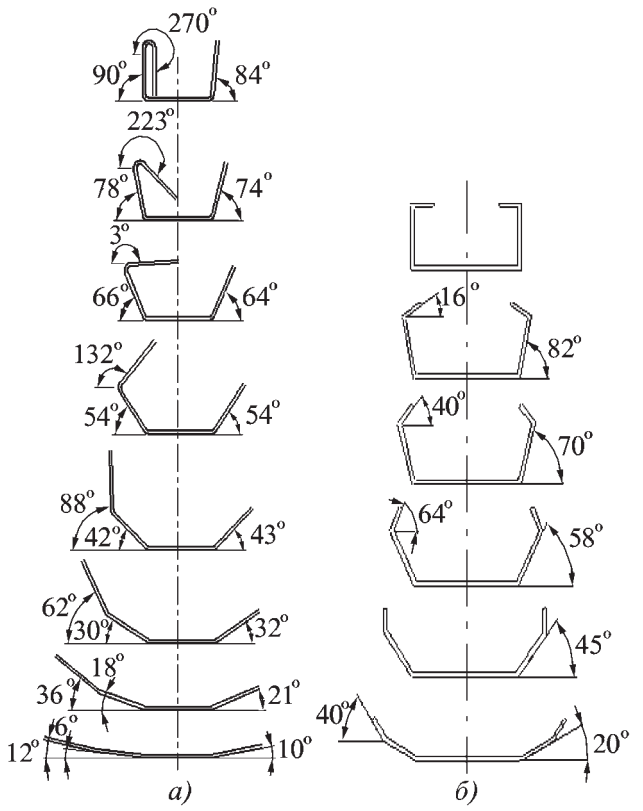


Рис. 3. Схемы формообразования:
а – армирующий профиль 40,5×27,5×1,5 мм; *б* – С-образный профиль 34,6×13,2×1,8 мм

Рассмотрим предельные случаи для модели (29). Если положить $C = 0$ ($Z = 0$), то получаем модель Гуна–Полухина для формовки уголка из упрочняющейся полосы [5]. Полагая $m = 0$ (неупрочняющийся материал заготовки), легко показать, что предлагаемая модель в точности совпадает с моделью ЗПП при стесненном изгибе для случая формовки изотропной полосы с постоянным радиусом гиба и одинаковым средним диаметром формующих роликов смежных переходов [6].

Для проверки полученных зависимостей и в целях иллюстрации применения данной модели проведено исследование армирующего профиля 40,5×27,5×1,5 мм и С-образного профиля 34,6×13,2×1,8 мм, формуемых по различным схемам (рис. 3).

Отметим, что при формовке многоэлементных профилей подгибаемая полка обладает большей жесткостью за счет "надстройки", чем полка со свободным торцом. В этом случае необходимо учитывать жесткость элементов, которые несет основная полка. Учет изменения жесткости полки можно производить согласно следующей процедуре.

Сначала приводим по каждому переходу полку с элементами жесткости к гладкой полке. Для этого приравниваем вычисленный для данной полки (от корневой точки) на данном переходе полярный момент инерции теоретическому моменту инерции J_p:

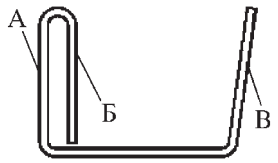
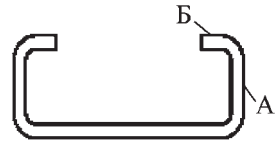
$$J_p^{\text{выч}} = J_p^{\text{теор}} = \frac{Sb^3}{3}, \qquad (30)$$

где S – эквивалентная толщина полки; b – длина полки.

Из формулы (30) получаем эквивалентную толщину полки:

$$S = \frac{3J_p^{\text{выч}}}{b^3}. \qquad (31)$$

Приведение полки к эквивалентной толщине

Сечение профиля	Номер перехода	Момент инерции (А), мм^4	Момент инерции (В), мм^4	Эквивалентная толщина (А), мм	Эквивалентная толщина (В), мм
	1	18196	11109	2,62	1,6
	2	18281		2,64	
	3	18363		2,65	
	4	18443		2,66	
	5	18647		2,69	
	6	18979		2,74	
	7	19230		2,77	
	8	19458		2,80	
	1	2213	–	2,88	–
	2	2264		2,95	
	3	2283		2,97	
	4	2326		3,03	
	5	2399		3,12	
	6	2475		3,22	

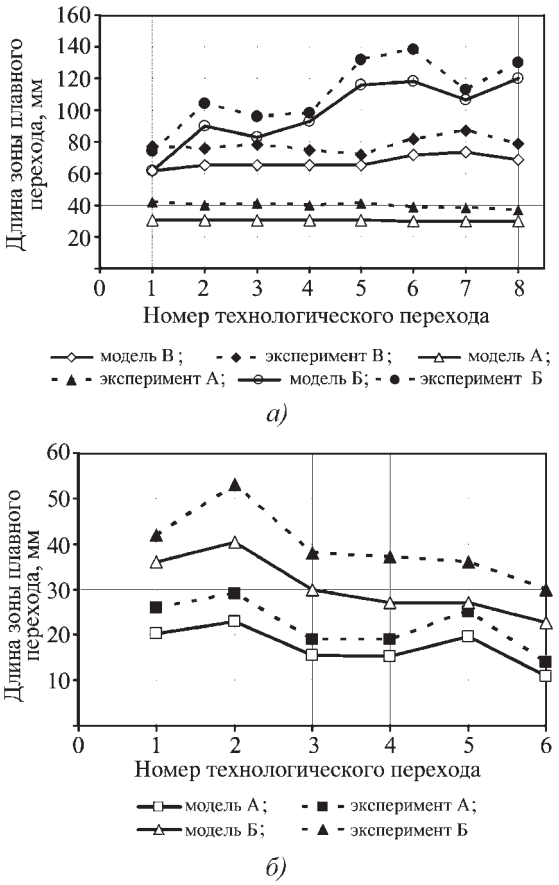


Рис. 4. Изменение протяженности ЗПП:
а – армирующий профиль 40,5×27,5×1,5 мм; *б* – С-образный профиль 34,6×13,2×1,8 мм

Используя (31), вычисляем S по каждому из переходов. Полученные данные приведены в таблице.

Для расчета протяженности ЗПП на основе модели (29) с учетом зависимости (31) использовали программу MathCAD-200Pro с предварительным получением характеристик жесткости "надстройки" полки для каждого из переходов утилитой МЦХ программы Компас-3D V9. При вычислениях принято $C = 0$, т.е. считаем, что дно абсолютно жесткое. Результаты расчетов и экспериментальные данные представлены на рис. 4, откуда видно, что расхождение теоретических и экспериментальных результатов для профиля с толщиной стенки 1,5 мм укладывается в 16 %, а для профиля с толщиной стенки 1,8 мм – несколько превышает 20 %. Это означает, что разработанную модель можно использовать при первичной оценке схемы формообразования профилей, близкой к схеме локальной формовки, а также для определения углов подгибки θ_k на основе зависимости (29). Учитывая связь протяженности ЗПП с продольной деформацией полок [1], можно добиться выравнивания продольных деформаций полок по переходам.

В случае широких полок и малой толщины стенок (до 0,8 мм) модель позволяет избегать переформовки заготовки, если назначением углов подгибки удовлетворить условию:

$$L_k \le L_м,$$

где $L_м$ – межклетьевое расстояние профилировочного станка.

Выводы

1. Разработанная модель позволяет прогнозировать изменение ЗПП заготовки по переходам в зависимости от выбранной схемы формообразования и производить уточненный расчет углов подгибки для выравнивания продольной деформации подгибаемых полок по переходам.

2. Данная модель может также использоваться на стадии разработки технологии для предотвращения переформовки заготовки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Филимонов С.В., Филимонов В.И.** Метод, расчеты и технология интенсивного деформирования в роликах гнутых профилей типовой номенклатуры. Ульяновск: Изд-во УлГТУ, 2004. 246 с.

2. **Филимонов С.В., Филимонов А.В., Филимонов В.И.** Модель зон плавного перехода при интенсивном формообразовании профиля из упрочняющегося материала // Производство проката. 2008. № 10. С. 26–32.

3. **Филимонов А.В.** Совершенствование технологии производства полузакрытых профилей в роликах методом интенсивного деформирования: дис. ... канд. техн. наук. Нижний Новгород: НГТУ, 2009. 206 с.

4. **Васидзу К.** Вариационные методы в теории упругости и пластичности: пер. с англ. М.: Мир, 1987. 542 с.

5. **Пластическое** формоизменение металлов // Г.Я. Гунн, П.И. Полухин, В.П. Полухин, Б.А. Прудковский. М.: Металлургия, 1968. 416 с.

6. **Марковцев В.А., Филимонов В.И.** Формообразование стесненным изгибом в роликах и правка гнутых тонкостенных профилей. Ульяновск: Изд-во УлГТУ, 2006. 244 с.

Ольга Владимировна Мищенко,
старший преподаватель;
Александр Сергеевич Баранов, инженер;
Владимир Анатольевич Марковцев,
канд. техн. наук;
Вячеслав Иванович Филимонов, д-р техн. наук,
fwiumz@mail.ru

УДК 621. 778

Г.Н. Гурьянов *(ООО "Феникс +", г. Белорецк)*

Расчет оптимальных углов волочения проволоки по различным методикам

Приведены результаты расчета оптимальных углов рабочей зоны на основе экстремального решения уравнения, определяющего полное осевое напряжение волочения, а также по приближенным формулам.

Results of calculation of optimum corners of working zone on the basis of the extreme decision of the equation defining full axial pressure of drawing, and also under the approached formulas are resulted.

Ключевые слова: проволока; угол волочения оптимальный; экономия энергии; методика.

Keywords: wire; corner of drawing optimum; economy of energy; techniques of calculation; method.

Применение волок с оптимальным углом рабочего конуса обеспечивает при прочих равных условиях деформации минимальные осевые напряжения и силы волочения. Это позволяет снизить затраты энергии на пластическое формоизменение заготовки и повысить стабильность и надежность процесса волочения [1].

Известен способ определения оптимальных углов на основе аналитических зависимостей для расчета осевого напряжения волочения, который включает определение их первой производной по исследуемому параметру и нахождение корней уравнения первой производной [2–5].

Поскольку сложно или невозможно получить аналитическое решение уравнения производной, то делаются упрощения и допущения при его выводе и реализации. В результате снижается достоверность расчетных данных.

Покажем возможность определения оптимальных значений угла рабочей зоны на основе экстремального решения уравнения, определяющего полное осевое напряжение на выходе волоки.

При волочении стальной проволоки наиболее просто и с достаточной для практики точностью описывается изменение предела текучести металла $\sigma_{ті}$ с ростом коэффициента вытяжки μ степенной зависимостью [6]:

$$\sigma_{т\,i} = \sigma_{т\,0}\mu^{k}, \qquad (1)$$

где $\sigma_{т0}$, $\sigma_{ті}$ – предел текучести металла соответственно на входе и выходе из рабочего конуса волоки; k – коэффициент упрочнения; $\mu = d_0^2/d^2$; d_0, d – соответственно начальный и текущий диаметры заготовки.

Эмпирическая формула (1) достаточно точно отражает изменение прочности при волочении холоднотянутой углеродистой проволоки из патентированной заготовки.

При степенной зависимости предела текучести металла от величины вытяжки (1) расчет прироста осевого напряжения в рабочем конусе волоки удобно выполнять по формуле [7]

$$\sigma_{z1} = \frac{\alpha_{s\,0}}{k}(\mu^{k} - 1)(1 + f\mathrm{ctg}\alpha), \qquad (2)$$

где f – коэффициент трения; α – угол наклона образующей рабочего конуса к оси волочения.

В работах [8, 9] калибрующий поясок рассматривался в виде усеченного конуса с бесконечно малым углом α^* и были получены выражения, позволяющие использовать уравнения разных исследователей для определения прироста осевого напряжения в рабочем конусе, при расчете осевого напряжения в пояске.

Формула (2) с учетом выражений, полученных в работах [8, 9], и характера упрочнения (1) для расчета прироста осевого напряжения в пояске длиной l принимает вид

$$\sigma_{z2} = \frac{\sigma_{s\,0}\mu^{k}}{k}((\mu^{*})^{k} - 1)(1 + f\mathrm{ctg}\alpha^{*}),$$

где

$$\mu^{*} = 1 + 2(h/r_k) + (h/r_k)^2;$$
$$h = l\,\mathrm{tg}\alpha^{*},$$

l, r_k – соответственно длина и радиус пояска; $\alpha^* = 10^{-8}...10^{-6}$ рад, μ^* – бесконечно малые величины

соответственно угла наклона образующей боковой поверхности пояска и вытяжки в пояске; σ_{s0} – исходный предел текучести.

Прирост напряжения σ_{zq} от действия противонатяжения и прирост σ_{cd}, идущий на осуществление деформации сдвига металла на входе и выходе рабочего конуса волоки, рассчитывали по известным в теории волочения формулам:

$$\sigma_{zq} = \sigma_{q0} / \mu^{(f\mathrm{ctg}\alpha)};$$

$$\sigma_{cd} = 4\sigma_{т}\,\mathrm{tg}\alpha / (3\sqrt{3}),$$

где σ_{q0} – напряжение противонатяжения; $\sigma_s = (\sigma_{т0} + \sigma_{тk})/2$ – средний предел текучести металла; $\sigma_{тk}$ – предел текучести на выходе из рабочего конуса.

Полное (суммарное) осевое напряжение на выходе из волоки определяется выражением

$$\sigma_{z\Sigma} = \sigma_{z1} + \sigma_{z2} + \sigma_{zq} + \sigma_{cd}. \qquad (3)$$

Приведем формулы для приближенного расчета значений оптимального угла волочения.

В работе [1] отмечается, что при аналитическом определении оптимального угла волочения встречаются заметные трудности. "В связи с этим рядом авторов на основе статистической обработки экспериментальных данных предложены различные эмпирические и полуэмпирические формулы для определения $\alpha_{опт}$" [1]. Наиболее удовлетворительные результаты расчета оптимального угла волочения дает формула Ш. Гелеи:

$$\sin\alpha_{опт} = \sqrt{\frac{2{,}6fq}{2-q}},$$

где $q = (d_0^2 - d_k^2)/d_0^2$ – относительное единичное обжатие.

Если выразить q через вытяжку μ, то будем иметь зависимость

$$\sin\alpha_{опт} = \sqrt{\frac{2{,}6f(\mu-1)}{\mu+1}}. \qquad (4)$$

"Рассматривая эту, как и другие аналогичные зависимости, следует иметь в виду, что вследствие гидродинамического эффекта с уменьшением угла α (он же угол смазочного клина) понижается и величина коэффициента трения, а также и то, что эти формулы получены при анализе процессов без внешнего противонатяжения и без учета диаметра профиля" [1].

Известны и другие формулы для расчета $\alpha_{опт}$ [2]:

Германна $\sin 2\alpha_{опт} = \sqrt{6f\ln\mu}$; (5)

А.Л. Тарнавского $\mathrm{tg}\alpha_{опт} = \sqrt{\dfrac{f\ln\mu}{0{,}77}}$. (6)

Авторами работы [5] получена формула на основе упрощенного уравнения И.Л. Перлина для расчета осевого напряжения

$$\mathrm{tg}\alpha_{опт} = 1{,}414\sqrt{f\ln\mu(1-\sigma_{q0}/\sigma_{т})}, \qquad (7)$$

где σ_{q0} – напряжение противонатяжения.

При конкретных значениях параметров деформации определяли точное значение оптимального угла $\alpha_{опт}$. Для этого использовали математическую систему MathCAD при исследовании на минимум уравнения, определяющего полное осевое напряжение (3). По найденным значениям угла $\alpha_{опт}$ построили уравнения регрессии, отражающие зависимость оптимального угла от коэффициента трения и вытяжки при отсутствии противонатяжения и при действии напряжения противонатяжения 250 МПа. Расчет выполняли при исходном пределе текучести $\sigma_{т0}$ = 800 МПа и коэффициенте упрочнения k = 0,25 (1).

В табл. 1 и 2 приведены уравнения регрессии, наиболее подходящие для аппроксимации расчетных данных.

Расчетные значения оптимальных углов с высокой точностью представляются регрессионной зависимостью в виде степенной функции:

$$\alpha_{опт} = af^{b},$$

где a, b – коэффициенты регрессии. Поэтому значение достоверности аппроксимации R^2 для всех шести вариантов расчета равно единице (см. табл. 1).

1. Регрессионные зависимости оптимального угла $\alpha_{опт}$ от коэффициента трения

Вытяжка	σ_{q0}, МПа	Уравнение
1,10	0	$\alpha_{опт} = 20{,}0f^{0{,}4987}$
1,25	0	$\alpha_{опт} = 30{,}53f^{0{,}4987}$
1,50	0	$\alpha_{опт} = 40{,}46f^{0{,}4955}$
1,10	250	$\alpha_{опт} = 17{,}84f^{0{,}5035}$
1,25	250	$\alpha_{опт} = 27{,}26f^{0{,}5022}$
1,50	250	$\alpha_{опт} = 36{,}91f^{0{,}5021}$
Примечание. $R^2 = 1{,}0$.		

2. Регрессионные зависимости величины оптимального угла $\alpha_{опт}$ от коэффициента вытяжки

f	σ_{q0}, МПа	Уравнение
0,01	0	$\alpha_{опт} = -15{,}3\mu^4 + 94{,}5\mu^3 - 220{,}5\mu^2 + 233\mu - 91$
0,05	0	$\alpha_{опт} = -40{,}4\mu^4 + 245{,}7\mu^3 - 563{,}2\mu^2 + 584\mu - 224$
0,15	0	$\alpha_{опт} = -58{,}5\mu^4 + 361{,}2\mu^3 - 841{,}8\mu^2 + 889\mu - 346$
0,01	250	$\alpha_{опт} = -6{,}6\mu^4 + 43{,}5\mu^3 - 108{,}5\mu^2 + 124\mu - 52$
0,05	250	$\alpha_{опт} = -37{,}8\mu^4 + 228{,}6\mu^3 - 520{,}6\mu^2 + 536\mu - 205$
0,15	250	$\alpha_{опт} = -56{,}0\mu^4 + 342{,}9\mu^3 - 791{,}2\mu^2 + 827\mu - 320$
Примечание. $R^2 = 0{,}99$.		

В регрессионных зависимостях табл. 1 показатель степени равен ~ 0,5, т.е. совпадает с показателем степени при коэффициенте трения в формулах (4)–(7).

Надо отметить, что зависимость оптимального угла от вытяжки с меньшей степенью точности аппроксимируется логарифмической зависимостью (в формулах (5)–(7) имеется логарифм вытяжки), чем полиномиальным рядом четвертой степени. Значения ряда коэффициентов приведены в табл. 2.

Расчетные данные для построения полинома четвертой степени получены при изменении коэффициента вытяжки от 1 до 1,8 (единичное обжатие q = 44,4 %). Поэтому высокая точность определения оптимального угла гарантирована в указанном диапазоне значений вытяжки.

На рис. 1, 2 построены зависимости оптимального угла волоки $\alpha_{опт}$ при отсутствии противонатяжения, рассчитанные по формулам (4)–(7) и регрессионным зависимостям табл. 1, 2.

Наибольшее значение оптимального угла получили по формуле (7). Формула Германна (5) дает промежуточные значения $\alpha_{опт}$.

При расчетах по формулам (4), (6) и регрессионным зависимостям значения $\alpha_{опт}$ отличаются несущественно.

На рис. 3 построены зависимости угла $\alpha_{опт}$ при напряжении противонатяжения 250 МПа от коэффициента вытяжки и коэффициента трения, которые показывают снижение значения $\alpha_{опт}$ от действия противонатяжения.

Из рис. 1–3 видно, что при волочении с противонатяжением, как и при его отсутствии, величина оптимального угла больше при вычислении по формуле (7), чем по полученным регрессионным зависимостям. Это можно объяснить, очевидно, использованием при ее выводе упрощенной формулы

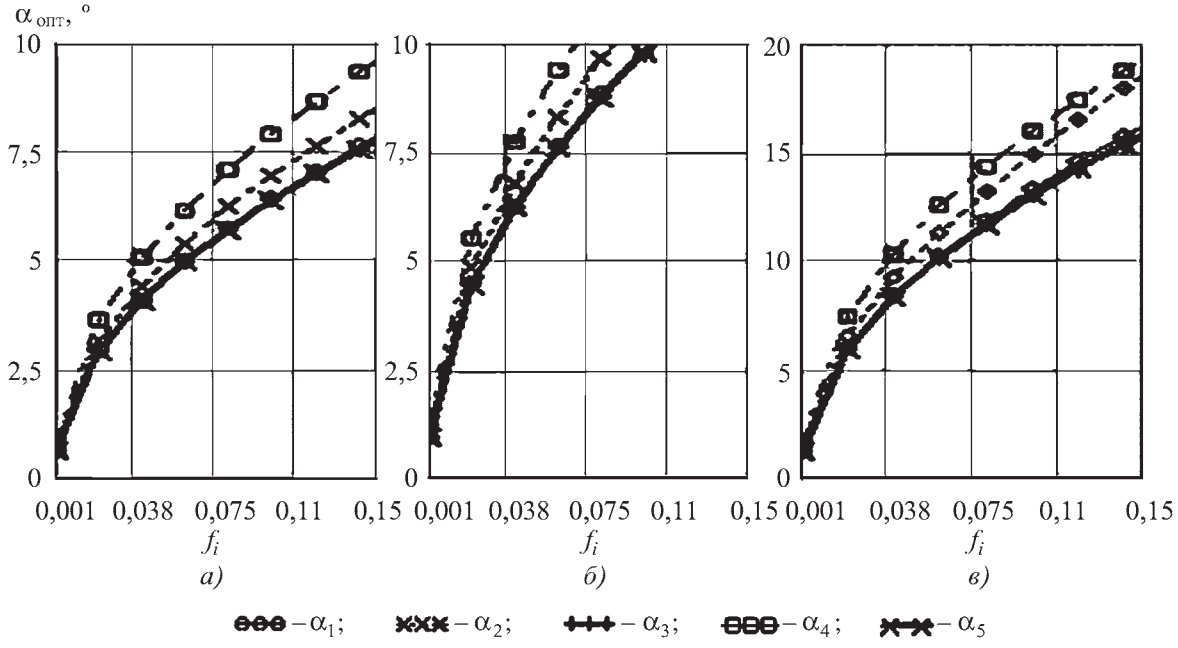


Рис. 1. Влияние коэффициента трения на значение $\alpha_{опт}$ при отсутствии противонатяжения:
а – μ = 1,1; *б* – μ = 1,25; *в* – μ = 1,50. Расчет производили по формулам:
α_1 – (4); α_2 – (5); α_3 – (6); α_4 – (7); α_5 – табл. 1

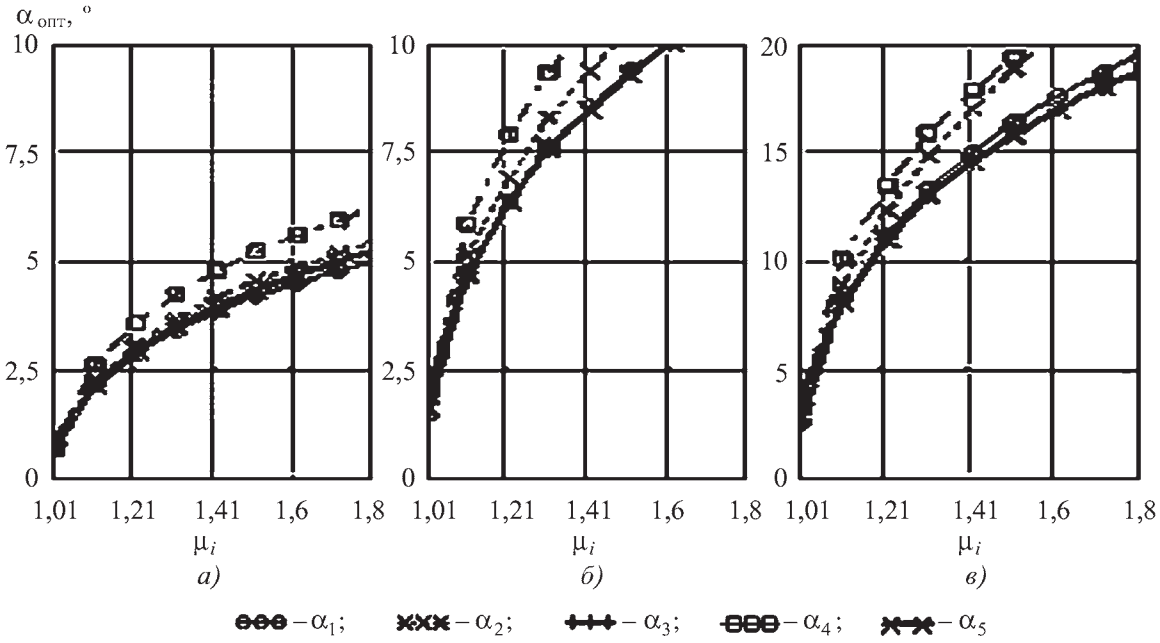


Рис. 2. Влияние коэффициента вытяжки на значение $\alpha_{опт}$ при отсутствии противонатяжения:
а – f = 0,01; *б* – f = 0,05; *в* – f = 0,15. Расчет производили по формулам: α_1 – (4); α_2 – (5); α_3 – (6); α_4 – (7); α_5 – табл. 2

И.Л. Перлина, точность которой снижается с увеличением значения α и коэффициента трения [1]:

$$\sigma_z = \ln\mu[\sigma_s + f\mathrm{ctg}\alpha_n(\sigma_s - \sigma_q)] + \sigma_q,$$

где α_n – приведенный угол конусности рабочего канала, для определения которого было принято равенство $\mathrm{tg}\alpha_n = 0{,}65\mathrm{tg}\alpha$.

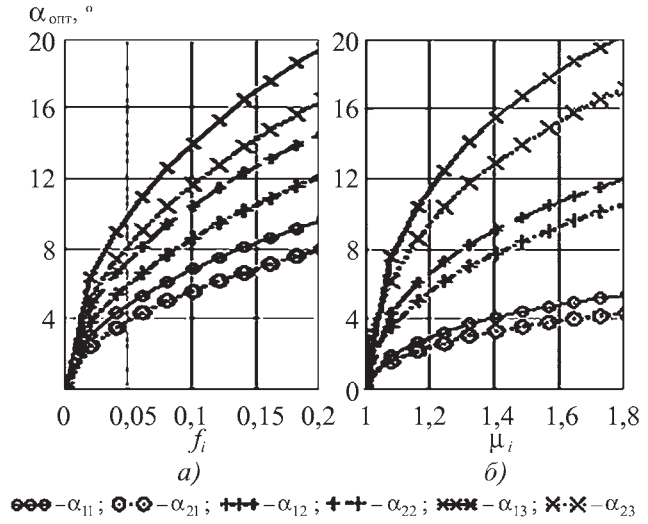


Рис. 3. Влияние коэффициента трения и вытяжки на значение $\alpha_{опт}$ при напряжении противонатяжения 250 МПа. Расчет производили по формулам:
α_{11}, α_{12}, α_{13} – (7); α_{21}, α_{22}, α_{23} – табл. 1 и 2; α_{11}, α_{21} – μ = = 1,1 – для (*а*), f = 0,01 – для (*б*); α_{12}, α_{22} – μ = 1,25 – для (*а*), f = 0,05 – для (*б*); α_{13}, α_{23} – μ = 1,5 – для (*а*), f = 0,15 – для (*б*)

Приведем формулу А.Л. Тарнавского при отсутствии противонатяжения, которая учитывает зависимость $\alpha_{опт}$ от длины калибрующего пояска:

$$\mathrm{tg}\alpha_{опт} = \sqrt{\frac{f\ln\mu(1-4fl_k/d_1)}{0{,}77}}. \qquad (8)$$

В работе [5] дана приближенная формула для расчета оптимального угла волочения, которая также предусматривает зависимость его значения от длины калибрующего пояска:

$$\alpha_{опт} = \sqrt{\frac{f\ln\mu(1+2mf)}{0{,}77-2mf}}, \qquad (9)$$

где $m = l_k/d_1$, l_k и d_1 – соответственно длина и диаметр калибрующего пояска.

При отсутствии пояска m = 0 и формула (9) близка к формуле (6) А.Л. Тарнавского.

Были построены зависимости $\alpha_{опт}$ (рис. 4, 5) от длины пояска по формулам (8), (9) при вытяжке 1,25 и 1,50, а также показаны значения $\alpha_{опт}$, определенные по формуле (7) и при минимизации уравнения полного осевого напряжения $\sigma_{z\Sigma}$ (3).

Из рис. 4, 5 следует, что увеличение длины пояска оказывает противоположное действие на величину $\alpha_{опт}$ при расчете по формулам (8) и (9). При этом зависимость $\alpha_{опт}$ незначительная: увеличение длины пояска от 0 до 3 мм привело к изменению оптимального угла не более чем на 1°.

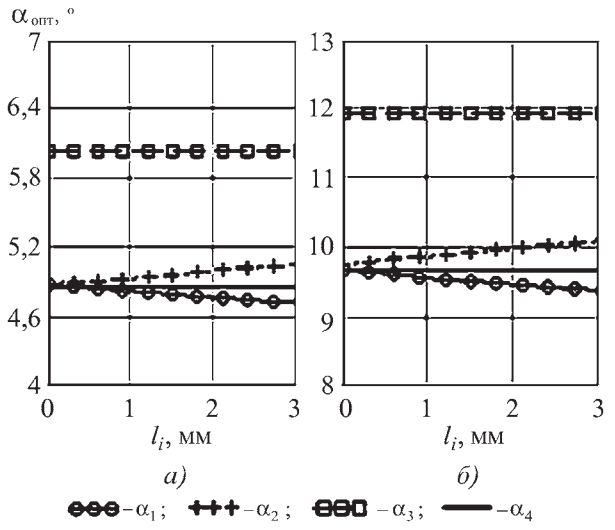


Рис. 4. Зависимость $\alpha_{опт}$ от длины калибрующего пояска при коэффициенте вытяжки 1,25:
а – f = 0,025; *б – f* = 0,10. Расчет производили по формулам: α_1 – (8); α_2 – (9); α_3 – (7); α_4 – при минимизации уравнения (3)

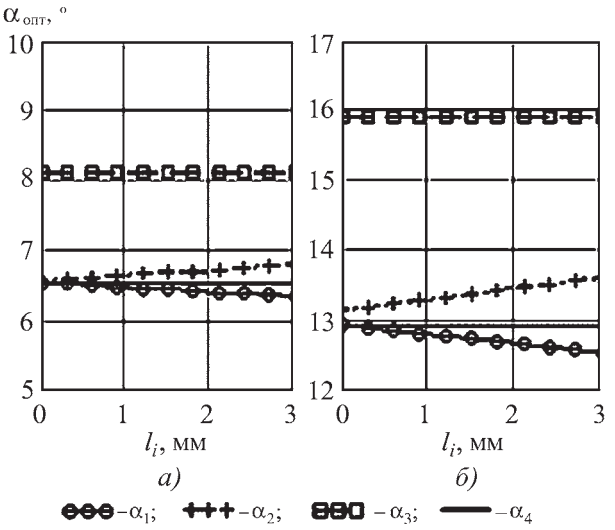


Рис. 5. Зависимость $\alpha_{опт}$ от длины калибрующего пояска при коэффициенте вытяжки 1,50:
а – f = 0,025; *б – f* = 0,10. Расчет производили по формулам: α_1 – (8); α_2 – (9); α_3 – (7); α_4 – при минимизации уравнения (3)

Влияние угла α на значение полного осевого напряжения (3) определено при коэффициенте трения 0,025 и 0,10 (рис. 6) и следующих значениях коэффициента вытяжки (обжатия): 1,05 (q = 4,8 %); 1,10 (q = 9,1 %); 1,25 (q = 20,0 %); 1,40 (q = 28,6 %); 1,50 (q = 33,3 %). Диаметр и длина калибрующего пояска соответственно равны 2 и 1 мм, противонатяжение отсутствует, а значения параметров σ_0, k в

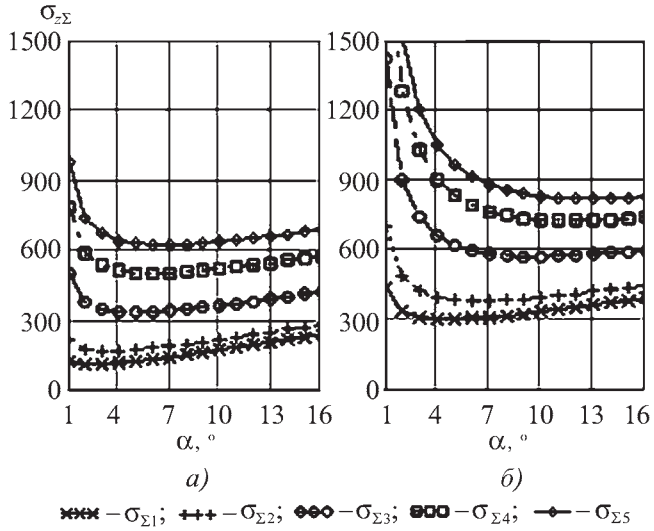


Рис. 6. Влияние угла α на полное осевое напряжение при различных значениях коэффициента вытяжки:
а – f = 0,025; *б – f* = 0,10; $\sigma_{\Sigma1}$ – μ = 1,05; $\sigma_{\Sigma2}$ – μ = 1,10; $\sigma_{\Sigma3}$ – μ = 1,25; $\sigma_{\Sigma4}$ – μ = 1,40; $\sigma_{\Sigma5}$ – μ = 1,50

зависимости предела текучести (1) оставили прежними.

Формы кривых осевого напряжения рис. 6 характеризуются следующей особенностью. Часть каждой кривой, лежащая правее оптимального значения полуугла волоки, более пологая, чем левая половина линии до значения $\alpha_{опт}$. С увеличением единичного обжатия и коэффициента трения значение оптимального угла возрастает, область минимальных значений полного напряжения волочения менее выражена. Такую же форму имеют аналогичные кривые, построенные на основе экспериментальных данных и приведенные, например, в работе [1].

Выводы

Разница значений $\alpha_{опт}$, вычисленных по различным формулам, усиливается при увеличении коэффициентов вытяжки и трения.

Величина $\alpha_{опт}$ находится в незначительной зависимости от длины калибрующего пояска волоки, если при ее расчете использовать приближенные формулы (8) и (9).

Поскольку калибрующий поясок не оказывает влияние на напряженно-деформированное состояние металла в рабочем конусе, то зависимости $\alpha_{опт}$ от длины калибрующего пояска, очевидно, обусловлены приближенным характером формул (8), (9).

С увеличением вытяжки, коэффициента внешнего трения и уменьшением напряжения противонатяжения значения оптимальных углов увеличи-

ваются при вычислении по всем приведенным методикам расчета $\alpha_{опт}$.

Метод численного определения оптимальных рабочих углов волоки из уравнения, определяющего полное осевое напряжение, без нахождения его производной, позволил более строго подойти к оценке значимости влияния конкретного параметра деформации на величину оптимальных углов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Перлин И.Л., Ерманок М.З.** Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 447 с.

2. **Тарнавский А.Л.** Эффективность волочения с противонатяжением. М.: Металлургиздат, 1959. 152 с.

3. **Зыков Ю.С.** О рациональном распределении рабочих углов волок при многократном волочении проволоки // Сталь. 1997. № 2. С. 70–72.

4. **Должанский А.М.** Определение тягового напряжения и оптимального угла волоки с учетом критерия формы очага деформации // Металлургическая и горно-рудная промышленность. 2003. № 4. С. 61–63.

5. **Колмогоров Г.Л., Латышева Т.В., Филиппов В.Б.** Оптимизация технологических параметров волочильного производства // Обработка сплошных и слоистых материалов: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. Г.С. Гуна. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2006. Вып. 34. С. 105–110.

6. **Кулеша В.А., Клековкина Н.А., Белалов Х.Н. и др.** Изготовление высококачественных метизов (научный и практический опыт Белорецкого металлургического комбината). Белорецк, 1999. 328 с.

7. **Гурьянов Г.Н.** Расчет осевых напряжений волочения при степенной зависимости предела текучести металла от вытяжки // Процессы и оборудование металлургического производства: межрегион. сб. науч. тр. / под ред О.С. Железкова. Вып. 7. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2006. С. 216–218.

8. **Гурьянов Г.Н.** Напряжения в рабочем конусе и калибрующем пояске волоки // Обработка сплошных и слоистых материалов: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. Г.С. Гуна. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2006. Вып. 32. С. 3–7.

9. **Гурьянов Г.Н.** К учету сил трения в калибрующем пояске волоки // Сталь. 2007. № 1. С. 62–64.

Геннадий Николаевич Гурьянов, канд. техн. наук,
ggnbelorhome@rambler.ru

Памяти
профессора, доктора наук Курта Ланге

1 августа 2009 г. в возрасте 89 лет скончался профессор, доктор наук Курт Ланге, выдающийся ученый в области обработки металлов давлением и в особенности горячей объемной штамповки, награжденный многими национальными и международными премиями, воспитавший целое поколение инженеров и ученых по обработке металлов давлением.

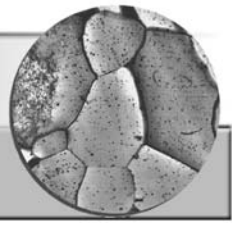
Курт Ланге поступил в университет Ганновера в 1938 г. С 1949 г. работал ассистентом профессора, доктора наук Отто Кинцле в высшей технической школе Ганновера. В 1953 г. он защитил диссертацию на степень доктора-инженера (аналог канд. техн. наук) на тему "Точность при горячей штамповке молотов" и в том же году Курт Ланге стал руководителем исследовательского отдела по горячей штамповке в институте по обработке резанием и обработке давлением. В 1955 г. он уже главный инженер Ганноверского исследовательского института технологии машиностроения. В качестве преподавателя Курт Ланге работал с 1956 г. в Ганноверском техническом университете в области горячей штамповки.

В 1957 г. он защитил диссертацию на ученую степень доктора наук в области обработки металлов давлением в техническом университете Ганновера. С ноября 1957 г. до 1963 г. Курт Ланге был руководителем отделения прессования и технологии машиностроения в компании "Даймлер-Бенц" в г. Штутгарте. В 1963 г. Курт Ланге был избран заведующим кафедрой обработки металлов давлением Высшей технической школы Штутгарта, в 1988 г. он ушел на пенсию.

Курт Ланге был автором ряда крупных трудов: монография "Горячая штамповка стали", "Справочник по обработке металлов давлением" (в четырех томах), монография "Штамповка прессованием" и другие.

Многие труды Курта Ланге были изданы на английском, японском и китайском языках.

Память о профессоре, докторе наук Курте Ланге останется в наших сердцах.



УДК 669.583.9

В.В. Гостищев, В.Ф. Бойко *(ГОУ ВПО Тихоокеанский государственный университет, г. Хабаровск)*

Получение порошка вольфрама алюминотермией из шеелитового концентрата для электрошлаковой наплавки

Рассмотрены физико-химические аспекты получения порошка вольфрама разложением шеелитового концентрата с использованием расплава солевой системы $NaCl–NaF–Na_2CO_3$ и восстановлением образующегося вольфрамата натрия алюминием в ионном расплаве. Найдено, что выход порошка составляет 90 %. Чистота вольфрама – 97 %. Определены гранулометрические характеристики порошков. Показано, что удельная поверхность порошков составляет $12,96 \cdot 10^5$. Применение порошка вольфрама в качестве легирующего элемента при электрошлаковой наплавке бил молотковых мельниц показало положительные результаты.

The physicochemical aspects of reception of tungsten powder by decomposition scheelite concentrate with use liquid of salt system $NaCl–NaF–Na_2CO_3$ and restoration formed tungstate natrium tungstate by aluminium in ionic liquid are considered. Is found, that the output of powder makes 90 %. Cleanliness tungstate is 97 %. Are determined granulometric behaviour of powders. Is shown, that the specific surface of powders reaches size $12,96 \cdot 10^5$. Application of tungsten powder as an alloying element at electroslag welding beat of hammer mills has shown positive results.

Ключевые слова: порошок вольфрама; шеелит; алюминотермия; солевые расплавы; гранулометрические характеристики.

Keywords: tungsten powder; scheelite; aluminothermy; saline flux; granulometric characteristics.

Растущее потребление вольфрама диктует необходимость совершенствования технологий переработки вольфрамового минерального сырья. Важной задачей этой области является селективное извлечение вольфрама из шеелитового концентрата и получение металлического порошка вольфрама. О применении солевых расплавов для извлечения вольфрама из минеральных концентратов известно достаточно давно [1, 2]. Пирометаллургические способы разложения вольфрамовых концентратов солевыми расплавами, как правило, сочетаются с гидрометаллургической переработкой полученных продуктов [3, 4]. Такие технологии имеют целью перевод вольфрама из концентрата в раствор в виде вольфрамата натрия и являются промежуточным этапом в общей схеме, за которым следует получение металлического порошка восстановлением соединений вольфрама водородом или углеводородсодержащей газовой фазой. Возможности упрощения традиционной технологии связаны с созданием физико-химических основ новых методов восстановления соединений вольфрама. Один из вариантов успешного решения этого вопроса может заключаться, по мнению авторов статьи, в получении вольфрама на стадии пирометаллургического передела путем вскрытия концентрата ионными расплавами и осаждения вольфрама из расплава алюминием, как это показано в работах [5, 6]. Вместе с тем исследования процессов, в которых высокотемпературное вскрытие вольфрамового концентрата завершается получением порошкового вольфрама или его тугоплавких соединений за исключением электролиза расплавов, крайне редки. В работе [7] предложен новый процесс получения карбида вольфрама путем высокотемпературного разложения вольфрамовых концентратов в ионных расплавах с последующей карбидизацией вольфрама барботажем метана через расплав. Настоящая статья об условиях получения порошка вольфрама из шеелитового концентрата.

Исходными веществами служили: шеелитовый концентрат, состав которого представлен в табл. 1, натрий фтористый, натрий хлористый, натрий уг-

1. Состав шеелитового концентрата, % мас.

WO_3	MoO_3	Fe_2O_3	TiO_2	MnO	CaO	MgO	Al_2O_3	SiO_2
55	1	5	0,23	0,2	19	2,4	0,8	8

лекислый – химически чистые. Порошок алюминия – 99,8 % чистоты. Фазовый состав продуктов восстановления исследован на дифрактометре ДРОН-7. Элементный анализ полученных порошков выполнен на спектрометре "SPECTROSCAN". Размер частиц порошков определен с использованием лазерного микроанализатора "Анализетта-22".

Очевидно, что солевые расплавы, используемые для разложения вольфрамового концентрата, должны обладать растворяющей способностью по отношению к соединениям вольфрама. По данным работ [2] расплавы хлоридов, фторидов, карбонатов щелочных металлов хорошо растворяют оксид вольфрама, что обуславливает их пригодность для вскрытия шеелитового концентрата и селективного извлечения вольфрама. Эксперименты по разложению шеелитового концентрата показали, что расплавы отдельных солей (Na_2CO_3 – 1123 K, NaF – 1268 K, NaCl – 1073 K) обеспечивают извлечение 57...85 % вольфрама. Наибольшая полнота извлечения достигается в результате применения трехкомпонентных солевых систем, например $NaCl–NaF–Na_2CO_3$, $NaCl–Na_2CO_3–Na_3AlF_6$. Сплавление концентрата с тройной солевой смесью при 1123...1200 K в течение ~ 1 ч приводит к образованию расплава, в который переходит до 93...95 % W в виде вольфрамата натрия. При этом часть концентрата (~ 25 % мас.) остается нерастворенной, она содержит, главным образом, SiO_2, CaO, Fe_2O_3. Верхний солевой расплав сливают с твердого остатка. Порошок вольфрама получают восстановлением вольфрамата натрия алюминием в солевом расплаве по методике [6]. Следует учитывать, что наряду с восстановлением вольфрамата натрия, имеется вероятность прохождения побочных реакций восстановления компонентов концентрата, например:

$$MoO_3 + 2Al = Mo + Al_2O_3$$
$$(\Delta G_{1173\ K} = -840 кДж/моль);$$

$$Fe_2O_3 + 2Al = 2Fe + Al_2O_3$$
$$(\Delta G_{1173\ K} = -815 кДж/моль).$$

Это может явиться причиной повышенного содержания примесей в конечном продукте. Результаты получения порошка вольфрама приведены в табл. 2.

Полученный порошок по результатам рентгенофазового исследования представляет собой вольфрам в металлической фазе. Элементный анализ показал, что порошок содержит % мас: 97 W; 0,6 Mo; 0,5 Fe; 0,4 Cu; остальное – неметаллические примеси.

Выполнен гранулометрический анализ исходных веществ и полученного вольфрама. Характер распределения частиц названных веществ по размерам показан на рис. 1–3. Гранулометрические характеристики порошков представлены в табл. 3.

Из данных следует, что удельной поверхности порошка вольфрама, полученного из шеелитового концентрата при использовании тройной солевой

2. Условия получения порошков вольфрама

Состав расплава, г	Температура, K	Извлечение вольфрама в расплав, % мас.	Содержание алюминия, г	Выход порошка вольфрама, % мас.
50 NaCl 25 NaF 25 Na_2CO_3 15 Концентрат	1123...1173	91	2,5	89
25 NaCl 25 NaF 50 Na_2CO_3 15 Концентрат	1123...1173	93	2,5	90
50 NaCl 25 Na_2CO_3 25 Na_3AlF_6 15 Концентрат	1123...1200	95	2,5	90

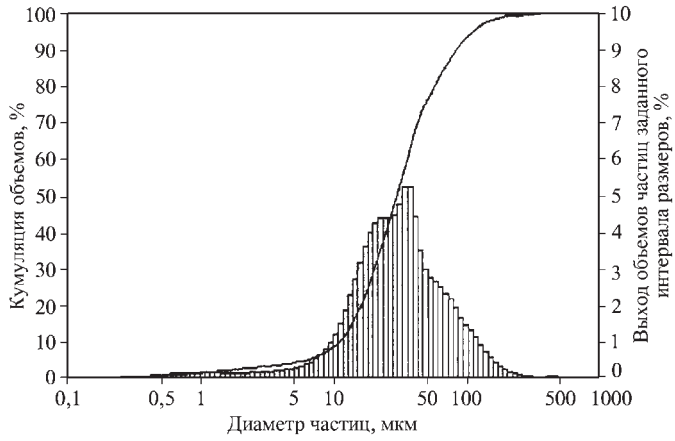


Рис. 1. Гистограмма шеелитового концентрата

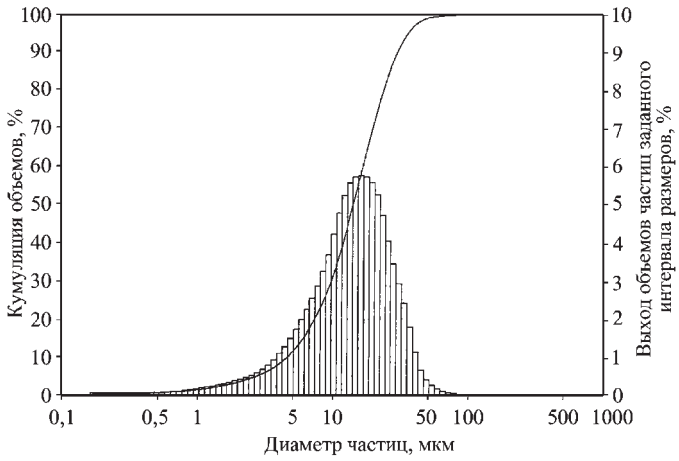


Рис. 2. Гистограмма порошка алюминия

3. Гранулометрические характеристики исходных веществ и порошка вольфрама

Вещество	Средний диаметр, мкм	Модальный диаметр, мкм	Максимальный диаметр, мкм	Удельная поверхность, $м^{-1}$
Шеелитовый концентрат	40,17	37,08	385,0	$4{,}62 \cdot 10^5$
Алюминий	16,12	16,07	88,4	$8{,}22 \cdot 10^5$
Вольфрам	12,79	14,47	76,9	$12{,}96 \cdot 10^5$

системы укладывается в интервал значений удельной поверхности порошков, полученных из оксида вольфрама в отдельных солях (Na_2CO_3 – $4{,}8 \cdot 10^5$ $м^{-1}$; NaCl – $2{,}9 \cdot 10^6$ $м^{-1}$).

Таким образом, по результатам экспериментов можно заключить, что предлагаемый метод позволяет получать порошки вольфрама с большой удельной поверхностью на стадии пирометаллургического передела шеелитового концентрата.

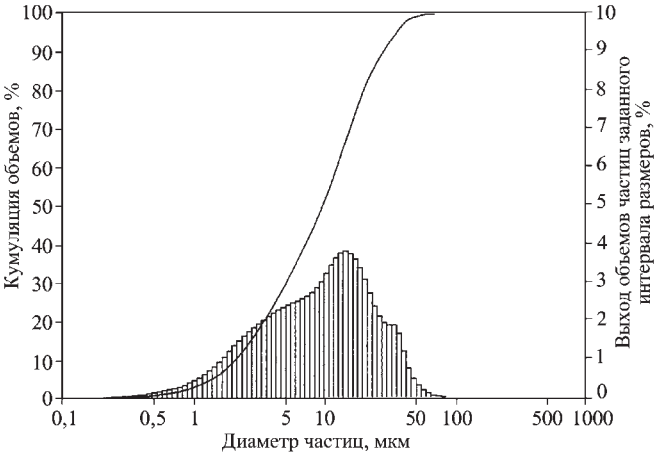


Рис. 3. Гистограмма порошка вольфрама

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Малышев В.В., Ускова Н.Н., Габ А.И.** Высокотемпературная селективная экстракция вольфрама из вольфрамовых концентратов в ионных расплавах // Журнал неорганической химии. 2002. Т. 47. № 11. С. 1770–1772.

2. **Gomes Y.M., Raddatz A.E., Carnaham T.G.** Decomposition wolframite concentrate in ionic melts // Journal of Metals. 1985. V. 37. № 12. P. 29–32.

3. **Алагузов А.Х., Коробанов Е.Е., Монобаева С.К.** Переработка шеелитовых промпродуктов ликвационной плавкой // Комплексное использование минерального сырья. 1989. № 10. С. 29.

4. **Резниченко Р.А., Палант А.А., Соловьёв В.И.** Комплексное использование сырья в технологии тугоплавких металлов. М.: Наука, 1988. 240 с.

5. **Пат. 2243063 РФ.** Способ получения металлического порошкового вольфрама / Ю.И. Мулин, В.В. Гостищев. Опубл. 27.12.2004.

6. **Гостищев В.В., Бойко В.Ф., Климова Л.А., Метлицкая А.П.** Физико-химические аспекты получения порошка вольфрама восстановлением его соединений алюминием в ионных расплавах // Теоретические основы химической технологии. 2006. Т. 40. № 5. С. 584–587.

7. **Gomes Y.M., Raddatz A.E., Carnaham T.G.** // International of metals. 1985. V. 4. № 4. P. 177–181. New process of reception tungsten carbide.

Виктор Владимирович Гостищев,
ст. науч. сотрудник,
sl166@rambler.ru;
Валентин Фёдорович Бойко, д-р техн. наук

УДК 621.74

С.П. Серебряков, А.С. Матвеев, Б.Ю. Яковлев *(Рыбинская государственная авиационная технологическая академия им. П.А. Соловьёва)*

Определение режимов газового рафинирования алюминиевых сплавов

Разработан критерий для определения режимов газового рафинирования алюминиевых сплавов. Показано, что величина этого критерия определяет качество рафинирования.

The criterion for definition of gas refinement regimes of aluminium alloys is developed. It is shown that the value of this criterion defines quality of refinement.

Ключевые слова: критерий; газовое рафинирование; алюминиевые сплавы; качество.

Keywords: criterion; gas refinement; aluminum alloys; quality.

Рафинирование газами является одним из самых распространенных методов повышения качества литейных алюминиевых сплавов. Для этой цели могут использоваться гелий, хлор, аргон, азот.

Удаление твердых примесей происходит за счет их прилипания к пузырькам газа, проходящего по ванне расплава. Однако флотационные свойства поверхности пузырьков недостаточны, поэтому вместе с газами в расплав вводят измельченные флюсы (например, универсальный в виде смеси солей 47 % KCl; 30 % NaCl; 23 % Na_3AlF_6). Флюсы распределяются по поверхности пузырьков, смачивают неметаллические включения и поднимают их на поверхность ванны.

В литейных алюминиевых сплавах неметаллические включения в основном являются оксидами алюминия типа γ-Al_2O_3 и α-Al_2O_3. Из них γ-Al_2O_3 способен связывать водород из расплава в соединение γ-$A1_2O_3{\cdot}n$H [1]. При удалении из расплава этих соединений происходит также дегазация ванны.

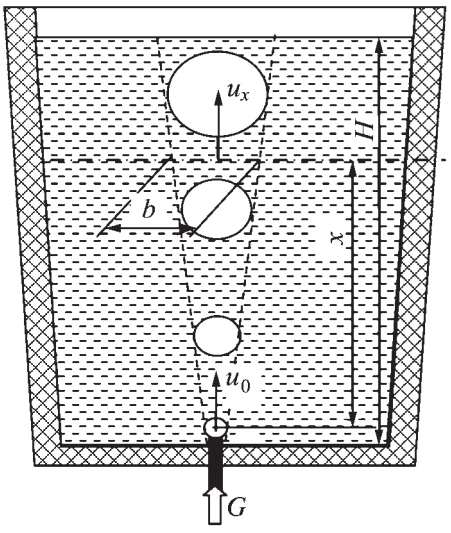


Рис. 1. Схема газожидкостной струи

Наиболее часто применяемым рафинирующим газом является аргон. Расход аргона составляет 1...2 кг на 1 т сплава [1]. При этом расход флюса составляет до 0,5 % от массы обрабатываемого металла.

Оценка флотационной способности процесса газового рафинирования выполнена для схемы [2] (рис. 1). Диаметр газожидкостной струи расплава $b = ax$, где $a = 0{,}22$ (т.е. диаметр пузырька газа в момент разрыва на поверхности ванны $d = 0{,}22\ H$).

При известном расходе газа (по расходомеру) на рафинирование G (г/с) и плотности газа $\rho_г$ (г/дм^3) объемный расход пузырьков составит $V_г = G/\rho_г$ (дм^3/с). Площадь поверхности одного пузырька

$$f_1 = \frac{V_г \tau}{1{,}33\pi^{\frac{2}{3}}} 4\pi. \qquad (1)$$

Газовое рафинирование осуществляли в тигле с массой расплава $Q_н = 20$ кг. По ходу рафинирования в струю аргона вводили порошковый флюс (размер зерен до 50 мкм) в количестве 100 г за процесс.

Наблюдение за процессом (рис. 2) показало, что диаметр всплывающих пузырьков соответствует результатам работы [2].

При диаметре пузырька (в момент его разрыва на поверхности) ванны 0,06 м (из $d = 0{,}22H$ при $H = 0{,}27$ м) объем одного пузырька $V_{1г} = 1{,}33\pi(0{,}06/2)^3 = 0{,}113$ дм^3, а его поверхность $f_1 = \pi 0{,}06^2 = 0{,}0113$ м^2 = 1,13 дм^2.

В ходе рафинирования аргоном при температуре 700 °С и избыточном давлении $0{,}48\cdot10^5$ Па масса газа в пузырьке 0,054 г. При расходе газа для рафини-

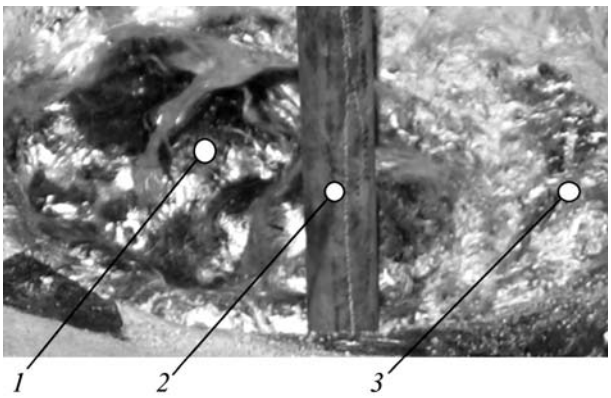


Рис. 2. Рафинирование газом в тигле емкостью 20 кг алюминия: *1* – пузырьки газа; *2* – труба подачи газа; *3* – плена оксидов

рования 0,5 г/с или $1{,}04 \cdot 10^{-3}$ м^3/с = 1,04 дм^3/с образуется $n_1 = 1{,}04/0{,}113 \approx 9$ пузырьков в секунду, т.е. при массе газа в 1 пузырьке 0,054 г за 1 с образуется 9 пузырьков, имеющих поверхность $f_1 n_1 = 1{,}13 \cdot 9 = 10{,}17$ дм^2. При объеме обрабатываемого сплава $V_m = Q_м/\rho_м = 20/2{,}5 = 8$ дм^3 (где $\rho_м$ – плотность расплава) и допустимом размере неметаллических включений $\delta_в$ [1] до 20 мкм площадь поверхности всего объема расплава в тигле, распределенного слоем толщиной $\delta = 20$ мкм, составит $F_{сл} = V_m/\delta = 8/(20 \cdot 10^{-5}) = 40000$ дм^2. Таким образом, потребное время цикла обработки сплава 983 с, что технологически приемлемо.

За указанное время израсходуется $0{,}5 \cdot 983 = 491$ г аргона, т.е. при массе обрабатываемого сплава 20 кг удельный расход составит 24,6 г на 1 кг сплава (или 25 кг на 1 т металла), что больше рекомендованных значений расхода аргона примерно в 10 раз.

На пробах сплава определена пористость по ГОСТ 1583–93. Пористость сплава до обработки соответствовала 4–5 баллу, а после рафинирования в течение 10 мин 1–2 баллу.

Уменьшение диаметра пузырьков газа приводит к повышению его флотационной способности, так как при этом возрастает удельная поверхность пузырьков. Анализ показывает, что при постоянном расходе газа площадь поверхности пузырьков обратно пропорциональна их размеру. В ряде методов рафинирования (например, в установке PAL–2500 [2]) это достигается путем разбивания пузырьков вращающимися роторами.

Но при обработке сплава с применением роторного измельчения пузырьков газа в 5–10 раз площадь поверхности пузырьков пропорционально возрастет и, следовательно, расход газа будет соответствовать рекомендациям [1], а время обработки можно сократить.

С учетом изложенного выше предлагается назначать режимы обработки расплава газом с использованием **критерия рафинирования** $K_{раф}$, являющегося отношением суммарной поверхности пузырьков подаваемого в расплав газа $F_г$ к поверхности массы сплава в обрабатываемой емкости, имеющей толщину, соответствующую размеру неметаллических включений

$$F_{сл} = Q_м/(\rho_м \delta_в). \qquad (2)$$

После подстановки в (2) значений известных величин получаем выражение для $K_{раф}$:

$$K_{раф} = \frac{3\rho_м \delta_в G \tau}{a Q_м \rho_г h}, \qquad (3)$$

где h – напор металла над активатором, м.

По-видимому, величина $K_{раф}$ должна быть больше единицы для надежного удаления оксидных включений из расплава.

Необходимо отметить, что процесс газового рафинирования сопровождается существенными потерями тепла и снижением температуры ванны металла в ходе процесса на 20...40 К. Процесс необходимо вести под слоем флюса для предупреждения окисления свободной поверхности ванны. В этом случае потери металла на процесс рафинирования составляют менее 0,5 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Напалков В.И.** Легирование и модифицирование алюминия и магния. М.: МИСиС, 2002. 376 с.

2. **Ефимов В.А., Эльдарханов А.С.** Физические методы воздействия на процессы затвердевания сплавом. М.: Металлургия, 1995. 272 с.

3. **Почкарев Ю.А.** Плавка литейных алюминиевых сплавов // Литейное производство. 2003. № 6. С. 21–22.

Сергей Павлович Серебряков, д-р техн. наук, root@rgata.ru;
Анатолий Сергеевич Матвеев, д-р техн. наук;
Борис Юрьевич Яковлев, инженер

УДК 620.178.3:669.295.571293

Фан Бай, Цзинща Цао, Пэйцзе Ли
(Университет Цинхуа, г. Пекин, Пекинский институт авиационных материалов)

Малоцикловое усталостное поведение сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo при высоких температурах

Исследовано поведение сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo в условиях малоцикловой усталости при высоких температурах. Установлено, что усталостное поведение данного сплава подчиняется закону Коффина–Мэнсона, а его долговечность зависит от упругой деформации. Источником зарождения трещин являются первичная α_2-фаза или границы между первичной α_2-фазой и превращенной β-матрицей. Пластинчатая O-фаза препятствует распространению усталостных трещин при малоцикловом нагружении путем отклонения направления распространения микротрещин от первоначального.

The low cycle fatigue behavior of Ti–24Al–15Nb–1Mo alloy has been studied. The results show the low cycle fatigue behavior of Ti–24Al–15Nb–1Mo alloy obeys the Manson–Coffin behavior. The fatigue life is governed by elastic strain deformation under the present test condition. The fatigue cracks initiate from the primary α_2-phase, or the interface of the primary α_2-phase and transformed β-matrix. The platelet O-phase is the barrier to crack propagation by deflecting the microcrack under cyclic loading.

Ключевые слова: сплав Ti_3Al; интерметаллид; малоцикловая усталость; разрушение.

Keywords: Ti_3Al-based alloy; intermetallics; low cycle fatigue; fracture.

Интерес к сплавам на основе Ti_3Al и TiAl обусловлен перспективностью их применения в конструкциях газотурбинных двигателей [1]. В работах [2, 3], посвященных металловедению сплавов на основе Ti_3Al, установлено, что легирующие элементы, стабилизирующие ОЦК β-фазу в этих сплавах, например Nb и Mo, позволяют улучшить их относительное удлинение и вязкость разрушения при низких температурах. Известно, что с увеличением содержания Nb наблюдается появление орторомбической фазы в α_2-сплавах, которая повышает прочность, относительное удлинение и вязкость разрушения [4–6].

Изучению механических свойств и механизма деформации сплавов на основе Ti_3Al или Ti_2AlNb посвящены многочисленные исследования [7–13], в которых приведены данные по деформированию растяжения и поведению распространения трещин. Однако данных об усталостном поведении сплава, в частности, в условиях малоцикловой усталости в литературе недостаточно [14–16]. В структуре сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo, который относится к сплавам на основе Ti_3Al с умеренно высоким содержанием Nb, содержатся α_2-, O- и B2-фазы в равновесных условиях [17]. Триплексная структура сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo обеспечивает его высокую прочность, пластичность и хорошую жаростойкость.

Цель настоящей работы – исследование кратковременных механических свойств и малоцикловой усталости сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo (% ат.) с O-фазой при температуре 650 °C.

Материал и методики исследования

Слиток сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo массой 600 кг был изготовлен вакуумно-дуговой плавкой с расходуемым электродом. Химический состав сплава, % мас.: Ti; 12,55 Al; 27,36 Nb; 1,84 Mo; 0,15 Fe; 0,016 C; 0,0800 O; 0,0140 N; 0,0051 H.

Из слитка ковкой в β- и (α_2 +B2)-областях получали прутки диаметром 220 мм. Затем из прутков вырезали шайбы, которые подвергали высадке и осадке. После этого кованые прутки прокатывали при температурах двухфазной области и затем изготовляли кольцо размерами 760×600×150 мм. Из кольца в продольном направлении вырезали образцы диаметром 20 мм, длиной 100 мм, которые подвергались термической обработке: закалке на твердый раствор от 980 °C, 1 ч, и старению в нижней (α_2 + O + B2)-области. В результате этого в сплаве получена триплексная структура.

Вид образца из сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo для испытания на малоцикловую усталость приведен на рис. 1. Испытания образцов проводили на сервогидравлической установке на усталость MTS, которая позволяет осуществлять циклическое нагружение с контролем деформации. Амплитуда деформаций ±0,4...1,2 %; коэффициент асимметрии цикла

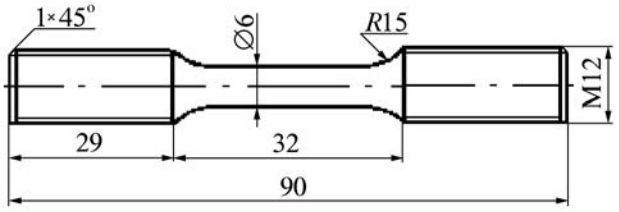


Рис. 1. Образец для испытания на малоцикловую усталость

$R = -1$; частота напряжения 0,1...0,33 Гц; форма цикла треугольная. Рассматриваемый сплав испытывали на растяжение при температуре 650 °С на стандартных образцах размерами 25×5 мм.

Структуру сплава исследовали методами сканирующей микроскопии в режиме обратных электронов (JEOL5600) и просвечивающей электронной микроскопии (JEOL2000FX). Исследования излома образцов на усталость и растяжение, а также продольные сечения усталостных образцов проводили на сканирующем электронном микроскопе.

Результаты исследования и их обсуждение

Микроструктура сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo. На рис. 2 показана микроструктура сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo после термической обработки, которая приводит к триплексной морфологии, состоящей из равноосной фазы, пластинчатой фазы и матрицы. По концентрациям Al, Nb и Mo в каждой фазе методом обратно рассеянных электронов [3] можно различить три фазы: α_2-фазу, O-фазу и превращенную B2-фазу темного, серого и светлого цвета соответственно (см. рис. 2, *а*.)

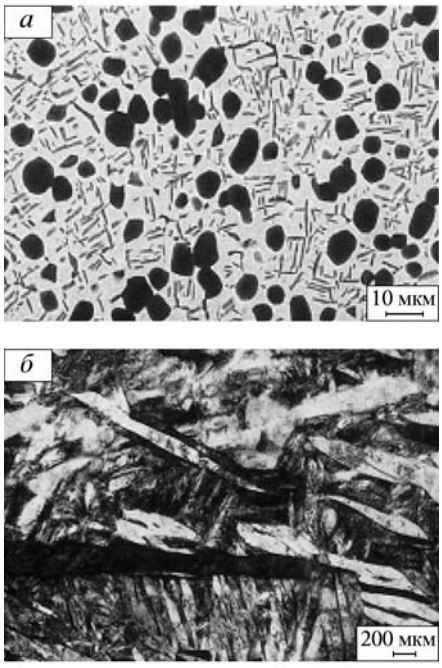


Рис. 2. Микроструктура сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo в термообработанном состоянии

1. Химический состав сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo после термообработки, % ат.

Фаза	Ti	Al	Nb	Mo
α_2 (темная)	65,80	24,70	9,25	0,24
O (серая)	63,48	23,53	12,20	0,80
Превращенная B2 (светлая)	61,25	21,27	16,00	1,48

Данные энергодисперсионного рентгеноструктурного анализа показали, что средний размер частиц α_2- и O-фаз равен 3,2 и 0,5 мкм соответственно (табл. 1). В бело-светлой матрице сплава содержится вторичная α_2-фаза, пластинчатая O-фаза и β-фаза. Исследование методом просвечивающей электронной микроскопии микроструктуры сплава позволяет дать подробные сведения о таких фазах.

Поведение сплава при растяжении. Механические свойства при растяжении термообработанного сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo при температуре 650 °С приведены в табл. 2 (средние значения из двух испытаний). Для сравнения на рис. 3 приведены за-

2. Механические свойства при растяжении сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo при температуре 650 °С

$\sigma_{0,2}$	$\sigma_в$	δ	ψ	*E*, ГПа
МПа		%		
570	727	17,6	33,2	91,5

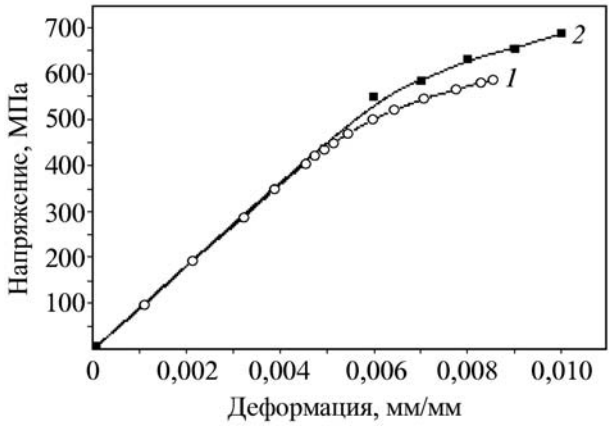


Рис. 3. Зависимости напряжения от деформации термически обработанного сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo (испытания при 650 °С):
1 – растяжение; *2* – циклическое нагружение

висимости напряжения от деформации сплава при температуре 650 °С для растяжения и циклического нагружения. Из рис. 3 видно, что кривая при циклическом нагружении лежит выше, чем при монотонном (одноосном) растяжении, что указывает на циклическое упрочнение при температуре 650 °С.

Малоцикловое усталостное поведение. Кроме циклической кривой зависимости деформаций от напряжения, усталостные испытания при постоянной амплитуде деформации позволяют предоставить необходимые сведения о долговечности. Сделан анализ малоциклового поведения сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo, используя зависимость между амплитудой полной деформации $\Delta\varepsilon_t/2$ (содержит амплитуды упругой $\Delta\varepsilon_e/2$ и пластической $\Delta\varepsilon_p/2$ деформаций) и числом циклов до разрушения $2N_f$. На основе предположений Морроу и Коффина–Мэнсона [18] зависимость между амплитудой деформации и усталостной долговечностью может быть записана в виде

$$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2}=\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}+\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}=\frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b+\varepsilon'_f(2N_f)^c, \quad (1)$$

где σ'_f, b – коэффициент и показатель сопротивления усталости соответственно; ε'_f, c – коэффициент и показатель усталостной пластичности соответственно.

Все четыре константы были рассчитаны путем линейной регрессии значений логарифма от амплитуды полной деформации $\log(\Delta\varepsilon_t/2)$ и усталостной долговечности $\log(2N_f)$. R-фактор квадратичной регрессионной статистики равен ~94 %.

В табл. 3 приведены значения параметров усталости, а также расчетные значения b и c, основываясь на использовании показателя циклического упрочнения и соотношения Морроу [19]. Расчетные значения b и c плохо согласуются с их экспериментальными значениями. Причина заключается в природе неоднородности деформаций. Уравнение зависимости амплитуда деформации – долговечность:

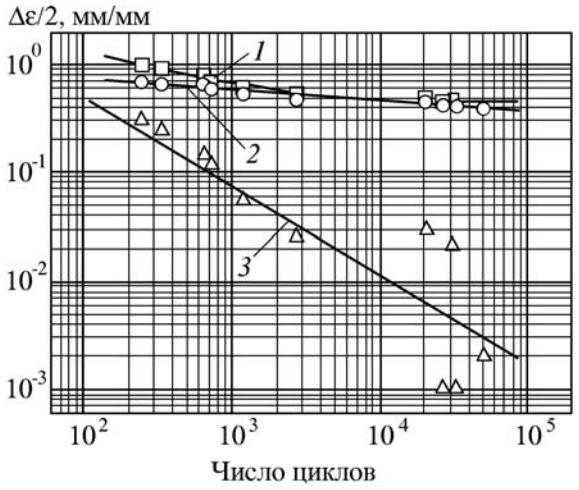


Рис. 4. Зависимость полной деформации $\Delta\varepsilon_t$ (*1*) и ее составляющих $\Delta\varepsilon_e$ (*2*) и $\Delta\varepsilon_p$ (*3*) от циклической долговечности (испытания при 650 °С) термически обработанного сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo

$$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2}=0{,}0105(2N_f)^{-0{,}0846}+0{,}2145(2N_f)^{-0{,}82}. \quad (2)$$

На рис. 4 приведены зависимости амплитуды деформаций от долговечности. Результаты линейной регрессии значений $\log(\Delta\varepsilon_t/2) - \log(2N_f)$, $\log(\Delta\varepsilon_p/2) - \log(2N_f)$ в логарифмических координатах совпадают с зависимостью Коффина–Мэнсона.

Малоцикловые усталостные свойства. Малоцикловая долговечность сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo очень чувствительна к полной амплитуде деформации, особенно к амплитуде упругой деформации. Такая зависимость между амплитудой деформации и усталостной долговечностью указывает на важные особенности сплава, обладающего низкой пластичностью и высокой прочностью, в условиях малоцикловой усталости.

Во-первых, из рис. 4 видно, что переходная точка долговечности во всей области деформаций отсутствует. Пороговое значение переходной долговечности появится в том случае, когда амплитуда пластической деформации будет равна амплитуде

3. Параметры усталости сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo при температуре 650 °С

σ'_f, МПа	Значение b		ε'_f, %	Значение c		n'	K, МПа
	при эксперименте	при расчете $b=-n'/(1+5n')$		при эксперименте	при расчете $c=-1/(1+5n')$		
955,5	–0,0846	–0,0653	21,45	–0,82	–0,673	0,097	975,7
Обозначения: n' – коэффициент циклического упрочнения; K – коэффициент циклической прочности.							

упругой деформации. При расчете получили $2N_f = 60$.

Во-вторых, малоцикловая долговечность сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo контролируется упругой деформацией, тогда как пластическая деформация не существенно влияет на долговечность. В данной работе режимы испытаний представляют преимущественно область упругой деформации.

Упрочнение при циклировании. Известно, что циклическое упрочнение/разупрочнение металлов и сплавов определяется их исходным состоянием и отношением предела прочности к условному пределу текучести при растяжении $\sigma_в/\sigma_{0,2}$. Циклическое упрочнение материалов происходит в том случае, когда материал находится в разупрочненном состоянии ($\sigma_в/\sigma_{0,2} \geq 1,4$), а циклическое разупрочнение – в более прочном состоянии ($\sigma_в/\sigma_{0,2} < 1,2$) [20]. В данной работе отношение $\sigma_в/\sigma_{0,2} = 1,28$, что указывает на слабую тенденцию к циклическому упрочнению для заданных условий термической обработки (см. рис. 3).

Из работ [2, 14, 15] следует, что циклическое упрочнение сплава Ti_3Al совпадает с циклом поведения напряжения. Sastry [2] связал наличие циклического упрочнения сплава Ti_3Al с плоским скольжением и взаимодействием дислокаций. Плотные клубки дислокаций наблюдаются в первичной α_2-фазе в образцах при циклическом деформировании (рис. 5).

Особенности разрушения. Количество α_2- и O-фаз, определенное микроструктурным анализом, составляет около 90 % в триплексной структуре. Поведение сплава при малоцикловой усталости особенно зависит от первичной равноосной α_2-фазы и пластинчатой O-фазы.

При обычном растяжении на поверхности излома очаг разрушения и зона развития трещины обла-

Рис. 5. Дислокационные клубки в циклически деформируемых образцах

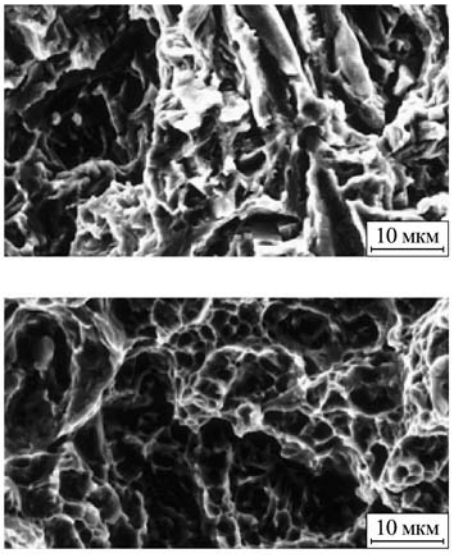


Рис. 6. Рельеф излома, образованный при монотонном растяжении образца из сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo

дают признаками вязкого разрушения (рис. 6). На поверхности изломов ясно видны вязкие ямки и практически не видно фасетирование первичных α_2-частиц.

В то же время малоцикловое разрушение отличается от разрушения при растяжении тем, что появляются фасетки α_2-частиц и области превращенной β-фазы на рис. 7. Усталостный излом в первичной равноосной α_2-фазе показывает признаки хрупкого или квази-хрупкого разрушения (см. рис. 7, *а*). Внутри некоторых граней равноосных α_2-частиц обнаружен ручьевой узор или следы скольжения. По исследованиям Chan's [8] трещины внутри первичной α_2-фазы возникают в результате образования их зародышей около полос сдвига и раскалываются в α_2-зернах.

В некоторых образцах после малоциклового усталостного разрушения наблюдались полосы усталости в зоне распространения трещин в первичной α_2-фазе и превращенной β-фазе (см. рис. 7, *б*, *в*). Это указывает, что α_2-фаза обладает некоторой пластичностью при температуре 650 °C. Детальные наблюдения превращенной β-фазы затруднены вследствие окисления поверхности излома, но на поверхности усталостного излома ясно видно зернограничное разрушение, множество вторичных трещин вокруг первичной α_2-фазы. Зарождение и объединение микротрещин могут быть важными факторами роста усталостных трещин (см. рис. 7, *г*).

Детали зарождения и распространения усталостных трещин приведены на микрофотографиях продольного сечения излома (рис. 8). Усталостные

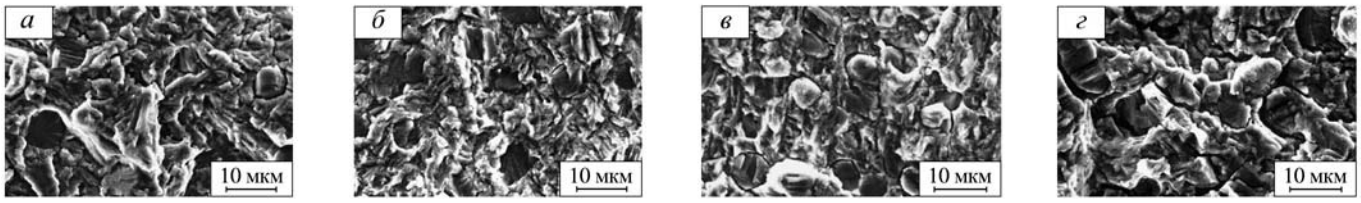


Рис. 7. Рельеф излома, образованный в условиях малоцикловой усталости образца:
а – $\Delta\varepsilon_t/2 = 0{,}4$ %, $N_f = 25187$; *б* – $\Delta\varepsilon_t/2 = 0{,}6$ %, $N_f = 593$; *в* – $\Delta\varepsilon_t/2 = 0{,}5$ %, $N_f = 10288$; *г* – $\Delta\varepsilon_t/2 = 0{,}47$ %, $N_f = 4020$

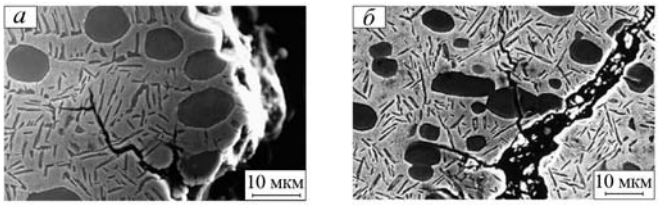


Рис. 8. Морфология продольного сечения образца после малоцикловых испытаний

трещины зарождаются в первичной α_2-фазе, или на границах между первичной α_2-фазой и превращенной β-фазой (рис. 8, *а*). В пластинчатой О-фазе происходит отклонение распространения трещин от первоначального направления (рис. 8, *б*).

Выводы

1. Сплав Ti–24Al–15Nb–1Mo с триплексной структурой, состоящей из α_2-, О- и превращенной β-фаз, проявляет слабое циклическое упрочнение при испытаниях на малоцикловую усталость с контролируемой амплитудой деформации при температуре 650 °С. Циклическое упрочнение обусловлено образованием клубковых дислокаций высокой плотности в первичной α_2-фазе.

2. Малоцикловое поведение сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo подчиняется закону Коффина–Мэнсона и его циклическая долговечность контролируется упругими деформациями при заданных условиях испытаний.

3. Усталостные трещины зарождаются в первичной α_2-фазе или на границах между первичной α_2-фазой и превращенной β-матрицей. Препятствием для распространения усталостных трещин служит пластинчатая О-фаза, которая отклоняет микротрещину от прямолинейного направления при циклическом нагружении. Зарождение и объединение микротрещин являются важными особенностями, управляющими ростом усталостной трещины.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Lipsitt H.A., in: Koch C.C., Liu C.T., Stoloff N.S. (Eds.).** High temperature Ordered Intermetallic alloys // MRS, Proceedings. 1985. V. 39. P. 351.

2. **Sastry S.M., Lipsitt H.A.** // Metall. Trans. A 8. 1977. P. 1543.

3. **Muraleedharan K., Gogia A.K., Nandy T.K., Banerjee D., Lele S.** // Metall. Trans. A 23. 1992. P. 401.

4. **Rowe R.G., in: Froes F.H., Caplan I. (Eds.)** // Titanium'92 Science and Technology, Proceedings of the Seventh International Conference on Titanium. San Diego, CA (USA). 1993. P. 343.

5. **Boehelert C.J., Majumdar B.S., Seetharaman V., Miracle D.B.** // Metall. Trans. A 30. 1999. P. 2305.

6. **Tang F., Hagiwara M.** // Metall. Trans. A 34. 2003. P. 633.

7. **Ward C.H., Roman I., Williams J.C., Thompson A.W., in: Froes F.H., Caplan I. (Eds.)** // Titanium'92 Science and Technology, Proceedings of the Seventh International Conference on Titanium, San Diego, CA (USA). 1993. P. 1171.

8. **Chan K.S.** // Metall. Trans. A 21. 1990. P. 2687.

9. **Soboyejo W.O.** // Metall. Trans. A 23. 1992. P. 1737.

10. **Gogia A.K., Nandy T.K., Banerjee D., Carisey T., Strudel J.L., Franchet J.M.** // Intermetallics 6. 1998. P. 741.

11. **Penton R.J., Cope M.T., Bowen P., in: Froes F.H., Caplan I. (Eds.)** // Titanium'92 Science and Technology, Proceedings of the Seventh International Conference on Titanium, San Diego, CA (USA). 1993. P. 1195.

12. **Takashima K., Cope M.T., Bowen U., in: Blenkinsop P.A., Evans W.J., Flower H.M. (Eds.)** // Titanium'95 Science and Technology, Proceedings of the Eighth International Conference on Titanium, The Institute of Materitals, London. 1996. P. 340.

13. **Hagiwara M., Araoka A., Yang S.J., Emura S., Nam S.W.** // Metall. Trans. A 35. 2004. P. 2161.

14. **Malakondaiah G., Nicholas T.** // Metall. Trans. A 26. 1995. P. 1113.

15. **Singh P.N., Singh B.K., Ramachandra C., Singh V.** // Scr. Metall. 34. 1996. P. 1791.

16. **Cao J., Sun F., Cao C., Gao Y.**// Rare Met. Mater. Eng. 25. 1996. P. 17 (на китайском).

17. **Cao J., Bai F., Li Z., Cao C.** // Mater. Eng. (Suppl.). 2002. P. 8 (на китайском).

18. **Williams C.R., Lee Y.-L., Rilly J.T.** // Int. J. Fatigue 25. 2003. P. 427.

19. **Ganesh Sundara Raman S., Radhakrishnan V.M.** // Mater. Des. 23. 2002. P. 249.

20. **Singh N., Gouthama, Singh V.** // Mater. Sci. Eng. A 325. 2002. P. 324.

Фан Бай, канд. техн. наук,
baifangzi@mail.ru;
Цзинща Цао, ст. инженер;
Пэйцзе Ли, канд. техн. наук

УДК 621.983.7

С.Б. Марьин *(Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет)*

Новое универсальное устройство для прижатия крупногабаритных листовых заготовок к обтяжным пуансонам эластичными лентами

Приведено описание нового устройства для прижатия крупногабаритных листовых заготовок к обтяжным пуансонам эластичными лентами, которое позволяет изготовлять высококачественные детали, не применяя дорогостоящую специальную оснастку.

The description of new multi-purpose large-dimensioned blanks holder to form block by elastic ribbons, which allows to produce high-quality details and at the same time to avoid expensive special rigging production.

Ключевые слова: листовая заготовка; обтяжной пуансон; эластичные ленты; гофрирование; качество деталей.

Keywords: blank; form block; elastic ribbons; channeling; quality of details.

В настоящее время заготовительно-штамповочное производство располагает прогрессивным импортным и отечественным оборудованием, а также новыми способами листовой штамповки. Однако многие из этих способов при частой сменяемости или модернизации производства не могут быть использованы без наличия дорогостоящей специальной штамповой оснастки.

Известны прессы продольной обтяжки листовых заготовок, содержащие верхний (дополнительный) стол с возможностью его вертикального перемещения, на котором закрепляется жесткий прижим. Использование прижима необходимо для формирования выштамповок, участков знакопеременной кривизны, для прижатия заготовки в местах, подверженных складкообразованию (гофрированию), возникающих на заготовке в процессе ее растяжения. Недостатками данной технологии являются дополнительные затраты на изготовление индивидуальных жестких прижимов, их пригонки по обтяжному пуансону, большая трудоемкость работ, связанных с монтажом и демонтажом прижимов на прессе.

Для решения этих задач специалистами ОАО "КнААПО" (г. Комсомольск-на-Амуре) разработано, изготовлено и внедрено в производство универсальное устройство для прижатия крупногабаритных листовых заготовок к обтяжным пуансонам эластичными лентами [1].

На рис. 1 приведена схема установки устройства для прижатия заготовок к обтяжным пуансонам на прессе.

Устройство предназначено для обтяжных прессов и работает следующим образом. Заготовка *1* зажимается в зажимах *14*, предназначенных для закрепления заготовки и установленных на основании *15* пресса, и растягивается. После предварительного натяжения заготовки *1* зажимами *14* пресса прижимная эластичная лента *5* перебрасывается через обтяжной пуансон *2* поверх заготовки *1*. Затем прижимная лента *5* фиксируется быстросъемным штырем *7* в кронштейне *8*, установленном на плите *3*. Шток гидроцилиндра *12* начинает перемещаться и натягивать прижимную эластичную ленту *5* через ролики *10* и *11*, которые вращаются на осях *13*. Прижимная эластичная лента *5* проходит через чехол *6* и скользит по нему, в результате чего происходит прижатие заготовки *1* к жесткому пуансону без ее стягивания. После натяжения прижимной ленты *5* происходит дальнейшее растяжение заготовки *1* с силой *P*. После окончания формообразования детали шток гидроцилиндра *12* возвращается в исходное положение, натяжение прижимной эластичной ленты *5* ослабевает. Затем убирают быстросъемный штырь *7* и снимают прижимную эластичную ленту *5* с заготов-

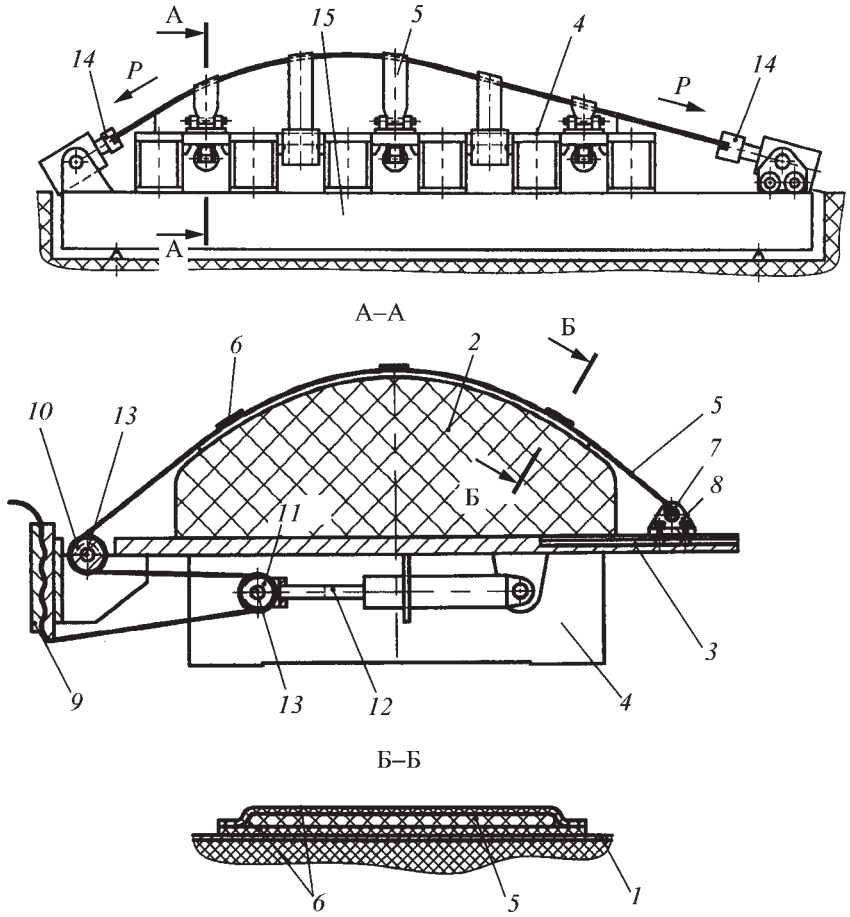


Рис. 1. Схема установки устройства для прижатия заготовок к обтяжным пуансонам на прессе: разрез А–А – устройство в рабочем положении в момент прижатия обшивки; разрез Б–Б – прижимная лента с чехлом

ки *1*. Регулировка длины прижимной эластичной ленты *5* выполняется регулировочным устройством *9*. Регулировка силы *P* натяжения эластичной ленты осуществляется с пульта управления гидросистемой пресса.

Использование предлагаемого устройства позволяет прижать листовую заготовку к обтяжному пуансону с заданной силой и локализовать появление гофрирования, возникающего в процессе ее растяжения, выполнить дополнительную формовку на участках со знакопеременной кривизной, осуществить обтяжку детали с меньшим числом переходов, отказаться от изготовления индивидуальных жестких прижимов, снизить трудоемкость и повысить качество изготовления деталей.

Общий вид продольно обтяжного пресса и универсального устройства для прижатия листовый заготовок к обтяжным пуансонам показан на рис. 2.

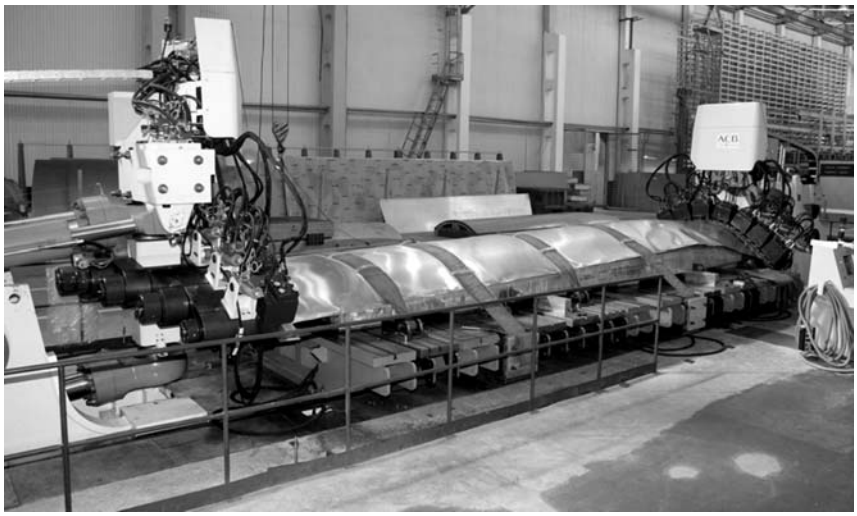


Рис. 2. Общий вид продольно обтяжного пресса и универсального устройства для прижатия листовых заготовок к обтяжным пуансонам

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Устройство** для прижатия заготовок к обтяжному пуансону / П.Н. Лиман, С.Б. Марьин, В.Д. Маринич, А.Г. Прохоров, С.Н. Путинцев: пат. 66992 РФ. Опубл. 10.10.07, Бюл. №. 28.

Сергей Борисович Марьин,
канд. техн. наук,
ser-bor-mar@rambler.ru

Указатель статей, опубликованных в журнале в 2009 г.

Литейное и сварочное производства

Артёменко Ю.А., Рыжков Е.В., Шеховцов С.Г., Агарков С.П. Способ обратноступенчатой наплавки износостойких сплавов . . . . . № 2
Болдин А.Н. Проблемы получения высокопрочного чугуна из вторичных ресурсов . . . . . № 12
Валисовский И.В., Ромашкин В.Н., Нуралиев Ф.А., Петропавловская З.Н. Оптимизация составов хромитовых жидкостекольных ХТС с кремнийорганическим отвердителем . . . . . № 3
Воронин Ю.Ф. Анализ процессов снижения брака отливок . . . . . № 7
Гордеев Б.А., Маслов Г.В., Игнатов В.С., Бугайский В.В. К вопросу диагностики чугунных отливок базовых деталей станков . . . . . № 2
Гуреева М.А., Грушко О.Е., Овчинников В.В. Свариваемые алюминиевые сплавы в конструкциях транспортных средств . . . . . № 3
Гуреева М.А., Овчинников В.В., Феклистов С.И., Рязанцев В.И., Данилкин С.В. Технологические особенности аргонодуговой сварки жаропрочных алюминиевых сплавов. . . . . № 9
Деев В.Б., Селянин И.Ф., Мочалов С.П., Цецорина С.А.,Ознобихина Н.В. Математическое моделирование процесса кристаллизации металлических расплавов после обработки внешними воздействиями . . . . . № 10
Дубоделов В.И., Богдан К.С., Фикссен В.Н. Дискретное дозирование металлических расплавов магнитовесовым методом. . . . . № 5
Зябкин О.В., Кусков В.Н., Потапов Д.А., Крылов А.П. Влияние параметров импульсной сварки методом STT на тепловыделение и структуру соединения . . . . . № 4
Исмаилов Н.Ш. Некоторые особенности технологии получения машиностроительных отливок в формах из песков и глин Азербайджана . . . . . № 11
Ковалевич Е.В., Валисовский И.В., Казанцев А.Г. Управляемый экологически безопасный процесс получения чугуна с шаровидным графитом . . . . . № 5
Конищев Б.П., Степанов П.П., Егорычев С.В., Родионов А.А. Производство сварных труб диаметром 1220 мм для подводного трубопровода по проекту "Норд Стрим" . . . . . № 12
Корневич А.П., Семёнов Б.И., Чуфринова Я.В., Шилло Г.В. Особенности технологии сварки трением с перемешиванием . . . . . № 9, 10
Корниенко Э.Н., Бикулов Р.А. Тяжелая лигатура для получения высокопрочного чугуна . . . . . № 2
Крайнев А.Ф. Техника литейного производства в историческом и логическом развитии (2-я и 3-я полосы обложки) . . . . . № 3
Крайнев А.Ф. Техника прессования длинномерных изделий в историческом и логическом развитии (2-я и 3-я полосы обложки) . . . . . № 12
Крайнев А.Ф. Техника производства пластмассовых изделий в историческом и логическом развитии (2-я и 3-я полосы обложки). . . . . № 4, 5, 8, 10
Левшин Г.Е., Павлюк К.И. К определению термофизических характеристик материала разовой формы . . . . . № 7
Леушин И.О., Беляев С.В., Крюкова И.С., Казакова И.В. Противопригарные покрытия на основе отходов гальванического производства для стальных отливок . . . . . № 1
Матвеенко И.В., Сокорев А.А. Применение алюмохромового триоксида техногенного происхождения как основного компонента для огнеупорного покрытия и кладочного раствора футеровки ковшей . . . . . № 11
Михеев Р.С., Рыбачук А.М., Чернышова Т.А., Кобелева Л.И., Чернышов Г.Г., Коберник Н.В. Обработка поверхности алюминиевого сплава дуговым оплавлением в магнитном поле . . . . . № 5
Овчинников В.В., Магнитов В.С., Иода Е.Н., Растопчин Р.Н., Гуреева М.А. Особенности электроннолучевой сварки прессованных полос высокопрочного алюминиевого сплава системы Al–Zn–Mg–Cu . . . . . № 11
Овчинников В.В., Смирнов С.В., Гуреева М.А. Разработка технологии изготовления сварных игольчатых втулок для крепления деталей из композиционных материалов . . . . . № 1
Одиноков В.И., Черномас В.В., Ловизин Н.С., Стулов В.В. Технология получения непрерывнолитых деформированных заготовок на литейно-ковочном модуле . . . . . № 2
Одиноков В.И., Черномас В.В., Ловизин Н.С., Стулов В.В., Скляр С.Ю. Исследование процесса получения заготовок на установке горизонтального литья и деформации металла. . . . . № 12
Петраков О.В., Макаренко К.В. Особенности внутриформенного модифицирования при литье маслотных заготовок. . . . . № 6
Питкя С.А., Марков В.В. Повышение эффективности рафинирования сплавов фильтрованием . . . . . № 1
Резчиков Е.А. Моделирование процесса уплотнения формовочной смеси . . . . . № 3
Роготовский А.Н., Шипельников А.А. Особенности модифицирования "нирезиста" на шаровидный графит для производства отливок насосных агрегатов . . . . . № 9
Сапченко И.Г., Жилин С.Г., Комаров О.Н. Усовершенствование технологии получения точных отливок по выплавляемым моделям . . . . . № 4
Селянин И.Ф., Феоктистов А.В., Мочалов С.П., Бедарев С.А., Клопов В.И. Геометрические параметры шахтных печей, определенные по критериям конвективного теплообмена . . . . . № 1
Семёнов В.И., Чайкин А.В. Образование аустенитной и графитной фаз под воздействием порошкового Si+C модификатора при затвердевании серого чугуна . . . . . № 8
Сенопальников В.М., Сивков В.Л. Механизм образования осевой неоднородности в непрерывном слитке . . . . . № 1

Серебряков С.П., Редькин И.А. Формирование оболочковых форм в сжатом состоянии (PV-процесс) . . . . . № 10
Тепляшин М.В., Ри Х., Ри Э.Х. Разработка состава наплавочного материала для повышения износостойкости бил молотковых мельниц . . . . . № 8
Усикова Н.Ю. Технология двухслойной наплавки замков бурильных труб . . . . . № 6
Феклистов С.И., Потапов Н.Н., Новиков В.А. Моделирование ремонтной аргонодуговой сварки элементов из алюминиевых сплавов . . . . . № 7
Фигуровский Д.К. Применение электромагнитного перемешивания в процессе кристаллизации для повышения качества полуфабрикатов из сплавов БрОЦ4-3 и БрКМц3-1 . . . . . № 8
Фигуровский Д.К., Сокунов Б.А. Влияние комплексного воздействия модифицирования и электромагнитного перемешивания в процессе кристаллизации на структуру и механические свойства сплава на основе системы Cu–Ni–Zn . . . . . № 6
Чайкин А.В., Вольнов И.Н., Чайкин В.А., Малихин В.И. Использование моделирования и методов математической статистики для анализа процесса модифицирования чугуна . . . . . № 4
Чайкин В.А., Чайкина Н.В. Сравнительный анализ высокопрочных чугунов, полученных модифицированием в ковше и в форме . . . . . № 1

Кузнечно-штамповочное производство

Арзамасцев С.В., Музеймнек О.Ю. Методы учета многовариантности разрабатываемых документов в локальных САПР технологических процессов ковки . . . . . № 6
Арутюнов И.Е., Глизнуцин В.Е., Соколов И.В. Имитационное моделирование технологического процесса листовой штамповки . . . . . № 2
Буркин С.П., Исхаков Р.Ф., Исхаков В.Ф. Анализ процесса прессования с натяжением . . . . . № 10
Вдовин С.И., Михайлов В.Н., Татарченков Н.В. Многопереходная гибка труб по круглому копиру . . . . . № 5
Виторский Я.М., Комаишко С.Г., Кулик Г.Н., Моисей М.В. Гибка рубашки, охватывающей трубу высокого давления . . . . . № 5
Власов А.В. Моделирование поперечных вибраций автомата АО334 на холостых ходах . . . . . № 9
Вовченко А.В., Резников Ю.Н. Оптимизация процессов объемной штамповки, реализуемая направленным определением заготовительных форм полуфабрикатов на технологических переходах . . . . . № 7
Гойдо М.Е., Бодров В.В., Багаутдинов Р.М., Носенко А.А. Режимы работы штамповочного пресса НП-130 с модернизированной электрогидравлической системой управления . . . . . № 3
Голенков В.А., Радченко С.Ю., Дорофеев О.В., Дорохов Д.О. Применение комплексного локального нагружения при формировании градиентных механических свойств осесимметричных изделий . . . . . № 10
Гунин А.В. Сила срабатывания исполнительных элементов предохранительных механизмов холодновысадочных автоматов . . . . . № 8
Евдокимов А.К. Штампы для холодного выдавливания длинноосных стаканов . . . . . № 11
Журавлёв А.З., Ефремова Е.А. Анализ условия захвата заготовки при накатывании резьбы плоскими плашками . . . . . № 7
Илюшкин М.В., Марковцев В.А., Лазарев И.И. Выбор оптимальной формы ножа для рубки профилей замкнутого типа в штампах с помощью программы ANSYS/LS-DYNA . . . . . № 1
Каменецкий Б.И. Устройство для гидромеханической штамповки трубчатых изделий . . . . . № 12
Каменецкий Б.И., Логинов Ю.Н. Особенности гидроэкструзии полой заготовки из титана . . . . . № 3
Клюка А.В. Способ холодной сквозной закрытой прошивки . . . . . № 8
Комаров В.А. Высокопроизводительная технология изготовления штампов и пресс-форм . . . . . № 6
Корчак Е.С. Совершенствование наполнительно-сливных систем гидравлических прессов . . . . . № 10
Лавриненко В.Ю. Программный комплекс PAM-STAMP для конечно-элементного моделирования и анализа формоизменяющихся процессов листовой штамповки . . . . . № 6
Лукьянов В.П., Маткава И.И., Бойко В.А., Елхов В.А., Доценко Д.В., Безкоровайнов А.Г. Отбортовка горловины на трубных заготовках . . . . . № 4
Марьин С.Б. Возможности применения эластичных и сыпучих материалов изготовления деталей из трубных заготовок в промышленности . . . . . № 4
Мороз Б.С. 75 лет кафедре "Машины и технология обработки металлов давлением" Донского государственного технического университета . . . . . № 7
Мороз Б.С. Некоторые особенности обратного прессования и возможность повышения его эффективности за счет сил трения активного действия . . . . . № 7
Мороз Б.С., Шипулин А.И. Анализ напряженно-деформированного состояния металла на начальной стадии обратного прессования . . . . . № 8
Назарян Э.А., Араб Н.Н. Деформации при отбортовке круглых отверстий в тонких пластинах . . . . . № 3
Новинский Э.Г., Голубев С.В., Цапаев А.П. Особенности технологии изготовления длинномерных валов артезианских насосов АЭС с реакторами ВВЭР-1000 . . № 6
Пасхалов А.С. Оценка возможности интенсификации многоканального прессования с использованием активного действия сил трения . . . . . № 8
Поликарпов Е.Ю. Обратное выдавливание толстостенных трубных заготовок из анизотропных материалов . . № 2
Поликарпов Е.Ю. Штамповка полусферических тонкостенных днищ . . . . . № 11
Потапов А.И. Деформируемость кузнечных слитков и пути ее повышения. Часть 2. Высокоуглеродистые инструментальные стали . . . . . № 2
Свистунов В.Е., Чубуков В.А., Матвеев А.Г., Гартвиг А.А. Проектирование кривошипных кузнечно-прессовых машин с использованием соотношений подобия . . . . . № 9
Семеноженков М.В., Крук А.Т., Пешков В.В. Рационализация схем нагружения элементов конструкций из титана при их сварке давлением . . . . . № 9
Сидоров А.А. Определение волокнистого строения в поковках типа стержня с полусферическим фланцем . . . . . № 5
Фатеев В.И. Исследование сложного напряженного состояния полых водоохлажденных осесимметричных пуансонов для горячего деформирования . . . . . № 6
Фатеев В.И. Определение температурных полей в полом водоохлаждаемом осесимметричном пуансоне горячего прессования . . . . . № 4
Черняев А.В. Обжим и раздача тонкостенных цилиндрических оболочек из анизотропного материала в режиме ползучести . . . . . № 11
Шестаков Н.А., Субич В.Н., Дёмин В.А. Прессование труб из некомпактных материалов . . . . . № 1

Яковлев С.П., Чудин В.Н., Черняев А.В., Брагин С.А. Поперечное горячее выдавливание . . . . . № 11
Яковлев С.С., Яковлев С.П. 70 лет кафедре "Механика пластического формоизменения" Тульского государственного университета . . . . . № 11
Яковлев С.С., Поликарпов Е.Ю. Технологические параметры процесса реверсивной вытяжки осесимметричных деталей с фланцем из анизотропного материала. . . № 4
Яковлев С.С., Трегубов В.И., Яковлев С.П. Ротационная вытяжка осесимметричных деталей с разделением очага пластической деформации. . . . . № 12

Прокатно-волочильное производство

Бородин Е.М., Бородин М.Ю., Харитонов В.В. Моделирование межклетевых напряжений и деформаций при длинноправочной непрерывной прокатке труб. . № 10
Бурлаков И.А. Способы получения заготовок из сплава ЭП742 с мелкозернистой структурой для последующей изотермической раскатки . . . . . № 9
Гадалов В.Н., Матвеев А.С., Григорьев С.Б., Ширин И.В. Ресурсосберегающая технология производства слоистых материалов . . . . . № 10
Горлова А.А., Родинков С.В. Мелкосортный прокатный стан 280 конструкции ВНИИМЕТМАШ . . . . . № 6
Гриншпун А.И., Фурлендер Г.А., Сивак О.Б. Калибровочный стан для линии термической обработки труб . . № 5
Гурьянов Г.Н. Расчет оптимальных углов волочения проволоки по различным методикам. . . . . № 12
Гурьянов Г.Н., Коломиец Б.А., Баталов Г.В., Киселёв В.Я. Механические свойства углеродистой канатной проволоки при низкой температуре. . . . . № 3
Каргин Б.В., Каргин В.Р., Пастушенко Т.С. Исследование волочения труб с внутренним спиральным рифлением на короткой вращающейся оправке. . . . . № 2
Корчунов А.Г. Технология производства высокопрочной арматуры для железобетонных шпал современных магистралей. . . . . № 2
Логинов Ю.Н., Еремеева К.В. Прокатка заготовки с одиночно расположенной в объеме порой . . . . . № 11
Марковцев В.А., Илюшкин М.В., Шмельков Н.А., Филимонов В.И. О моделировании в технологии производства широкополочных деталей с продольной кривизной в роликах. . . . . № 8
Мищенко О.В., Баранов А.С., Марковцев В.А., Филимонов В.И. Об оценке длины зоны плавного перехода при подгибке узких полок с отбортовками в роликах. . . . . № 12
Пеев В.М. Моделирование процесса поперечно-клиновой прокатки с использованием сходящейся расчетной схемы метода конечных элементов. . . . . № 7
Сметанин С.В. Исследование технологии прокатки и напряженно-деформированного состояния трамвайных желобчатых рельсов . . . . . № 4
Стулов В.В., Одиноков В.И., Черномас В.В., Дербеткин А.А., Макаров С.С. Повышение надежности и эффективности работы кристаллизатора установки литейно-ковочного модуля за счет совершенствования системы его охлаждения . . . . . № 4
Стулов В.В., Одиноков В.И., Черномас В.В., Дербеткин А.А., Макаров С.С. Технология получения непрерывно-литых деформированных заготовок из сплава Pb–Sb на модернизированной установке . . . . . № 3
Филиппов А.А., Пачурин Г.В. Изготовление калиброванного проката под холодную высадку крепежных изделий из стали 38ХА без обточки поверхностных дефектов . . . . . № 1

Материаловедение и новые материалы

Беляков А.И., Беляков А.А., Маццарелли Д., Жуков А.А. Механические свойства чугуна с шаровидным графитом при повышенных температурах . . . . № 1
Букатый С.А. Применение эффекта нелинейности температурных характеристик материалов в заготовительном производстве для повышения точности деталей . . . . . № 2
Васильчук М.В., Шатульский А.А. Влияние химического состава на условия формирования структуры и свойств жаропрочных никелевых сплавов с монокристаллической и столбчатой структурой. . . . . № 10
Гарибов Г.С. К вопросу о выборе технологии и оборудования для производства высококачественных гранул крупностью менее 100...70 мкм при изготовлении критических компонентов современных и перспективных авиационных газотурбинных двигателей . . . . . № 8, 9
Гостищев В.В., Бойко В.Ф. Получение порошка вольфрама алюминотермией из шеелитового концентрата для электрошлаковой наплавки . . . . . № 12
Гукасян В.С., Петросян А.С. Исследование механических свойств композиционных материалов, армированных дискретными волокнами . . . . . № 4
Гулевский В.А., Мухин Ю.А., Загребин А.Н., Пожарский А.В. Влияние легирующих элементов на смачивание углеграфита медными сплавами . . . . . № 6
Жуков А.А., Новикова О.В. Влияние циклических температурно-силовых воздействий на структуру и жаропрочность сплава ЖС6У-ВИ. . . . . № 11
Казанцев А.Г., Феклистов С.И., Шуваев В.А., Войдер К.А. Определение механических свойств металла труб по данным испытаний на растяжение тангенциальных образцов с начальной кривизной . . . . № 3
Макаренко К.В., Чмыхов Д.В. Фрактографический анализ графитизированных чугунов . . . . . № 10
Малышев Р.А., Жуков А.А. Лабораторный комплекс для дилатометрического анализа . . . . . № 6
Матвеев А.С., Гадалов В.Н., Крючков К.А., Григорьев С.Б., Мелихов А.Е. Технологические решения при изготовлении слоистых металлических материалов. . . . . № 9
Морозова Е.А., Муратов В.С. Лазерное легирование никелем поверхности титана . . . . . № 6
Муратов В.С., Юдаев Д.П. Влияние дополнительного старения при технологических нагревах на механические свойства и микроструктуру листовых полуфабрикатов из сплава 1151 . . . . . № 11
Мыльников В.В., Чернышов Е.А., Шетулов Д.И. Влияние частоты циклического нагружения на сопротивление усталости высокопрочных конструкционных материалов. . . . . № 2
Палавин Р.Н., Колганов В.Н., Коровин В.А., Леушин И.О., Степанов П.П., Киров А.С. Повышение эксплуатационной стойкости литых валков горячей прокатки . . . . . № 1
Святкин А.В., Муратов В.С. Исследование зависимости фазового состава и твердости от температуры отжига двухфазной латуни ЛМцА58-2-1. . . . . № 10

Святкин А.В., Муратов В.С. Исследование влияния отжига на остаточные напряжения и твердость прутков из латуни ЛМцА58-2-1. . . . . № 5
Семёнов В.И. Закономерности сегрегационных атомных перегруппировок при кристаллизации эвтектик . . № 3
Семёнов В.И. Фазовый переход при плавлении и затвердевании металла . . . . . № 5
Серебряков С.П., Матвеев А.С., Изотов В.А., Яковлев Б.Ю. Рафинирование алюминиевых сплавов воздухом . . . . . № 11
Серебряков С.П., Матвеев А.С., Яковлев Б.Ю. Определение режимов газового рафинирования алюминиевых сплавов. . . . . № 12
Скуднов В.А. Применение комплексов разрушения синергетики для оценки состояния полуфабрикатов . . № 2
Соловьёва С.С. Магнитная память ферримагнитных материалов. . . . . № 8
Фан Бай, Цзинща Цао, Пэйцзе Ли. Малоцикловое усталостное поведение сплава Ti–24Al–15Nb–1Mo при высоких температурах . . . . . № 12
Фигуровский Д.К. Влияние электромагнитного перемешивания в процессе кристаллизации на структуру и механические свойства проволоки из латуни Л63. . . . № 4
Филатов И.А., Макаренко К.В. Определение взаимосвязи пределов прочности и текучести стали 20ГЛ с магнитными характеристиками . . . . . № 7
Шиков А.К., Воробьёва А.Е., Дергунова Е.А., Тронза В.И., Фигуровский Д.К. Разработка методики оценки размеров конструктивных элементов в полуфабрикатах сверхпроводников на основе Nb_3Sn. . . . . № 9

Информация

Арсентьева Н.С., Железняк Л.М., Мокеев В.Е., Кузьмина Н.В., Голикова И.Ю., Зайцева А.В. Совершенствование технологии и оборудования в производстве полуфабрикатов для электромашиностроения в ОАО "Каменск-Уральский завод по обработке цветных металлов". . . . . № 11
Арсентьева Н.С., Казанцев Е.А., Железняк Л.М., Дашкевич О.Н., Миллер А.В., Глухова О.Л. Коллекторные профили для электромашиностроения . . . . . № 2
Арсентьева Н.С., Снигирев А.И., Железняк Л.М., Марущак Л.Н., Кузьмина Е.В., Глухова О.Л. Высококачественные изделия из бериллиевых бронз, выпускаемые ОАО "Каменск-Уральский завод по обработке цветных металлов" . . . . . № 3
Довыденков В.А. Вязкость композиций порошок–связующее, в которых твердая фаза состоит из нескольких компонентов различной дисперсности . . . . . № 2
Довыденков В.А., Фетисов Г.П. Модель для расчета вязкости композиций порошок–связующее для получения заготовок путем их литья и спекания . . . . . № 1
Карабанов В.В., Бохоров И.О. Развитие способа пайки металлов . . . . . № 4
Лузгин В.И., Петров А.Ю., Шестовских А.Е., Кандалинцев Б.А. Линия ультразвуковой очистки для подготовки поверхности длинномерных проводов и лент в заготовительных производствах. . . . . № 3
Марьин С.Б. Новое универсальное устройство для прижатия крупногабаритных листовых заготовок к обтяжным пуансонам эластичными лентами . . . . . № 12
Марьин С.Б., Шпилёв А.М., Бурков А.А., Хохлов С.А., Волков К.В., Марьин Б.Н. Технология обработки заготовок кратковременными импульсами электрического тока. . . . . № 6
Отливки из чугуна и стали. Термины и определения дефектов по ГОСТ 19200–80 . . . . . № 5
Пашеева Т.Ю. О точности заготовки и ее влиянии на качество изготовления металлоконструкций . . . . . № 10
Промышленные выставки в июне–сентябре 2009 г. . . . . № 5
Промышленные выставки в октябре–декабре 2009 г. . . . № 9
Промышленные выставки в феврале–мае 2009 г. . . . . № 1
Расторгуев Г.А. Технологическая подготовка заготовительного производства . . . . . № 5
Соколов В.А., Проволоцкий А.Е., Кузьменок О.С. Опыт внедрения гидроабразивной обработки в производство . . . . . № 5
Указатель статей, опубликованных в журнале в 2009 г. . . . . № 12
Указатель статей, опубликованных в журнале в 2008 г. . . . . № 1
Чернышов Е.А., Евстигнеев А.И., Евлампиев А.А. Заварка дефектов отливок из стали, чугуна и цветных сплавов . . . . . № 6

ООО "Издательство **Машиностроение**", 107076, Москва, Стромынский пер., 4
Учредитель ООО "Издательство Машиностроение". **E-mail: zpm@mashin.ru**
Телефоны редакции журнала: (499) 268-47-19, 268-36-54, 268-69-19. **http://www.mashin.ru**
Дизайнер *Подживотов К.Ю.* Технический редактор *Жиркина С.А.* Корректоры *Сажина Л.И., Сонюшкина Л.Е.*
Сдано в набор 02.10.09 г. Подписано в печать 10.12.09 г. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
Усл. печ. л. 6,86. Уч.-изд. л. 7,40. Заказ 983. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Издательство Машиностроение".
Отпечатано в ООО "Подольская Периодика". 142110, Московская обл., г. Подольск, ул. Кирова, д. 15.

Поздравляем!

Василия Николаевича Огуенко

с 60-летием

2 января 2010 г. Василию Николаевичу Огуенко исполняется 60 лет. Василий Николаевич Огуенко – главный технолог ОАО "Научно-исследовательский и конструкторско-технологический институт подвижного состава" (ОАО "ВНИКТИ"). В 1973 г. закончил физико-химический факультет Московского института стали и сплавов и в 1976 г. очную аспирантуру. В 1978 г. защитил кандидатскую диссертацию. Производственную деятельность начал на НПО "Тулачермет" старшим научным сотрудником, в последующем работал заведующим сектором специальных порошковых материалов. В 1982 г. принят в ХК ОАО "Коломенский завод" начальником лаборатории порошковых материалов ЦЗЛ, с 1987 г. – главный металлург тепловозостроительного завода и главный инженер по металлургии.

В.Н. Огуенко – высококлассный специалист и сторонник новаторства в вопросах практического применения и оценки качества изделий из металлов, сплавов и полимерных материалов для конкретных железнодорожных конструкций: литых и сварных элементов тележек грузовых вагонов, длиннобазных платформ, электровозов, тепловозов, газотурбовоза и путевых машин. Весь спектр вопросов по опорным узлам кузова и демпфирующим устройствам, включая выбор материалов (от сталей, высокопрочных чугунов до полиуретана), организацию поставки, лабораторные и стендовые испытания опытных деталей и узлов решается под его непосредственным руководством и при личном участии.

Василий Николаевич является грамотным руководителем своего подразделения и технологической политики института в целом; под его руководством институтом проведены приемочные и сертификационные испытания материалов колес и осей высокоскоростного электропоезда "Сапсан".

В.Н. Огуенко опубликовано более 50 печатных трудов, в том числе 14 авторских свидетельств и патентов. Он награжден медалью "850 лет Москвы", золотой, серебряной и бронзовой медалями ВДНХ СССР, знаком "За заслуги в развитии ОАО "Российские железные дороги" 2 степени.

С 2002 г. Василий Николаевич работает в ОАО "ВНИКТИ".

ОАО "ВНИКТИ" – дочернее общество ОАО "РЖД". Основная цель работы ОАО "ВНИКТИ" – содействие развитию железнодорожного транспорта, повышению эффективности и надежности его работы, создание и внедрение уникальной продукции, не имеющей российских и зарубежных аналогов и обеспечивающей повышение качества работы железнодорожного транспорта Российской Федерации и вместе с тем снижение затрат. По результатам законченных научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ институтом разрабатываются и внедряются узлы и агрегаты для вновь создаваемых и находящихся в эксплуатации локомотивов, грузовых вагонов и путевых машин. Продукция института сопровождается в процессе эксплуатации не только в гарантийный период, но и в течение последующего срока службы.

ОАО "ВНИКТИ"

140402, Московская обл., г. Коломна,

ул. Октябрьской революции, 410

тел. (496) 618-82-48, факс (496) 618-82-27

e-mail: vnikti@kolomna.ru

http:// www.vnikti-kolomna.ru