ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

(Кузнечно-прессовое, литейное и другие производства)

№ 9 сентябрь 2015

Председатель редакционного совета и Главный редактор
СЕМЁНОВ Е.И., д.т.н., проф.

Зам. председателя редакционного совета:
ДЁМИН В.А., д.т.н., проф.
КОЛЕСНИКОВ А.Г., д.т.н., проф.

Зам. Главного редактора
СЕРИКОВА Е.А.

Редакционный совет:
БЕЛЯКОВ А.И., к.т.н.
БЛАНТЕР М.С., д.ф.-м.н., проф.
БОГАТОВ А.А., д.т.н., проф.
ГАРИБОВ Г.С., д.т.н., проф.
ГРОМОВ В.Е., д.ф.-м.н., проф.
ГУН И.Г., д.т.н., проф.
ЕВСЮКОВ С.А., д.т.н., проф.
ЕРШОВ М.Ю., д.т.н., проф.
КАСАТКИН Н.И., к.т.н., проф.
КИДАЛОВ Н.А., д.т.н., проф.
КОРОТЧЕНКО А.Ю., к.т.н., доц.
КОТЕНОК В.И., д.т.н.
КОШЕЛЕВ О.С., д.т.н., проф.
КРУК А.Т., д.т.н., проф.
ЛАВРИНЕНКО В.Ю., д.т.н., доц.
МОРОЗ Б.С., д.т.н., проф.
МУРАТОВ В.С., д.т.н., проф.
НАЗАРЯН Э.А., д.т.н., проф.
ОВЧИННИКОВ В.В., д.т.н., проф.
ПОВАРОВА К.Б., д.т.н., проф.
ПОЛЕТАЕВ В.А., д.т.н., проф.
СЕМЁНОВ Б.И., д.т.н., проф.
СУБИЧ В.Н., д.т.н., проф.
ТРЕГУБОВ В.И., д.т.н., проф.
ШАТУЛЬСКИЙ А.А., д.т.н., проф.
ШЕРКУНОВ В.Г., д.т.н., проф.
ШЕСТАКОВ Н.А., д.т.н., проф.
ШПУНЬКИН Н.Ф., к.т.н., проф.
ЯКОВЛЕВ С.С., д.т.н., проф.
ЯМПОЛЬСКИЙ В.М., д.т.н., проф.
БАСТ Ю., Dr.-Ing. habil., prof.
ТУТМАН Т., Dr.Yur.
ЭРКСЛЕБЕН С., Dr.-Ing.

Ответственный за подготовку и выпуск номера
СЕРИКОВА Е.А.

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель

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

Тел.: (499) 268-47-19, 269-54-96
Факс: (499) 269 48 97
Http: //www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru, zpmpost@rambler.ru

СОДЕРЖАНИЕ

Литейное и сварочное производства

Гуреева М.А. Модифицирование слитков алюминиевых сплавов системы Al—Mg—Si кальцием 3
Лебедев В.А., Козырко О.А. Способы и устройства для управления кристаллизацией наплавленного металла при дуговой сварке (обзор и анализ) 8

Кузнечно-штамповочное производство

Вяткин А.Г., Вяткин А.А., Матвеев С.В. Точность операции закрытой штамповки на винтовом прессе 17
Кобелев А.Г., Чашкин Д.С. Методика проектирования привода горизонтального бесшаботного молота с гидравлической связью масс 20
Воронков В.И., Хамидулина А.А., Калпин Ю.Г., Соболев Я.А. Исследование зависимости изменения формы нейтрального слоя кольцевого образца при осадке от фактора трения 26

Прокатно-волочильное производство

Арюлин С.Б., Камоничкин Д.Т. Определение параметров очага деформации при прокатке полосы на маятниковом стане 32

Материаловедение и новые материалы

Васенев В.В., Мироненко В.Н., Бутрим В.Н., Аронин А.С., Аристова И.М., Осинцев О.Е. Разработка технологии получения прессованных полуфабрикатов и штамповок из алюминиевого сплава САС1-50 и изучение их структуры и физико-механических свойств 41

Журнал входит в перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней

Журнал выходит при содействии:
Академии Проблем Качества Российской Федерации; Министерства образования и науки Российской Федерации; Воронежского завода тяжелых механических прессов; ЦНИИЧермет; ВНИИМЕТМАШ; ИМЕТ РАН; Каширского завода "Центролит"; АМУРМЕТМАШ; ООО "МЕТАЛЛИТМАШ"; ФГУП ГНПП "Сплав"

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

© Издательство "Инновационное машиностроение", "Заготовительные производства в машиностроении", 2015

SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

BLANKING PRODUCTIONS IN MECHANICAL ENGINEERING

(Press forging, foundry and other productions)

№ 9 September 2015

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

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

Editorial Assistant
SERIKOVA E.A.

Editorial Committee
BELYAKOV A.I.
BLANTER M.S.
BOGATOV A.A.
GARIBOV G.S.
GROMOV V.E.
GUN I.G.
EVSYUKOV S.A.
ERSHOV M.Yu.
KASATKIN N.I.
KIDALOV N.A.
KOROTCHENKO A.Yu.
KOTENOK V.I.
KOSHELEV O.S.
KRUK A.T.
LAVRINENKO V.Yu.
MOROZ B.S.
MURATOV V.S.
NAZARYAN E.A.
OVCHINNIKOV V.V.
POVAROVA K.B.
POLETAEV V.A.
SEMENOV B.I.
SUBICH V.N.
TREGUBOV V.I.
SHATUL'SKY A.A.
SHERKUNOV V.G.
SHESTAKOV N.A.
SHPUN'KIN N.F.
YAKOVLEV S.S.
YAMPOL'SKY V.M.
BAST Yu.
TUTMANN T.
ERXLEBEN S.

This issue prepared with assistance of specialist
SERIKOVA E.A.

An advertiser is responsible for the promotional materials

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

Ph.: (499) 268-47-19, 269-54-96
Fax: (499) 269-48-97
Http: //www.mashin.ru
E-mail: zpm@mashin.ru, zpmpost@rambler.ru

CONTENTS

Foundry and Welding Productions

Gureeva M.A. Modification of ingots of aluminium alloys of Al—Si—Mg by calcium 3
Lebedev V.A., Kozyrko O.A. Methods and tools for control of crystallization of weld metal at arc welding (review and analysis) 8

Forging and Stamping Production

Vyatkin A.G., Vyatkin A.A., Matveev S.V. Accuracy of closed stamping operation performed on screw press 17
Kobelev A.G., Chashkin D.S. Design technique of drive of horizontal counterblow hammer with hydraulic coupling mass. 20
Voronkov V.I., Khamidulina A.A., Kalpin Yu.G., Sobolev Ya.A. Study of changing dependence in shape of ring sample neutral layer at upsetting on friction factor 26

Rolling and Drawing Production

Aryulin S.B., Kamonichkin D.T. Defining of deformation zone parameters at rolling of strip on pendulum mill. 32

Physical Metallurgy and New Materials

Vasenev V.V., Mironenko V.N., Butrim V.N., Aronin A.S., Aristova I.M., Osintsev O.E. Development of technology for pressed bars and forgings from aluminum alloy SAS1-50 and study of their structure and physical and mechanical properties. 41

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"

© "Innovative Mashinostroenie Publishers", "Blanking productions in mechanical engineering", 2015

УДК 669.715

М.А. Гуреева
(Московский государственный индустриальный университет)

Модифицирование слитков алюминиевых сплавов системы Al—Mg—Si кальцием

Рассмотрен один из наиболее важных для деформируемых алюминиевых сплавов видов модифицирования — измельчение матричной фазы. Показано два способа введения модификатора в сплав: в виде лигатуры вместе с другими составляющими шихты и путем непрерывной подачи при литье слитков лигатурного прутка в кристаллизатор. Изучены первичные и вторичные интерметаллиды, их средний приведенный диаметр, объемная доля, а также массовая доля первичных и вторичных интерметаллидов.

Ключевые слова: деформируемый алюминиевый сплав; модифицирование; кальций; структура слитка; первичные и вторичные интерметаллиды.

One of the most important for the wrought aluminium alloys types of modification is crushing of matrix phase is considered. Two methods to introduction of modifier in the alloy are shown: as ligature together with other components of the charge and by continuous feed when casting of ligature steel bar ingots in the crystallizer. Primary and secondary intermetallic compounds, their average diameter, the volume fraction and also mass fraction of primary and secondary intermetallic compounds are studied.

Keywords: wrought aluminum alloy; modification; calcium; structure of round ingot; primary and secondary intermetallic compounds.

Введение. Формирование мелкозернистой равномерной структуры в слитках из алюминиевых сплавов является одним из наиболее важных условий получения высококачественных полуфабрикатов.

В результате многочисленных исследований изучены особенности кристаллизации слитков и разработаны способы получения мелкозернистой структуры — способы модифицирования структуры.

Различают три вида модифицирования [1]:

1 — измельчение первичных зерен-дендритов и других продуктов первичной кристаллизации (применительно к деформируемым алюминиевым сплавам матричной фазы — зерен первичного твердого раствора);

2 — изменение внутреннего строения первичных зерен-дендритов;

3 — изменение структуры эвтектик (например, в силумине).

В статье рассмотрен один из наиболее важных для деформируемых алюминиевых сплавов видов модифицирования — измельчение матричной фазы.

Результаты исследований отечественных и зарубежных ученых показали, что измельчение матричной фазы в литых сплавах является результатом зародышевого действия частиц

zp915.indd 3 26.08.2015 15:59:03

интерметаллидных фаз, образующихся в жидком сплаве или специально введенных перед кристаллизацией основной (матричной) фазы.

Определены многие технологические факторы, влияющие на эффект модифицирования: способ введения модификатора, температура литья, температура перегрева перед литьем.

В настоящее время наибольшее распространение получили два способа введения модификатора в сплав:

1 — в виде лигатуры (в чушках) вместе с другими составляющими шихты (алюминием, чистыми металлами) в плавильную печь, где приготовляется гомогенный расплав — жидкий раствор всех легирующих компонентов в алюминии, в том числе и компонентов-модификаторов (содержание которых обычно не превышает сотых долей процента);

2 — путем непрерывной подачи при литье слитков лигатурного прутка в кристаллизатор или в распределительную коробку.

Принципиальное различие между этими двумя способами введения модификатора заключается в следующем. При первом способе частицы интерметаллидных фаз, служащие зародышами зерен твердого раствора, образуются в сплаве в процессе его кристаллизации, в первую очередь выделяясь из жидкой фазы.

При втором способе частицы интерметаллидных фаз, играющие роль центров кристаллизации, поступают в расплав непосредственно перед кристаллизацией твердого раствора из лигатурного прутка в готовом виде. Их размер определяется размером интерметаллидных частиц в прутке и сравнительно мало зависит от взаимодействия с расплавом, так как температура расплава низкая (температура литья), а время контакта невелико (измеряется секундами).

Таким образом, понятно, почему одинаковый эффект модифицирования структуры при введении лигатуры в виде прутка достигается при меньшем содержании элемента в сплаве, чем при его включении в общую шихту. Во втором случае практически весь модификатор находится в лигатурном прутке в виде дисперсных интерметаллидных частиц, которые являются центрами кристаллизации. Количество интерметаллидных частиц легко регулируется скоростью подачи лигатурного прутка.

При первом способе (введении модификатора в шихту) интерметаллидные частицы в условиях неравновесной кристаллизации выделяются неполностью, часть модификатора остается в жидком растворе, переходя затем в твердый раствор, при этом интерметаллидные частицы выделяются при высокой температуре в более грубой форме.

Следует учитывать, что переходные металлы, служащие модификаторами, имеют склонность образовывать с алюминием при кристаллизации пересыщенные твердые растворы, т.е. по мере повышения скорости охлаждения при кристаллизации все большая часть модификатора остается в твердом растворе и все меньшая часть (в виде выделившихся интерметаллидов) работает в качестве центров кристаллизации.

Процесс модифицирования структуры слитков из алюминиевых сплавов лигатурным прутком, поступающим в жидкий металл непосредственно перед кристаллизацией, имеет отмеченные выше преимущества и применение его, безусловно, будет расширяться. Однако этот процесс не сможет полностью заменить модифицирования сплавов путем введения модификатора в шихту, поэтому задачи усовершенствования такой технологии остаются актуальными.

Методика проведения исследований. Сплавы алюминия, легированные кальцием, выплавляли с использованием в качестве основы алюминиевого сплава марки АВ. Из каждого сплава отливали в толстостенную изложницу цилиндрические слитки диаметром 55 мм, охлаждали на воздухе при нормальных условиях. Температура литья во всех случаях на 25...50 °С превышала температуру ликвидуса. При этом первично кристаллизуются фазы переменного состава Al_3Si_2Ca и $Al_{12}Si_4Mg_3Ca$, являющихся центрами зарождения новых зерен и препятствующих их росту в процессе рекристаллизации.

При кристаллизации сплава системы Al—Mg—Si часть кальция выделяется из расплава в виде первичных интерметаллидов, которые способствуют измельчению структуры слитков.

Размер зерна определяли методом секущих с помощью оптического микроскопа "Neophot-21". Размер первичных интерметаллидов оценивали на нетравленых шлифах. Рассчитывали средний приведенный диаметр по результатам измерения частиц на каждом шлифе по формуле

$$D_1 = 2(S/\pi)^{0,5}, \quad (1)$$

где S — площадь частицы.

zp915.indd 4 26.08.2015 15:59:03

Объемную долю первичных интерметаллидов определяли как среднее по результатам исследований десяти полей зрения на каждом шлифе:

$$V_1 = \pi D_1^3 N/6l^3, \quad (2)$$

где l — длина ребра куба исследуемого объема; N — число частиц в исследуемом объеме.

Средний диаметр включений D_2 вычисляли по результатам измерений частиц на фольге. Объемную долю частиц вторичных интерметаллидов рассчитывали как среднее по данным анализа десяти полей на каждой фольге по формуле

$$V_2 = \pi D_2^3 N_a/6hl^3, \quad (3)$$

где N_a — число частиц на фольге на исследуемой площади; h — число замеров.

Расстояние между частицами первичных и вторичных интерметаллидов оценивали по формуле

$$L_1 = N_W^{-1/3} = (N/W)^{-1/3}, \quad (4)$$

где N_W — число частиц в единице объема; W — исследуемый объем.

При кристаллизации сплава системы Al—Mg—Si часть кальция выделяется из расплава в виде первичных интерметаллидов, которые способствуют измельчению структуры слитков.

Кальций, оставшийся в пересыщенном твердом растворе после кристаллизации, частично выделяется при гомогенизации в виде мелких вторичных интерметаллидов, кристаллическая решетка которых на ранней стадии зарождения и роста полностью когерентна решетке матрицы. Наличие такой мелкодисперсной фазы существенно повышает механические свойства сплава АВ и способствует измельчению зерна при последующей деформации [2, 3].

После выделения вторичных интерметаллидов в твердом растворе сплава остается некоторое количество кальция. В соответствии с равновесной диаграммой состояния оно примерно составляет 0,05 % [4].

Следовательно, распределение кальция в фазах сплава характеризует следующая формула:

$$C_\Sigma = C_1 + C_2 + C_p, \quad (5)$$

где C_Σ — суммарная массовая доля; C_1, C_2 — массовая доля кальция в первичных и вторичных интерметаллидах соответственно; C_p — концентрация кальция в твердом растворе.

Исследовали слитки из сплава АВ с содержанием 0,18 % Ca. При выплавке сплавов использовали лигатуру Al—12 % Si. Температура литья 720...730 °С. Слитки гомогенизировали при температуре (560 ± 10) °С в течение 8 ч.

Результаты исследований и их обсуждение. Несмотря на различие в размерах первичных интерметаллидов и расстояния между ними, средняя по сечению объемная доля интерметаллидов в различных слитках практически одинакова (табл. 1). Это можно объяснить тем, что количество фазы определяется диаграммой состояния и при одинаковой температуре литья должно быть одинаковым независимо от формы и размера слитка.

Количественный анализ микроструктуры (см. табл. 1) показал, что максимальное число первичных интерметаллидов наблюда-

1. Основные величины интерметаллидов

Слиток	Расстояние от оси	D_3	D_1	L_1	V_1	D_2	L_2	V_2
		мкм				мкм		
Сплошной	0	74,2	15,0	103,8	0,0015	10,5	82,1	0,0012
	0,5R	72,3	13,2	95,1	0,0013	11,3	85,2	0,0014
	R	68,1	12,1	99,2	0,0009	11,8	83,4	0,0016
Полый	$R_{вн}$	42,1	8,6	67,4	0,0010	11,2	79,8	0,0015
	$R_{ср}$	31,3	10,7	72,1	0,0018	10,3	80,1	0,0012
	$R_н$	45,9	9,1	69,3	0,0011	9,9	77,2	0,0011

Обозначения: D_3 — размер зерна; D_1, D_2 — размер частиц первичных и вторичных интерметаллидов соответственно; L_1, L_2 — расстояние между частицами; R — радиус сплошного слитка; $R_{вн}$, $R_{ср}$, $R_н$ — внутренний, средний и наружный радиусы полого слитка.

zp915.indd 5 26.08.2015 15:59:03

2. Химический и металлографический анализы сплава АВ

Слиток	Расстояние от оси	Ca	C_1	C_2	$C_р$
		%			
		Химический анализ	Металлографический анализ		
Сплошной	0	0,184	0,097	0,069	0,217
	0,5R	0,163	0,088	0,076	0,213
	R	0,162	0,058	0,088	0,195
Полый	$R_{вн}$	0,157	0,063	0,088	0,200
	$R_{ср}$	0,172	0,108	0,076	0,233
	$R_н$	0,165	0,071	0,069	0,191

ется в центре сечений слитков. Эти результаты согласуются с данными химического анализа (табл. 2).

Такая неравномерность распределения первичных интерметаллидов по сечению может быть обусловлена особенностями кристаллизации сплава.

Массовую долю кальция в первичных и вторичных интерметаллидах слитков можно определить по формулам:

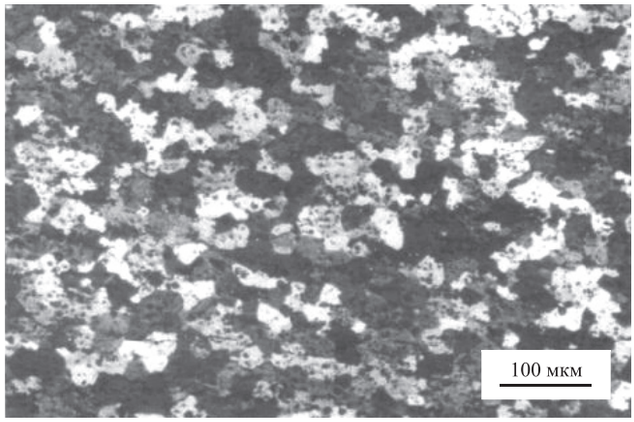
$$C_1 = d_f V_1/d;\ C_2 = d_f V_2/d, \qquad (6)$$

где d_f — плотность фазы; d — плотность сплава АВ.

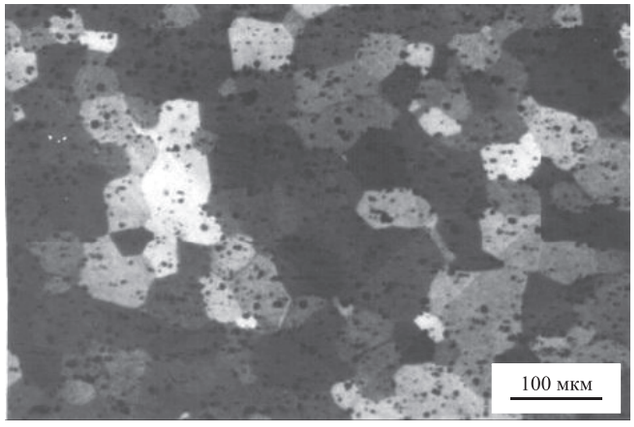
Распределение кальция по сечению слитка, а также между первичными и вторичными интерметаллидами приведено в табл. 2. Видно, что расчетное содержание кальция выше, чем его концентрации, определенные по результатам химического анализа. Это может быть следствием неточности определения размеров мелкодисперсных частиц, поскольку измеряется не сама частица, а ее деформационный контраст.

По-видимому, размеры вторичных выделений несколько меньше измеренных при электронно-микроскопическом анализе. Кроме того, можно предположить, что на ранней стадии распада частицы имеют форму диска, а не сферы, как принимали в расчетах.

На рисунке показаны микроструктуры центральной части сплошного и полого слитка с внешним диаметром 55 мм сплава АВ с содержанием кальция 0,12 %. Как видно из приведенных микроструктур, в центральной части



а)



б)

Микроструктура центральной части сплошного (*а*) и полого (*б*) слитка из сплава АВ с содержанием кальция 0,12 %

сплошного слитка зерно существенно мельче по сравнению с полым слитком при одинаковом содержании модификатора.

Кальций — активный металл, вступающий в реакцию с кислородом, содержащимся в воздухе. При выборе способа введения кальция в расплав необходимо учитывать этот факт и предусмотреть способ защиты кальция от контакта с атмосферой окружающей среды.

Для выбора эффективного способа ввода кальция в расплав были опробованы два варианта:

— кальций вводится в виде прутка непосредственно в лоток в процессе литья из расчета содержания в сплаве 0,12 % Ca, при этом во избежание выгорания кальция в место подачи прутка непрерывно засыпается молотый флюс и подается аргон;

— кальций в виде гранул вводится непосредственно в расплав, расчетное содержание кальция 0,16 %, при этом кальций, предвари-

zp915.indd 6 26.08.2015 15:59:03

тельно завернутый в алюминиевую фольгу и помещенный в дырчатую коробку, вводится в печь под зеркало расплава при температуре 750 °С, с выдержкой в течение 20...25 мин.

Экспресс-анализ и окончательный химический анализ плавок показали, что при вводе кальция непосредственно в расплав его усвоение значительно выше (более 65 %), чем при вводе прутком в распределительный лоток (менее 45 %), невозвратные потери намного ниже. Фактическое содержание кальция: для первого варианта — 0,06 (расчетное 0,12 %); для второго варианта — 0,12 % (расчетное 0,16 %).

При этом введение кальция в виде прутка в лоток в процессе литья сложнее в практической реализации и отличается нестабильностью процесса.

Более рациональным вариантом является введение кальция непосредственно в расплав перед переливом металла из плавильной печи в миксер.

Выводы

1. Для модифицирования структуры алюминиевого сплава АВ для мелких слитков необходимо большее содержание кальция, чем для модифицирования структуры крупных слитков.

2. В условиях используемой технологии литья независимо от формы слитка на формирование упрочняющей фазы расходуется примерно 45...50 % вводимого в сплав модификатора. Остальное количество модификатора входит в состав первичных интерметаллидов.

3. Неравномерность распределения интерметаллидов по сечению слитков обусловливает необходимость разработки эффективных методов перемешивания расплава.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

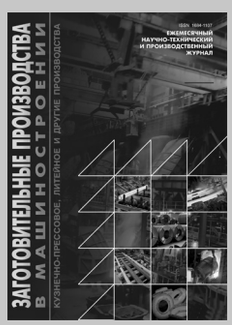
1. **Сильман Г.И.** Материаловедение: учеб. пособие для студентов вузов. М.: Издательский центр "Академия", 2008. 336 с.

2. **Грушко О.Е., Овчинников В.В., Крымов А.О.** Условия кристаллизации и особенности зеренной структуры слитков алюминиево-литиевых сплавов // Заготовительные производства в машиностроении. 2011. № 10. С. 3—7.

3. **Грушко О.Е., Овсянников Б.В., Овчинников В.В.** Алюминиево-литиевые сплавы: металлургия, сварка, металловедение. М.: Наука, 2014. 298 с.

4. **Рязанцев В.И., Филатов Ю.А.** Технологические аспекты дуговой сварки алюминиевых сплавов со скандием // Авиационная промышленность. 2003. № 1. С. 13—17.

Марина Алексеевна Гуреева, канд. техн. наук,
vikov1956@mail.ru



ООО "Издательство "Инновационное машиностроение" продолжает подписку на журнал

"ЗАГОТОВИТЕЛЬНЫЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ"

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

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

107076, г. Москва, Колодезный пер., д. 2а,
тел.: (495) 785-6069,
e-mail: realiz@mashin.ru, www.mashin.ru

zp915.indd 7 26.08.2015 15:59:03

УДК 669.017

В.А. Лебедев *(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины, г. Киев)*,
О.А. Козырко *(ООО "ДМТ Продакшин", г. Николаев)*

Способы и устройства для управления кристаллизацией наплавленного металла при дуговой сварке (обзор и анализ)

Рассмотрены основные способы управления кристаллизацией металла сварного шва как инструмента улучшения структуры соединения и повышения эксплуатационных свойств сварных конструкций. Приведена классификация способов влияния на кристаллизацию с выделением активных и пассивных методов воздействия. Показано, что активные способы управления кристаллизацией металла шва базируются на управляемых импульсных и колебательных процессах, вводимых в расплавленный металл. Уделено внимание механическим воздействиям, реализуемым с помощью современных высокодинамичных мехатронных систем с программным управлением. Рассмотрен ряд конкретных примеров сварных соединений, выполненных по различным технологиям воздействий на кристаллизацию металла шва, с анализом полученных структур и возможного технико-технологического эффекта.

Ключевые слова: дуговая сварка; наплавка; качество; дефекты; жидкая ванна; кристаллизация; управление; методы; оборудование; систематизация.

The facilities and principal methods for manipulation of crystallization in weld metal as tool to improve joint structure and working properties of welded constructions are considered. Classification of methods of impact on crystallization with highlight of active and passive impact methods is presented. It is shown that the active methods for manipulation of crystallization in weld metal are based on controlled pulse and oscillation processes introduced into molten metal. There is paid attention to mechanical impacts implemented with help of modern high dynamic mechatronic systems with PLC control. Range of specific examples of welded joints made with various technologies of impacts on crystallization of weld metal with analysis of obtained structures and possible technical operational effect is considered.

Keywords: arc welding; surfacing; quality; defects; liquid bath; crystallization; control; methods; equipment; systematization.

Дуговая сварка, восстанавливающая или упрочняющая наплавка, выполняемая механизированным или автоматическим оборудованием с использованием плавящегося электрода в защитных средах или самозащитными проволоками имеют настолько широкое распространение, что могут быть отнесены к числу ведущих технологий в обработке металлов.

Получение качественного сварочного соединения или наплавленного слоя, в частности при создании или восстановлении металлорежущего или штампового инструмента, подвергающегося различным видам износа или нагрузкам, предопределяет постоянные поиски новых способов сварки, наплавки, разработке эффективного сварочно-наплавочного механизированного и автоматического оборудования.

Известно, что основные причины неудовлетворительного результата сварки и наплавки возникают на этапе пребывания сварочной ванны в жидком состоянии. В этом состоянии могут существовать условия образования дефектов, например, в виде пор, кристаллизационных трещин, что ведет к неблагоприятной структуре основного и наплавленного металлов.

В работах [1, 2] отмечено, что параметры кристаллизации (скорость, направление, структура) являются одними из тех исходных характеристик, которые обусловливают прочностные, ресурсные и другие качества сварных соединений и наплавленных валиков.

Очевидно, что изыскание способов управления или хотя бы улучшение параметров кристаллизации ванны расплавленного металла, является актуальной задачей.

Целью работы является рассмотрение и систематизация указанных способов, определение эффективных средств и систем.

zp915.indd 8 26.08.2015 15:59:03

Анализ технической литературы и научно-технической периодики позволил выделить основные известные используемые и перспективные направления в области управления кристаллизации металла расплавленной ванны.

Рассмотрим некоторые особенности кристаллизации металла шва, определяющие возможные направления воздействия на этот процесс.

Многочисленные возможные дефекты наплавленного металла или сварного шва могут быть следствием особенностей процесса кристаллизации (перегрев, неравновесность) с образованием химической и физической неоднородности структуры.

Отметим, что до настоящего времени ряд особенностей кристаллизации металла шва остаются не до конца объясненными и являются предметом научных дискуссий.

В работе [3] отмечено, что процесс кристаллизации металла при сварке характеризуется определенной периодичностью с образованием чешуек на поверхности наплавленного металла, слоистостью в микроструктуре, и это явление не имеет единого трактования, хотя очевидно могло бы служить теоретической базой для решения задач управления кристаллизацией жидкой ванны с получением эффекта целенаправленного улучшения микроструктуры сварного соединения, которая является основой повышения надежности и работоспособности свариваемого или наплавляемого элемента конструкции машин и механизмов.

Известно [4], что изменения тепловых условий при сварке могут вести к образованию высокотемпературной прочности в области твердо-жидкого состояния металла, что способствует появлению "горячих" трещин, а при фазовых превращениях в твердом состоянии при низких температурах возможно появление «холодных» трещин. Из этого следует вывод о необходимости дозировать тепловые вложения в дуговые процессы сварки и наплавки.

Несмотря на еще незакончившиеся фундаментальные исследования в области описания некоторых процессов по кристаллизации жидкого металла сварного шва, в настоящее время предложены многообразные технико-технологические решения, в той или иной мере решающие задачу управления кристаллизации жидкого металла. На рис. 1 укрупненно и достаточно условно систематизированы основные методы и способы управления или влияния на кристаллизацию металла сварочной ванны.

Рассмотрим основные способы управления процессом кристаллизации металла сварочной ванны или влияния на него.

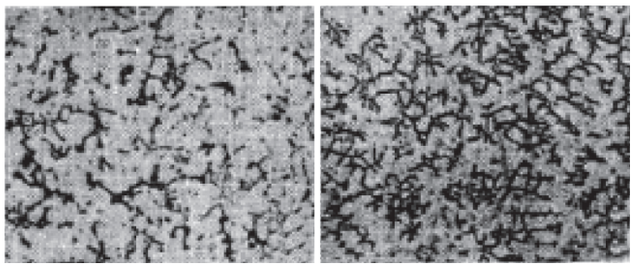
При металлургических способах выбор металла возможен только на этапе разработки свариваемой или наплавляемой конструкции. Это делает способ ограниченным в применении. В этом случае при выборе материала конструкции следует оперировать понятием «свариваемость». Термическая или ударная обработка сварного соединения трудоемка и поэтому сложно предложить рациональную конструкцию сварочного аппарата, где оборудование для реализации этого воздействия может быть малогабаритным и комплектным.

Целесообразным при анализе результатов управления кристаллизацией различными методами будет рассмотрение характерных микрошлифов в сравнении.

Достаточно эффективным способом воздействия на кристаллизацию металла сварочн-

Рис. 1. Способы управления или влияния на процесс кристаллизации металла сварочной ванны

zp915.indd 9 26.08.2015 15:59:03



а) *б)*

Рис. 2. Микрошлифы металла шва на стали 1Х18Н9Т:
а — проволока Св-06Х19Н9Т; *б* — Св-08Х20Н19Г2Т

ной ванны являются различные виды модификации металла шва или наплавленного валика. Это воздействие через введение определенных химических элементов могут оказать различные виды электродной проволоки: поверхностно-активированные [5], порошковые, в том числе самозащитные [6], различные виды активирующих и модифицирующих паст [7].

На рис. 2 показаны микрошлифы сварного шва пластины толщиной 3 мм, полученные с использованием различных электродных проволок диаметром 2 мм в углекислом газе, однако их применение ограничено и их дозирование — достаточно сложный технологический процесс. Их использование для улучшения условий кристаллизации можно отнести к числу пассивных, а применение при сварке и наплавке наиболее целесообразно в сочетании с другими средствами воздействия на процесс кристаллизации.

По данным работ (например, [8]), наиболее эффективными средствами управления или влияния на процесс кристаллизации являются способы, устройства и системы, оказывающие дозированное механическое или тепловое влияние на жидкий металл. Именно дозирование энергии воздействия является ключевым в улучшении сварного шва или наплавленного валика.

Далее рассмотрим активные способы воздействия на процесс кристаллизации металла сварного шва, которые целенаправленно создаются и применяются с теми или другими эффектами в различных технологиях сварки и наплавки.

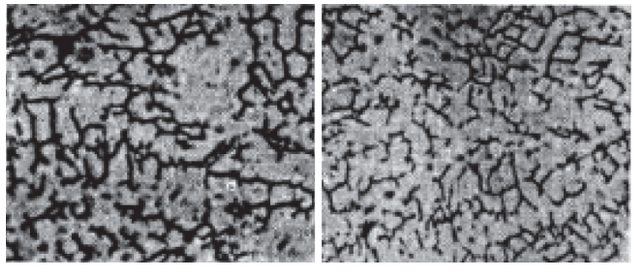
Наиболее распространенным и изученным в настоящее время средством управления кристаллизацией по-прежнему является источник сварочного тока. Его воздействие можно рассматривать в двух аспектах — как составляющую часть (в комплексе с системой подачи электродной проволоки) при выполнении модулированных режимов и как средство реализации импульсно-дугового процесса.

Импульсно-дуговой режим может быть осуществлен по жесткой программе источниками сварочного тока относительно простых конструкций и с использованием современных компьютеризованных инверторных источников с синергетическими алгоритмами управления переносом электродного металла. Управление переносом электродного металла позволяет во многих случаях дозировать энергию, вводимую в сварочную ванну, и тем самым способствовать структуризации металла ванны в желательном направлении.

Импульсно-дуговой процесс благодаря силовому управлению переносом капель с частотами несколько десятков герц дополнительно оказывает импульсное давление на жидкий металл ванны, способствуя дегазации расплава, улучшению структуры соединения.

На рис. 3 приведены результаты исследования процесса наплавки на пластину толщиной 4 мм электродной проволокой диаметром 2 мм в аргоне.

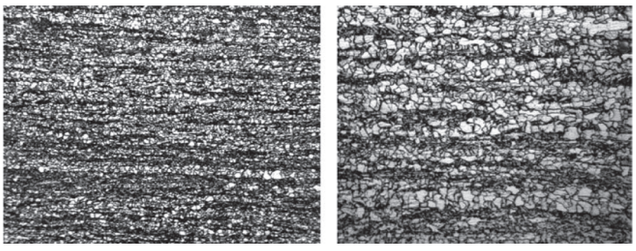
В настоящее время применение компьютеризованных инверторных источников сварочного тока с синергетическими алгоритмами функционирования позволяют получить еще более впечатляющие результаты по управлению кристаллизацией металла шва. В работе [9] представлены результаты исследований процесса автоматической синергетической сварки в защитных газах ответственных конструкций — магистральных труб методом STT. На рис. 4 показаны микрошлифы основного металла — металла трубы и одного из основных швов — корневого.



а) *б)*

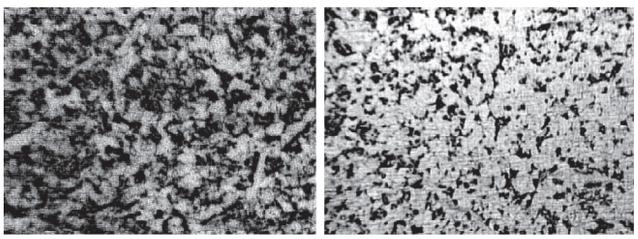
Рис. 3. Микрошлифы металла шва на стали Х18Н10Т, Св-06Х19Н9Т:
а — обычный процесс; *б* — импульсно-дуговая сварка

zp915.indd 10 26.08.2015 15:59:03



а) *б)*

Рис. 4. Микроструктуры металла трубы (*а*) и зоны корневого шва (*б*)



а) *б)*

Рис. 5. Структура корневого шва сварного соединения стали 09Г2С вдоль осевой линии:

а — при стационарном режиме формирования; *б* — при адаптивном импульсном процессе

Анализ микроструктуры металла сварного соединения, выполненного с применением технологий механизированной сварки проволокой сплошного сечения марки Super Arc L-56 в углекислом газе методом STT (корневой проход), показал отсутствие закалочных структур, а следовательно, и склонности к образованию холодных трещин, чего сложно добиться другими способами дуговой сварки.

Возможности инверторных источников в части разработок программного обеспечения для управления переносом электродного металла как основного средства воздействия на перенос электродного металла постоянно совершенствуются, что следует из рассмотрения многочисленных публикаций [10—12], с выходом на адаптивные системы управления сварочным процессом и управление кристаллизацией металла шва.

Влияние применения адаптивного процесса дуговой сварки на структуру металла шва можно видеть на сравнительном примере микрошлифов корневых швов, полученных при различных способах сварки (рис. 5).

Высокоэффективным средством влияния на процесс кристаллизации являются модулированные и импульсные режимы подачи электродной проволоки, где результаты по управлению процессом кристаллизации проявляются в нескольких физических воздействиях: механическое, вызывающее периодические колебания расплавленного металла, снижение тепловой нагрузки на процесс нагрева ванны, т.е. регулирование тепловложения.

Модуляция процессов сварки и наплавки в основном осуществляется за счет периодического изменения тока процесса (скорости подачи электродной проволоки). Иногда модуляция выполняется с синхронным изменением напряжения источника сварочного тока.

Регулируя с помощью модулированных режимов работы тепловложения в процесс, можно существенно изменить структуру наплавленного металла, зоны сплавления. На рис. 6 приведен пример конкретной работы по наплавке матриц с изменением скорости подачи матриц штампового инструмента в виде сравнительных микрошлифов [13].

На практике представленное изменение в структуре металла шва обеспечивает значительное повышение работоспособности наплавленного инструмента. Процесс сварки с модуляцией скорости подачи осуществляется механизированным оборудованием с применением в них механизмов подачи электродной проволоки с высокими показателями динамики [14].

Эффективно модулированные режимы работы сварочного оборудования могут быть использованы для выполнения сварки в положениях, отличных от нижнего. Правильно выбранные частоты следования импульсов и пауз

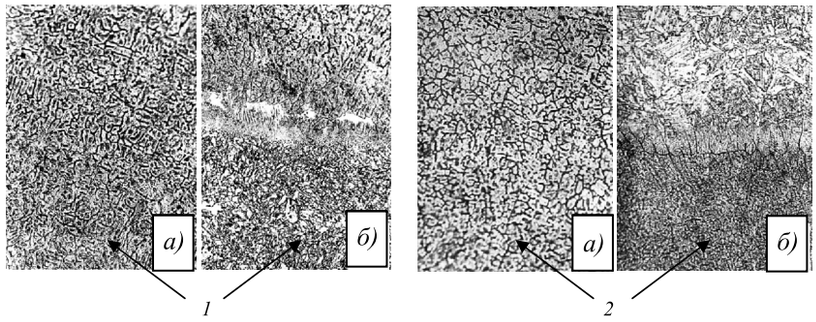
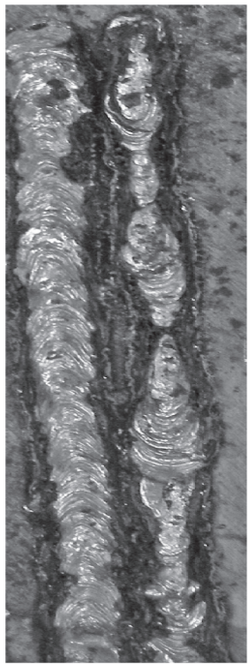


Рис. 6. Наплавка матрицы штампового инструмента:

а — микрошлифы (микроструктура наплавленного металла); *б* — зона сплавления; *1* — стационарная дуга; *2* — дуга с модуляцией тока процесса

zp915.indd 11 26.08.2015 15:59:03



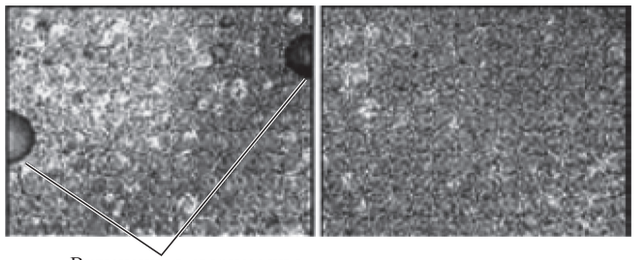
а) *б)*

Рис. 7. Наплавка на вертикали:
а — с модуляцией; *б* — обычный режим

в подаче электродной проволоки позволяют удерживать металл на вертикальной плоскости путем кристаллизации уже наплавленного участка. На рис. 7 показаны сравнительные наплавки под водой мокрым способом на вертикальной плоскости специальными порошковыми проволоками с рассчитанными параметрами модуляции (частота 0,5 Гц; среднее значение тока 200 А).

Благодаря последним разработкам механизмов подачи электродной проволоки известный способ с импульсной подачей электродной проволоки [15] находит применение в современном сварочном оборудовании и может эффективно управлять процессом переноса электродного металла, что оказывает эффективное влияние на процесс кристаллизации металла сварного шва.

Новые компьютеризованные регулируемые электроприводы специальной разработки с бесколлекторными малоинерционными вентильными электродвигателями [16] позволяют реализовать практически любой алгоритм перемещения электродной проволоки.



а) *б)*

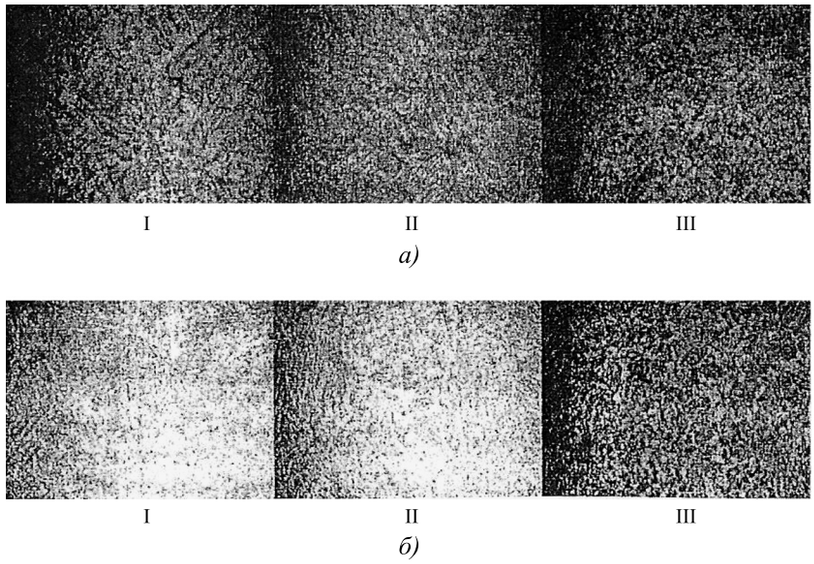
Рис. 8. Микрошлифы швов, полученных при сварке током 140...160 А обычным полуавтоматом (*а*) и с импульсной подачей проволоки (*б*)

Целенаправленно выбранное импульсное движение позволяет существенно влиять на процессы в ванне расплавленного металла.

Отмечено [17], что при механизированной сварке в аргоне алюминия и его сплавов с импульсной подачей электродной проволоки можно существенно повысить плотность металла шва, исключив неметаллические включения в шве (силовое воздействие на жидкую сварочную ванну с ее интенсивным перемешиванием и структуризацией). Этот эффект показан на характерных сравнительных микрошлифах (рис. 8).

Микрошлифы швов [18], выполненных при сварке с импульсной подачей электродной проволоки сталей, приведены на рис. 9.

В работе [18] показано, что, несмотря на некоторую схожесть структур образцов при разных



а)

б)

Рис. 9. Сварные образцы из стали 10ХСНД, полученные сваркой с постоянной (*а*) и импульсной (*б*) подачей электродной проволоки:
I — шов; II — переходная зона; III — зона перегрева

zp915.indd 12 26.08.2015 15:59:03

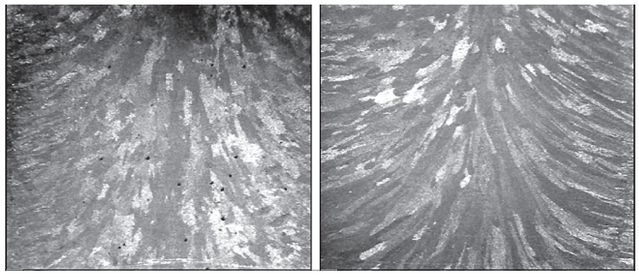
способах сварки, при сварке с постоянной скоростью подачи электродной проволоки наблюдается присутствие частиц пластинчатого перлита и видманштетта с определенной направленностью, при применении импульсной подачи направленности частиц нет или они меньшего размера.

По мнению авторов статьи, сварка в защитных газах сплошными и порошковыми электродными проволоками с управляемой импульсной подачей электродной проволоки — это перспективное направление в совершенствовании процессов сварки и наплавки со многими эффектами, в том числе с основным — влиянием на кристаллизацию сварочной ванны с благоприятным структурированием всех зон (основной, зоны сплавления и зоны термического влияния).

В технической литературе очень много внимания уделено различным видам внешнего импульсного (колебательного, периодического) воздействия на кристаллизующийся жидкий металл сварочной ванны.

В работах [19, 20] рассмотрены различные варианты воздействия внешних электромагнитных полей на процессы кристаллизации жидкого металла сварочной ванны, полученной при дуговом процессе с использованием плавящегося электрода. Этот способ воздействия на процесс сварки достаточно хорошо изучен в направлении управления переносом электродного металла и воздействия на кристаллизующийся металл сварочной ванны. Рассматриваемый способ имеет ряд направлений в реализации (радиальное или аксиальное поле, место его приложения и физико-технические характеристики) и в определенной степени оказывает воздействие на структуру металла шва. Аксиальные магнитные поля в большей степени влияют на кристаллизацию металла шва, а радиальные — на геометрические параметры сварного соединения.

Основная проблема, которую необходимо преодолеть при реализации дугового процесса — исключение взаимного влияния внешнего магнитного поля на дугу. Это достаточно сложная задача и ее общего решения нет до настоящего времени. Основным методом, который обычно используют для снижения нежелательного, разрушающего процесс сварки влияния внешнего управляющего магнитного поля на дугу, является выбор оптимальных



а) *б)*

Рис. 10. Микроструктура металла шва при дуговой сварке: *а* — обычный процесс; *б* — процесс с импульсным электромагнитным влиянием

характеристик импульсного воздействия. Это взаимовлияющее воздействие снижает эффективность рассмотренного способа дуговой сварки с элементами управления кристаллизацией металла шва.

На рис. 10 представлены в качестве примера сравнительные микроструктуры металла шва (импульсное магнитное поле частотой 200 Гц). Исследования микроструктур швов, выполненных с помощью импульсных магнитных полей, позволило определить, что измельчение структуры кристаллитов происходит практически по всему их сечению, при этом обеспечивается полное отсутствие хрупкого разрушения на определенной частоте импульсов.

Важным является вывод о существовании зависимости между частотой импульсов магнитного поля и расстоянием, на которое распространяются по фронту кристаллизации колебания ванны. Таким образом, процесс кристаллизации может быть управляемым по уровню генерируемой частоты, что важно при выборе характеристик генератора импульсов с учетом влияния непосредственно на устойчивость сварочного процесса.

Препятствием широкому внедрению оборудования для дуговой сварки, преимущественно механизированной, являются также достаточно большие габаритные размеры устройств генерирования электромагнитных воздействий.

При введении в ванну жидкого металла ультразвуковых колебаний для управления или воздействия в нужном направлении кристаллизации расплавленного металла сварочной ванны [21]. Влияние ультразвука на кристаллизацию металла шва очень значительно. Известны способы ультразвуковой сварки металлов, при этом сварку осуществляют в твер-

zp915.indd 13 26.08.2015 15:59:03

дой фазе, что благоприятно отражается на структуре сварного соединения. Однако этот способ имеет ограничения в свариваемых толщинах — они небольшие.

Применение ультразвука для управления кристаллизацией металла шва может быть распространено практически на любые толщины свариваемых с помощью дуговой сварки металлоконструкций.

Наиболее эффективно ультразвуковое воздействие можно использовать для снятия остаточных напряжений в сварных соединениях металлов и сплавов и повышения прочности конструкционных материалов.

При введении ультразвука в металл сварного соединения в процессе кристаллизации ванны жидкого металла происходит комплексное действие нескольких факторов: перемешивание металла за счет механического силового воздействия, дегазация ванны, диспергирование кристаллов металла, при котором они распадаются на более мелкие фракции, и это препятствует образованию нежелательных столбчатых структур в сварном соединении.

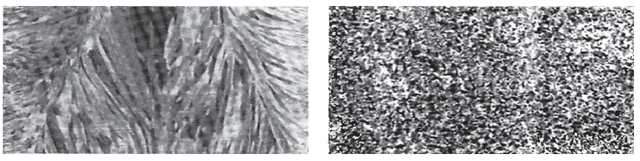
Указанные эффекты приводят к следующим результатам в металле сварного шва:

- образование мелкозернистой структуры с однородным составом;
- снижение или снятие остаточных напряжений;
- повышение жидкотекучести металла ванны;
- исключение непроваров и отсутствие газовых включений (пор).

Все это позволяет существенно улучшить механические свойства сварных конструкций, повысить их коррозионную стойкость.

На рис. 11 показаны сравнительные микроструктуры металла шва, полученные обычным способом и при ультразвуковом воздействии.

Достигаемые эффекты при сварке с ультразвуковым воздействием значительны, но степень этой значительности зависит от параметров колебаний, особенно вводимой мощности, которая и является определяющей в распространении этого способа сварки со всеми сложностями оборудования, способов подвода колебаний.



а) *б)*

Рис. 11. Микроструктуры сварного соединения стали Х15Т, полученные обычной дуговой сваркой (*а*) и дуговой сваркой с применением ультразвуковых воздействий (*б*)

В последнее время получает развитие еще мало изученный способ управления кристаллизацией металла шва, основанный на механических управляемых колебаниях непосредственно сварочной ванны за счет колебаний наплавляемого или свариваемого изделия [22]. Техническая реализация этого направления дуговой сварки оказалась возможной благодаря применению высокодинамичных безредукторных электроприводов на основе вентильных и шаговых электродвигателей, позволивших получить колебания изделий различной формы с управляемыми параметрами.

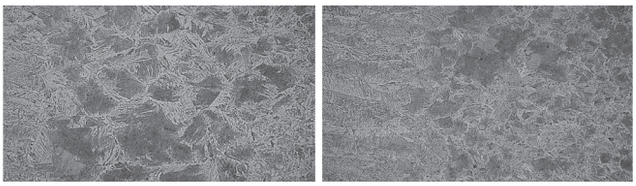
Важным способом управления процессом кристаллизации металла шва является направление, связанное с использованием комбинированных воздействий.

Комбинированное управление можно выбрать из достаточно большого разнообразия физических силовых воздействий, известная часть которых была рассмотрена выше, при этом не исключено сочетание физических воздействий с металлургическими и др. Применение комбинированных воздействий целесообразно в случаях, когда одно из воздействий дополняет другое при ограничении возможностей этих воздействий или в случае, когда необходимо получить от каждого воздействия присущий только ему эффект.

Приведем примеры нескольких комбинированных воздействий на кристаллизацию металла шва.

Пример 1. Комбинированное воздействие импульсных воздействий от импульсной подачи электродной проволоки и источник сварочного тока, описанного в работе [23]. В этом случае используется синхронная работа обоих генераторов импульсов с определенным смещенным друг относительно друга алгоритмом функционирования. Комбинация этих воздействий определяется некоторыми отдельными их недостатками; вибрации импульсного механизма и большие энергетические затраты источника сварочного тока при получении значительных силовых воздействий на ванну жидкого металла. Использование комбинированных воздействий в определенной мере устраняет эти недостатки.

zp915.indd 14 26.08.2015 15:59:03



а) *б)*

Рис. 12. Микроструктура околошовной зоны на участке крупного зерна (участок перегрева) при сварке в нижнем положении стали Ст3 (×200):

а — с импульсной подачей электродной проволоки; *б* — с использованием синхронизированных импульсной подачи и импульсного режима работы источника сварочного тока

На рис. 12 показаны микрошлифы сварных швов, полученных при импульсном воздействии одного вида и комбинированном импульсном воздействии. Следует отметить, что добиться дробления зерна в околошовной зоне с применением только одного типа воздействия практически невозможно.

Пример 2. Влияние импульсных и модулированных режимов на структуру металла при механизированной сварке представлено в работе [24], и это комбинированное воздействие использовано в решении актуальной производственной задачи в транспортном машиностроении — получение сварного точечного соединения на вертикальной плоскости с применением механизированного оборудования для дуговой сварки в среде защитного газа. При этом ставятся требования надежности полученного соединения (механические свойства) и его повторяемости.

При выполнении точечного соединения эти требования были реализованы только с использованием комбинированного воздействия — импульсная подача электродной проволоки и модуляция режимов. Полученные результаты приведены на рис. 13. Воздействуя на металл жидкой ванны, удается получить на вертикальной плоскости повторяемые и гарантированные по механическим свойствам и, следовательно, высоконадежные точечные соединения.

Кристаллизация металла шва имеет сложное строение, так как выполнялось циклическое введение тепла в сварочную ванну, а микроструктура сварного шва характеризуется ее дроблением.

Кроме рассмотренных существует и ряд других методов управления кристаллизацией металла шва, например с помощью направленных газовых потоков [25]. Однако отсутствие достаточных данных по этим способам воздействия не позволяет выполнить их анализ.

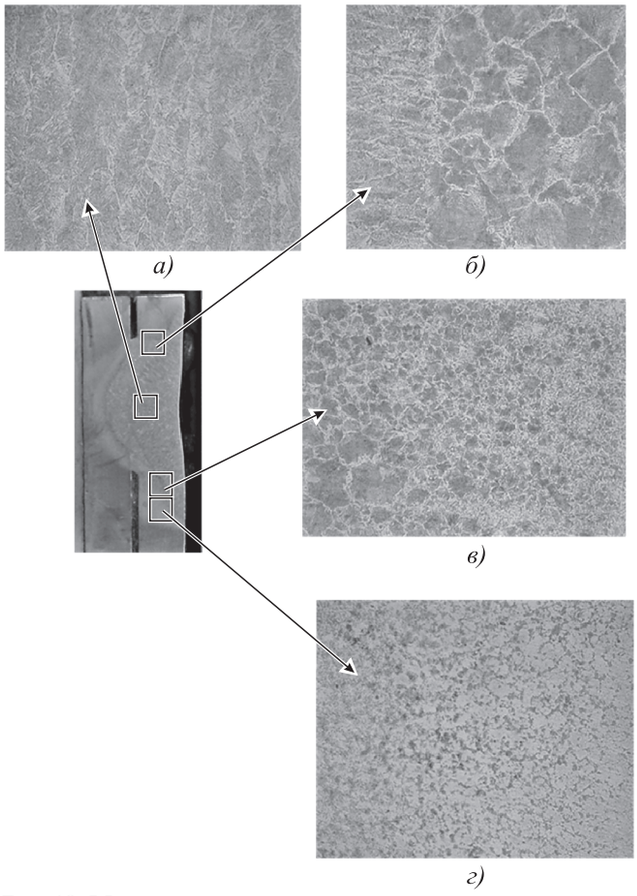


Рис. 13. Микроструктура точечного соединения, полученного при сварке с импульсной подачей сварочной проволоки в вертикальном положении при заполнении отверстия (×200):

а — сварной шов; *б* — сварной шов и зона термического влияния; *в* — участок нормализации; *г* — участок неполной перекристаллизации

Все описанные выше способы и методы влияния и управления кристаллизацией пока не имеют общей или хотя бы частичной научно-обоснованной базы для выбора параметров наиболее эффективного воздействия. Большинство из рассмотренных результатов и способов основаны на большом числе экспериментальных исследований или привнесены из процессов, связанных с металлургическим производством. Перспективой развития систем и способов управления кристаллизацией металла шва должно стать осознанное применение тех или иных методов целенаправленного управления с выбором необходимых и достаточных парамеров воздействий.

Заключение. Управление кристаллизацией металла сварного шва может быть достигнуто различными средствами, наиболее эффективными из них и целесообразными по затратам являются управляемые импульсные режимы работы сварочного и другого механического оборудования.

zp915.indd 15 26.08.2015 15:59:03

Следует более широко применять системы комбинированного воздействия на процесс кристаллизации металла сварочной ванны, использовав преимущества тех или иных способов, усиливая их или исключая недостатки за счет других способов и методов.

Необходимо все больше внимания уделять импульсным и колебательным движениям непосредственно свариваемому или наплавляемому изделию с использованием последних достижений мехатронных систем. При этом комбинировать эти воздействия с другими импульсными генераторами, металлургическими способами воздействий, которые в настоящее время уже известны и применяются.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Продление** ресурса эксплуатации колонного оборудования нефтеперерабатывающих производств / Л.В. Чекотило, А.В. Булат, Я.Б. Лебедевич и др. // Автоматическая сварка. 2006. № 10. С. 30—35.

2. **Продление** ресурса эксплуатации крупногабаритных наливных резервуаров для хранения концентрированной серной кислоты / К.А. Ющенко, Л.В. Чекотило, Г.Ф. Настенко и др. // Автоматическая сварка. 2007. № 9. С. 41—44.

3. **Морозов В.П.** Влияние колебательного механизма кристаллизации на процесс измельчения первичной структуры металла шва и зоны термического влияния: technomag.edu.ru: Наука и образование: электронное науч.-техн. изд. 2010. Вып. 09. URL: http:// technomag.edu.ru/issue/ 161301.html (дата обращения 09.09.2010).

4. **Особенности** ремонта сварных конструкций из низколегированных сталей / В.Д. Поздняков, С.Б. Касаткин, С.Л. Жданов и др. // Автоматическая сварка. 2005. № 3. С. 32—37.

5. **Патон Б.Е., Воропай Н.М.** Сварка активированным электродом в защитном газе // Автоматическая сварка. 1979. № 1. С. 1—7.

6. **Мартин Д. Хусман.** Порошковые проволоки — альтернатива штучным электродам и сплошной проволоке // Сварочное производство. 1996. № 1. С. 34—38.

7. **Савицкий А.М., Савицкий М.М., Шкрабалюк Ю.Н.** Особенности повышения производительности сварки плавящимся электродом в защитных газах за счет активации дуги // Проблемы машиностроения. 2014. Т. 17. № 2. С. 62—67.

8. **Морозов В.П.** Анализ условий формирования измельченной структуры при кристаллизации металла сварочной ванны с наложением внешних периодических возмущений // Изв. вузов. Машиностроение. 2006. № 8. С. 41—54.

9. **Ефименко Л.А., Капустин О.Е., Шкапенко А.А. и др.** Формирование структуры сварных соединений высокопрочных сталей при автоматической сварке в защитных газах // Трубопроводный транспорт. 2012. № 4. С. 34—42.

10. **Воропай Н.М., Илюшенко В.М., Ланкин Ю.Н.** Особенности импульсно-дуговой сварки с синергетическим управлением параметрами режимов (Обзор) // Автоматическая сварка. 1999. № 6. С. 25—32.

11. **Saraev Yu.N., Lebedev V.A., Solodsky S.A.** The development and practical application of adaptive pulse-arc welding in the manufacturing and repair of metal structures responsible function // Applied Mechanics and Materials. 2014. Vol. 682. P. 332—338. Submitted: 07.07.2014 Trans Tech Publications, Switzerland.

12. **Влияние** импульсной сварки на структуру и свойства сварных соединений труб из высокопрочных сталей / Ю.Н. Сараев, О.И. Слепцов, В.П. Безбородов, И.В. Никонова, А.В. Тютев // Физическая мезомеханика: спец. вып. 2005. № 8. С. 141—144.

13. **Лебедев В.А., Тищенко В.А.** Исследование зоны термического влияния при механизированной наплавке с модуляцией режимов // Ремонт. Восстановление. Модернизация. 2013. № 10. С. 29—34.

14. **Лебедев В.А.** О выборе оборудования для наплавки пульсирующей дугой матриц штампов / В.А. Лебедев, В.А. Тищенко, В.А. Корогод // Автоматическая сварка. 1997. № 8. С. 51—52.

15. **Эволюция** систем импульсной подачи проволоки для сварки и наплавки / Б.Е. Патон, В.А. Лебедев, В.Г. Пичак, С.Ю. Полосков // Сварка и диагностика. 2009. № 3. С. 46—51.

16. **Лебедев В.А., Рымша В.В., Радимов И.Н.** Современные вентильные электроприводы в системах механизированного сварочного оборудования // Електромашинобудування та Електрообладнання. 2009. Випуск 74. С. 22—24.

17. **Мошкин В.Ф., Лебедев В.А., Пичак В.Г.** Дуговая механизированная сварка алюминия и его сплавов с использованием регулируемой импульсной подачи электродной проволоки // Вісті Академії Інженерних Наук України. 2000. № 4. С. 90—97.

18. **Лебедев В.А.** Особенности сварки сталей с импульсной подачей электродной проволоки // Сварочное производство. 2007. № 8. С. 30—35.

19. **Чаюн А.Г., Сыровотка В.В., Матяц В.И.** Дуговая сварка алюминиевого сплава 01420 с применением электромагнитного перемешивания // Автоматическая сварка. 1981. № 6. С. 19—21.

20. **Рыжов Р.Н., Кузнецов В.Д.** Внешние электромагнитные воздействия в процессах дуговой сварки и наплавки (Обзор) // Автоматическая сварка. 2006. № 6. С. 36—44.

21. **Влияние** внешнего пульсирующего источника тепла на расплавленный металл сварного шва в процессе его кристаллизации с целью эффективного управления структурообразованием: technomag.edu.ru: Наука и образование: электронное науч.-техн. изд. 2010. Вып. 10. URL: http://technomag.edu.ru/issue/ 162044 html (дата обращения 10.10.2010).

22. **Універсальний** маніпулятор з можливістю низькочастотної вібраційної обробки зварювальної ванни: пат. на корисну модель / В.О. Лебедєв, С.Ю. Максимов, І.В. Лендєл. Публікація відомостей 10.06.2013, Бюл. № 11.

23. **Патон Б.Е., Лебедев В.А., Микитин Я.И.** Способ комбинированного управления процессом переноса электродного металла при механизированной дуговой сварке // Сварочное производство. 2006. № 8. С. 27—32.

24. **Лебедев В.А., Гончаров П.В.** Влияние импульсных и модулированных режимов на структуру металла при механизированной сварке // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 6. С. 9—13.

25. **Павлов А.С., Штрикман М.М.** Влияние воздействия дополнительной газовой струи при сварке в узкий зазор на структуру и химическую неоднородность шва // Автоматическая сварка. 1991. № 11. С. 47—50.

Владимир Александрович Лебедев, д-р техн. наук,
valpaton@ukr.net;
Олег Анатольевич Козырко

zp915.indd 16 26.08.2015 15:59:03

УДК 621.735.32

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

Точность операции закрытой штамповки на винтовом прессе

На основе применения положений параметрической чувствительности получены теоретические модели точности высотных размеров поковок, штампуемых в закрытом штампе на винтовом прессе. Показано, что точность высотных размеров поковок зависит от погрешности объема исходных заготовок и от рассеяния механических свойств материала поковок. Доминирующим фактором является погрешность объема. Для повышения точности следует увеличивать радиус на кромках поковок.

Ключевые слова: винтовой пресс; закрытый штамп; точность высотных размеров; параметрическая чувствительность.

Theoretic models of accuracy of height sizes of forgings stamped in the closed stamp machine at the screw press are received on basis of application of the statements of parametric sensitivity. It is shown that accuracy of height sizes of forgings depends on the accuracy of the volume of original forgings and dispersion of mechanical properties of forgings material. The dominant factor is the accuracy of the volume. The radius on the edges of forgings should be increased to improve the accuracy.

Keywords: screw press; closed stamp; accuracy of height sizes; parametric sensitivity.

При выполнении операции закрытой штамповки одним из параметров точности, зависящим от характеристик оборудования, является высота штампуемой поковки, так как диаметральные размеры зависят только от точности оснастки (штампа). Поэтому возникает необходимость в определении ожидаемой погрешности высотных размеров поковок, штампуемых на конкретном типе пресса.

Операцию закрытой штамповки можно выполнять на кривошипных, гидравлических и винтовых прессах. Точность закрытой штамповки на кривошипных и гидравлических прессах исследована достаточно полно [1].

На основе проведенных исследований следует отметить, что возникающие погрешности высотных размеров поковок зависят от погрешности объема исходной заготовки и механических свойств материала. Характер влияния исходных погрешностей зависит от типа применяемого кузнечно-прессового оборудования. Практически отсутствуют работы, в которых исследована точность этой операции, выполняемой на винтовом прессе.

Ожидаемую погрешность высотных размеров можно определить расчетно-аналитическим методом, используя основные положения теории параметрической чувствительности.

Согласно этой теории погрешность, вызванную влиянием первичного фактора (исходной погрешностью), можно представить в виде

$$\delta x_{1_i} = K_i \delta x_i,$$

где K_i — коэффициент преобразования (коэффициент чувствительности) исходной относительной погрешности δx_i в относительную погрешность исследуемого параметра δx_{1_i}.

Определив значения K_i, можно выявить влияние исходных погрешностей на точность выходного параметра.

zp915.indd 17 26.08.2015 15:59:03

В общем виде были получены зависимости для определения коэффициентов чувствительности для операций, выполняемых на винтовом прессе при условии сохранения всего объема поковки в полости штампа, к которым относится операция закрытой штамповки:

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

$$K_V = \frac{\left(C\frac{\partial A}{\partial x_2} + P\frac{\partial P}{\partial x_2}\right)\frac{1}{\frac{\partial V}{\partial x_2}}}{\left(C\frac{\partial A}{\partial x_2} + P\frac{\partial P}{\partial x_2}\right)\frac{\partial V}{\partial x_1}\frac{1}{\frac{\partial V}{\partial x_2}} - \left(C\frac{\partial A}{\partial x_1} + P\frac{\partial P}{\partial x_1}\right)}\frac{V}{x_1}, \quad (2)$$

где K_i, K_V — коэффициенты преобразования погрешности параметра x_i и погрешности объема в погрешность высоты поковки соответственно; C — жесткость системы пресс—штамп; P — номинальная сила сопротивления поковки деформированию; x_1 — высотный размер поковки; x_2 — размер поковки, связанный с размером x_1 условием постоянства объема; x_i — параметр поковки, влияющий на точность поковки; A — работа пластического деформирования поковки:

$$A = \int_h^{h_0} P(r,d)dh, \quad (3)$$

где $P(r, d)$ — сила сопротивления поковки деформированию как функция параметров r и d; d — диаметр поковки; r — радиус на кромках поковки; h_0, h — высота исходной заготовки и высота поковки в конечный момент деформирования соответственно.

Сила сопротивления поковки деформированию [2]:

$$P = \sigma_s \frac{\pi d^2}{4}\left[1,5\ln\frac{d}{2r} - 0,5\left(1 - \frac{2r}{d}\right)\right], \quad (4)$$

где σ_s — напряжение текучести материала поковки с учетом его упрочнения.

Условие постоянства объема исходной заготовки может быть представлено в виде

$$V = \frac{\pi d^2}{4}h - r^2\pi d = \text{const}. \quad (5)$$

Вычислив частные производные (3)—(5) и подставив их в (1) и (2), получим формулы для определения коэффициентов преобразования погрешностей $\delta\sigma_s$ и δV в относительную погрешность высоты поковки δh:

$$K_\sigma = \frac{1,5\ln\frac{d}{2r} - 0,5\left(1 - \frac{2r}{d}\right)}{h\left(2 - 1,5\frac{d}{r}\right)\cdot\frac{1}{-8r}}; \quad (6)$$

$$K_V = 1 - \frac{4r^2}{dh}. \quad (7)$$

Из анализа полученных формул видно, что коэффициенты преобразования, а значит и степень влияния исходных погрешностей на высоту поковки зависят только от геометрических параметров поковки. Причем, если диаметр d и высота h являются заданными параметрами, то радиус r на кромках поковки можно задавать разным, и он будет определять жесткость поковки. С уменьшением радиуса жесткость поковки увеличивается [1].

Для поковок d = 30 мм и h = 12 мм с различными радиусами на кромках по формулам (6) и (7) были выполнены расчеты. Результаты расчетов в виде графиков представлены на рис. 1, показывающих зависимость коэффициентов преобразования от жесткости поковки, определяемой радиусом.

Из анализа полученных графиков следует вывод, что с уменьшением жесткости поковок (увеличением радиуса на кромках) влияние погрешности $\delta\sigma_s$ на точность высоты поковки увеличивается, а погрешности — уменьшается. Также видно, что погрешность объема исходных заготовок оказывает доминирующее влияние на точность высоты поковки. Рассея-

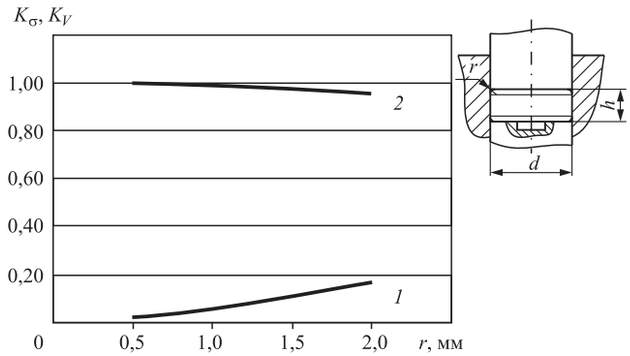


Рис. 1. Зависимость коэффициентов преобразования K_σ (*1*) и K_V (*2*) от жесткости поковки d/h, определяемой радиусом r

zp915.indd 18 26.08.2015 15:59:03

ние механических свойств материала поковки ($\delta\sigma_s$) при малых значениях радиуса ($r \leqslant 0{,}5$ мм) практически не влияет на точность.

Как было отмечено выше, точность высотных размеров зависит от геометрических параметров поковки, т.е. на точность оказывает влияние не только радиус на кромках поковки, определяющий ее жесткость, но и габаритные размеры поковок (диаметр d и высота h). Поэтому были выполнены расчеты коэффициентов преобразования для поковок с различными габаритными размерами для определения влияния размерного фактора на погрешность высотных размеров.

Из анализа формулы (7) видно, что диаметральные и высотные размеры поковок одинаково влияют на коэффициент преобразования K_V, с их увеличением растет значение коэффициента K_V. Поэтому нельзя в полной мере оценить влияние диаметра и высоты поковки на точность.

Для оценки влияния размеров поковки целесообразно использовать относительные размеры поковок $\left(\frac{d}{h}\right.$ — отношение диаметра к высоте$\left.\right)$. В этом случае формула (7) приобретет вид:

$$K_V = 1 - \frac{4r^2}{\frac{d}{h}h^2}. \qquad (8)$$

По формуле (8) для поковок высотой h = = 30 мм и различными относительными размерами $\frac{d}{h}$ были рассчитаны значения коэффициентов преобразования K_V. Расчет выполняли для поковок с радиусами на кромках $r = 0{,}5$ и 2,0 мм. Результаты расчетов в виде графиков, показывающих зависимость коэффициента преобразования K_V от относительных размеров $\frac{d}{h}$ поковок, представлены на рис. 2.

Из анализа зависимостей, показанных на рис. 2, видно, что с увеличением отношения $\frac{d}{h}$ возрастает влияние погрешности объема на точность высотных размеров поковок, т.е. относительно высокие поковки сильнее реагируют на изменение объема. При малых значениях радиуса на кромках поковки (r = 0,5 мм) влияние погрешности объема исходных заготовок на точность высотных размеров штампуемых поковок практически не зависит от

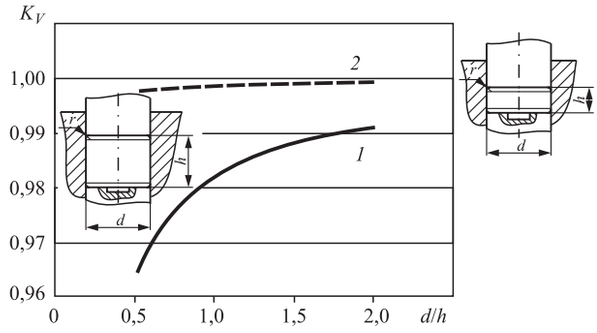


Рис. 2. Зависимость коэффициента преобразования K_V от относительных размеров d/h поковок:
1 — r = 2 мм; *2* — r = 0,5 мм

их относительных размеров. В частности, для относительно низкой поковки $\left(\frac{d}{h} = 0{,}5\right)$ коэффициент преобразования K_V = 0,9978, а для относительно высокой $\left(\frac{d}{h} = 2{,}0\right)$ – K_V = 0,9994, т.е. они практически не отличаются.

При больших значениях радиуса на кромках поковок (r = 2,0 мм) влияние относительных размеров поковок имеет более существенное значение в отличие от поковок с малым радиусом на кромках. Так, например, при одном и том же значении относительной погрешности объема исходной заготовки (δV) погрешность высоты относительно низкой поковки $\left(\frac{d}{h} = 0{,}5\right)$ будет отличаться от погрешности высоты относительно высокой поковки $\left(\frac{d}{h} = 2{,}0\right)$ в 1,02 раза. Для поковок с малым радиусом это отличие составляет 1,001.

Точность высотных размеров относительно высоких поковок $\left(\frac{d}{h} = 2{,}0\right)$ практически не зависит от радиуса на их кромках (для r = 0,5 мм коэффициент преобразования K_V = = 0,9994, а для r = 2,0 мм — K_V = 0,9911, т.е. отличается на 0,8 %). Для относительно низких поковок $\left(\frac{d}{h} = 0{,}5\right)$ это отличие составляет 3,3 %.

Проведенные исследования точности операции закрытой штамповки на винтовых прессах выполнены на основе теоретических данных.

Выводы

1. При выполнении операции закрытой штамповки на винтовом прессе точность высотных размеров поковок зависит от погреш-

zp915.indd 19 26.08.2015 15:59:03

ности объема исходных заготовок и рассеяния механических свойств материала поковок.

2. Доминирующим фактором, влияющим на точность, является погрешность объема исходных заготовок, так как коэффициент преобразования объемной погрешности исходной заготовки в погрешность высоты поковки имеет значение, близкое к 1, это означает, что практически вся погрешность объема преобразуется в погрешность высоты.

3. Изменением значения радиуса на кромках поковки, устанавливаемого при наладке, можно управлять точностью высотных размеров. С увеличением радиуса точность повышается. Однако существенного увеличения точности можно достичь только для относительно низких поковок, для относительно высоких поковок повышение точности практически отсутствует.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Антонюк Ф.И.** Анализ и обеспечение высокой точности холодной объемной штамповки на прессах научно обоснованным выбором жесткости элементов технологической системы: дис. ... д-ра техн. наук. М., 2004. 450 с.

2. **Атрошенко А.П., Федоров В.И.** Металлосберегающие технологии кузнечно-штамповочного производства. Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1990. 279 с.

Андрей Геннадьевич Вяткин, канд. техн. наук;
Андрей Андреевич Вяткин;
Сергей Валентинович Матвеев, канд. техн. наук,
matveevm72@yandex.ru

УДК 621.974.06

А.Г. Кобелев *(МГТУ "Станкин", ООО "Технолайн", г. Хотьково, Моск. обл.)*,
Д.С. Чашкин *(МГТУ "Станкин", ООО "Техпром", пос. Некрасовский, Моск. обл.)*

Методика проектирования привода горизонтального бесшаботного молота с гидравлической связью масс

Приведена методика расчета гидравлического привода горизонтального бесшаботного молота с гидравлической связью масс. Исходными данными служат результаты расчета конструктивных параметров молота, итогом которого является определение энергии удара молота в зависимости от параметров гидропривода.

Ключевые слова: молот; масса; удар; энергия; штамповка.

The method of calculation of the hydraulic drive of the horizontal counterblow hammer with hydraulic mass communication is presented. The initial data are the results obtained on the calculation of the design parameters of the hammer. The result of the calculation is the determination of the impact energy of the hammer, depending on the parameters of the hydraulic drive.

Keywords: hammer; mass; blow; energy; stamping.

Импакторы являются разновидностью молотов с независимыми приводами равных по массе ударных масс. Их выполняют горизонтальными. Ударные массы импакторов приводятся в движение от пневматических цилиндров двойного действия.

Модернизация приводов импакторов, замена пневматических цилиндров на систему гидравлической или механической синхронизации должны развить отрасль в сторону энерго- и ерурсосбережения, повысить производительность и металлоемкость [1, 2].

Принцип работы горизонтальных бесшаботных молотов основан на соударении двух масс, движущихся во встречном горизонтальном направлении [3], при котором большая часть накопленной ими кинетической энергии может расходоваться на работу деформирова-

zp915.indd 20 26.08.2015 15:59:03

ния поковки. Сила удара замыкается внутри конструкции молота и только в виде незначительных по величине сил трения передается на фундамент [4].

Движение обеих масс должно быть строго синхронизировано, в этом состоит основная трудность наладки и эксплуатации горизонтальных молотов. Заготовку обычно закрепляют в специальных клещевых захватах, которые в автоматизированных установках перемещаются с помощью специального конвейера.

Чтобы довести заготовку до пластического состояния, необходимо приложить внешнюю энергию, равную энергии внутренних сил, обеспечивающих пластическую деформацию материалов заготовки. При этом работа деформации тела представляется в виде суммы работ, затрачиваемых на преодоление истинного сопротивления материала деформации и сопротивлений, вызываемых силами трения.

Расчет конструктивных параметров молота. Параметры конструкции молота можно разделить на основные и конструктивные. К основным параметрам молота относят эффективную энергию удара $T_э$, скорость удара v и суммарный ход ударных масс L при разгоне. Эти параметры принимают исходя из технологии изготовления поковок и условий производства.

Конструктивная схема горизонтального бесшаботного молота с гидравлическим механизмом связи представлена на рис. 1.

Для осуществления разгона соединяют полость *12* клапаном *14* со сливом *23*, а для осуществления возвратного хода слив *23* отключают и соединяют полость *12* распределителем *15* через клапан *14* с давлением аккумулятора *17*.

К конструктивным параметрам молота отнесем ударные массы [5, 6], их габаритные размеры, площади цилиндров, штоков, плунжеров и их перемещения.

Находим из формулы $T_э = 0{,}5\mu v^2$ обобщенную приведенную массу:

$$\mu = \frac{M_1 M_2}{M_1 + M_2}. \qquad (1)$$

В приведенную массу M_1 входят массы: части жидкости аккумулятора *3*, масса плунжера *1*, ударной массы *4*, части штампа *5*, прикрепленные к массе *4*, масса двух боковых штоков *7*, часть массы жидкости гидросвязи, размещенные в полости двух цилиндров *8* и в полости *11* гидросвязи.

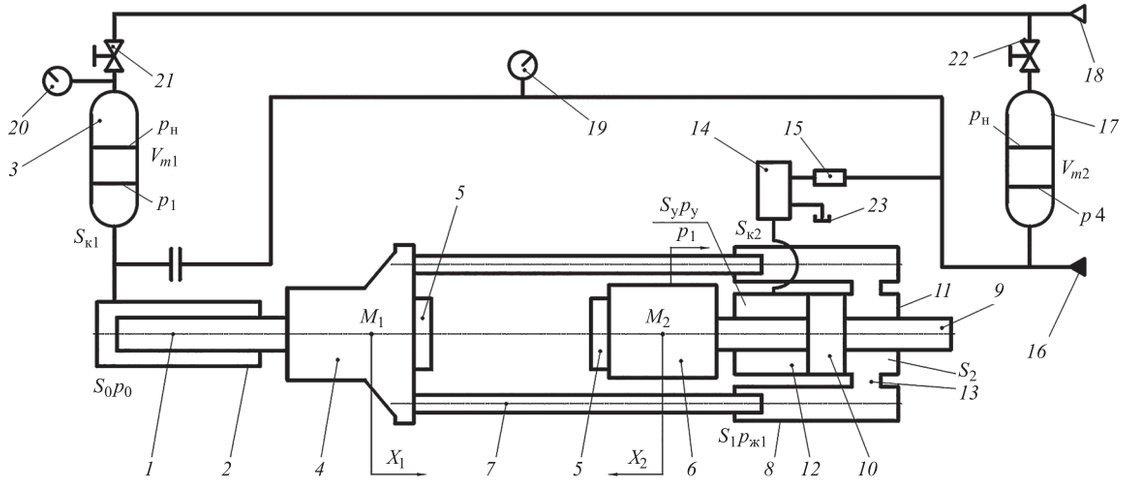


Рис. 1. Принципиальная схема горизонтального бесшаботного молота с гидравлическим механизмом связи:

1 — плунжер гидропривода; *2* — цилиндр; *3*, *17* — пневмогидравлический аккумулятор; *4*, *6* — правая и левая ударные массы; *7* — боковой шток; *8* — боковой гидроцилиндр; *9* — центральный шток; *10* — поршень; *11* — полость гидросвязи; *12* — управляющая полость; *13* — центральный цилиндр; *14* — клапан управления; *15* — распределитель; *16* — гидропривод; *18* — пневмопривод; *19*, *20* — манометр; *21*, *22* — вентиль; *23* — слив; $p_н$ — номинальное давление жидкости в аккумуляторе; p_1, p_4 — давление жидкости в конце разгона в пневмо- и гидроприводе соответственно; $p_ж$, $p_у$ — давление жидкости в гидросвязи и управляющей полости привода соответственно; V_{m1}, V_{m2} — маневровые объемы аккумуляторов; S_0, S_1, $S_у$, S_2, $S_{к1}$, $S_{к1}$, $S_{к2}$ — площадь плунжера, бокового штока, управляющей полости, центрального поршня гидросвязи, каналов соответственно; M_1, M_2 — приведенная масса правой и левой ударных масс; X_1, X_2 — координаты ударных масс при разгоне

zp915.indd 21 26.08.2015 15:59:04

В приведенную массу M_2 входят: масса центрального штока *13*, поршня *10*, часть массы жидкости гидросвязи в полости *11* и цилиндре *8*, а также часть жидкости в управляющей полости *12*, масса *6* и части штампа *5*.

В бесшаботном молоте $M_1 = M_2$. Из формулы (1) находим значения M_1 и M_2, по данным которых зададим конструктивные размеры ударных масс *4* и *6*.

Затем определим конструктивные размеры элементов привода правой ударной массы *4*. Расчет начнем, приняв КПД привода молота $\eta = 0{,}8$ (согласно [7] для молотов с гидроприводом $\eta = 0{,}8...0{,}9$). Привод совершает при разгоне работу $A = \frac{T}{\eta}$. С другой стороны,

$$A = p_{ср} S_0 L, \qquad (2)$$

где $p_{ср}$ — среднее давление газа (воздуха) в пневмоприводе при разгоне.

Исходя из выбранного значения номинального давления воздуха $p_н$, принимаем ориентировочное значение $p_{ср}$ и по формуле (2) определяем площадь S_0 и диаметр плунжера *1* с учетом заданного L.

Далее вычисляем маневровый объем $V_м$ жидкости в аккумуляторе *3*, необходимого для совершения разгона одиночного удара:

$$V_м = S_0 L. \qquad (3)$$

Исходя из величины маневрового объема, определим конструктивный объем аккумулятора

$$V_к = V_м + V_{мин} + V_0, \qquad (4)$$

где $V_{мин}$ — минимальный объем жидкости в аккумуляторе к концу разгона. Рекомендуют принимать $V_{мин} = 0{,}1\ V_к$ [8]; V_0 — объем сжатого воздуха в аккумуляторе.

В процессе разгона происходит расширение сжатого воздуха в аккумуляторе. Процесс расширения воздуха принимают адиабатическим [7], протекающим без передачи тепла в окружающую среду, или политропическим. Считают, что при расширении сжатого воздуха при разгоне сохраняется условие:

$$p_0 V_0^{\gamma} = p_1 V_1^{\gamma}, \qquad (5)$$

где γ — коэффициент адиабаты, для воздуха $\gamma = 1{,}4...1{,}6$, принимаем $\gamma = 1{,}5$; V_1 — объем сжатого воздуха в аккумуляторе в конце разгона, $V_1 = V_0 + V_м$.

Рекомендуют принимать [7] отношение давления воздуха в конце разгона к давлению воздуха в начальный момент разгона $\alpha = \frac{p_1}{p_н} = 0{,}6...0{,}8$. Примем $\alpha = 0{,}8$. Тогда, подставляя принятые значения α и γ в уравнение (4), найдем $V_0 = 6{,}2V_м$, а $V_к = 8V_м$.

Далее определим минимальное рабочее давление жидкости в цилиндре пневмопривода в исходном для удара положении плунжера *1*. Оно равно минимальному давлению воздуха в аккумуляторе к концу разгона

$$p_1 = p_{ср} + \frac{\rho v_1^2}{2} \frac{S_0^2}{S_{от}^2} \xi, \qquad (6)$$

где v_1 — максимальная скорость движения левой ударной массы или плунжера гидропривода при разгоне, $v_1 = 0{,}5v$; ρ — плотность жидкости (индустриального масла) аккумулятора, $\rho = 1{,}7 \cdot 10^3$ кг/м^3; $S_{от}$ — площадь отверстия в гидравлической полости аккумулятора; ξ — коэффициент сопротивления.

Жидкость поступает в цилиндр привода из аккумулятора по каналу с поворотом потока на 90° при входе в рабочий цилиндр. При повороте потока жидкости на 90° при движении ее из аккумулятора в рабочий цилиндр рекомендуется принимать $\xi = 1{,}5$ (см. кн.: Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. М.: Машиностроение, 1975).

Далее вычисляем давление сжатого воздуха в аккумуляторе в исходном положении молота по формуле

$$p_0 = \left(\frac{V_0 + V_м}{V_0} \right)^{\gamma} p_1. \qquad (7)$$

Давление p_0 не должно превышать номинального давления жидкости. Затем задаем давление зарядки аккумулятора $p_з = \frac{V_0 p_0}{V_k}$. Целесообразно, чтобы оно позволяло зарядить аккумулятор от баллонов со сжатым воздухом, приобретаемых на заправочной станции.

Затем определяем параметры элементов гидросвязи: площади боковых и центрального штоков; площадь управляющей полости гидропривода; параметры его аккумулятора. Для расчета строим жесткую модель конструкции, в которой считаем массы и жидкость несжимаемыми, однородными, нетеплопроводными. Давление жидкости в гидроприводе гидросвязи

zp915.indd 22 26.08.2015 15:59:04

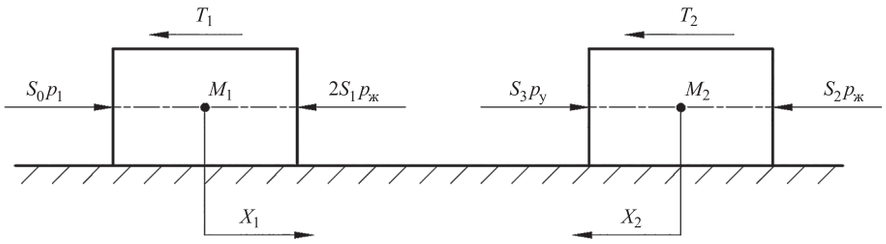


Рис. 2. Расчетная схема параметров гидросвязи:

$p_1 S_0$ — сила привода (определена ранее в формуле (6)); $p_{ж1}$ — давление жидкости в гидросвязи при возвратном ходе; T_1, T_2 — силы трения в направляющих, $T = 0{,}1G$, где G — сила тяжести соответствующей ударной массы; X_i — координаты ударных масс

и управляющей полости считаем постоянными на всех фазах цикла. Расчетная схема по жесткой модели представлена на рис. 2.

Для определения параметров гидросвязи составим уравнения движения левой и правой ударных масс при разгоне [9] (направление движения левой ударной массы M_1 вправо $X_{1р}$, а левой M_2 влево $X_{2р}$):

$$\begin{aligned} M\ddot{X}_{1р} &= p_1 S_0 - p_ж 2S_1 - T_1; \\ M_2\ddot{X}_{2р} &= p_ж S_2 - T_2 - p_с S_3, \end{aligned} \qquad (8)$$

и при возвратном ходе (левой — влево, а правой — вправо):

$$\begin{aligned} M_2\ddot{X}_{2в} &= p_с S_3 - p_{ж1} S_2 - T_3; \\ M_1\ddot{X}_{1в} &= p_{ж1} \cdot 2S_1 - pS_0 - T_4, \end{aligned} \qquad (9)$$

где $\ddot{X}_1$, $\ddot{X}_2$ — ускорения ударных масс.

Ускорение движения левой ударной массы при разгоне находим из уравнения

$$v_1^2 = 2\ddot{X}_{1р} L_1. \qquad (10)$$

Далее вычисляем ускорение ударных масс при возвратном ходе, принимая скорость возвратного хода $v_{1в} = v_{2в}$. Тогда $\ddot{X}_{1в} = \ddot{X}_{2в}$.

Для решения системы уравнений (8) и (9) нужно определить давление жидкости в управляющей полости при возвратном ходе. Принимаем, что давление в управляющей полости при возвратном ходе к концу движения ударных масс в исходное положение $p_у = p_{н.г}$, где $p_{н.г}$ — номинальное давление жидкости гидропривода.

Из уравнений системы (9) находим площадь управляющей полости центрального цилиндра S_3. Далее определяем площади боковых штоков. Из первого уравнения системы (8) вычисляем S_1 и диаметр бокового штока $D_ш$. С учетом сопротивления жидкости в управляющей полости на слив через клапан, равного ≈0,6 МПа, принимаем площадь $S_2 = 2S_1 + \dfrac{S_3 p_с}{p_{ж1}}$.

Расчет параметров гидропривода. Параметры гидропривода рассчитаны с учетом жесткости или податливости штоков и жидкости гидравлической связи с учетом влияния их массы. Для расчета построена упругая сосредоточенная модель конструкции [7]. Жидкость принята нетеплопроводной, обладающей вязкостью. Ударные массы приняты несжимаемыми. Расчет проведен с учетом массы станины, которая оказывает влияние на параметры ударных масс: перемещения, скорости и их ускорения. Расчетная схема представлена на рис. 3.

При расчете массы M_1 к ударной массе присоединили массу боковых штоков, плунжера привода и приведенную массу жидкости гидросвязи. При определении массы M_2 к правой ударной массе присоединили массу центрального штока и приведенную массу жидкости.

В расчетной схеме принято $K_{пр}$ — приведенная жесткость элементов гидравлической связи: боковых штоков, жидкости и центрального штока.

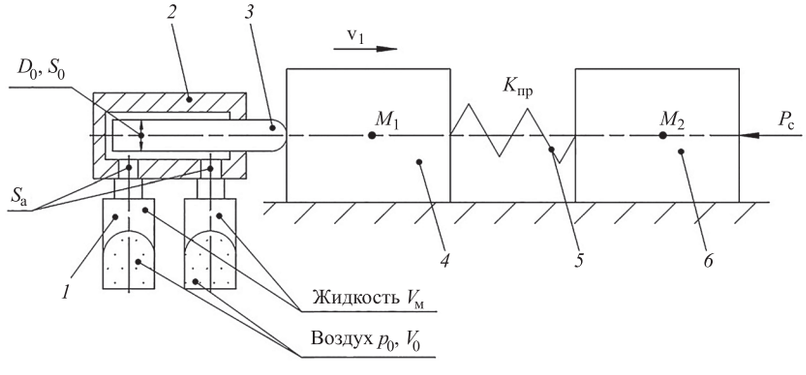


Рис. 3. Расчетная схема гидропривода:

1 — аккумуляторы; *2* — цилиндр гидропривода; *3* — плунжер; *4* — левая ударная масса; *5* — пружина; *6* — боковые штоки; $S_а$ — площадь отверстия, соединяющего аккумулятор *1* с рабочей полостью цилиндра *2*; D_0, S_0 — диаметр и площадь поперечного сечения плунжера; $K_{пр}$ — приведенная жесткость гидравлического механизма связи; $P_с$ — сила сопротивления истечению жидкости через сливной управляющий клапан

zp915.indd 23 26.08.2015 15:59:04

Приведенную жесткость гидравлического механизма связи определяем по формуле

$$\frac{1}{K_{\text{пр}}} = \frac{2}{K_{\text{б.ш}}} + \frac{1}{K_{\text{ж}}} + \frac{1}{K_{\text{ц.ш}}}, \qquad (11)$$

где $K_{\text{б.ш}}$ — жесткость боковых штоков:

$$K_{\text{б.ш}} = \frac{S_{\text{б.ш}} E}{L}, \qquad (12)$$

где $S_{\text{б.ш}}$ — площадь поперечного сечения бокового штока;

$K_{\text{ж}}$ — жесткость жидкости гидравлического механизма связи:

$$K_{\text{ж}} = \frac{S_2^2}{V_{\text{ж}}} E_{\text{ж}}, \qquad (13)$$

где S_2 — площадь поршня центрального штока гидросвязи; $V_{\text{ж}}$ — объем жидкости в гидросвязи; $E_{\text{ж}}$ — модуль упругости жидкости.

Жесткость центрального штока $K_{\text{ц.ш}}$ гидравлической связи, его верхней надпоршневой части вычисляли по формуле, аналогичной выражению (12).

Подставляя значения $K_{\text{б.ш}}$, $K_{\text{ж}}$ и $K_{\text{ц.ш}}$ в выражение (11), находим значение $K_{\text{пр}}$, т. е. жесткость гидросвязи близка к жесткости ее жидкости.

Запишем уравнения движения масс под действием сил, действующих на них при разгоне:

$$\begin{gathered} M_1 \ddot{X}_1 = p_{\text{ср}} S_0 - T_1 - p_{\text{ж}} \cdot 2S_1; \\ M_2 \ddot{X}_2 = p_{\text{ж}} S_2 - T_2 - P_{\text{с}}; \\ M_{\text{с}} \ddot{X}_{\text{с}} = p_{\text{ж}} (2S_1 + S_2) - T_3 - P_{\text{с}} - p_{\text{ср}} S, \end{gathered} \qquad (14)$$

где $M_{\text{с}}$, $\ddot{X}_{\text{с}}$ — масса станины и ее ускорение.

Расчетами установлено, что потери давления жидкости при ее перетекании из аккумуляторов составляют ~0,25 МПа.

Силу сопротивления истечению жидкости на слив через клапан из управляющей полости определяли по выражению:

$$P_{\text{с}} = \frac{\rho v_{\text{и}}^2}{2} S_y = \frac{\rho}{2} \frac{S_{\text{у}}^3}{S_{\text{от}}^2} v_2^2, \qquad (15)$$

где $S_{\text{у}}$ — площадь управляющей полости; $S_{\text{от}}$ — площадь сливного отверстия клапана; $v_{\text{и}}$ — скорость истечения жидкости; v_2 — скорость перемещения правой ударной массы M_2 и центрального штока гидросвязи.

Принимаем, что масса M_2 должна развивать при разгоне скорость v_2. Считаем в дальнейшем, что сила $P_{\text{с}}$ постоянна на всей стадии разгона.

После ряда упрощений и замен уравнение (14) приводим к виду:

$$\begin{gathered} j_1 \ddot{X}_1 = 0,9 j_1 \frac{S_0}{M_1} p_1 - 0,1 G j_1 - j_1^2 \frac{K}{M_1} y; \\ \ddot{X}_2 = \frac{K}{M_2} y - 0,1G - \frac{P_{\text{с}}}{M_2}; \\ j_2 \ddot{X}_{\text{с}} = j_2^2 \frac{K}{M_{\text{с}}} y - 0,1 G j_2 - j_2 \frac{P_{\text{с}}}{M_{\text{с}}} - 0,9 j_2 \frac{p_1 S_0}{M_c}, \end{gathered} \qquad (16)$$

где $j_1 = \frac{2S_1}{S_2}$; $j_2 = \frac{(2S_1 + S_2)}{S_2}$, $j_2 = 1,99 \sim 2$, тогда $K = K_{\text{пр}}$;

y — сжатие элементов гидравлической связи при разгоне, $y = j_1 X_1 - X_2 - j_2 X_{\text{с}}$.

Уравнения (16) после постановки известных величин и их объединения приводим к виду:

$$\begin{gathered} j_1 \ddot{X}_1 = 54 p_1 - 22767 y - 100; \\ \ddot{X}_2 = 22694 y - 218; \\ j_2 \ddot{X}_{\text{с}} = 14827 y - 296,2 - 15,84 p_1. \end{gathered} \qquad (17)$$

Вычитая из первого уравнения два других уравнения в системе (17), получаем

$$\ddot{y} = 75,84 p_0 - 60\,288 y + 414,2. \qquad (18)$$

При решении уравнения (18), зададим начальное давление сжатого воздуха в аккумуляторе и определим величину y. Например, при давлении $p_1 = 13$ МПа:

$$\ddot{y} + By = A, \qquad (19)$$

где $A = 10\,273$; $B = 60\,288$.

Решение уравнения (19) имеет общее и частное решения. Частное решение:

$y_1 = \frac{A}{B}$ или $y_1 = 0,017$ м.

Общее решение уравнения (19) имеет вид:

$$\begin{gathered} y_{2,3} = C_1 \sin \omega t + C_2 \cos \omega t; \\ \dot{y}_{2,3} = C_1 \omega \cos \omega t - C_2 \omega \sin \omega t, \end{gathered} \qquad (20)$$

где C_1, C_2 — коэффициенты, определяемые при граничных условиях $t = 0$; $y = Y_1$; $Y = \dot{Y}$, тогда $C_1 = \frac{\dot{Y}}{\omega}$; $C_2 = 0$. Для горизонтального бесшаботного молота $Y = \frac{T_2}{K}$.

Тогда решение уравнений (20) может быть представлено в виде:

zp915.indd 24 26.08.2015 15:59:04

$$y = \frac{A}{B} + \frac{\dot{y}}{\omega}\sin\omega t. \qquad (21)$$

Подставим значение y из уравнения (21) в уравнения системы (17) и определим параметры ударных масс при разгоне.

Из первого уравнения получим уравнение для определения параметров ударных масс и станины при давлении p_1.

Расчетами установлено, что за время t = = 0,15 с молот развивает эффективную энергию удара $T_э$ = 4,2 кДж.

Расчет энергии удара. В расчете использованы данные гидропривода молота ГБШМ мод. 4.

Работа привода:

$$A = S_0 L p_в \eta_{пр}, \qquad (22)$$

где $p_в$ — среднее давление жидкости в гидроприводе, МПа; примем КПД привода $\eta_{пр}$ = 0,78,

$$p_в = \frac{p_0 + p_{кн}}{2}, \qquad (23)$$

где $p_{кн}$ — конечное давление жидкости в гидроприводе;

$$p_к = p_0\left(\frac{V_0}{V_{кн}}\right)^{\gamma}, \qquad (24)$$

где $V_{кн}$ — конечный объем сжатого воздуха в аккумуляторе.

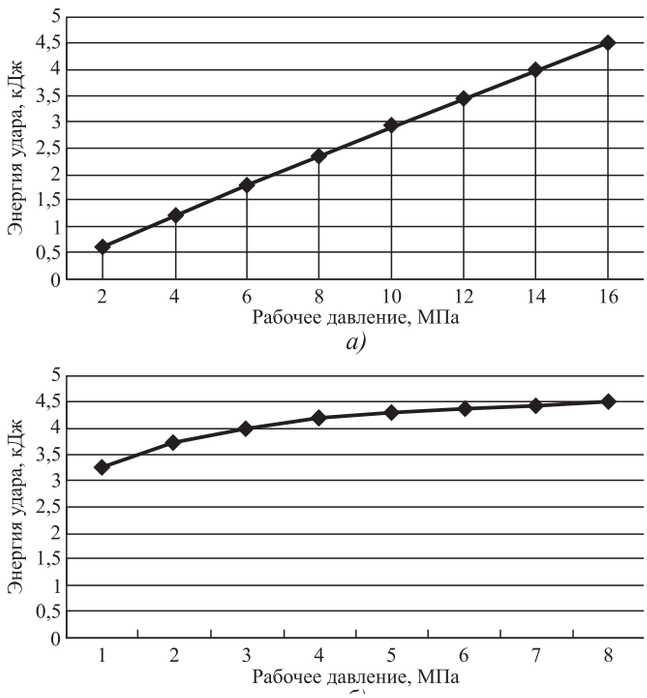


Рис. 4. Зависимость энергии удара от давления жидкости (*а*) и газа (*б*) в аккумуляторе

В приводе два аккумулятора $V_к$ = 5 л:

$$V_0 p_0 = p_з V_к, \qquad (25)$$

где $p_з$ = 8 МПа; p_0 = 16 МПа, тогда V_0 = 2,5 л.

Принимаем γ = 1,4.

При давлении жидкости p_0 = 16 МПа и давлении зарядки $p_з$ = 8 МПа энергия удара молота будет равна A = 4,5 кДж.

Графики зависимости энергии удара молота от давления жидкости и газа в аккумуляторе приведены на рис. 4.

Заключение. В статье приведены сведения, необходимые для проектирования и расчета привода горизонтального бесшаботного молота. Материалы могут быть использованы студентами разных технических направлений при курсовом и дипломном проектировании, для исследовательских работ магистров и аспирантов вузов, а также работниками предприятий при модернизации и создании новых технологий обработки материалов давлением и машин ударного действия.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Ланской Е.Н.** Тенденции развития кузнечно-прессового оборудования // Вестник МГТУ "Станкин". 2008. № 1 (1). С. 27—33.

2. **Артес А.Э.** Развитие кузнечно-прессового производства в отечественном машиностроении // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 2 (10). С. 6—12.

3. **Колотов Ю.В.** Новая конструктивная схема гидравлического молота // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 3 (11). С. 80—81.

4. **Кокотков Н.И.** Амортизаторы для крупных технологических машин // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 1 (24). С. 80—82.

5. **Колотов Ю.В.** Совершенствование привода нижней бабы бесшаботного молота с гидравлическим механизмом связи // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 1 (13). С. 82—83.

6. **Колотов Ю.В.** Совершенствование привода нижней бабы бесшаботного молота с гидравлическим механизмом связи // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 2 (14). С. 79—81.

7. **Бочаров Ю.А.** Кузнечно-штамповочное оборудование: учеб. для вузов. М.: Академия, 2008. 480 с.

8. **Живов Л.И., Овчинников А.Г., Складчиков Е.Н.** Кузнечно-штамповочное оборудование: учеб. для вузов / под ред. Л.И. Живова. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. 560 с.

9. **Колотов Ю.В.** О динамике бесшаботного молота с гидравлическим механизмом связи // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 2 (10). С. 31—39.

Андрей Германович Кобелев,
andrewgkobelev@gmail.com;
Денис Сергеевич Чашкин

zp915.indd 25 26.08.2015 15:59:04

УДК 62

В.И. Воронков, А.А. Хамидулина, Ю.Г. Калпин, Я.А. Соболев
(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ))

Исследование зависимости изменения формы нейтрального слоя кольцевого образца при осадке от фактора трения

Изложены результаты теоретических исследований влияния трения на форму нейтрального слоя кольцевого образца при осадке. Задача осадки кольцевого образца решена методом баланса мощности и методом конечных элементов с применением программы Qform 5.

Ключевые слова: нейтральный слой кольцевого образца; фактор трения смазки.

The results of theoretical studies of the effect of friction on the shape of the neutral layer of the ring sample at upsetting are presented. The task of precipitation ring sample is solved by balance of power and the finite element method using the program Qform 5.

Keywords: neutral layer of ring sample; friction factor of lubrication.

При холодной обработке давлением всегда происходит некоторый разогрев металла вследствие выделения теплоты от деформации и трения. Поверхностные слои соприкасающихся материалов при обработке давлением изменяются в основном под действием значительных деформаций, развивающихся в тонком поверхностном слое и приводящих к его нагреву. Температуру деформации относят к числу важнейших факторов, влияющих на трение.

Фактор трения технологической смазки, характеризующий трение при расчетах процессов объемной штамповки, можно определить, используя метод осадки кольцевых образцов. При расчете фактора трения по методу осадки кольцевых образцов можно использовать номограммы или инверсионное моделирование (метод постановки обратной задачи).

Построение номограмм и применение метода постановки обратной задачи подразумевают решение теоретической задачи осадки кольцевого образца [1]. При этом принимают различные допущения, так, например, многими исследователями принято, что граница раздела течения (нейтральный слой) является цилиндрической поверхностью (прямой линией, если рассматривать сечение образца).

Авторами статьи ранее были проведены исследования, которые показали, что для повышения точности необходимо учитывать криволинейную форму нейтрального слоя и образующих кольцевого образца [1]. В статье приведены результаты теоретических исследований по определению зависимости формы нейтрального слоя от фактора трения.

Расчет формы нейтрального слоя при осадке кольцевого образца интересен тем, что определить его из эксперимента достаточно сложно или невозможно, когда нейтральный слой находится вне тела кольца (при малых факторах трения) и представляет собой абстрактную поверхность; однако получить точное решение задачи осадки кольцевого образца без учета криволинейности нейтрального слоя невозможно.

В программе Qform 5 был смоделирован процесс осадки кольцевого образца (начальная высота 7 мм, конечная высота 3,5 мм, внутренний диаметр 10 мм, внешний диаметр 20 мм) при разных значениях фактора трения.

На рис. 1—4 показано цветовое отображение радиальной компоненты поля скоростей по сечению образца: серый цвет соответствует течению металла к периферии, темно-серый — внутрь кольца. Граница между серым и темно-серым полем является нейтральным слоем (где радиальная компонента поля скоростей меняет свой знак).

Как видно из рис. 3 и 4, результаты моделирования подтверждают, что форма нейтрального слоя не является прямой линией. Однако при моделировании определить форму нейтрального слоя для малых значений фактора трения (см. рис. 1 и 2), когда нейтральный слой находится вне деформируемого тела,

zp915.indd 26 26.08.2015 15:59:04

невозможно (из-за ограниченности инструментария вывода результатов расчета). Кроме того, результат расчета имеет только графическое отображение без возможности описать нейтральный слой какой-либо функцией.

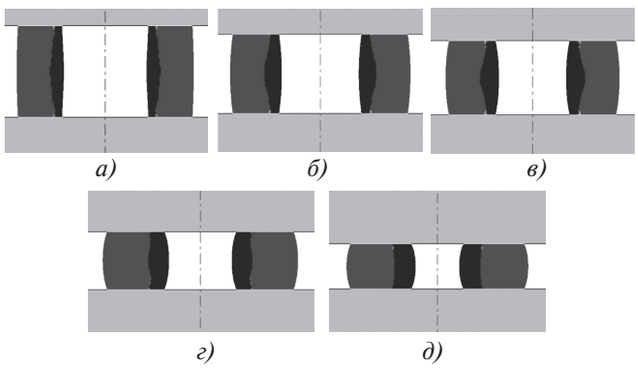


Рис. 1. Этапы осадки кольцевого образца при факторе трения m = 0,9:
а — 6,4 мм; *б* — 5,7 мм; *в* — 5,1 мм; *г* — 4,3 мм; *д* — 3,5 мм

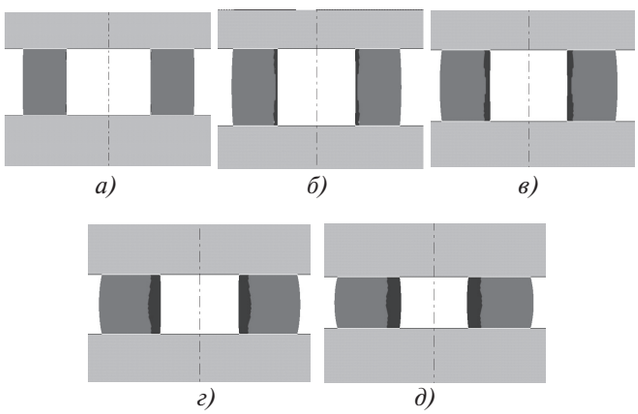


Рис. 2. Этапы осадки кольцевого образца при факторе трения m = 0,4:
а — 6,5 мм; *б* — 5,6 мм; *в* —5 мм; *г* — 4,2 мм; *д* — 3,5 мм

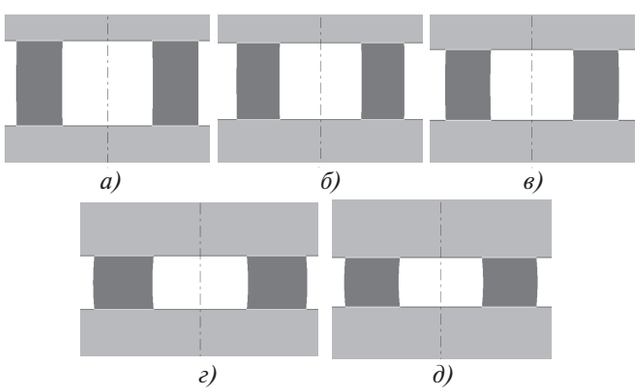


Рис. 3. Этапы осадки кольцевого образца при факторе трения m = 0,125:
а — 6,2 мм; *б* — 5,6 мм; *в* — 5 мм; *г* — 3,8 мм; *д* — 3,5 мм

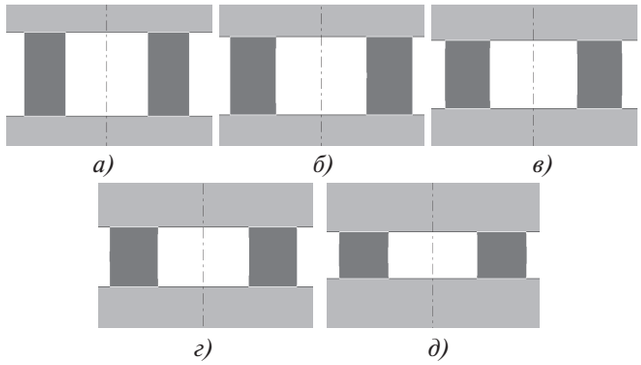


Рис. 4. Этапы осадки кольцевого образца при факторе трения m = 0,05:
а — 6,5 мм; *б* — 5,7 мм; *в* — 5 мм; *г* — 4,3 мм; *д* — 3,5 мм

Решим эту задачу методом баланса мощности и определим функцию, отображающую форму нейтрального слоя для факторов трения от 0,05 до 1,0.

В задачах, где внешними силами являются нагрузки деформирования и независящие от них силы контактного трения, и заданы скорости деформирования, равенство мощностей всех сил на кинематически возможных скоростях устанавливает верхнюю оценку нагрузок. Если пренебречь силами инерции и определить непрерывное поле скоростей по всему сечению кольца, уравнение баланса мощности будет иметь вид:

$$W = W_\sigma - W_\tau, \tag{1}$$

где W — мощность неизвестных сил деформирования f, приходящихся на единицу поверхности тела S_v:

$$W = \iint\limits_{S_v} f \mathrm{v}_0 dS, \tag{2}$$

где v_0 — скорость деформирования (скорость движения пуансона); W_σ — мощность внутренних сил в объеме материала V:

$$W_\sigma = \iiint\limits_{V} \sigma_i \dot{\varepsilon}_i dV, \tag{3}$$

где для идеального жестко-пластического тела $\sigma_i = \sigma_s = \mathrm{const}$; σ_i — интенсивность напряжений; σ_s — напряжение текучести; $\dot{\varepsilon}_i$ — интенсивность скоростей деформации, определенная по выбранному кинематически возможному полю скоростей; W_r — мощность, развиваемая силами контактного трения:

$$W_\tau = \iint\limits_{S_p} \tau_k \mathrm{v}_\mathrm{c}^* dS, \tag{4}$$

где v_c^* — скорость скольжения по поверхности контакта согласно выбранному кинематиче-

zp915.indd 27 26.08.2015 15:59:04

ски возможному полю скоростей; τ_k — касательные напряжения на поверхности контакта, которые согласно закону Зибеля можно определить по выражению:

$$\tau_k = m\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}, \qquad (5)$$

где m — фактор трения, который изменяется от 0 до 1: 0 — трение отсутствует, 1 — максимально возможное трение [2]. Значение фактора трения определяется применяемой технологической смазкой.

При установлении поля скоростей примем, что при $\rho = q + k(z - h/2)^2\, v_\rho = 0$, где выражение

$$X(z) = q + k(z - h/2)^2 \qquad (6)$$

определяет форму нейтрального слоя ρ, z — координаты; q, k — коэффициенты; h — текущая высота образца; v_ρ — компонента вектора скорости.

Определение коэффициентов k и q выражения (6) при минимизации полной мощности пластической деформации позволяет найти форму и расположение нейтрального слоя осаженного кольцевого образца. Изгиб нейтрального слоя описывается квадратичной функцией, а значение коэффициента k определяет направление изгиба и степень кривизны нейтрального слоя. Коэффициент q определяет расположение нейтрального слоя.

Также примем, что компонента скорости деформации по оси z:

$$\varepsilon_z = b + a(h/2 - z)^2, \qquad (7)$$

где b, a — коэффициенты.

Коэффициент a найдем из граничных условий, коэффициент b — при минимизации полной мощности пластической деформации. Более подробно определение поля скоростей рассмотрено в работе [1].

Так как внешняя и внутренняя границы кольцевого образца в процессе осадки непрямолинейны и степень их кривизны зависит от решения задачи на каждом шаге осадки, пределы интегрирования (внешний и внутренний радиусы) при расчете полной мощности являются некоторыми функциями, заранее неизвестными. Для того, чтобы решить данную задачу, геометрию кольцевого образца можно разбить на некоторое число равных горизонтальных слоев с прямолинейными границами, тогда полную мощность пластической деформации в каждом горизонтальном слое можно определить по выражению

$$W_{\text{пл}} = 2\pi\int_0^h\int_r^R \dot{\varepsilon}_i\sigma_i\rho\, d\rho\, dz, \qquad (8)$$

где пределы интегрирования — внешний R и внутренний r радиусы каждого кольцевого слоя.

Интенсивность скоростей деформации для осесимметричной задачи можно рассчитать по выражению

$$\dot{\varepsilon}_{i1} = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{\begin{aligned}&\left(\dot{\varepsilon}_\rho - \dot{\varepsilon}_\theta\right)^2 + \left(\dot{\varepsilon}_\theta - \dot{\varepsilon}_z\right)^2 + \\ &+\left(\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_\rho\right)^2 + \frac{3}{2}\dot{\gamma}_{\rho z}^2,\end{aligned}} \qquad (9)$$

где $\dot{\gamma}_{\rho z}$ — компонента скорости сдвиговой деформации:

$$\dot{\gamma}_{\rho z} = \frac{\partial v_\rho}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial \rho}. \qquad (10)$$

Интенсивность напряжений σ_i может быть константой, тогда задача решается без учета упрочнения, либо функцией от деформации $\sigma_i = f(\varepsilon)$, тогда задача решается с учетом упрочнения.

Как было показано ранее [1], геометрия кольца от характера упрочнения материала не зависит, поэтому можно принять, что $\sigma_i = \sigma_s = \text{const}$.

Так как при решении задачи необходимо учитывать мощности сил контактного трения, то для верхнего и нижнего слоев выражение для расчета полной мощности пластической деформации будет иметь вид:

$$W = W_{\text{в.с}} + W_{\text{тр}}, \qquad (11)$$

где $W_{\text{в.с}}$ — мощность внутренних сил пластической деформации; $W_{\text{тр}}$ — мощность сил контактного трения:

$$W_{\text{тр}} = 2\pi m\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}\int_r^R \left|v_\rho\right|\rho\, d\rho. \qquad (12)$$

Внешний R и внутренний r радиусы каждого из p горизонтальных слоев (в том числе для верхнего и нижнего) рассчитаем, минимизируя по трем коэффициентам b, q и k мощность пластической деформации при осадке кольцевого образца, которую определим как сумму мощностей в каждом из горизонтальных слоев:

$$\begin{aligned}R_1 &= R_0 + v_\rho\left(R_0, h_{\text{ц}0}, b_1, q_1, k_1\right)\frac{\Delta h}{V};\\ R_2 &= R_1 + v_\rho\left(R_1, h_{\text{ц}1}, b_2, q_2, k_2\right)\frac{\Delta h}{V};\\ R_n &= R_{n-1} + v_\rho\left(R_{n-1}, h_{\text{ц}(n-1)}, b_n, q_n, k_n\right)\frac{\Delta h}{V};\end{aligned} \qquad (13)$$

zp915.indd 28 26.08.2015 15:59:04

$$r_1 = r_0 + \mathrm{v}_\rho\left(r_0, h_{\text{ц}0}, b_1, q_1, k_1\right)\frac{\Delta h}{V};$$
$$r_2 = r_1 + \mathrm{v}_\rho\left(r_1, h_{\text{ц}1}, b_2, q_2, k_2\right)\frac{\Delta h}{V}; \qquad (14)$$
$$r_n = r_{n-1} + \mathrm{v}_\rho\left(r_{n-1}, h_{\text{ц}(n-1)}, b_n, q_n, k_n\right)\frac{\Delta h}{V},$$

где $h_\text{ц}$ — высота в центре каждого из p слоев; n — число шагов расчета, например, примем $n = 28$.

Высоту в центре слоя $h_\text{ц}$ определим по формуле:

$$h_{\text{ц}1} = h_{\text{ц}0} + \mathrm{v}_z\left(R_0, h_{\text{ц}0}, b_1\right)\frac{\Delta h}{V};$$
$$h_{\text{ц}2} = h_{\text{ц}1} + \mathrm{v}_z\left(R_1, h_{\text{ц}1}, b_2\right)\frac{\Delta h}{V}; \qquad (15)$$
$$h_{\text{ц}(n)} = h_{\text{ц}(n-1)} + \mathrm{v}_z\left(R_{n-1}, h_{\text{ц}(n-1)}, b_n\right)\frac{\Delta h}{V}.$$

При решении задачи кольцевой образец разделили на 11 горизонтальных слоев ($p = 11$). Результаты расчетов приведены на рис. 5—9 и в таблице.

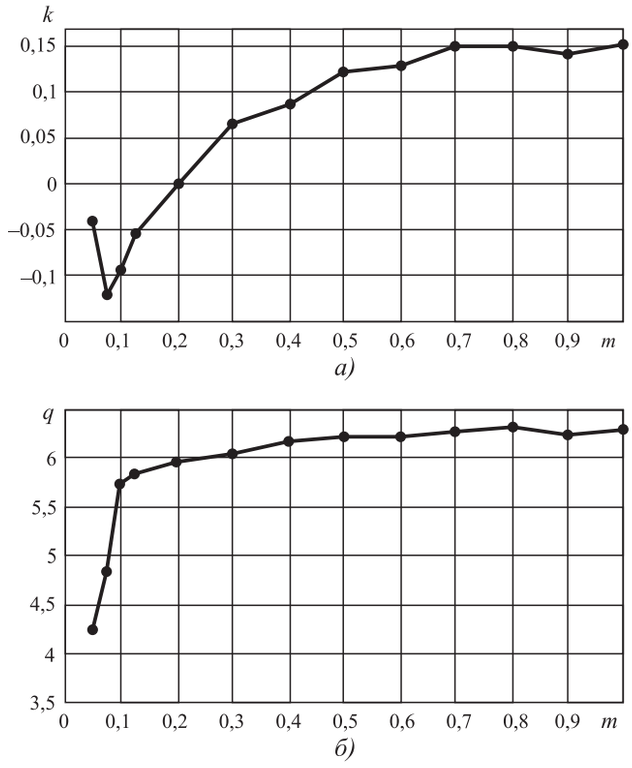


Рис. 5. Зависимость коэффициентов *q* и *k* функции нейтрального слоя осаженного кольцевого образца от фактора трения *m*

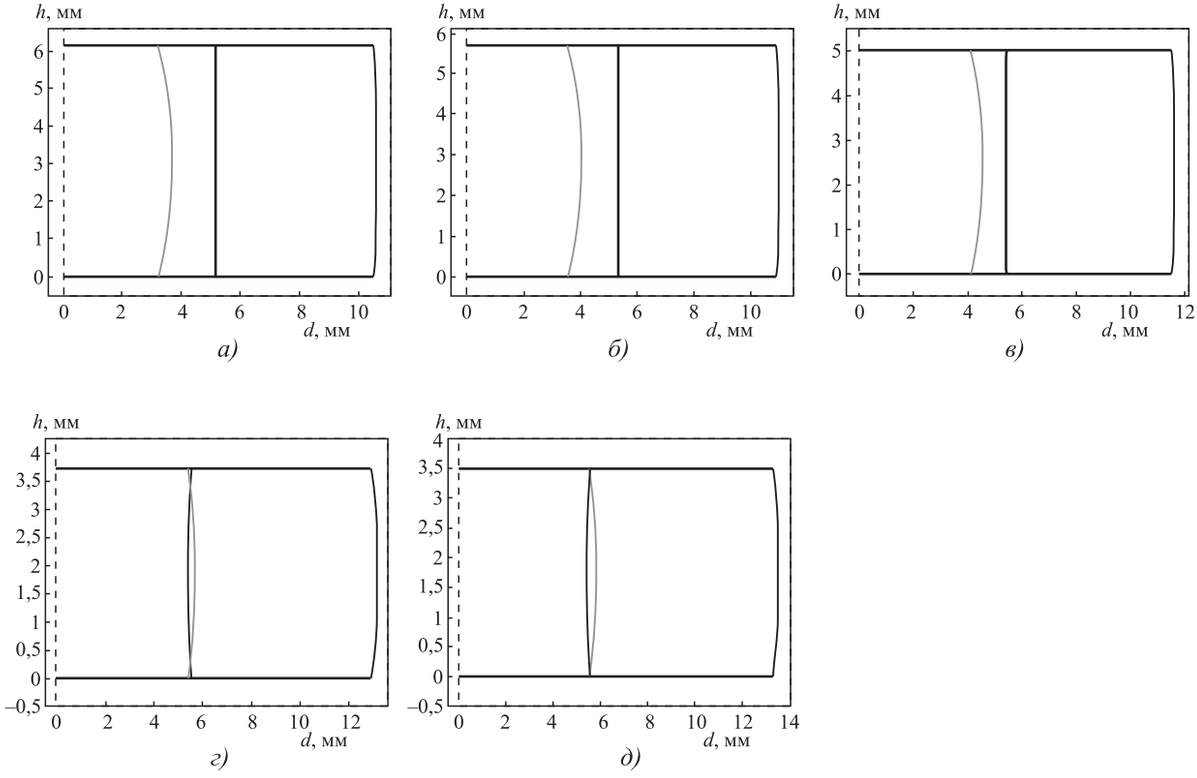


Рис. 6. Нейтральный слой кольцевого образца при факторе трения *m* = 0,125 и высоте кольцевого образца *h*:
а — 6,2 мм; *б* — 5,6 мм; *в* — 5 мм; *г* — 3,8 мм; *д* — 3,5 мм (— — граница раздела течения металла)

zp915.indd 29 26.08.2015 15:59:04

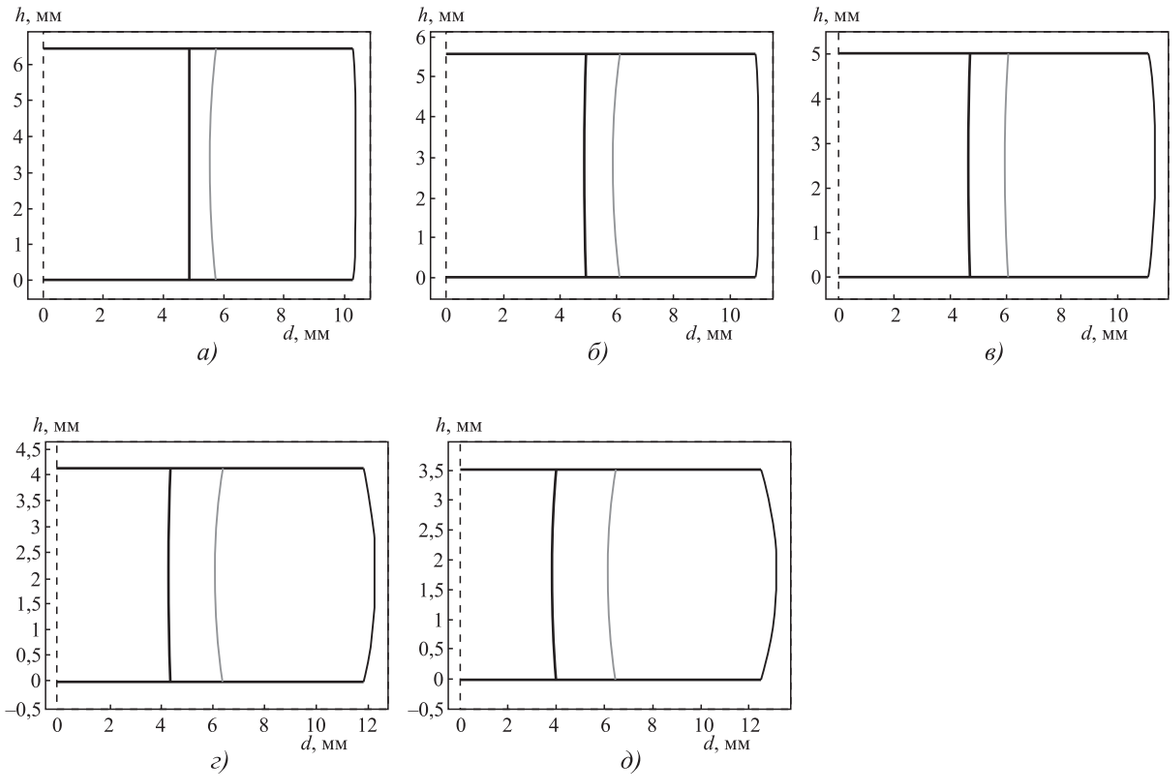


Рис. 7. Нейтральный слой кольцевого образца при факторе трения m = 0,4 и высоте кольцевого образца h:
а — 6,5 мм; *б* — 5,6 мм; *в* — 5 мм; *г* — 4,2 мм; *д* — 3,5 мм (— — граница раздела течения металла)

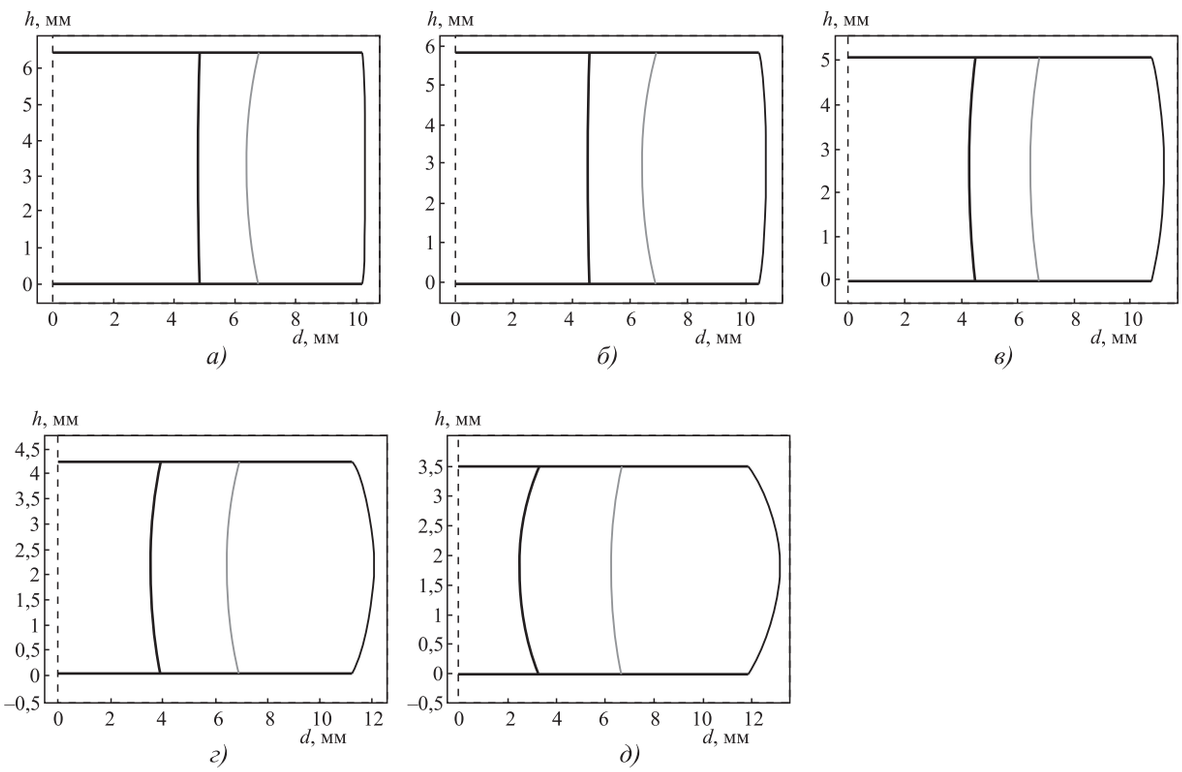


Рис. 8. Нейтральный слой кольцевого образца при факторе трения m = 0,9 и высоте кольцевого образца h:
а — 6,4 мм; *б* — 5,7 мм; *в* — 5,1 мм; *г* — 4,3 мм; *д* — 3,5 мм (— — граница раздела течения металла)

zp915.indd 30 26.08.2015 15:59:04

Радиусы нейтрального слоя кольцевого образца по горизонтальным слоям после осадки, мм

Фактор трения	Горизонтальный слой										
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
0,05	4,0102	4,1673	4,2750	4,3500	4,3933	4,4055	4,3868	4,3371	4,2557	4,1419	3,9942
0,075	4,6829	4,8763	5,0083	5,1000	5,1529	5,1677	5,1449	5,0842	4,9847	4,8451	4,6633
0,1	5,4979	5,5881	5,6497	5,6925	5,7172	5,7242	5,7135	5,6852	5,6387	5,5736	5,4887
0,125	5,5907	5,6842	5,7477	5,7916	5,8169	5,8240	5,8131	5,7840	5,7364	5,6692	5,5814
0,2	5,8724	5,8724	5,8724	5,8724	5,8724	5,8724	5,8724	5,8724	5,8724	5,8724	5,8724
0,3	6,3040	6,2178	6,1600	6,1206	6,0981	6,0919	6,1016	6,1275	6,1702	6,2312	6,3124
0,4	6,3723	6,2868	6,2303	6,1922	6,1707	6,1648	6,1741	6,1989	6,2402	6,2998	6,3804
0,5	6,5375	6,3978	6,3059	6,2445	6,2101	6,2007	6,2157	6,2555	6,3220	6,4186	6,5506
0,6	6,5290	6,3989	6,3142	6,2582	6,2270	6,2186	6,2321	6,2683	6,3290	6,4179	6,5409
0,7	6,6578	6,4761	6,3586	6,2813	6,2385	6,2269	6,2455	6,2953	6,3791	6,5024	6,6742
0,8	6,7056	6,5032	6,3734	6,2888	6,2422	6,2297	6,2501	6,3043	6,3960	6,5320	6,7236
0,9	6,5632	6,4193	6,3282	6,2697	6,2377	6,2292	6,2432	6,2805	6,3440	6,4393	6,5756
1,0	6,6038	6,4405	6,3378	6,2720	6,2362	6,2268	6,2425	6,2843	6,3556	6,4629	6,6177

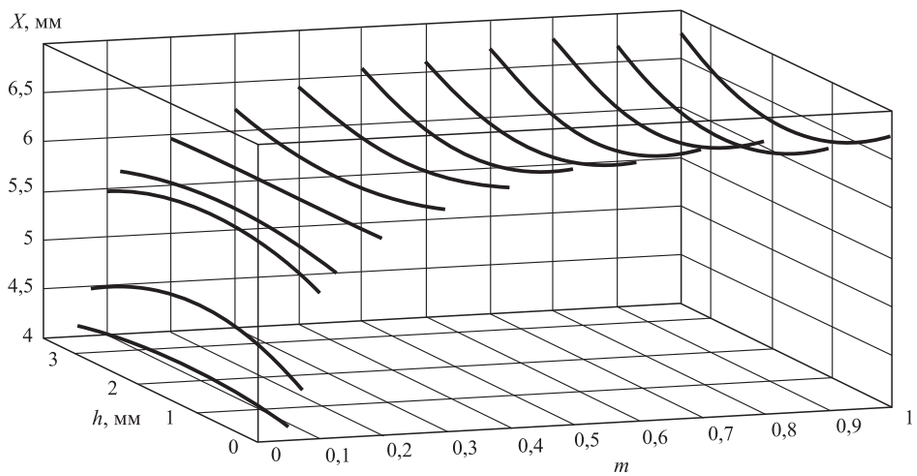


Рис. 9. Форма нейтрального слоя к моменту окончания осадки кольца при факторах трения *m* от 0,05 до 1:

X — функция нейтрального слоя (выражение (6)); h — высота осаженного образца

Выводы

1. На разных высотах кольцевого образца при осадке происходит изменение формы выгиба нейтрального слоя. Чем больше осаживается образец, тем больше заметна криволинейность нейтрального слоя.

2. При значении фактора трения, близком к 0,2, нейтральный слой к моменту окончания осадки является практически прямой линией. При значениях фактора трения меньше 0,2 нейтральный слой изгибается в сторону центра (см. рис. 6) и коэффициент k отрицательный. При значениях фактора трения больше 0,2 нейтральный слой изгибается в сторону периферии и коэффициент k положительный, при этом, чем больше фактор трения, тем сильнее выражена криволинейность нейтрального слоя и тем больше коэффициент k (см. рис. 5, 7—9).

3. Чем выше значение фактора трения технологической смазки, тем дальше смещается нейтральный слой от центра кольцевого образца.

4. При разбиении составляющей осаженного кольца на слои замеры слоев по отдельности дают возможность построить геометрию кольцевого образца с учетом сил трения и форму нейтрального слоя. Чем больше число горизонтальных слоев, тем точнее результат расчета геометрии кольцевого образца и формы нейтрального слоя.

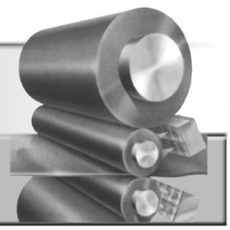
БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Зависимость** эффективности технологической смазки (фосфатирование с омыливанием) от температуры разогрева деформируемого металла / В.И. Воронков, А.А. Хамидулина, Ю.Г. Калпин, Я.А. Соболев // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2014. № 10 (Ч. 2). С. 126—137.

2. **Власов А.В.** Расчет силы выдавливания методом верхней оценки. Методические указания. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2011.

Виктор Иванович Воронков;
Анастасия Анваровна Хамидулина,
70789272@mail.ru;
Юлий Григорьевич Калпин, д-р техн. наук;
Яков Алексеевич Соболев, д-р техн. наук

zp915.indd 31 26.08.2015 15:59:04



УДК 621.771

С.Б. Арюлин, Д.Т. Камоничкин
(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)

Определение параметров очага деформации при прокатке полосы на маятниковом стане

Предложена методика определения параметров очага деформации при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане. Методика позволяет определять параметры очага деформации по всей длине зоны обжатия прокатываемой полосы.

Ключевые слова: маятниковая прокатка; очаг деформации; смещение исходного контура; длина дуги контакта.

The technique for determining the parameters of the deformation zone at rolling of strip on pendulum rolling mill is presented. The technique allows to determine the parameters of the deformation zone along the entire length of crimping zone of the rolled strip.

Keywords: pendulum rolling; zone of deformation; offset of initial contour; length of contact arc.

Среди станов периодической прокатки известны конструкции станов, в которых деформация металла циклически осуществляется двумя рабочими валками, движущимися по криволинейной замкнутой траектории. По такому принципу деформации металла работают станы, которые в соответствии с особенностями их конструкции называются циклоидальными, станами с качающимися валками, маятниковыми, станами шаговой прокатки [1].

На кафедре "Оборудование и технологии прокатки" МГТУ им. Н.Э. Баумана, где группой специалистов под руководством д-ра техн. наук Г.С. Никитина был накоплен большой опыт в теоретических, конструкторских и технологических исследованиях планетарной прокатки, в настоящее время ведутся разработки в области конструирования и исследования процесса деформации полосового металла на станах маятниковой прокатки. В работах [2—4] приведены описание конструкций и принципа работы маятниковых станов, а также результаты теоретического исследования и конечно-элементного моделирования процесса маятниковой прокатки на лабораторном стане.

В статье приведено теоретическое исследование параметров очага деформации на маятниковом стане с опорной профилированной планкой.

На рис. 1 представлена кинематическая схема маятникового стана с опорной профилированной планкой. Рабочий валок, закрепленный на конце составного маятника, совершает качание относительно неподвижной оси (т. O) и за счет уравновешивания через опорную втулку постоянно поджат к профилированной планке, задающей закон обжатия во время рабочего хода.

Текущее положение рабочего валка в зоне деформации определяется углом качания маятника φ_{Mx}, но поскольку закон обжатия задается профилированной планкой, остающейся неподвижной при рабочем ходе, расчет параметров очага деформации необходимо вести относительно центра криволинейной части профилированной планки (т. O_1). Для этого необходимо установить связь между углом качания маятника φ_{Mx} и угловым положением рабочего валка относительно геометрического центра профилированной планки φ_X.

zp915.indd 32 26.08.2015 15:59:04

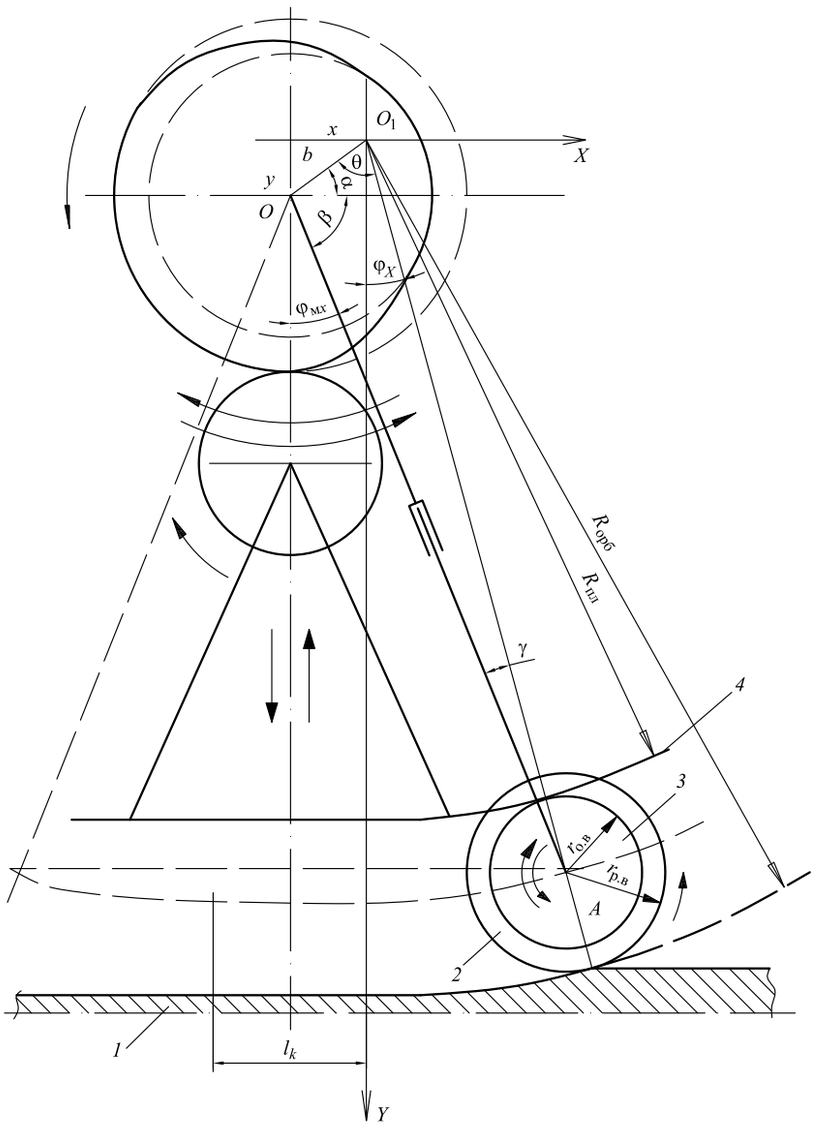


Рис. 1. Кинематическая схема маятникового стана с опорной профилированной планкой:

1 — прокатываемый металл; *2* — рабочий валок; *3* — опорная втулка; *4* — профилированная планка

Разместив начало координат в геометрический центр планки и использовав приведенные на рис. 1 обозначения, получим:

$$\alpha = \operatorname{arctg} y/x;\ \beta = 90^\circ - \varphi_{M_x};$$

$$\gamma = \arcsin\frac{b\sin(\alpha+\beta)}{R_{пл}+r_{о.в}};\ \theta = 180^\circ - \gamma - (\alpha+\beta),$$

$$\text{откуда}\ \ \varphi_X = \theta - (90^\circ - \alpha).$$

Анализ публикаций и материалов, посвященных исследованию параметров очага деформации при периодической прокатке (особенно многочисленных в области планетарной прокатки), показал, что большинство авторов решают задачу формирования и определения размеров очага деформации в интервале от угла зоны обжатия до угла отрыва рабочего валка от металла, в то время как очаг деформации формируется, непрерывно увеличиваясь, от момента касания рабочим валком металла (угол встречи) до угла зоны обжатия, достигая значительных размеров. Это обстоятельство придает значение решению вопроса определения размеров очага деформации на участке от угла встречи до угла зоны обжатия, особенно принимая во внимание возможность возникновения больших нагрузок при встрече рабочего валка с металлом.

В работе [5] были рассмотрены особенности формирования геометрии мгновенного очага деформации в момент встречи рабочего валка с металлом при прокатке на планетарных станах с круговой орбитой сепаратора.

В данной статье предложена методика определения длины мгновенного очага деформации (МОД) на участке от угла встречи (углового положения рабочего валка в момент касания им металла) до угла зоны обжатия (углового положения рабочего валка, при котором линия, соединяющая геометрический центр планки O_1 и центр рабочего валка A_1'', проходит через переднюю границу зоны обжатия B'') при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане с опорной профилированной планкой (рис. 2).

Для текущего углового положения рабочего валка φ_X на участке зоны обжатия координату передней границы МОД определяют по формуле

$$x_B = x_{A_1} + \sqrt{r_{р.в}^2 - \left(L_{пл} - y_{A_1} - \frac{H_0}{2}\right)^2}, \qquad (1)$$

где H_0 — высота сечения исходной заготовки; $L_{пл}$ — расстояние от геометрического центра опорной планки до оси прокатки, $L_{пл} = R_{орб} + \frac{h_1}{2}$;

zp915.indd 33 26.08.2015 15:59:04

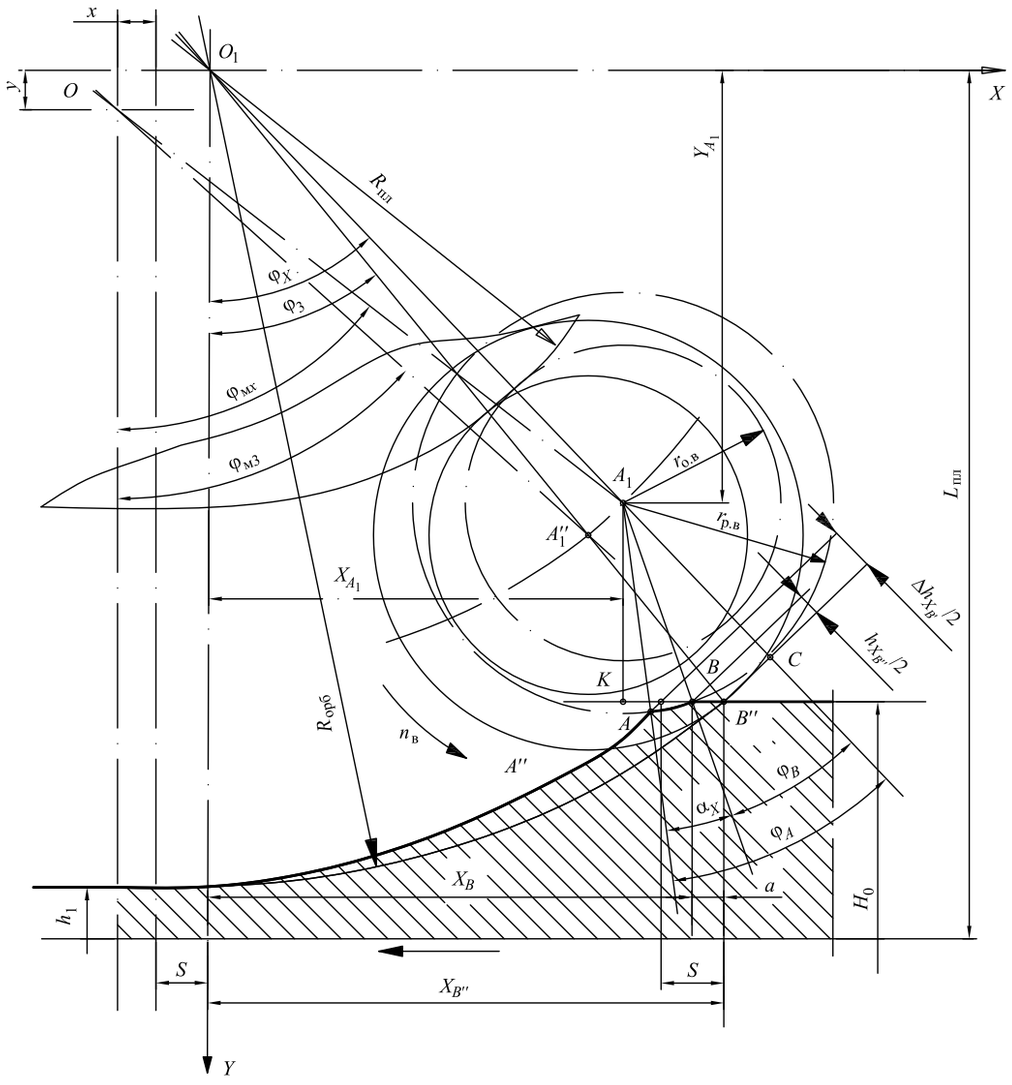


Рис. 2. К определению длины мгновенного очага деформации в момент встречи рабочего валка с металлом при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане с опорной профилированной планкой

h_1 — высота сечения прокатанной полосы; $R_{орб}$ — радиус наружной орбиты рабочего валка, $R_{орб} = R_{пл} + r_{о.в} + r_{р.в}$; $R_{пл}$ — радиус профилированной опорной планки; $r_{о.в}$ — радиус опорной втулки; $r_{р.в}$ — радиус рабочего валка x_{A_1}, y_{A_1} — координаты центра рабочего валка:

$$x_{A_1} = R_{ц.орб} \sin \varphi_X; \; y_{A_1} = R_{ц.орб} \cos \varphi_X, \quad (2)$$

где $R_{ц.орб}$ — радиус орбиты центра рабочего валка, $R_{ц.орб} = R_{пл} + r_{о.в}$.

С учетом (2) координата передней границы МОД:

$$X_B = R_{ц.орб} \sin \varphi_X + \sqrt{r_{р.в}^2 - \left(L_{пл} - R_{ц.орб} \cos \varphi_X - \frac{H_0}{2} \right)^2}. \quad (3)$$

Координата границы зоны обжатия:

$$X_{B''} = \sqrt{R_{орб}^2 - \left(L_{пл} - \frac{H_0}{2} \right)}. \quad (4)$$

Обозначив $X_{B''} - X_B$ как величину a, с учетом (3) и (4) получим

$$a = X_{B''} - X_B = \sqrt{R_{орб}^2 - \left(L_{пл} - \frac{H_0}{2} \right)^2} - R_{ц.орб} \sin \varphi_X - \sqrt{r_{р.в}^2 - \left(L_{пл} - R_{ц.орб} \cos \varphi_X - \frac{H_0}{2} \right)^2}. \quad (5)$$

Мгновенные обжатия для $\varphi_З \leqslant \varphi_X \leqslant \varphi_B$ по приведенным дугам контакта CB и CA равны:

zp915.indd 34 26.08.2015 15:59:04

$$\frac{\Delta h_{XB''}}{2} = a\sin\varphi_X;\ \frac{\Delta h_{XB'}}{2} = S\sin\varphi_X, \qquad (6)$$

где S — подача на валок.

С учетом (6) угловые координаты передней и задней границ мгновенного очага деформации относительно линии, соединяющей геометрический центр профилированной планки и рабочего валка:

$$\varphi_B = \arccos\left(\frac{r_{\text{р.в}} - \frac{\Delta h_{XB''}}{2}}{r_{\text{р.в}}}\right);$$
$$\varphi_A = \arccos\left(\frac{r_{\text{р.в}} - \frac{\Delta h_{XB'}}{2}}{r_{\text{р.в}}}\right). \qquad (7)$$

Поскольку точки B и A определяют переднюю и заднюю границы очага деформации, угол BA_1A является углом контакта рабочего валка с металлом:

$$\alpha_X = \varphi_A - \varphi_B. \qquad (8)$$

Соответственно, длина мгновенного очага деформации (длина дуги контакта) на участке от угла встречи до угла зоны обжатия при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане с опорной профилированной планкой:

$$l_X = r_{\text{р.в}}\alpha_X. \qquad (9)$$

Для определения длины мгновенного очага деформации на участке от угла зоны обжатия до угла калибровки при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане с опорной профилированной планкой необходимо установить смещаемый валком объем металла с учетом его подачи в рабочую клеть, а также значения мгновенного и полного смещения исходного контура.

Метод определения контактной поверхности при периодической прокатке был впервые рассмотрен в работах А.И. Целикова и Н.Т. Емельяненко. В работе П.К. Тетерина при определении мгновенной дуги контакта учтен объем, занимаемый рабочим валком. Кроме того, на участке зоны обжатия, где высота сечения металла в точке входа в контакт с рабочим валком меньше высоты сечения выхода из контакта, в объем металла, занимаемый МОД, входит еще объем металла, занимаемый участком зоны обжатия. На участке, где высота сечения металла в точке входа больше высоты в точке выхода, границей МОД по ходу прокатки является вертикаль, высота которой равна высоте сечения выхода рабочего валка из контакта с металлом.

Для станов шаговой прокатки (ХПЛ) при определении смещенного объема (у автора — объема подачи) Б.Н. Матвеевым показана справедливость применения "правила Емельяненко" в следующей формулировке: "объем, заключенный между входным сечением МОД и сечением рабочего участка, высота которого равна высоте входного сечения, равен объему подачи.

Р.И. Ритманом при определении смещаемого валком объема металла и длины дуги контакта при плоской планетарной прокатке показана необходимость учета изменения величины $m = l/h_{\text{ср}}$ по зоне деформации, где l — длина дуги контакта; $h_{\text{ср}}$ — средняя высота полосы в очаге деформации. При $m < 0{,}12$ деформация не проникает до срединных слоев, а ограничивается пластическими зонами, расположенными на поверхности вблизи контакта с валком.

По мере продвижения валка пластические зоны, локализованные у поверхности, постепенно увеличиваются, вместе с ними увеличивается длина дуги контакта. Затем, начиная с $m \geqslant 0{,}12$, проникновение пластических зон до середины полосы становится энергетически более выгодным. Начинается промежуточная, а за ней вторая стадия прокатки. В соответствии с этим имеются три подхода к определению мгновенной длины дуги контакта на каждом из указанных участков.

На маятниковом прокатном стане деформация металла на подавляющей части зоны обжатия происходит при условии $m \gg 0{,}12$ (в первую очередь из-за большего, чем при плоской планетарной прокатке диаметра рабочего валка), в связи с чем предполагается, что деформация металла проникает на всю его глубину, начиная с угла зоны обжатия.

Принимая в качестве допущения, что поперечные сечения фигуры обжатия, перпендикулярные оси прокатки до пробега рабочих валков, остаются перпендикулярными и после пробега рабочих валков (гипотеза плоских сечений), длину мгновенного очага деформации на участке от угла зоны обжатия до угла калибровки при прокатке полосы на маятниковом стане с опорной профилированной планкой определяют по приведенной ниже методике.[1]

[1] В работе принимал участие канд. техн. наук Г.М. Евстропов.

zp915.indd 35 26.08.2015 15:59:04

Исходный контур AC (рис. 3), который перед входом рабочего валка в зону обжатия был предварительно смещен на величину подачи S и занимал положение кривой $A'C_1$, очерченной из центра O_1', оказывается в результате обжатия смещенным дополнительно в положение кривой $D'C_2$, очерченной из центра O_1''.

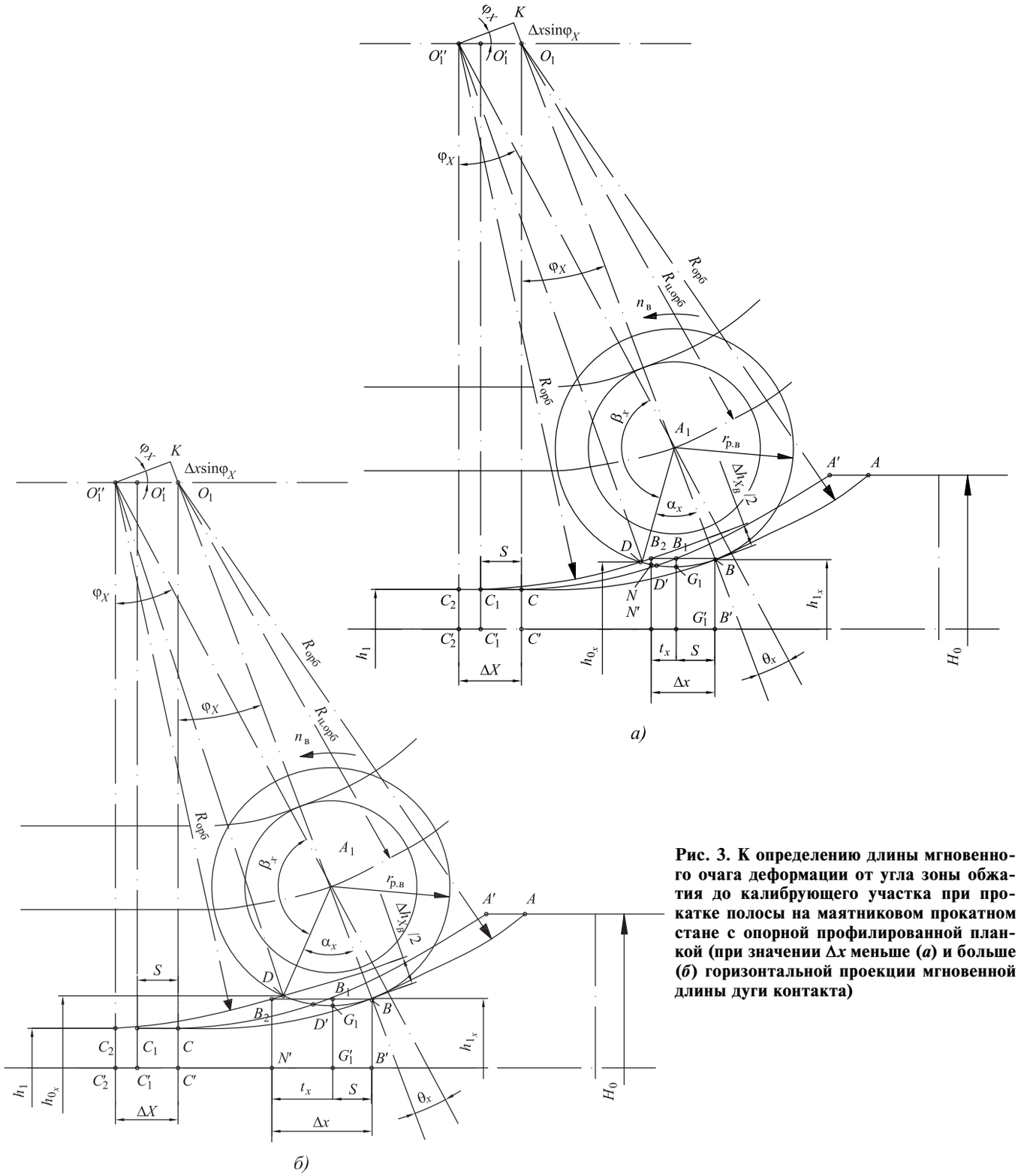


Рис. 3. К определению длины мгновенного очага деформации от угла зоны обжатия до калибрующего участка при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане с опорной профилированной планкой (при значении Δx меньше (*а*) и больше (*б*) горизонтальной проекции мгновенной длины дуги контакта)

zp915.indd 36 26.08.2015 15:59:04

Смещенные контуры $A'C_1$ и DC_2 эквидистантны по отношению к исходному. Расстояние между ними измеряется величиной ΔX, которая определяет точку пересечения D дуги DC_2 с окружностью рабочего валка и длину дуги контакта. Смещенный объем, ограниченный контуром $AA'D'B$, равен объему $D'DC_2C_2'C_1'C_1$, т.е. для единичной ширины: $F_{AA'D'B} = F_{D'DC_2C_2'C_1'C_1}$. Из построения следует: $F_{BG_1G_1'B'} = F_{BD'C_1C_1'C'C}$.

Сложение левых и правых частей равенств дает результат:

$$F_{AA'D'B} + F_{BG_1G_1'B'} = F_{D'DC_2C_2'C_1'C_1} + F_{BD'C_1C_1'C'C}.$$

Из равенства $S\dfrac{H_0}{2} = F_{BD'C_1C_1'C'C}$, учитывая, что его правая часть измеряется площадью контура $BNN'B'$ (с точностью до площади в контуре B_2DN, составляющей в самом неблагоприятном случае $0{,}003S\dfrac{H_0}{2}$) можно сделать вывод, что объем подачи SH_0 равен объему металла, расположенному на длине Δx впереди плоскости выхода металла из рабочих валков.

Таким образом, объем подачи равен (для единичной ширины) $F_{BNN'B'}$ (см. рис. 3, *а*) на участке, где значение Δx меньше горизонтальной проекции мгновенной длины дуги контакта или $F_{BB_2N'B'}$ (см. рис. 3, *б*) на участке, где значение Δx больше горизонтальной проекции мгновенной длины дуги контакта.

Смещенный объем равен объему металла, расположенному на длине Δx (полное смещение исходного контура) впереди плоскости BB' выхода металла из рабочих валков. Объем металла, идущий на вытяжку без учета объема металла, занимаемого рабочим валком:

$$V_\lambda = S\left(F_0 - F\left(x\right)\right), \tag{10}$$

где F_0 — площадь поперечного сечения исходной заготовки; $F(x)$ — текущая площадь поперечного сечения прокатываемой полосы под рабочим валком для его мгновенного положения.

Считая ширину полосы единичной, уравнение (10) примет вид

$$V_\lambda = S\left(H_0 - h\left(x\right)\right), \tag{11}$$

следовательно, мгновенное смещение исходного контура

$$t_x = \frac{V_\lambda}{h_x} = S\left(\frac{H_0}{h_x} - 1\right). \tag{12}$$

По мгновенному смещению исходного контура и подаче вычисляем полное смещение:

$$\Delta x = t_x + S = S\frac{H_0}{h_x}. \tag{13}$$

Данные выводы справедливы при любом положении рабочего валка в зоне обжатия при значениях Δx как меньше (см. рис. 3, *а*) так и больше (см. рис. 3, *б*) горизонтальной проекции мгновенной длины дуги контакта, а мгновенную длину дуги контакта можно определить однозначно на всем протяжении зоны деформации.

Для определения длины мгновенной дуги контакта l_x по известным величинам — полному смещению исходного контура Δx, радиусу орбиты центра рабочего валка $R_{\text{ц.орб}}$ и радиусу рабочего валка $r_{\text{р.в}}$ расстояние от центра рабочего валка A_1 до центра окружности смещенного контура зоны обжатия O_1'' можно определить как:

$$\begin{gathered}\text{из } \Delta A_1O_1O_1'':\ \sphericalangle A_1O_1O_1'' = 90^\circ + \varphi_X;\\ A_1O_1'' = \sqrt{\Delta x^2 + R_{\text{ц.орб}}^2 + 2\Delta x R_{\text{ц.орб}}\sin\left(\varphi_X\right)}.\end{gathered} \tag{14}$$

Угол θ_x определим с учетом того, что

$$\begin{gathered}\text{из } \Delta O_1KO_1'' \ \ O_1K = \Delta x\sin\left(\varphi_X\right),\\ A_1K = R_{\text{ц.орб}} + \Delta x\sin\left(\varphi_X\right);\end{gathered} \tag{15}$$

$$\begin{gathered}\text{из } \Delta A_1O_1''K\ \ \theta_x = \arccos\left(\frac{R_{\text{ц.орб}} + \Delta x\sin\left(\varphi_x\right)}{A_1O_1''}\right);\\ \text{из } \Delta A_1O_1''D\ \ R_{\text{орб}}^2 = r_{\text{р.в}}^2 + \left(A_1O_1''\right)^2 -\\ -2r_{\text{р.в}}A_1O_1''\cos\left(\beta_x\right),\\ \beta_x = \arccos\left(\frac{r_{\text{р.в}}^2 + \left(A_1O_1''\right)^2 - R_{\text{орб}}^2}{2r_{\text{р.в}}A_1O_1''}\right).\end{gathered} \tag{16}$$

Угол контакта рабочего валка с металлом:

$$\alpha_x = \pi - \theta_x - \beta_x. \tag{17}$$

Из работы [6] известно решение вопроса определения длины калибрующего участка на стане периодического действия. Применительно к маятниковому прокатному стану

zp915.indd 37 26.08.2015 15:59:05

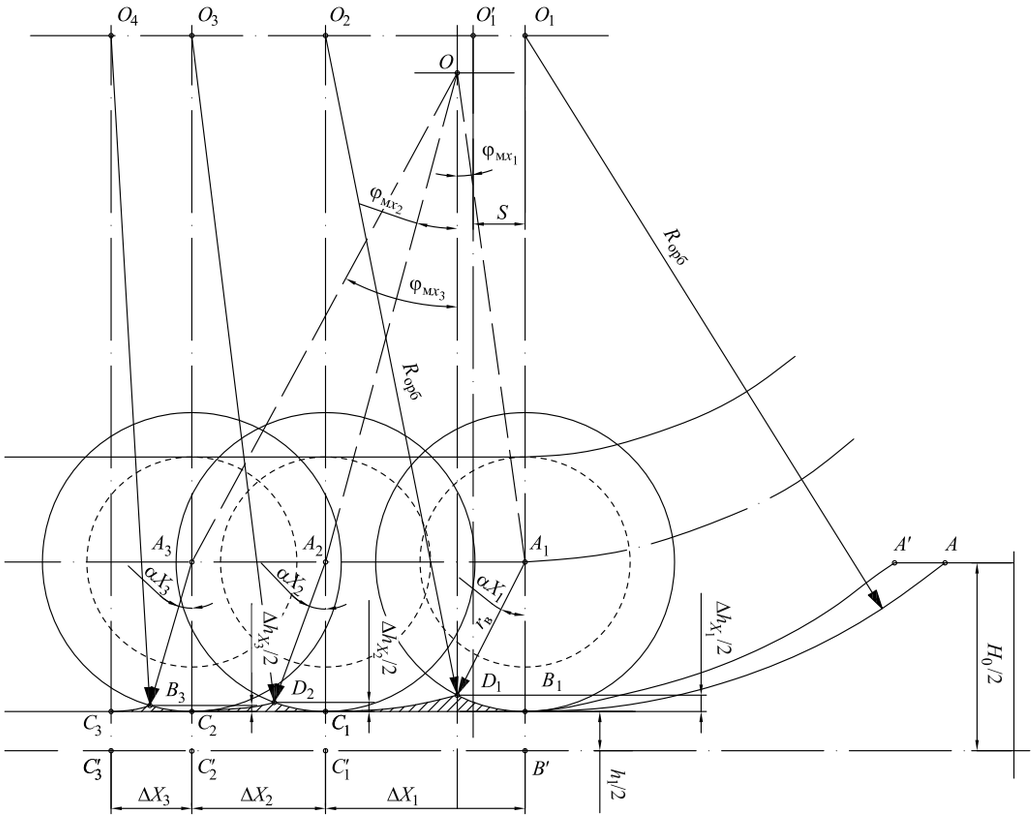


Рис. 4. К определению длины мгновенного очага деформации на калибрующем участке при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане с опорной профилированной планкой

с опорной профилированной планкой сходная задача решена в целях определения изменения протяженности очага деформации на калибрующем участке. Предложена следующая последовательность решения этой задачи.

По достижении рабочим валком калибрующего участка ($\varphi_X = 0$), что соответствует его положению A_1 на рис. 4, перед валком еще остается волна металла, ограниченная дугой окружности валка и дугой исходного контура $R_{орб}$, проведенной из т. O_2, определяемой полным смещением исходного контура ΔX_1, равным $S\dfrac{H_0}{h_1}$.

При перемещении рабочего валка по калибрующему участку из положения A_1 в положение A_2 на величину смещения ΔX_1 раскатываемый объем волны (при единичной ширине проката), определяемый площадью фигуры $F_{B_1D_1C_1}$, переходит в дополнительно смещаемый объем $F_{C_1D_2C_2C_2'C_1'} = F_{C_1D_2C_2} + F_{C_1C_2C_2'C_1'}$; $F_{B_1D_1C_1}$, считаем равным площади ΔBDC, а $F_{C_1D_2C_2}$ — площади $\Delta C_1D_2C_2$, что с учетом величин $r_{р.в}$ и $R_{орб}$ допустимо, тогда

$$\frac{1}{2}\Delta X_1\frac{\Delta h_{X1}}{2} = \frac{1}{2}\Delta X_2\frac{\Delta h_{X2}}{2} + \frac{h_1}{2}\Delta X_2, \qquad (18)$$

где ΔX_2 — дополнительное смещение исходного контура при движении рабочего валка по калибрующему участку; $\dfrac{\Delta h_{X_1}}{2}$ — высота гребня волны при выходе рабочего валка на калибрующий участок (на один валок); $\dfrac{\Delta h_{X_2}}{2}$ — высота гребня волны при перемещении рабочего валка по калибрующему участку на величину ΔX_2.

Поскольку для случая, когда рабочие валки вышли на калибрующий участок:

$$\Delta X_1 = \sqrt{r_{р.в}\Delta h_{X1}} + \sqrt{R_{орб}\Delta h_{X1}}. \qquad (19)$$

Величины $\dfrac{\Delta h_{X1}}{2}$ и $\dfrac{\Delta h_{X2}}{2}$ определяем по формулам:

$$\frac{\Delta h_{X1}}{2} = \frac{\Delta X_1^2}{2\left(\sqrt{r_{р.в}} + \sqrt{R_{орб}}\right)^2};$$

$$\frac{\Delta h_{X2}}{2} = \frac{\Delta X_2^2}{2\left(\sqrt{r_{р.в}} + \sqrt{R_{орб}}\right)^2}.$$

zp915.indd 38 26.08.2015 15:59:05

Окончательно имеем уравнение

$$\Delta X_2^3 + 2h_1\left(\sqrt{r_{\text{р.в}}} + \sqrt{R_{\text{орб}}}\right)^2 \Delta X_2 - \Delta X_1^3 = 0, \quad (20)$$

из которого

$$\Delta X_2 = \sqrt[3]{R_1} - \sqrt[3]{R_2}, \quad (21)$$

где

$$R_1 = \frac{q}{2} + \sqrt{\frac{q^2}{4} + \frac{p^3}{27}}; \quad R_2 = -\frac{q}{2} + \sqrt{\frac{q^2}{4} + \frac{p^3}{27}};$$

$$q = \Delta X_1^3; \quad p = h_1\left(\sqrt{r_{\text{р.в}}} + \sqrt{R_{\text{орб}}}\right)^2.$$

Если после перемещения рабочего валка по калибрующему участку на величину ΔX_2 перед валком еще имеется волна металла, расчет ΔX_3, $\frac{\Delta h_{X_3}}{2}$ для положения A_3 повторяется аналогично положению A_2 до момента, когда величина $\frac{\Delta h_{X_n}}{2}$ станет меньше допуска на разнотолщинность проката по его длине.

Угол контакта металла с валком α_{X_n} в этом случае вычисляем по формуле

$$\alpha_{X_n} = \arccos\left(\frac{r_{\text{р.в}} - \frac{\Delta h_{X_n}}{2}}{r_{\text{р.в}}}\right). \quad (22)$$

Длина мгновенного очага деформации (длина дуги контакта) на калибрующем участке:

$$l_{X_n} = r_{\text{р.в}}\alpha_{X_n}. \quad (23)$$

Таким образом, представленная выше методика дает возможность определить длину мгновенного очага деформации (длину дуги контакта l_X) на всем пути пробега рабочего валка в зоне деформации от угла встречи с металлом до окончания калибровки. Ширина мгновенного очага деформации зависит от ширины прокатываемой полосы, поскольку при периодической прокатке полосовой заготовки уширением можно пренебречь ($b_0 = b_{\text{ср}}$), то задача нахождения площади контакта рабочего валка с металлом F_X сводится к определению длины дуги контакта:

$$F_X = l_X b_{\text{ср}}. \quad (24)$$

Размеры и форма очага деформации во время пробега рабочего валка по зоне обжатия непрерывно изменяются. Критерием этих изменений является параметр $\frac{l_X}{h_{\text{ср}X}}$, характеризующий проникновение пластической деформации от поверхностных слоев прокатываемой полосы к ее центру, где $h_{\text{ср}\,X}$ — средняя высота мгновенного очага деформации:

$$h_{\text{ср}X} = \frac{\Delta h_{X_1}}{2} + \frac{h_{1_X}}{\cos\varphi_X}, \quad (25)$$

где Δh_{X_1} — мгновенное обжатие, с небольшой долей погрешности равное слою металла, смещаемого рабочим валком в мгновенном очаге $\Delta h_{X_в} \approx \frac{l_X^2}{r_{\text{р.в}}}$; h_{1X} — высота текущего сечения фигуры обжатия в передней границе очага деформации $\frac{h_{1X}}{2} = \frac{h_1}{2} + R_{\text{орб}}(1 - \cos\varphi_X)$.

На основе разработанной методики расчета параметров очага деформации при прокатке полосы на маятниковом прокатном стане создана универсальная программа, позволяющая определять эти параметры в функции угла пробега рабочим валком зоны деформации от момента касания металла до отрыва от него в конце калибрующего участка.

На рис. 5 представлены результаты расчета по программе в виде графиков изменения параметров очага деформации l_X, F_X, $\frac{l_X}{h_{\text{ср}X}}$ от углового положения рабочего валка в зоне обжатия при прокатке в маятниковой клети лабораторного стана свинцовой заготовки начальной высотой 9,6 мм на высоту 1,6 мм, шириной 36 мм, с подачей полосы 1,5 мм на валок.

Анализ приведенных графиков позволяет сделать следующие выводы. Так, например, график на рис. 5, *б* позволяет оценить максимальное значение контактной площади, соответствующей определенному угловому положению рабочего валка в зоне деформации, что важно для расчета силы прокатки. График на рис. 5, *в* подтверждает, что на маятниковом прокатном стане деформация металла практически по всей зоне обжатия происходит при условии $l/h_{\text{ср}} > 0{,}12$, из-за чего вероятность появления в прокатываемом металле поверхностных пластических зон минимальна, и длина дуги контакта (см. рис. 5) возрастает на всем протяжении от нулевого до максимального значения.

zp915.indd 39 26.08.2015 15:59:05

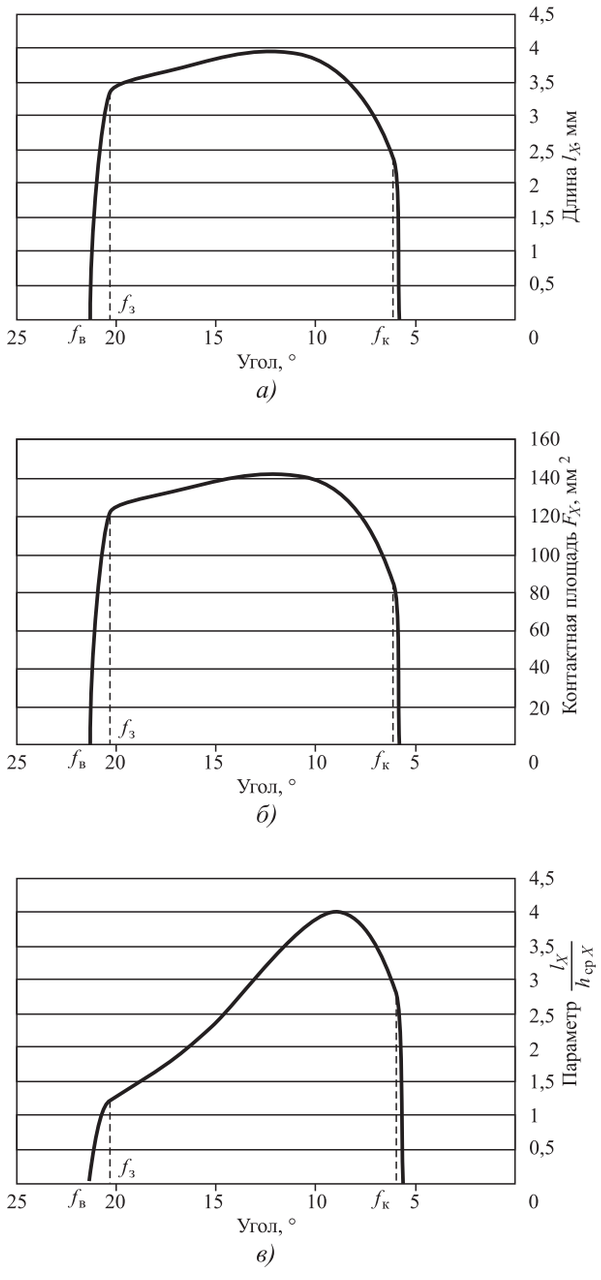


Рис. 5. График изменения длины очага деформации (длины дуги контакта) (*а*), контактной площади (*б*) и параметра $\frac{l_X}{h_{срX}}$ (*в*) от углового положения валка в зоне деформации:

$f_в$, $f_з$, $f_к$ — угол встречи рабочего валка с неметаллом, угол зоны обжатия и угол калибровки соответственно; $f_в$ = 21,25; $f_з$ = 20,35; $f_к$ = 5,85

Графики имеют непрерывный характер, что свидетельствует о хорошей стыковке пограничных результатов определяемых величин на участках от угла встречи до угла зоны обжатия — от угла зоны обжатия до угла начала калибровки и от угла начала калибровки до ее окончания.

Программа, в которую расчет параметров очага деформации входит в виде отдельного блока, позволяет исследовать процесс прокатки при различных технологических (подача, размеры заготовки, обжатие, частота качания маятников) и конструктивных (радиус рабочего валка, амплитуда качания маятников) параметрах для всех разработанных конструкций промышленных и лабораторных маятниковых станов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Галкин М.П., Никитин Г.С., Арюлин С.Б.** Маятниковые прокатные станы // Заготовительные производства в машиностроении. 2003. № 6. С. 30—32.

2. **Арюлин С.Б., Халипов И.В.** Определение величины и направления сил, действующих на рабочий валок маятниковой прокатной клети // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 5. С. 23—26.

3. **Арюлин С.Б., Халипов И.В.** Определение профиля опорного валка маятникового прокатного стана // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 8. С. 31—35.

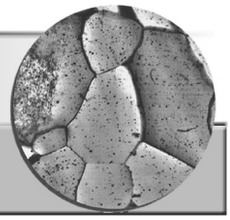
4. **Арюлин С.Б., Шинкаревич Ю.П.** Исследование лабораторного маятникового стана // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 4. С. 29—34.

5. **Арюлин С.Б., Евстропов Г.М.** Определение длины мгновенного очага деформации при прокатке на станах периодического действия // Заготовительные производства в машиностроении. 2003. № 3. С. 53—54.

6. **Арюлин С.Б.** Определение длины калибрующего участка на стане периодического действия // Машиностроительные технологии: сб. тезисов докл. Всероссийской науч.-техн. конф. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008. 296 с.

Сергей Борисович Арюлин,
nukmt@bmstu.ru;
Дмитрий Тамашевич Камоничкин

zp915.indd 40 26.08.2015 15:59:05



УДК 621.768:669.715

В.В. Васенев, В.Н. Мироненко, В.Н. Бутрим *(ОАО "Композит", г. Королёв),*
А.С. Аронин, И.М. Аристова *(Институт физики твердого тела РАН, г. Черноголовка),*
О.Е. Осинцев *(МАТИ — Российский государственный технологический университет им. К.Э. Циолковского)*

Разработка технологии получения прессованных полуфабрикатов и штамповок из алюминиевого сплава САС1-50 и изучение их структуры и физико-механических свойств

Приведены результаты исследования по разработке технологии производства прессованных прутков и штамповок из труднодеформируемого алюминиевого сплава системы Al—Si—Ni САС1-50 для ракетно-космической техники. С учетом возможностей оборудования отработана технология изготовления прессованных полуфабрикатов диаметром до 50 мм и штамповок, обеспечивающих получение следующего уровня свойств: ρ *= 2707...2709 кг/м*^{3}*;* $\alpha \leqslant 15 \cdot 10^{-6}$ *°С*$^{-1}$*;* $\sigma_в$ *= 285,9...295,0 МПа;* $\sigma_{0,2}$ *= 163,6...170,3 МПа;* δ_5 *= 2,4...3,13 %.*

Ключевые слова: алюминиевый быстрозакристаллизованный сплав системы Al—Si—Ni; брикеты; прессованные полуфабрикаты; штамповки; структура; физические и механические свойства.

The results of researching the processes of pressed bars and forgings manufacture from hardly-deformed Al—Si—Ni alloy SAS1-50 are presented. Considering available equipment recourses the technology of producing pressed bars up to 50 mm diameter from compacts up to 100 mm is worked out. This technology provides sufficient mechanical properties level.

Keywords: rapidly solidified Al—Si—Ni aluminum alloy; billets; pressed bars; forgings; structure; physical and mechanical properties.

Быстрозакристаллизованный порошковый алюминиевый сплав САС1-50 содержит 25...30 % Si; 5...7 % Ni; Al — основа. По структуре это заэвтектический силумин, он содержит эвтектики и очень хрупкие первичные кристаллы кремния, что предопределяет низкую пластичность и ограниченную возможность получения деформированных полуфабрикатов при его обработке давлением [1, 2].

Вместе с тем, этот сплав обладает рядом уникальных физических и механических свойств: плотностью ρ на уровне чистого алюминия, малым термическим коэффициентом линейного расширения α, модулем нормальной упругости E более высоким, чем у всех высокопрочных и жаропрочных сплавов на основе алюминия, высокой релаксационной стойкостью, что обеспечивает возможность его применения в космическом приборостроении. Многие детали этих приборов изготовляют методом обработки давлением, поэтому разработка технологических процессов получения прессованных полуфабрикатов из труднодеформируемого сплава САС1-50 является актуальной задачей.

В космическом приборостроении применяют детали, которые могут быть изготовлены только из прессованных и штампованных полуфабрикатов. Однако в настоящее время в РФ по ряду причин из сплава САС1-50

zp915.indd 41 26.08.2015 15:59:05

такие полуфабрикаты не производят, выпускают только заготовки в виде брикетов, получаемых компактированием после дегазации в сварных капсулах из алюминиевых сплавов.

Поэтому разработка технологических процессов получения прессованных полуфабрикатов и штамповок из сплава САС1-50 представляет практический интерес.

Материалы, способы их получения и методики экспериментов. В качестве материала выбран порошковый алюминиевый сплав САС1-50. Это заэвтектический силумин, дополнительно легированный никелем. Технология получения порошков предполагала расплавление шихты и перегрев жидкого металла до температуры 1000 °С. Порошки получали газовым распылением, что обеспечивало скорость охлаждения $2 \cdot 10^4 ... 10^5$ °С/с. Средний размер быстрозакристаллизованных частиц составлял 0,3...50 мкм.

Объектом исследования являлись быстрозакристаллизованные порошки, полученные газовым распылением и заготовки из них — брикеты, компактированные в вакуумном прессе при разрежении $(1...3) \cdot 10^{-5}$ мм рт. ст. (1 мм рт. ст. = = 133,322 Па), так что получение брикетов было совмещено с вакуумированием. Исследовали также полученные из брикетов прессованные прутки разных диаметров и штамповки.

Структуру полуфабрикатов исследовали на цифровом инвертируемом металлографическом микроскопе Olympus-GX-51. Фазовый состав изучали посредством рентгеноструктурного анализа и электронной микроскопии на сканирующем микроскопе Supra V50 с приставкой для рентгеновского микроанализа (для анализа использовали картотеку ASTM), плотность оценивали методом гидростатического взвешивания на лабораторных весах, механические испытания проводили на машине "Schenck-Trebel" RMC-100 с механическим приводом подвижной траверсы.

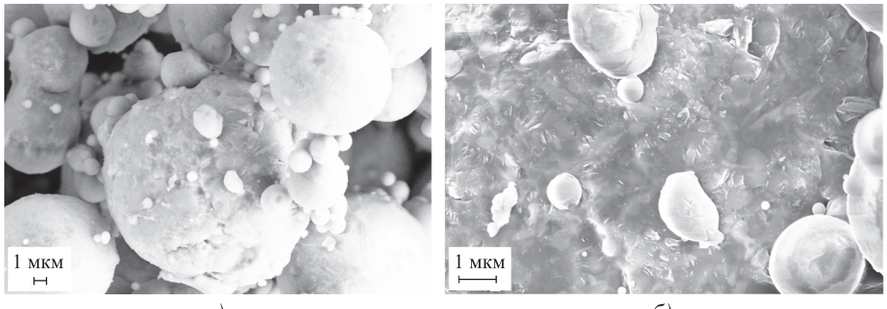
Взаимодействие с газами исследовали методами импульсного плавления в потоке азота на приборах Leco RH-402 (водород) и RO-116 (кислород), вакуум-нагрева и термодесорбционным масс-спектрометрическим методом при скорости нагрева в вакууме 5 °С/мин с регистрацией составляющих выделяющейся газовой фазы.

Результаты исследований и их обсуждение. Разработка технологии прессования сплава САС1-50 включала в себя следующие основные технологические операции: скоростная кристаллизация с получением дисперсного порошка и его компактирование в вакуумном прессе с получением брикетов и прессование брикетов.

Частицы порошка имели сферическую форму с широким диапазоном размеров от 0,1...0,3 до 50 мкм. Более крупные частицы равномерно распределялись с более мелкими (рис. 1). При большом увеличении на поверхности крупных частиц виден характерный рельеф (см. рис. 1, *б*), который является следствием дендритной ликвации и усадочных явлений.

Сопоставляя данные о составе сплава САС1-50, микроструктуре (рис. 2) и распределении элементов можно заключить, что в структуре имеется большое количество достаточно крупных частиц гранной и дендритной формы кристаллов первичного кремния, разделенных двойной (α_{Al} + Si) и тройной (α_{Al} + Si + Ni) эвтектиками (см. рис. 2 и 3, см. обложку). По рентгеновским спектрам и элементному составу в различных точках (см. рис. 2 и 4) удалось идентифицировать наличие фаз: α_{Al}, Si и Al_3Ni в порошках. Наличие кислорода в характеристических излучениях (см. рис. 3), по-видимому, связано с наличием оксидной пленки на поверхности частиц алюминия.

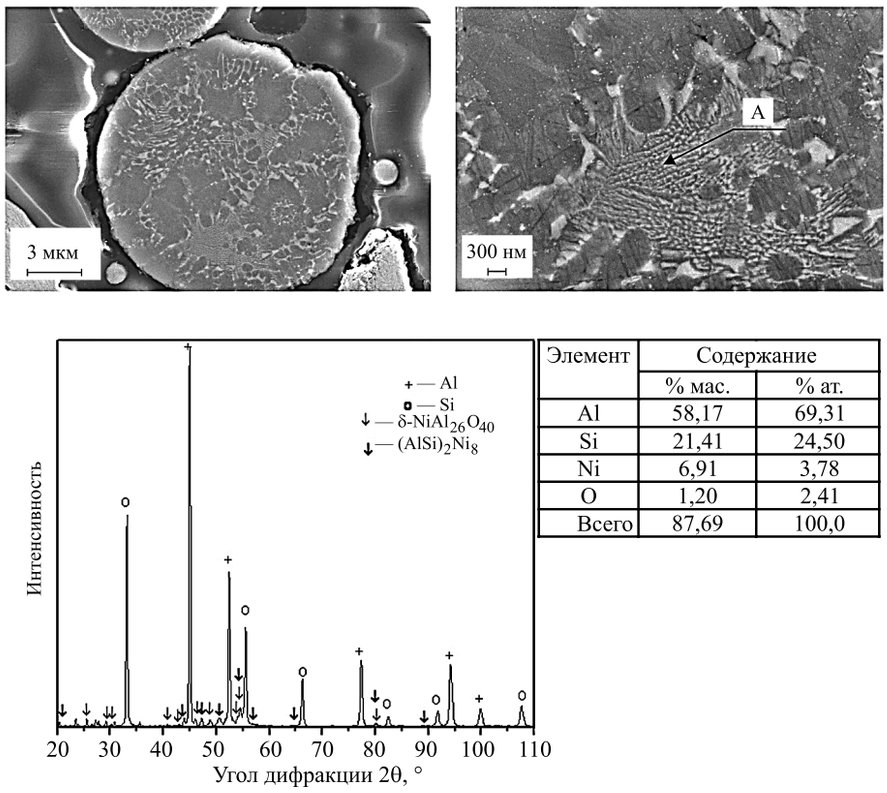
Ключевой проблемой при производстве заготовок из порошков является качественное схватывание частиц с образованием металлической связи в объеме материала [1, 2]. Этот процесс включает в себя стадии разрушения



а) *б)*

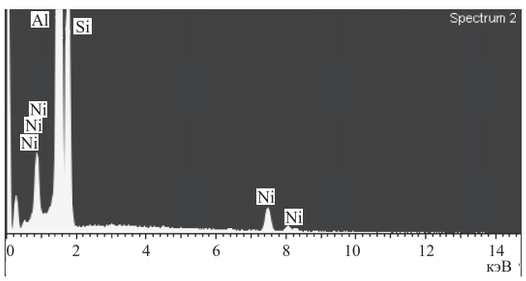
Рис. 1. Изображение частиц порошка САС1-50, полученное с помощью сканирующего электронного микроскопа, при различных увеличениях

zp915.indd 42 26.08.2015 15:59:05



Элемент	Содержание	
	% мас.	% ат.
Al	58,17	69,31
Si	21,41	24,50
Ni	6,91	3,78
O	1,20	2,41
Всего	87,69	100,0

Рис. 2. Микроструктура порошка САС1-50, полученная с помощью сканирующего электронного микроскопа при различных увеличениях, и элементный состав в эвтектической области структуры "А"



Элемент	Содержание	
	% мас.	% ат.
Al	66,71	70,57
Si	26,15	26,58
Ni	5,85	2,85
O	0,12	1,52
Fe	0,04	0,13

Рис. 4. Рентгеновский спектр и элементный состав частиц порошка САС1-50 в выделенной области микроструктуры (см. рис. 3, *а*)

оксидной пленки на поверхности порошка, развития физического контакта и химического взаимодействия соединяемых материалов. Образование прочных связей в контакте требует активации поверхностных слоев соединяемых материалов, времени для образования активных центров, их роста и реализуется при высоких степенях деформации и определенных термодинамических условиях.

Одним из основных препятствий образованию прочных связей между частицами порошка при компактировании является наличие грубой оксидной пленки на их поверхности. Эффективным способом диспергирования оксидной пленки является сдвиговая деформация [1], которая может быть реализована при прессовании или штамповке. Сложность реализации этого процесса состоит в низкой технологической пластичности заэвтектических силуминов.

Для того, чтобы оценить допустимые степени деформации за один переход при получении прессованных и штампованных полуфабрикатов из САС1-50, были проведены предварительные исследования с определением относительного удлинения заготовок в широком диапазоне температур от 200 до 535 °С, т.е. вплоть до температуры солидуса сплава, которая соответствует температуре плавления тройной эвтектики (α_{Al} + Si + Al_3Ni) 557 °С [3, 4].

Результаты испытаний (рис. 5) показали, что пластичность брикетов находится на низком уровне. Максимальное относительное удлинение δ составляет всего 3,5 % и наблюдается в достаточно узком температурном диапазоне вблизи 500 °С. Отклонение температуры ±(20...25) °С приводит к падению δ до 1,5...2 %.

Анализ поверхности образцов после сжатия до различной степени деформации при осадке показал, что при осадке на 25 % макроразрушение отсутствует, на 50 % — образуются точечные дефекты и линейные разрывы (рис. 6, *а*), на 75 % — множественные трещины (рис. 6, *б*).

Таким образом, по результатам этих испытаний сделано заключение, что предельная свободная осадка за один переход составляет от 25 до 50 %.

Прессованные и штампованные полуфабрикаты из сплава САС1-50 можно получать

zp915.indd 43 26.08.2015 15:59:05

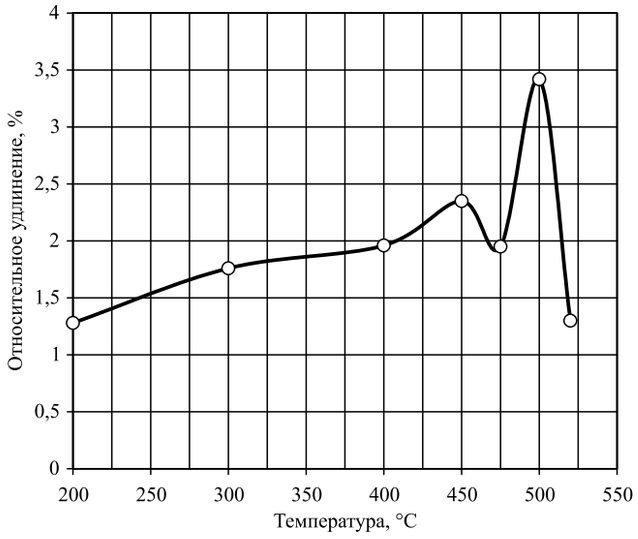
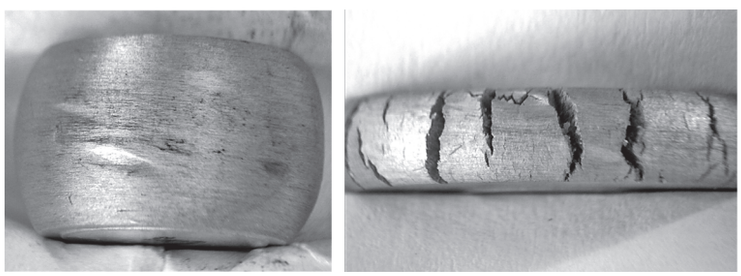


Рис. 5. Зависимость относительного удлинения при испытании на растяжение заготовок из САС1-50 при различных температурах

только из специальных заготовок — брикетов, которые изготовляют компактированием порошков. Поскольку расплав перед распылением подвергается сильному перегреву до температуры 1000 °С, то порошки содержат высокое количество газовых примесей. Поэтому дегазация порошков является обязательной технологической операцией. В настоящее время дегазацию порошков заэвтектических силуминов проводят в специальных герметичных сварных капсулах из алюминиевых сплавов. Этот процесс малопроизводительный, дорогой и удаление газовых примесей недостаточно высоко.

Дегазацию порошков сплава САС1-50 осуществляли в камере контейнера вакуумного пресса, так что операции дегазации и компактирования совмещали в одном технологическом цикле. Преимущества такой технологии очевидны.



а) *б)*

Рис. 6. Технологическая проба при осадке на 50 (*а*) и 75 % (*б*)

Для выбора температурно-временного режима дегазации порошков проводили анализ содержания газовых примесей с помощью масс-спектрометра. Он показал, что для повышения эффективности процесса дегазации порошков нагрев должен быть ступенчатым с суммарной продолжительностью выдержки 8 ч. Температура компактирования должна составлять 535 °С, сила 500 МН.

При получении заготовок (брикетов) качество схватывания оценивали по плотности материала в сравнении с рассчитанной по правилу аддитивности, макро-, микроструктуре, механическим свойствам и характеру изломов образцов после испытаний на разрыв.

Прессование осуществляли из контейнера диаметром 100 мм. Мощность пресса позволяла реализовывать давление до 1000 МПа, что обеспечивало возможность прессования прутков диаметром 50, 32 и 24 мм. Пуансон штатной конструкции был изготовлен из инструментальной мартенситной стали Thyrotherm 2343 EFS (более жаропрочный аналог стали 4Х5МФС).

Для снижения трения металла о стенки контейнера при прессовании использована технологическая шайба из алюминиевого сплава АД31. Толщина шайбы, обеспечивающая смазку на всей длине прутка, должна составлять 10...15 % от высоты заготовки.

Температуру прессования определяли экспериментально, ее выбирали с учетом предварительных исследований. Температура прессования должна быть достаточной для деформирования материала без разрушения и по возможности низкой во избежание отрицательного влияния на структуру и свойства.

Исследован диапазон температуры нагрева заготовок под прессование 450...500 °С, контейнера — 380...460 °С. Установлено, что оптимальными являются нагрев заготовки до 480...500 °С, контейнера — 400...420 °С.

Макроструктура прутков плотная, без дефектов. Плотность прутков по сравнению с брикетами при коэффициенте вытяжки 4 несколько выше.

Микроструктура полуфабрикатов имеет следующие особенности. При небольших увеличениях микроскопа видны светлые полосы алюминиевой α_{Al}-фазы, они ориентированы вдоль направления прессования (рис. 7). Полосы более явно выражены в центральной

zp915.indd 44 26.08.2015 15:59:05

зоне полуфабрикатов, где степень деформации несколько меньше.

На периферии, где интенсивность и степень деформации больше, полосы α_{Al}-фазы становятся более тонкими и вытянутыми в направлении течения металла. Подтверждение тому, что светлые полосы являются твердым раствором на основе алюминия, получено элементным анализом этой фазы: кремний и никель в ней отсутствуют.

Темная часть представляет собой типичную структуру заэвтектического силумина. Однако от структуры порошков сплава САС1-50 она отличается тем, что отсутствуют пластинчатые кристаллы эвтектического кремния и грубые первичные кристаллы гранной и дендритной форм (см. рис. 2).

В процессе нагрева под деформацию и прессования произошли коагуляция и сфероидизация кристаллов кремния и соединения Al_3Ni в эвтектике, и они имеют тонкое зернистое строение. Первичный кремний от эвтектического отличается только более крупным размером кристаллов.

Фрактографические исследования показали, что изломы образцов имеют ярко выраженную ячеистую структуру, что указывает на вязкий характер разрушения. Участков незавершенного схватывания, характерных для брикетов, не наблюдается (рис. 8), признаки шиферности отсутствуют.

Полученные данные свидетельствуют о сложных диффузионных процессах в данном материале под действием технологических нагревов и деформации. Поскольку кремний имеет ограниченную, уменьшающуюся с понижением температуры растворимость в алюминии, то под действием деформации и изменении температуры происходит коагуляция как пластинчатых частиц кремния в составе эвтектики, так и первичных кристаллов.

В результате эвтектика вместо пластинчатого принимает тонкое зернистое строение, кристаллы первичного кремния принимают также более округлую форму. В структуре появляются зоны алюминиевого твердого раствора, свободные от выделений кремния (см. рис. 7). Эти зоны α-раствора ориентированы вдоль направления деформации.

Толщина и вытянутость полос α-фазы определяются величиной вытяжки или осадки и скоростью деформации. Структурный анализ подтверждает, что ползучесть при формоизменении материала развивается преимущественно в этих полосах. Они обеспечивают целостность материала при деформации.

Исследование физико-механических свойств опытных прутков дало следующие результаты. Прочностные свойства и пластичность прессованных прутков значительно выше, чем у брикетов. Плотность прутков по сравнению с брикетами несколько выше, что также ука-

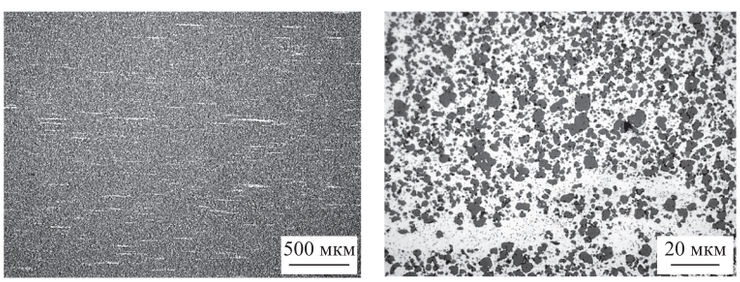


Рис. 7. Микроструктура в центральной зоне прессованного прутка, полученная на РЭМ, при различных увеличениях

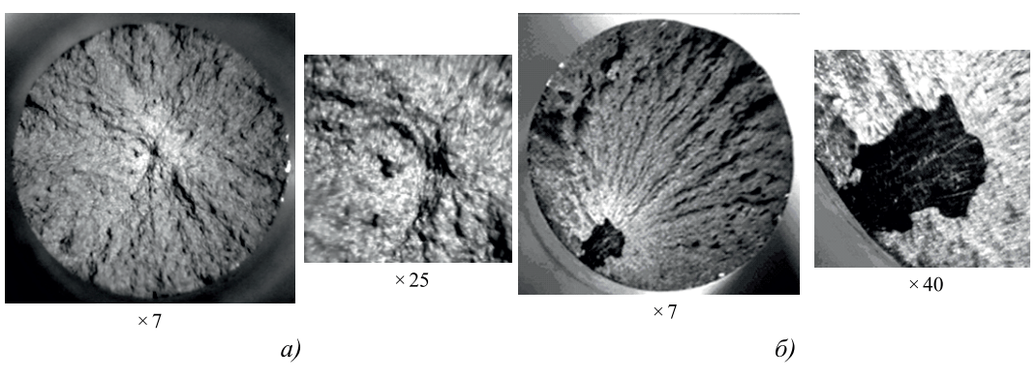


Рис. 8. Структура изломов разрывных образцов из прессованных прутков (*а*) и брикетов (*б*) из сплава САС1-50

zp915.indd 45 26.08.2015 15:59:05

1. Механические свойства опытных брикетов и прутков из САС1-50

Полуфабрикат, ТУ	Диаметр, мм	$\sigma_в$	$\sigma_{0,2}$	Прецизионный предел упругости $\sigma_{0,002}$	δ_5, %
		МПа			
Заготовка (брикет), ТУ 1791-497-56897835—2011	70	235,6	131,7	32,7	0,96
	100	246,3	142,9	44,2	1,17
Пруток, ТУ 1791-500-56897835–2011	24	292,0	170,3	43,3	3,13
	32	285,9	163,6	28,3	2,73
	50	295,0	168,6	26,6	2,40
Заготовка (брикет), ТУ 1-4-055—79 (КУМЗ)	320	⩾196,2	—	—	⩾0,5
Заготовка (брикет), ТУ 1-4-038—78 (КУМЗ)	60...180	⩾254,8	—	—	⩾1,0

зывает на высокое качество прессованных полуфабрикатов.

Механические свойства компактных заготовок (брикетов) и прутков (табл. 1) превышают аналогичные характеристики полуфабрикатов, изготовленных по серийной технологии на Каменск-Уральском металлургическом заводе (КУМЗ).

Разработку технологического процесса прессования штамповок, выбор температурно-деформационных режимов, число переходов при осадке заготовки для получения детали типа "платформа" (рис. 9) проводили с учетом испытаний пробы на осадку "до первой трещины" и испытаний на растяжение в широком диапазоне температур.

Исследования технологической пластичности сплава САС1-50 в условиях конкретного процесса получения штамповки модели платформы показали, что осадка 28...43 % при ограниченной деформации в поперечном направлении не приводит к макроразрушению и только при осадке 50...52 % в материале исчерпывается деформационный ресурс и на поверхности детали образуются многочисленные трещины.

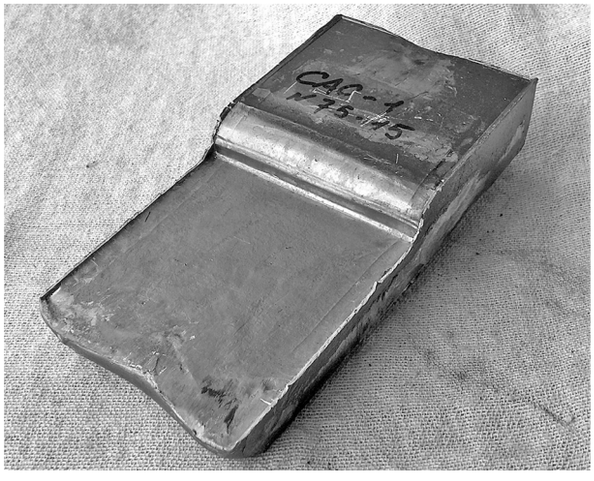


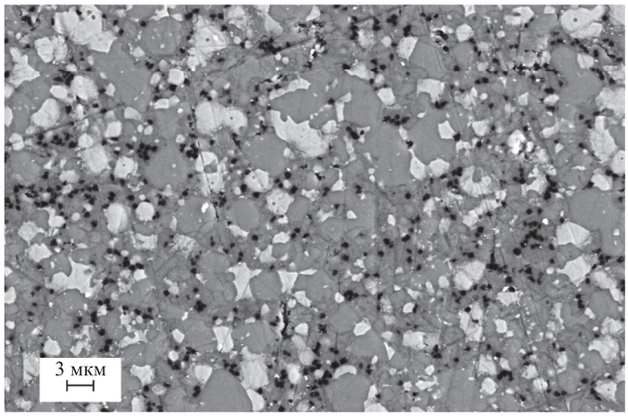
Рис. 9. Штамповка из сплава САС1-50

Предложено использовать алюминиевый сплав АД31 в качестве твердой смазки на контактной поверхности для уменьшения трения; для снижения контактного трения внести конструктивные изменения в рабочую часть штампового инструмента; для уменьшения растягивающих напряжений на фронте деформации использовать вкладыши-амортизаторы из сплава АД31, которые включаются в работу при величине осадки, когда макроразрушение отсутствует.

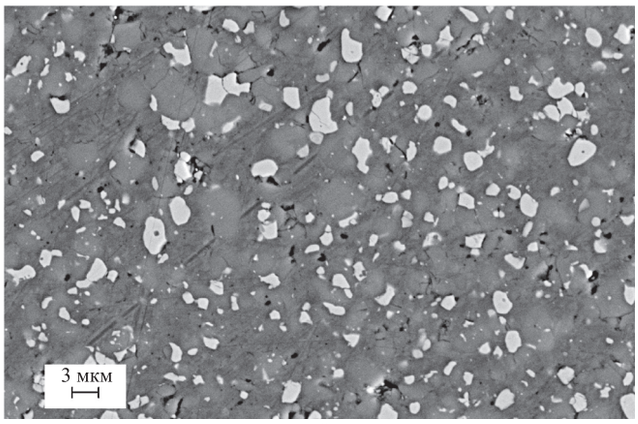
Пластическая деформация при получении штамповок существенным образом изменяет структуру материала штамповок по сравнению с компактными заготовками. В штамповках формируется характерная волокнистая структура с равномерно распределенными в эвтектической матрице первичными кристаллами кремния, преимущественно сферической формы (рис. 10). Количество пор по сравнению с брикетами резко уменьшается, что подтверждается повышением плотности штампованных заготовок по сравнению с брикетами.

Таким образом, пластическая деформация улучшает структуру материала. Допустимый уровень пластической деформации при штамповке соответствует осадке на переходе 25...40 % и суммарной осадке 44...56 %.

zp915.indd 46 26.08.2015 15:59:05



а)



б)

Рис. 10. Микроструктура брикета (*а*) и штампованной заготовки (*б*) из сплава САС1-50

Прочность штамповок не ниже установленной для прессованных прутков по ТУ 1791-500-56897835—2011: 260 МПа (табл. 2).

Относительное удлинение ниже, чем установлено для прутков (2 %), но более чем вдвое превосходит значение, установленное для брикетов по ТУ 1791-497-56897835—2011 (0,7 %). Анализ изломов образцов после испытаний на разрыв не выявил характерных для исходной заготовки участков неполного схватывания.

Прецизионный предел упругости $\sigma_{0,002}$ штамповок стабильно выше 24 МПа в отличие от $\sigma_{0,002}$ исходных заготовок, для которых некоторые значения составляли менее 10 МПа, обусловленные неполным схватыванием.

2. Механические свойства штамповок из САС1-50

Направление вырезки образцов	$\sigma_в$	$\sigma_{0,2}$	δ_5, %
	МПа		
Поперечное	269,8	178,9	1,65
Долевое	260,6	164,2	1,82

Таким образом, механические свойства штамповок по сравнению с исходной заготовкой существенно улучшаются.

Выводы

1. Разработана технология получения прессованных прутков сплава САС1-50 из компактированных в вакуумном прессе заготовок со следующими параметрами прессования: температура нагрева заготовки 480...500 °С, оснастки 460 °С; скорость прессования 10...1000 мм/мин; коэффициент вытяжки 2...17.

2. Разработана технология изотермической штамповки сплава САС1-50, в которой реализованы твердая смазка из сплавов АД0 или АД1, клиновые вкладыши и вкладыши-амортизаторы, суммарная осадка до 70 % при условии ограничения осадки на переходе в пределах 25 %.

3. Изготовлены опытные партии прутков диаметром до 50 мм и штамповок массой до 2 кг, исследованы физико-механические свойства опытных полуфабрикатов:

— прутки:

$\sigma_в \geqslant 284$ МПа; $\sigma_{0,2} \geqslant 161$ МПа; $E \geqslant 95$ ГПа; $\delta \geqslant 2{,}3$ %; $\rho \approx 100$ % от расчетной; $\alpha \leqslant 15 \cdot 10^{-6}$ °С$^{-1}$ (20...120 °С); $\sigma_{0,002} = 8...44$ МПа;

— штамповка МП 0201-211:

$\sigma_в \geqslant 234$ МПа; $\sigma_{0,2} \geqslant 139$ МПа; $E \geqslant 95$ ГПа; $\delta \geqslant 1{,}3$ %; $\rho \approx 100$ % от расчетной; $\alpha \leqslant 15 \cdot 10^{-6}$ °С$^{-1}$ (20...120 °С); $\sigma_{0,002} \geqslant 22$ МПа.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Алиева С.Г., Альтман М.В., Амбарцумян С.М. и др.** Промышленные алюминиевые сплавы: справочное издание. 2-е изд. М.: Металлургия, 1984. 528 с.

2. **Фридляндер И.Н.** Создание, исследование и применение алюминиевых сплавов // Избранные труды к 100-летию со дня рождения / под общ. ред. академика РАН Е.Н. Каблова. М.: Наука, 2013. 291 с.

3. **Бондарев Б.Н., Шмаков Ю.В., Зенина М.В.** Износостойкие сплавы системы Al—Si с пониженным ТКЛР // Технология обработки легких сплавов. М.: ВИЛС, 1994. С. 202—214.

4. **Золоторевский В.С., Белов Н.А.** Металловедение литейных алюминиевых сплавов. М.: МИСиС, 2005. 376 с.

Валерий Валерьевич Васенев,
info@kompozit-mv.ru;
Виктор Николаевич Мироненко, канд. техн. наук;
Виктор Николаевич Бутрим, канд. техн. наук;
Александр Семенович Аронин, д-р физ.-мат. наук;
Ирина Марковна Аристова, канд. техн. наук;
Олег Евгеньевич Осинцев, д-р техн. наук

zp915.indd 47 26.08.2015 15:59:05

К СВЕДЕНИЮ АВТОРОВ ЖУРНАЛА

В редакцию представляются:

1. Статья в электронном виде – файл (с расширением .doc) с набором текста (шрифт Times New Roman) Объем статьи (текст статьи, рисунки, таблицы), предлагаемой к публикации, не должен превышать 15 страниц, набранных 12-м кеглем через полтора интервала.

Все страницы в статье должны быть пронумерованы.

2. Сведения об авторах:

- фамилии, имена и отчества авторов;
- ученая степень (если есть);
- место работы;
- контактный телефон, e-mail, почтовый адрес;
- страна (*для иностранных авторов).*

Названия учреждений, в которых выполнялись исследования, необходимо раскрывать полностью, указывать город.

3. Обязательно представлять на русском и английском языках:

- фамилии и инициалы авторов;
- название статьи;
- аннотацию к статье;
- ключевые слова

Требования к оформлению статьи

1. На первой странице указывать УДК (Индекс статьи по Универсальной десятичной классификации http://teacode.com/online/udc/).

2. Сведения о грантах необходимо давать ссылкой, обозначенной звездочкой (*), на первой странице.

3. Статья должна быть структурирована:

- *Введение*, содержащее реферативное изложение постановки задачи и возможного применения полученных результатов, актуальность рассматриваемой проблемы.
- *Основная часть* должна иметь несколько внутренних разделов и содержать формализованную постановку задачи и предлагаемый метод ее решения; отличие предлагаемой постановки задачи от уже известных; преимущество развиваемого метода по сравнению с существующими; содержать пример, подтверждающий работоспособность и эффективность предложенного решения.
- *Заключение*, содержащее обсуждение полученных результатов, рекомендации.

4. Формулы, буквенные обозначения (прописные и строчные, латинского (не готического) и греческого алфавитов), цифры, знаки и их расположение должны быть четкими и различимыми.

Для набора формул и буквенных обозначений следует использовать программу MathType или редактор формул Equation в офисном редакторе Microsoft Office Word.

5. После текста должен быть приведен библиографический список, составленный по порядку ссылок в тексте и оформленный по ГОСТ 7.0.5–2008. Ссылки на иностранную литературу следует писать на языке оригинала без сокращений. Количество литературных источников не должно превышать 10 наименований.

6. Иллюстрации представляются в виде отдельных файлов (с расширением .doc, .tiff, .pdf, .jpeg и разрешением 600 dpi), размер не должен превышать 186 мм.

Рисунок должен быть четким и иметь подрисуночную подпись. Подрисуночные подписи следует представлять отдельным списком в виде файла Microsoft Word.

Все статьи, поступающие в редакцию, проходят рецензирование.

В случае отклонения статьи редакционным советом журнала редакция оставляет за собой право сообщать автору о решении редакционного совета без предоставления рецензии.

ООО "Издательство "**Инновационное Машиностроение"**, 107076, Москва, Колодезный пер., 2а, стр. 2
Учредитель ООО "Издательство Машиностроение". **E-mail: zpm@mashin.ru**
Тел. редакции журнала: (499) 268-47-19, 269-54-96. http://www.mashin.ru
Технический редактор *Патрушева Е.М.* Корректор *Сажина Л.И.*
Сдано в набор 09.07.2015. Подписано в печать 24.08.2015. Формат 60 × 88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Адвансед солюшнз".
119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1. Сайт: **www.aov.ru**
Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.

zp915.indd 48 26.08.2015 15:59:05