

12
2022

Технология Металлов 12.2022

Ежемесячный производственный, научно-технический
и учебно-методический журнал

Издается с июля 1998 г.

Англоязычная версия журнала селективно выпускается в качестве приложения к журналу Russian Metallurgy (издательство Pleiades Publishing, Ltd (США), а также в журнале Steel in Translation (издательство Allerton Press, Inc., входящее в группу компаний Pleiades Publishing, Ltd (США)).

Переводная версия журнала входит в международные реферативные базы данных систем цитирования (индексирования): Academic OneFile, Astrophysics Data System (ADS), ChemWeb, El-Compendex, Gale, Google Scholar, INIS Atomindex, INSPEC, OCLC, SCImago, SCOPUS, Summon by Serial Solutions, Web of Science.

Главный редактор журнала

Рудской А.И., академик РАН

Зам. главного редактора

Баурова Н.И., д-р техн. наук, проф.

Ответственный секретарь

Юсупов В.С., д-р техн. наук, проф.

Редакционный совет

Баннх О.А., академик РАН

Гречников Ф.В., академик РАН

Леонтьев Л.И., академик РАН

Счастливцев В.М., академик РАН

Batako A., д-р фил. (Великобритания)

Дугин А.В., д-р фил. (Германия)

Михайлов С., д-р фил., проф. (Швейцария)

Попов А.В., д-р техн. наук, проф. (Чешская республика)

Storchak M., д-р техн. наук (Германия)

Редакционная коллегия

Алещенко А.С., канд. техн. наук

Баннх И.О., д-р техн. наук

Баскаков В.Д., д-р техн. наук, проф.

Васильев В.А., д-р техн. наук, проф.

Воронцов А.Л., проф., д-р техн. наук

Галиновский А.Л., д-р техн. наук,

д-р пед. наук, проф.

Гугис Н.Н.

Дагман А.И., канд. техн. наук

Зимовец В.Г., канд. техн. наук

Зубков Н.Н., д-р техн. наук, проф.

Ковалевский М.А., канд. экон. наук

Кожевникова И.А., д-р техн. наук

Колбасников Н.Г., д-р техн. наук,
проф.

Колесников А.Г., проф., д-р техн. наук

Колобов А.В., канд. техн. наук

Коновалов С.В., проф., д-р техн. наук

Курганова Ю.А., д-р техн. наук, проф.

Кушнарёв А.В., д-р техн. наук

Лещенко И.А., д-р техн. наук

Логунов А.В., д-р техн. наук, проф.

Лялякин В.П., д-р техн. наук, проф.

Мазур И.П., д-р техн. наук

Матюнин В.М., д-р техн. наук, проф.

Миляев И.М., д-р техн. наук

Мишнев П.А., канд. техн. наук

Нехамин С.М., д-р техн. наук, проф.

Осадчий В.Я., проф., д-р техн. наук

Попович А.А., д-р техн. наук, проф.

Пышминцев И.Ю., д-р техн. наук

Романцев Б.А., проф., д-р техн. наук

Сидельников С.Б., д-р техн. наук

Схиртладзе А.Г., д-р пед. наук, проф.

Шаталов Р.Л., д-р техн. наук, проф.

Шварц Д.Л., канд. техн. наук

Руководители региональных центров

Поволжский региональный центр Тихонов А.К., д-р техн. наук

Челябинский региональный центр Ольховацкий А.К., канд. техн. наук

Белорусский республиканский центр Судник Л.В., д-р техн. наук

За достоверность информации и рекламы ответственность несут авторы и рекламодатели. При использовании материалов журнала в любой форме ссылка на журнал «Технология металлов» обязательна.

АДРЕС РЕДАКЦИИ:

105215, Москва, 9-я Парковая ул., д. 60.

Тел./факс: (499) 988-98-65, тел.: (499) 995-45-22.

<http://www.nait.ru>

e-mail: admin@nait.ru

© ООО «Наука и технологии», 2022

СОДЕРЖАНИЕ

ОБРАБОТКА ДАВЛЕНИЕМ МЕТАЛЛОВ И МАТЕРИАЛОВ

Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. *Сообщение 11. Способы управления течением выдавливаемого материала на стадии свободного выдавливания* 2

Зайдес С.А., Нгуен Хыу Хай. Влияние начальной ориентации рабочего инструмента на напряженно-деформированное состояние при реверсивном поверхностном пластическом деформировании 11

НОВЫЕ МАТЕРИАЛЫ. ТЕХНОЛОГИЯ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Гетмановский Ю.А., Мальцев И.М., Хлыбов А.А., Беляев Е.С., Беляева С.С., Шишкина И.М. Особенности формирования микроструктуры металлостеклянных композиционных материалов на основе порошка карбонильного железа 21

КОМБИНИРОВАННЫЕ МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ

Скрябин В.А., Зверовщиков А.Е. Особенности финишной обработки незакрепленным абразивом деталей из порошковых материалов 28

МЕТОДЫ ИЗУЧЕНИЯ СТРУКТУРЫ И СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ

Ли Сюеянь, Галиновский А.Л., Кравченко И.Н., Боровик Т.Н. Исследование и сопоставление методов испытаний материалов рабочих органов почвообрабатывающих машин 33

ЛИСТОПРОКАТНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

Кожевников А.В., Скрипаленко М.М., Кожевникова И.А., Скрипаленко М.Н., Сидоров А.А., Семенов А.А., Романцев Б.А., Юсупов В.С. Оценка параметров очага деформации при симметричной и асимметричной холодной прокатке полосы с помощью компьютерного моделирования 43

ПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ ЧЕРНЫХ И ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ

Дегтярева С.П., Прохорова Т.В., Сафронов Д.А. Об исследованиях термической усталости жаропрочных сплавов с целью получения данных для расчета ресурса изделий 52

Указатель статей, опубликованных в журнале «Технология металлов» в 2022 г. 60

Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 11. Способы управления течением выдавливаемого материала на стадии свободного выдавливания

А.Л. ВОРОНЦОВ*, д-р техн. наук, проф., С.М. КАРПОВ, канд. техн. наук

ФГБОУ ВО «Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана (национальный исследовательский университет) (МГТУ им. Баумана)», Москва, 105005, Российская Федерация

*E-mail: mt13@bmstu.ru

DOI: 10.31044/1684-2499-2022-0-12-2-10

Статья поступила в редакцию 22.12.2021

Принята после доработки 07.02.2022

Принята к публикации 16.02.2022

Предложены и опробованы способы целенаправленного управления результатами формоизменения с целью получения требуемого соотношения высот выдавленных стенок П-образных кронштейнов. Представлено сопоставление результатов экспериментальных исследований с результатами теоретических расчетов, показывающее высокую точность и надежность выведенных формул.

Ключевые слова: объемная штамповка, выдавливание, несоосное расположение пуансона и матрицы, плоская деформация.

Данная статья продолжает работы [1–5], посвященные методике технологических расчетов выдавливания П-образных кронштейнов в общем случае несоосного расположения пуансона и матрицы. В связи с этим будет продолжена нумерация рисунков, таблиц и примеров, начатая в этих работах.

Подводя итоги предыдущих статей [1–5], можно констатировать, что разнообразные многочисленные эксперименты

подтвердили высокие точность и надежность разработанной нами новой теории плоского выдавливания с асимметрией (а в частном случае и с симметрией) пуансона и матрицы.

Однако технолог в праве ждать от науки большего.

Дело в том, что ему требуется получить заданное изделие с минимальными затратами на производство и максимальной производительностью.

Наиболее простой подход к созданию технологического процесса получения заданного П-образного кронштейна с разной толщиной стенок заключается в следующем: если расчеты показывают, что в результате выдавливания какая-либо стенка получится меньшей высоты, чем требуемая, то можно предусматривать выдавливание заготовки большего объема с увеличенным ходом до получения нужной высоты данной стенки. Однако при таком подходе есть три существенных недостатка: 1) необходима дополнительная операция по удалению лишней высоты другой стенки; 2) из-за дополнительной операции и большего рабочего хода увеличивается расход энергии; 3) увеличивается расход металла, то есть снижается коэффициент использования материала.

Другой способ решения проблемы заключается в приложении противодействия к той стенке, требуемая высота которой получается без затруднений. Противодействие будет препятствовать истечению выдавливаемого металла в данную стенку, тем самым интенсифицируя его течение в стенку, получение высоты которой является проблематичным. По выведенным нами формулам [6, 7] рассчитать требуемую величину противодействия можно без особых затруднений.

Способ получения требуемых высот стенок путем приложения противодействия был предложен в работе [8]. Однако он также имеет два существенных недостатка: 1) для его реализации необходимо иметь пресс двойного действия, причем гидравлический, в котором можно задать требуемую величину противодействия (а обладающий намного большей производительностью кривошипный пресс тут уже использовать нельзя), а такой пресс встречается на предприятиях крайне редко; 2) противодействие значительно повы-

сит как требующуюся силу выдавливания, так и действующие на инструмент напряжения, тем самым приводя к повышенным затратам энергии и снижению стойкости инструмента [9, 10].

Взамен этих способов разработанная нами теория позволяет предложить иные, намного более эффективные, пути решения проблемы выдавливания швеллеров требуемых размеров.

Из представленных в работе [1] формул (8) и (9) видно, что большое влияние на высоты выдавливаемых стенок оказывают величины удельных сил сопротивления $q_{тр1}$ и $q_{тр2}$, обусловленных трением в выходных каналах матрицы.

Поэтому одним из вариантов активного управления интенсивностью течения металла в ту или иную стенку является подбор смазок, изменяющих соотношение коэффициентов трения на нужных поверхностях.

Для проверки этого способа получения требуемого соотношения высот стенок был проведен ряд дополнительных экспериментов. Для наглядности выдавливались образцы с большим (7-кратным) перепадом толщин стенок. Результаты выдавливания свинца С00 при различных сочетаниях коэффициентов контактного трения представлены в табл. 7, а соответствующие сопоставительные фотографии выдавленных образцов — на рис. 26. Коэффициенты трения, равные 0,5, достигались обезжириванием контактных поверхностей ацетоном, коэффициенты трения, равные 0,1, достигались смазыванием контактных поверхностей смазкой ЦИАТИМ, а коэффициенты трения, равные 0,2, достигались смазыванием контактных поверхностей индустриальным маслом, которое значительно слабее удерживается и быстрее выдавливается с контактных поверхностей, чем густая смазка ЦИАТИМ.

Сопоставление результатов выдавливания при одинаковых геометрических параметрах полностью обезжиренного образца (рис. 26, *а*) и образца, смазанного смазкой ЦИАТИМ, но имеющего обезжиренную поверхность, контактирующую с матрицей в области образования толстой стенки (рис. 26, *б*) показывает, что облегчением течения в тонкую стенку с одновременным затруднением течения в толстую можно достичь заметного превышения высоты тонкой стенки над толстой. Однако обезжиривание нельзя рекомендовать для широкого применения, поскольку для большинства выдавливаемых материалов полное отсутствие смазки будет приводить к повышенному износу соответствующей поверхности инструмента, а также к налипанию металла на нее.

Поэтому более рационально использовать две смазки разной эффективности. Сопоставление результатов выдавливания при одинаковых геометрических параметрах образца, со всех сторон смазанного смазкой ЦИАТИМ (рис. 26, *в*), и образца, частично смазанного смазкой ЦИАТИМ, но по поверхности, контактирующей с матрицей в области образования толстой стенки, смазанного промышленным маслом (рис. 26, *г*), показывает заметное выравнивание высот тонкой и толстой стенок.

Иногда перед технологом может стоять обратная задача: не уменьшить перепад высот, а, наоборот, увеличить. В этом случае можно более эффективную смазку применить в месте образования толстой стенки, а менее эффективную — в месте образования тонкой стенки. Сопоставление образцов на рис. 26, *д*, *е* показывает заметное увеличение перепада высот в этом случае.

Пример 12. При холодном выдавливании образца из свинца С00 с геометрическими параметрами $b = l = 24$ мм, $a = 16$ мм,

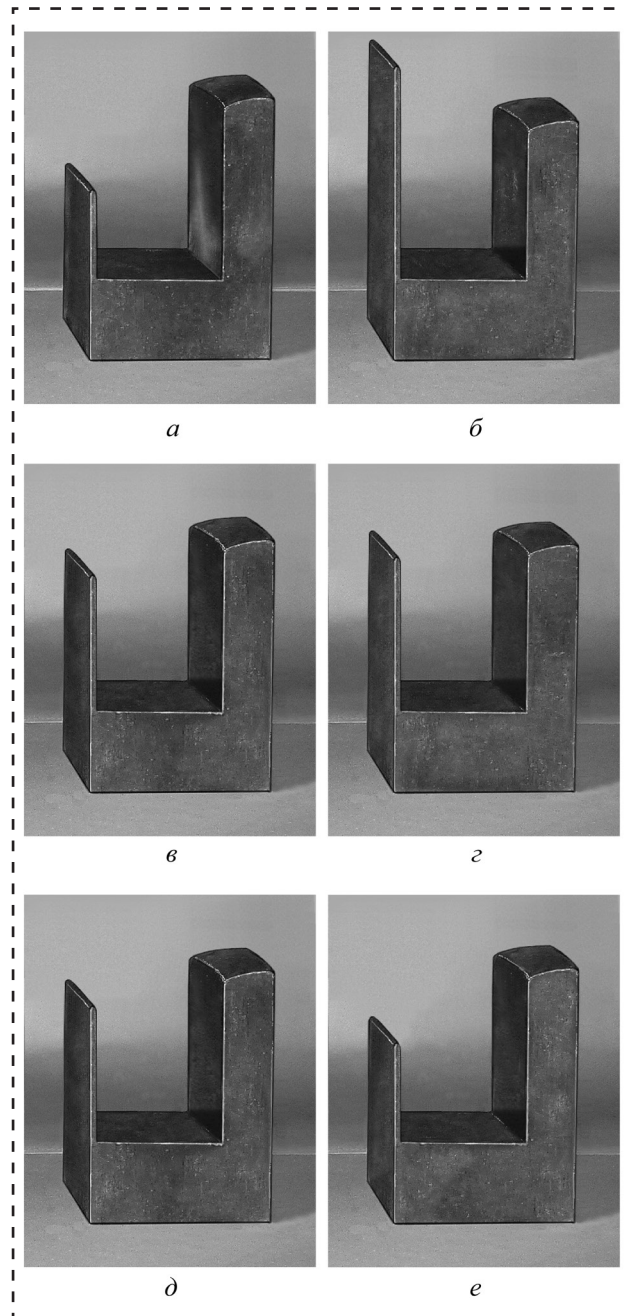


Рис. 26. Выдавленные образцы из свинца С00 при разном сочетании коэффициентов контактного трения ($a = 16$ мм, $c_1 = 7$ мм, $c_2 = 1$ мм, $s = 7$ мм):

а — $\mu = \mu_1 = \mu_2 = 0,5$; *б* — $\mu = \mu_2 = 0,1$, $\mu_1 = 0,5$; *в* — $\mu = \mu_1 = \mu_2 = 0,1$; *г* — $\mu = \mu_2 = 0,1$, $\mu_1 = 0,2$; *д* — $\mu = \mu_1 = \mu_2 = 0,1$; *е* — $\mu = \mu_1 = 0,1$, $\mu_2 = 0,2$

$c_1 = 7$ мм, $c_2 = 1$ мм (см. рис. 26, *б*) была зафиксирована максимальная сила выдавливания $P_s = 29,8$ кН. Весь образец был смазан смазкой ЦИАТИМ, но его поверх-

7. Сравнение результатов расчета удельной силы выдавливания свинца С00 и высот выдавленных стенок с экспериментальными данными при разном сочетании коэффициентов контактного трения ($b = 1,5$, $c_1 = 0,438$, $c_2 = 0,062$, $s = 0,44$)

μ	μ_1	μ_2	$q_{св}$	q_3	$\delta_q, \%$	h_{c1}	h_{c13}	$\delta_{hc1}, \%$	h_{c2}	h_{c23}	$\delta_{hc2}, \%$
0,5	0,5	0,5	4,924	4,60	6,6	1,407	1,413	0,4	0,709	0,688	3,0
0,1	0,5	0,1	4,238	4,00	5,6	1,267	1,269	0,2	1,697	1,688	0,5
0,1	0,1	0,1	3,467	3,24	6,5	1,354	1,356	0,1	1,081	1,050	2,9
0,1	0,2	0,1	3,694	3,46	6,3	1,332	1,338	0,4	1,234	1,219	1,2
0,1	0,1	0,2	3,505	3,33	5,0	1,395	1,400	0,4	0,793	0,775	2,2

ность, контактирующая с матрицей в области образования толстой стенки, была обезжирена. Требуется вычислить теоретическое значение максимальной силы и сравнить его с экспериментальным.

Решение. Переводим экспериментальное значение силы в относительную удельную силу выдавливания. С учетом формул (30) и (31)

$$q_3 = \frac{P_3}{\sigma_{s1} a l} = \frac{29,8 \cdot 10^3 \text{ Н}}{19,4 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2 \cdot 16 \cdot 10^{-3} \text{ м} \cdot 24 \cdot 10^{-3} \text{ м}} = 4,0.$$

Далее, делением на базовый размер a , принимаемый за единицу измерения, переводим все геометрические величины в относительные: $b = 24/16 = 1,5$; $c_1 = 7/16 = 0,438$; $c_2 = 1/16 = 0,062$.

Поскольку упрочнение при выдавливании свинца отсутствует, то принимаем $k_s = 1$. Для соответствующих контактных поверхностей с учетом хорошей смазки принимаем $\mu = \mu_2 = 0,1$, а с учетом обезжиривания принимаем $\mu_1 = 0,5$.

Затем, с учетом того, что $h_{c1} \geq 2c_1$, по формуле (5) находим $q_{тр1} = 1,0$. Тонкая стенка при достижении максимальной силы также удовлетворяет неравенству $h_{c2} \geq c_2$, в связи с чем по формуле (7) находим $q_{тр2} = 0,2$. Далее по формулам (8)–(18) и (29) последовательно находим: $A_1 = 3,0$; $A_2 = 2,2$; $B_1 = 0,956$; $B_2 = 1,968$; $K_1 = 10,765$; $K_2 = 2,294$; $K_3 = -8,070$; $a_1 = 0,586$; $a_2 = 0,414$;

$h_1 = 0,321$; $h_2 = 0,131$; $q_{св} = 4,238$. Сравнивая эту величину с $q_3 = 4$, находим расхождение $\delta_q = 5,6\%$.

Соответствующие результаты указаны в табл. 7.

Пример 13. При холодном выдавливании образца из свинца С00 с геометрическими параметрами $b = l = 24$ мм, $a = 16$ мм, $c_1 = 7$ мм, $c_2 = 1$ мм после рабочего хода $s = 7$ мм были получены стенки с высотами $h_{c13} = 20,3$ мм, $h_{c23} = 27,0$ мм (рис. 26 б). Весь образец был смазан смазкой ЦИАТИМ, но его поверхность, контактирующая с матрицей в области образования толстой стенки, была обезжирена. Требуется вычислить теоретические значения высот выдавленных стенок и сравнить их с экспериментальными.

Решение. Делением на базовый размер a , принимаемый за единицу измерения, переводим все геометрические величины в относительные: $b = 24/16 = 1,5$; $c_1 = 7/16 = 0,438$; $c_2 = 1/16 = 0,062$; $s = 7/16 = 0,44$; $h_{c13} = 20,3/16 = 1,269$, $h_{c23} = 27/16 = 1,688$.

Поскольку упрочнение при выдавливании свинца отсутствует, то принимаем $k_s = 1$. Для соответствующих контактных поверхностей с учетом хорошей смазки принимаем $\mu = \mu_2 = 0,1$, а с учетом обезжиривания принимаем $\mu_1 = 0,5$.

По формуле (32) находим $q_{тр1} = 0,142$. По формуле (7) $q_{тр2} = 0,2$. Далее по формулам (8)–(16) последовательно вычисляем: $A_1 = 2,142$; $A_2 = 2,200$; $B_1 = 0,956$; $B_2 = 1,968$;

$K_1 = 10,765$; $K_2 = -0,168$; $K_3 = -8,707$; $a_1 = 0,823$; $a_2 = 0,177$. По формуле (33) находим $h_{c1} = 1,267$ и, сравнивая полученное значение с $h_{c13} = 1,269$, определяем расхождение $\delta_{hc1} = 0,2\%$. По формуле (34) находим $h_{c2} = 1,697$ и, сравнивая полученное значение с $h_{c23} = 1,688$, определяем расхождение $\delta_{hc2} = 0,5\%$.

Соответствующие результаты указаны в табл. 7.

Пример 14. При холодном выдавливании образца из свинца С00 с геометрическими параметрами $b = l = 24$ мм, $a = 16$ мм, $c_1 = 7$ мм, $c_2 = 1$ мм (см. рис. 26, з) была зафиксирована максимальная сила выдавливания $P_3 = 25,8$ кН. Образец был частично смазан смазкой ЦИАТИМ, но по поверхности, контактирующей с матрицей в области образования толстой стенки, он был смазан индустриальным маслом. Требуется вычислить теоретическое значение максимальной силы и сравнить его с экспериментальным.

Решение. Переводим экспериментальное значение силы в относительную удельную силу выдавливания. С учетом формул (30) и (31)

$$q_3 = \frac{P_3}{\sigma_{sl} a l} = \frac{25,8 \cdot 10^3 \text{ Н}}{19,4 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2 \cdot 16 \cdot 10^{-3} \text{ м} \cdot 24 \cdot 10^{-3} \text{ м}} = 3,46.$$

Далее, делением на базовый размер a , принимаемый за единицу измерения, переводим все геометрические величины в относительные: $b = 24/16 = 1,5$; $c_1 = 7/16 = 0,438$; $c_2 = 1/16 = 0,062$.

Поскольку упрочнение при выдавливании свинца отсутствует, то принимаем $k_s = 1$. Для соответствующих контактных поверхностей учетом хорошей смазки ЦИАТИМ принимаем $\mu = \mu_2 = 0,1$, а для поверхности, смазанной индустриальным маслом, принимаем $\mu_1 = 0,2$.

Затем, с учетом того, что $h_{c1} \geq 2c_1$, по формуле (5) находим $q_{tp1} = 0,4$. Тонкая стенка при достижении максимальной силы также удовлетворяет неравенству $h_{c2} \geq 2c_2$, в связи с чем по формуле (7) находим $q_{tp2} = 0,2$. Далее по формулам (8)—(18) и (29) последовательно находим: $A_1 = 2,4$; $A_2 = 2,2$; $B_1 = 0,800$; $B_2 = 1,968$; $K_1 = 10,149$; $K_2 = 0,480$; $K_3 = -8,670$; $a_1 = 0,812$; $a_2 = 0,188$; $h_1 = 0,451$; $h_2 = 0,088$; $q_{св} = 3,694$. Сравнивая эту величину с $q_3 = 3,46$, находим расхождение $\delta_q = 6,3\%$.

Соответствующие результаты указаны в табл. 7.

Пример 15. При холодном выдавливании образца из свинца С00 с геометрическими параметрами $b = l = 24$ мм, $a = 16$ мм, $c_1 = 7$ мм, $c_2 = 1$ мм после рабочего хода $s = 7$ мм были получены стенки с высотами $h_{c13} = 21,4$ мм, $h_{c23} = 19,5$ мм (см. рис. 26, з). Образец был частично смазан смазкой ЦИАТИМ, но по поверхности, контактирующей с матрицей в области образования толстой стенки, он был смазан индустриальным маслом. Требуется вычислить теоретические значения высот выдавленных стенок и сравнить их с экспериментальными.

Решение. Делением на базовый размер a , принимаемый за единицу измерения, переводим все геометрические величины в относительные: $b = 24/16 = 1,5$; $c_1 = 7/16 = 0,438$; $c_2 = 1/16 = 0,062$; $s = 7/16 = 0,44$; $h_{c13} = 21,4/16 = 1,338$, $h_{c23} = 19,5/16 = 1,219$.

Поскольку упрочнение при выдавливании свинца отсутствует, то принимаем $k_s = 1$. Для соответствующих контактных поверхностей с учетом хорошей смазки ЦИАТИМ принимаем $\mu = \mu_2 = 0,1$, а для поверхности, смазанной индустриальным маслом, принимаем $\mu_1 = 0,2$.

По формуле (32) находим $q_{tp1} = 0,057$. По формуле (6) $q_{tp2} = 0,2$. Далее по форму-

лам (8)–(16) последовательно вычисляем: $A_1 = 2,057$; $A_2 = 2,200$; $B_1 = 0,800$; $B_2 = 1,968$; $K_1 = 10,149$; $K_2 = -0,344$; $K_3 = -8,690$; $a_1 = 0,888$; $a_2 = 0,112$. По формуле (33) находим $h_{c1} = 1,332$ и, сравнивая полученное значение с $h_{c1\phi} = 1,338$, определяем расхождение $\delta_{hc1} = 0,4\%$. По формуле (34) находим $h_{c2} = 1,234$ и, сравнивая полученное значение с $h_{c2\phi} = 1,219$, определяем расхождение $\delta_{hc2} = 1,2\%$.

Соответствующие результаты указаны в табл. 7.

Пример 16. При холодном выдавливании образца из свинца С00 с геометрическими параметрами $b = l = 24$ мм, $a = 16$ мм, $c_1 = 7$ мм, $c_2 = 1$ мм (см. рис. 26, е) была зафиксирована максимальная сила выдавливания $P_3 = 24,8$ кН. Образец был частично смазан смазкой ЦИАТИМ, но по поверхности, контактирующей с матрицей в области образования тонкой стенки, он был смазан индустриальным маслом. Требуется вычислить теоретическое значение максимальной силы и сравнить его с экспериментальным.

Решение. Переводим экспериментальное значение силы в относительную удельную силу выдавливания. С учетом формул (30) и (31)

$$q_3 = \frac{P_3}{\sigma_{s1}al} = \frac{24,8 \cdot 10^3 \text{ Н}}{19,4 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2 \cdot 16 \cdot 10^{-3} \text{ м} \cdot 24 \cdot 10^{-3} \text{ м}} = 3,33.$$

Далее, делением на базовый размер a , принимаемый за единицу измерения, переводим все геометрические величины в относительные: $b = 24/16 = 1,5$; $c_1 = 7/16 = 0,438$; $c_2 = 1/16 = 0,062$.

Поскольку упрочнение при выдавливании свинца отсутствует, то принимаем $k_s = 1$. Для соответствующих контактных поверхностей с учетом хорошей смазки ЦИАТИМ принимаем $\mu = \mu_1 = 0,1$, а для

поверхности, смазанной индустриальным маслом, принимаем $\mu_2 = 0,2$.

Затем, с учетом того, что $h_{c1} \geq 2c_1$, по формуле (5) находим $q_{тр1} = 0,2$. Тонкая стенка при достижении максимальной силы также удовлетворяет неравенству $h_{c2} \geq 2c_2$, в связи с чем по формуле (7) находим $q_{тр2} = 0,4$. Далее по формулам (8) – (18) и (29) последовательно находим: $A_1 = 2,2$; $A_2 = 2,4$; $B_1 = 0,740$; $B_2 = 2,125$; $K_1 = 11,395$; $K_2 = -0,444$; $K_3 = -10,122$; $a_1 = 0,926$; $a_2 = 0,074$; $h_1 = 0,520$; $h_2 = 0,051$; $q_{св} = 3,505$. Сравнивая эту величину с $q_3 = 3,33$, находим расхождение $\delta_q = 5,0\%$.

Соответствующие результаты указаны в табл. 7.

Пример 17. При холодном выдавливании образца из свинца С00 с геометрическими параметрами $b = l = 24$ мм, $a = 16$ мм, $c_1 = 7$ мм, $c_2 = 1$ мм после рабочего хода $s = 7$ мм были получены стенки с высотами $h_{c1\phi} = 22,4$ мм, $h_{c2\phi} = 12,4$ мм (см. рис. 26, е). Образец был частично смазан смазкой ЦИАТИМ, но по поверхности, контактирующей с матрицей в области образования тонкой стенки, он был смазан индустриальным маслом. Требуется вычислить теоретические значения высот выдавленных стенок и сравнить их с экспериментальными.

Решение. Делением на базовый размер a , принимаемый за единицу измерения, переводим все геометрические величины в относительные: $b = 24/16 = 1,5$; $c_1 = 7/16 = 0,438$; $c_2 = 1/16 = 0,062$; $s = 7/16 = 0,44$; $h_{c1\phi} = 22,4/16 = 1,400$, $h_{c2\phi} = 12,4/16 = 0,775$.

Поскольку упрочнение при выдавливании свинца отсутствует, то принимаем $k_s = 1$. Для соответствующих контактных поверхностей с учетом хорошей смазки ЦИАТИМ принимаем $\mu = \mu_1 = 0,1$, а для поверхности, смазанной индустриальным маслом, принимаем $\mu_2 = 0,2$.

По формуле (32) находим $q_{\text{тр}1} = 0,028$. По формуле (6) $q_{\text{тр}2} = 0,4$. Далее по формулам (8)—(16) последовательно вычисляем: $A_1 = 2,028$; $A_2 = 2,400$; $B_1 = 0,740$; $B_2 = 2,125$; $K_1 = 11,395$; $K_2 = -0,825$; $K_3 = -10,024$; $a_1 = 0,950$; $a_2 = 0,050$. По формуле (33) находим $h_{c1} = 1,395$ и, сравнивая полученное значение с $h_{c13} = 1,400$, определяем расхождение $\delta_{hc1} = 0,4\%$. По формуле (34) находим $h_{c2} = 0,793$ и, сравнивая полученное значение с $h_{c23} = 0,775$, определяем расхождение $\delta_{hc2} = 2,2\%$.

Соответствующие результаты указаны в табл. 7.

Для оценки влияния различных коэффициентов трения при наличии упрочнения был проведен эксперимент по выдавливанию алюминиевого сплава АВ, результаты которого представлены в табл. 8, а фотографии — на рис. 27. Коэффициенты трения, равные 0,1, достигались смазыванием контактных поверхностей животным жиром, а коэффициент трения, равный 0,3, достигался смазыванием контактных поверхностей индустриальным маслом, которое при выдавливании алюминиевых сплавов из-за существенно больших давлений еще менее эффективно, чем при выдавливании свинца [11, 12]. Из сравнения рис. 27, а и рис. 27, б видно, что и в случае наличия упрочнения облегчение течения в тонкую стенку с одновременным затруднением течения в толстую приводит к заметному выравниванию высот выдавленных стенок.

Пример 18. При холодном выдавливании образца из алюминиевого сплава АВ с гео-

метрическими параметрами $b = l = 24$ мм, $a = 20$ мм, $c_1 = 3$ мм, $c_2 = 1$ мм при рабочем ходе $s = 4,4$ мм зафиксирована сила выдавливания $P_3 = 516$ кН и получены стенки с высотами $h_{c13} = 27,3$ мм, $h_{c23} = 23,6$ мм (см. рис. 27, б). Образец был частично смазан животным жиром, но по поверхности, контактирующей с матрицей в области образования толстой стенки, он был смазан индустриальным маслом. Требуется вычислить теоретические значения удельной силы выдавливания, а также высот выдавленных стенок и сравнить их с экспериментальными.

Решение. Переводим экспериментальное значение силы в относительную удельную силу выдавливания:

$$q_{y3} = \frac{P_3}{al} = \frac{516 \cdot 10^3 \text{ Н}}{20 \cdot 10^{-3} \text{ м} \cdot 24 \cdot 10^{-3} \text{ м}} = 1075 \text{ МПа.}$$

Делением на базовый размер a , принимаемый за единицу измерения, переводим все геометрические величины в относительные: $b = 24/20 = 1,2$; $c_1 = 3/20 = 0,15$; $c_2 = 1/20 = 0,05$; $s = 4,4/20 = 0,22$; $h_{c13} = 27,3/20 = 1,365$, $h_{c23} = 23,6/20 = 1,180$.

С учетом высокой эффективности смазки животным жиром принимаем $\mu = \mu_2 = 0,1$, а ввиду малой эффективности смазки алюминиевых сплавов индустриальным маслом принимаем $\mu_1 = 0,3$.

В первом приближении принимаем $k_s = 1$.

По формуле (32) находим $q_{\text{тр}1} = 0,2$. По формуле (7) $q_{\text{тр}2} = 0,2$. Далее по формулам (8)—(18) последовательно вычисляем: $A_1 = 2,200$; $A_2 = 2,200$; $B_1 = 1,461$; $B_2 = 2,191$;

8. Сравнение результатов расчета удельной силы выдавливания алюминиевого сплава АВ и высот выдавленных стенок с экспериментальными данными при разном сочетании коэффициентов контактного трения ($b = 1,2$, $c_1 = 0,15$, $c_2 = 0,05$, $s = 0,22$)

μ	μ_1	μ_2	q_y , МПа	q_{y3} , МПа	δ_q , %	h_{c1}	h_{c13}	δ_{hc1} , %	h_{c2}	h_{c23}	δ_{hc2} , %
0,1	0,1	0,1	999,9	979	2,1	1,514	1,520	0,4	0,737	0,720	2,2
0,1	0,3	0,1	1091,7	1075	1,5	1,364	1,365	0,1	1,187	1,180	0,6

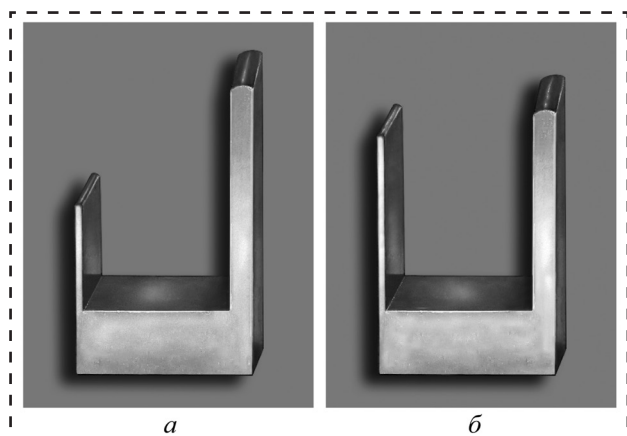


Рис. 27. Выдавленные образцы из алюминиевого сплава АВ при разном сочетании коэффициентов контактного трения ($a = 20$ мм, $c_1 = 3$ мм, $c_2 = 1$ мм, $s = 4,4$ мм):

$a - \mu = \mu_1 = \mu_2 = 0,1$; $b - \mu = \mu_2 = 0,1, \mu_1 = 0,3$

$K_1 = 15,601$; $K_2 = 0$; $K_3 = -10,801$; $a_1 = 0,692$; $a_2 = 0,308$; $h_1 = 0,228$; $h_2 = 0,101$.

После этого уточняем расчеты во втором приближении.

Согласно данным работ [11, 13], для алюминиевого сплава АВ коэффициент упрочнения $k_y = 0,956$.

С учетом этого по формулам (76)–(84) последовательно вычисляем: $k_{yh} = 1,548$; $h_{y1} = 0,353$; $h_{y2} = 0,157$; $\psi_1 = 4,615$; $\psi_2 = 6,154$; $n_1 = 0,624$; $n_2 = 1,403$; $s_{cr1} = 0,050$.

Так как $s \geq s_{cr1}$, по формуле (86) находим $e_{iA1} = 1,993$. Так как $s \geq s_{cr2}$, по формуле (88) находим $e_{iA3} = 2,273$. Далее с учетом тех же неравенств по формулам (90), (92) принимаем $z_1 = 0$, $z_3 = 0$.

После этого с учетом рекомендаций п. 31 [3] (в нашем случае $\mu = 0,1$, а $b = 1,2 < 1,35$) считаем, что под торцом пуансона имеет место свободное течение. Тогда по формулам (93), (94), (99), (100), (105), (106), (111) — (116) последовательно находим: $z_2 = -0,189$; $z_4 = -0,039$; $e_{iO2} = 0,720$; $e_{iO4} = 1,621$; $e_{iK2} = 0,720$; $e_{iK4} = 1,621$; $e_{i2} = 0,553$; $e_{i4} = 1,010$; $e_{i1} = 1,273$; $e_{i3} = 1,641$; $e_{i1-2} = 0,681$; $e_{i3-4} = 1,098$.

По приведенной в работе [5] аппроксимации (136) находим $\sigma_{s1} = 266,5$ МПа

для $e_i = e_{i1-2} = 0,681$ и $\sigma_{s2} = 294,6$ МПа для $e_i = e_{i3-4} = 1,098$.

По формуле (3) уточняем $k_s = 1,105$, после чего, учитывая, что найденные выше коэффициенты A_1 и B_1 не изменяются, проводим повторные вычисления по формулам (9), (11)–(18): $A_2 = 2,432$; $B_2 = 2,422$; $K_1 = 17,997$; $K_2 = -1,016$; $K_3 = -13,143$; $a_1 = 0,780$; $a_2 = 0,220$; $h_1 = 0,242$; $h_2 = 0,086$.

Далее по формулам (29), (30) находим: $q_{св} = 4,096$; $q_y = 1091,7$ МПа. Сравнивая эту величину с $q_{yэ} = 1075$ МПа, находим расхождение $\delta_q = 1,5\%$.

После этого по формуле (33) находим $h_{c1} = 1,364$ и, сравнивая полученное значение с $h_{c1э} = 1,365$, определяем расхождение $\delta_{hc1} = 0,1\%$. По формуле (34) находим $h_{c2} = 1,187$ и, сравнивая полученное значение с $h_{c2э} = 1,180$, определяем расхождение $\delta_{hc2} = 0,6\%$.

Соответствующие результаты показаны в табл. 8.

Следует указать, что рассмотренный способ управления течением имеет некоторые недостатки: 1) смазка меньшей эффективности может приводить к большему износу инструмента на поверхности ее применения или не предотвращать налипание на инструмент выдавливаемого металла; 2) если штамповка не автоматизирована, то рабочий-штамповщик должен дополнительно напрягать свое внимание, чтобы не перепутать правильное расположение различно смазанных поверхностей заготовки при ее загрузке в матрицу.

Поэтому далее будут рассмотрены два более эффективных способа выдавливания, лишенные этих недостатков.

Список литературы

1. Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 8. Методика расчета технологических параметров при стесненном выдавливании. Часть 1 // Технология металлов. 2022. № 7. С. 23–29.

2. **Воронцов А.Л., Карпов С.М.** Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 8. Методика расчета технологических параметров при стесненном выдавливании. Часть 2 // Технология металлов. 2022. № 8. С. 11—16.
3. **Воронцов А.Л., Карпов С.М.** Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 8. Методика расчета технологических параметров при стесненном выдавливании. Часть 3 // Технология металлов. 2022. № 9. С. 19—26.
4. **Воронцов А.Л., Карпов С.М.** Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 9. Расчеты выдавливания неупрочняющегося материала на стадии свободного выдавливания // Технология металлов. 2022. № 10. С. 26—38.
5. **Воронцов А.Л., Карпов С.М.** Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 10. Расчеты выдавливания упрочняющегося материала на стадии свободного выдавливания // Технология металлов. 2022. № 11. С. 25—32.
6. **Воронцов А.Л., Карпов С.М.** Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 2. Кинематическое и напряженное состояние заготовки. Часть 1 // Производство проката. 2013. № 3. С. 28—34.
7. **Воронцов А.Л., Карпов С.М.** Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 2. Кинематическое и напряженное состояние заготовки. Часть 2 // Производство проката. 2013. № 4. С. 35—42.
8. **Куликов И.В.** О влиянии противодействия на формоизменение и силовой режим при плоском несимметричном выдавливании // Вестник Харьковского политехнического ин-та. 1977. № 131. С. 45—48.
9. **Головин В.А., Дмитриев А.М., Воронцов А.Л.** Технологияковки и объемной штамповки. Часть 2. Малоотходная объемная штамповка. Учебник для вузов с грифом Минобразования РФ. М.: Машиностроение, 2004. 434 с.
10. **Ковка и штамповка.** Справочник под общ. ред. Е.И. Семенова. Том 3. Холодная объемная штамповка. Штамповка металлических порошков / Е.Г. Белков, Г.В. Бунатян, А.Л. Воронцов и др. М.: Машиностроение, 2010. 352 с.
11. **Воронцов А.Л.** Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением. Учебное пособие для вузов. Том 1. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. 396 с.
12. **Дмитриев А.М., Воронцов А.Л.** Выбор коэффициентов трения для расчета технологических параметров штамповки выдавливанием // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2004. № 1. С. 23—26.
13. **Дмитриев А.М., Воронцов А.Л.** Физические закономерности и определение силовых параметров выдавливания полых цилиндрических изделий // Кузнечно-штамповочное производство. 2004. № 6. С. 3—8.

Уважаемые авторы!

Со второго полугодия 2018 г. (с № 7/2018) статьям, опубликованным в научных журналах ООО «НиТ», на основании договора с фирмой Crossref/NEICON присваивается индекс DOI.

Загрузку метаданных статьи в базу Crossref осуществляет сам автор по инструкции, приведенной на сайте <http://elpub.ru>. Необходимые для загрузки дополнительные данные и инструкции редакция передает автору по e-mail после выпуска очередного номера журнала.

Загруженный в Crossref индекс DOI следует указывать при цитировании статьи в списках литературы.

Влияние начальной ориентации рабочего инструмента на напряженно-деформированное состояние при реверсивном поверхностном пластическом деформировании

С.А. ЗАЙДЕС, д-р техн. наук, проф., зав. каф. НГУЕН ХЫУ ХАЙ*, аспирант

ФГБОУ ВО «Иркутский национальный исследовательский технический университет», 664074, г. Иркутск, Российская Федерация

*E-mail: nquan6799@gmail.com

DOI: 10.31044/1684-2499-2022-0-12-11-20

Статья поступила в редакцию 28.04.2022

Принята после доработки 23.06.2022

Принята к публикации 24.08.2022

Рассматривается влияние начальной ориентации двухрадиусного ролика на напряженно-деформированное состояние при поверхностном пластическом деформировании (ППД). С использованием метода конечных элементов и компьютерной программы ANSYS определены значения временных, остаточных напряжений и деформаций цилиндрических деталей при разной начальной ориентации двухрадиусного ролика при ППД. Установлено, что наибольшее влияние на напряженно-деформированное состояние в очаге деформации оказывает схема реверсивного вращения двухрадиусного ролика, расположенного относительно направления подачи под углом 45 град., а наименьшее — при упрочнении двухрадиусным роликом, ось вращения которого перпендикулярна направлению подачи.

Ключевые слова: реверсивное поверхностное пластическое деформирование, упруго-пластическое состояние, временные и остаточные напряжения, метод конечных элементов, двухрадиусный ролик, цилиндрический образец.

Введение

Эксплуатационные свойства деталей машин во многом зависят от состояния поверхностного слоя, который, в первую очередь, испытывает силовые и температурные воздействия как при

изготовлении, так и при использовании по назначению [1—3]. Следует также отметить, что поверхностный слой по сравнению с основным объемом материала является ослабленным по прочности в связи с особенностями деформационных и дис-

локационных процессов на свободной поверхности [4—6].

В производственной практике для повышения качества поверхностного слоя достаточно успешно применяют отделочно-упрочняющую обработку поверхностным пластическим деформированием (ППД), позволяющую повысить прочность поверхностного слоя, сгладить микронеровности, сформировать в поверхностных слоях сжимающие остаточные напряжения [7—10]. В результате деформационной упрочняющей обработки повышается усталостная прочность и износо- и коррозионная стойкость, снижаются силы трения в зоне контакта трущихся пар и др. [11—15].

В связи с мероприятиями по экономии материальных ресурсов в машиностроительных отраслях стали проектировать и изготавливать детали с меньшими размерами поперечных сечений, например, цилиндры с более тонкими стенками, валы и оси с меньшими диаметральными размерами, панели с более тонкими перегородками и ряд других изделий, которые получили название нежестких деталей. Такие детали обычно являются нетехнологичными, так как при обработке возникают проблемы по сохранению их формы и размеров. Например, при механической обработке нежестких валов они легко изгибаются, что не позволяет обеспечить заданную форму и размеры деталей. При обработке таких деталей поверхностным пластическим деформированием невозможно получить стабильное качество по длине обработки — это касается и твердости, и шероховатости, и остаточных напряжений. Если снизить величину радиальной нагрузки, то есть уменьшить величину радиального натяга рабочего инструмента, то не удастся обеспечить заданные пока-

затели качества поверхностного слоя деталей машин.

В Иркутском национальном исследовательском техническом университете ведутся исследования по совершенствованию процессов ППД на основе разработки новых кинематических движений рабочего инструмента [16—18]. Техническая идея основана на усложнении кинематики технологического процесса, которая позволяет повысить напряженно-деформированное состояние в очаге упруго-пластической деформации без изменения радиального натяга рабочего инструмента. Авторами статьи разработан новый способ ППД, основанный на реверсивном вращении рабочего инструмента [16].

Цель данной статьи — определить напряженно-деформированное состояние в очаге упруго-пластической деформации и остаточные напряжения в цилиндрических деталях в зависимости от начального расположения деформирующего инструмента при упрочнении реверсивным ППД.

Кинематические схемы ориентации тороидального ролика при реверсивном поверхностном пластическом деформировании цилиндрических деталей

Известен способ, основанный на использовании вращательного движения деформирующего инструмента, выполненного в виде индентора с двумя рабочими профильными радиусами [19]. Вращение рабочего инструмента в одном направлении приводит к слабому искажению зеренной структуры материала, что снижает степень и глубину упрочненного слоя.

Таким образом, для исключения указанных недостатков необходимо повысить интенсивность напряженного состояния обработанной поверхности и расширить

технологические возможности при локальном поверхностном пластическом деформировании.

Авторами статьи предложен новый процесс ППД, основанный на реверсивном движении рабочего инструмента [16], представляющего собой двухрадиусный ролик. Особенность нового процесса заключается в том, что двухрадиусный ролик получает реверсивное движение относительно оси r (рис. 1). Однако в этой работе не указано положение рабочего инструмента перед началом реверсивного движения.

Рабочий инструмент перед началом реверсивного движения может занимать три основных положения (см. рис. 1). На схеме *а* ось вращения ролика $x-x$ направлена перпендикулярно оси $z-z$ (направлению подачи S). На схеме *б* ось вращения ролика $x-x$ совпадает с направлением подачи S . И на рис. 1, *в* ось вращения ролика $x-x$ составляет некоторый угол с направлением

подачи S (в данной статье угол α принят равным 45 град.).

Конечно-элементное моделирование процесса обработки

Для определения напряженно-деформированного состояния в очаге упруго-пластической деформации при обработке ППД широко используют метод конечных элементов (МКЭ), который представляет собой численные решения физических уравнений моделей различного уровня сложности. Метод широко применяется в большинстве областей промышленного производства, для анализа конструкций и деталей машин при решении механических задач и определении полей напряжений и деформаций объекта. Одной из самых распространенных программ сегодня является *ANSYS*, использующая метод конечных элементов [20], которая и была применена в данной работе.

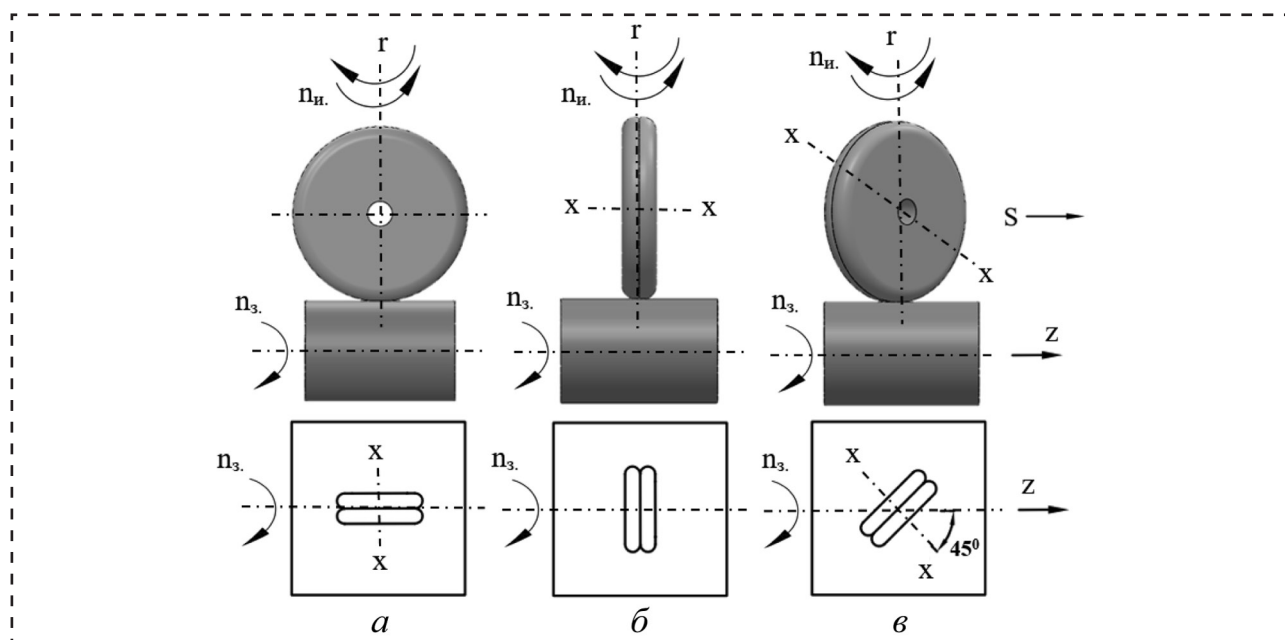


Рис. 1. Кинематические схемы ориентации торoidalного ролика при реверсивном поверхностном пластическом деформировании цилиндрических деталей:

а — ось вращения ролика расположена перпендикулярно направлению подачи S (ось z); *б* — ось вращения ролика совпадает с направлением подачи S (ось z); *в* — ось вращения ролика образует угол 45 град. с направлением подачи S (ось z)

На рис. 2 показаны главные компоненты тензора напряжений в цилиндрической системе координат при локальном нагружении: радиальные σ_r , тангенциальные σ_ϕ и осевые напряжения σ_z .

Двухрадиусный ролик совершает реверсивное вращение с частотой n_n относительно вертикальной оси r (см. рис. 2) и перемещается в осевом направлении по направлению подачи S , а также внедряется в обрабатываемую поверхность с натягом t . Для проведения расчетов по определению НДС процессов нагружения приняты следующие условия и режимы обработки: тип индентора — двухрадиусный ролик диаметром $D = 30$ мм с приведенным радиусом $r = 2,5$ мм; материал — твердый сплав ВК8; модуль упругости $E = 6 \cdot 10^5$ МПа; коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$; натяг $t = 0,075$ мм; частота реверса двухрадиусного ролика $n = 300$ дв. ход./мин; коэффициент трения в зоне контакта рабочего инструмента с цилиндром $f = 0,1$; амплитуда угла осцилляции $\alpha = \pm 30$ град., продольная подача двухрадиусного ролика $S = 0,3$ мм/об., частота вращения заготовки $n_z = 100$ мин⁻¹.

Характеристики заготовки: в качестве заготовки был использован цилиндр диаметром 20 мм; материал сталь 45, упругопластический, упрочняющийся; модуль упругости $E = 2 \cdot 10^5$ МПа; коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$; диаграмма деформирования материала — билинейная (предел текучести $\sigma_T = 360$ МПа, модуль упрочнения $E_T = 1,45 \cdot 10^3$ МПа).

Для оценки напряженного состояния в разных точках цилиндрического образца с учетом главных компонент тензора напряжений необходимо определить интенсивность временных и остаточных напряжений по осям Oz (осевые $\sigma_z^{\text{ост}}$), Or (радиальные $\sigma_r^{\text{ост}}$), $O\phi$ (тангенциальные $\sigma_\phi^{\text{ост}}$). При этом остаточные напряжения и интенсивность деформаций цилиндрического образца по Мизесу ($\sigma_i^{\text{ост}}$, ϵ_i) определяются как [21, 22]:

$$\sigma_i^{\text{ост}} = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_z^{\text{ост}} - \sigma_\phi^{\text{ост}})^2 + (\sigma_\phi^{\text{ост}} - \sigma_r^{\text{ост}})^2 + (\sigma_r^{\text{ост}} - \sigma_z^{\text{ост}})^2]}, \quad (1)$$

где $\sigma_z^{\text{ост}}$, $\sigma_r^{\text{ост}}$, $\sigma_\phi^{\text{ост}}$ — компоненты остаточных напряжений, действующих по осям Oz , Or , $O\phi$. По аналогичной формуле определяется и интенсивность временных напряжений ($\sigma_i^{\text{вп}}$).

$$\epsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{[(\epsilon_z - \epsilon_\phi)^2 + (\epsilon_\phi - \epsilon_r)^2 + (\epsilon_r - \epsilon_z)^2]}, \quad (2)$$

где ϵ_z , ϵ_r , ϵ_ϕ — компоненты деформаций, действующий по осям Oz , Or , $O\phi$.

Результаты компьютерного моделирования процессов обработки

При реверсивном поверхностном пластическом деформировании в очаге деформации возникают временные, а в упрочненных поверхностных слоях цилиндрических образцов остаточные напряжения, которые являются основными показателями состояния поверхностного слоя при оценке напряженно-деформированного состояния. При этом временные напряжения возникают при постоянном воздействии внешних сил в зоне деформации, а остаточные напряжения остаются в деталях после прекращения их действия. Временные напряжения оказывают влияние на энергосиловые характеристики процесса и глубину упрочненного слоя, давление в зоне деформации, а также на прочность и износостойкость деформирующего инструмента. Большое влияние на усталостную прочность

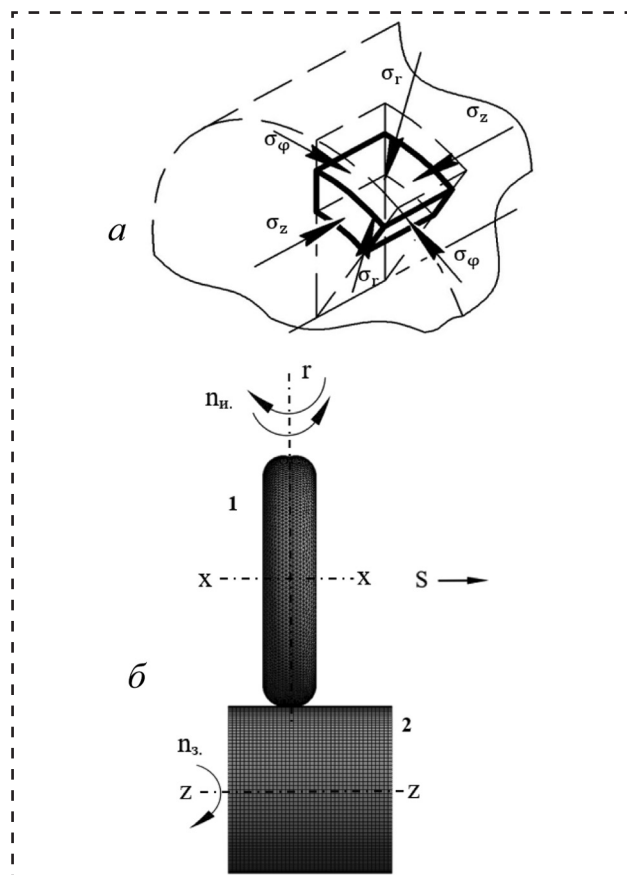


Рис. 2. Главные компоненты тензора напряжений в цилиндрической системе координат (а) и конечно-элементная модель при нагружении цилиндрического образца двухрадиусным роликом (б):

1 — двухрадиусный ролик; 2 — цилиндрический образец

деталей оказывают остаточные напряжения в поверхностных слоях. При действии сжимающих остаточных напряжений в поверхностных слоях значительно возрастает усталостная прочность [13].

На рис. 3 приведены поля распределения интенсивности временных (σ_i^{BP}) и остаточных напряжений (σ_i^{OCT}) при разной начальной ориентации рабочего инструмента (см. рис. 1).

Установлено, что начальное расположение двухрадиусного ролика на поверхности образца значительно влияет на напряженно-деформированное состояние поверхностного слоя детали в процессе

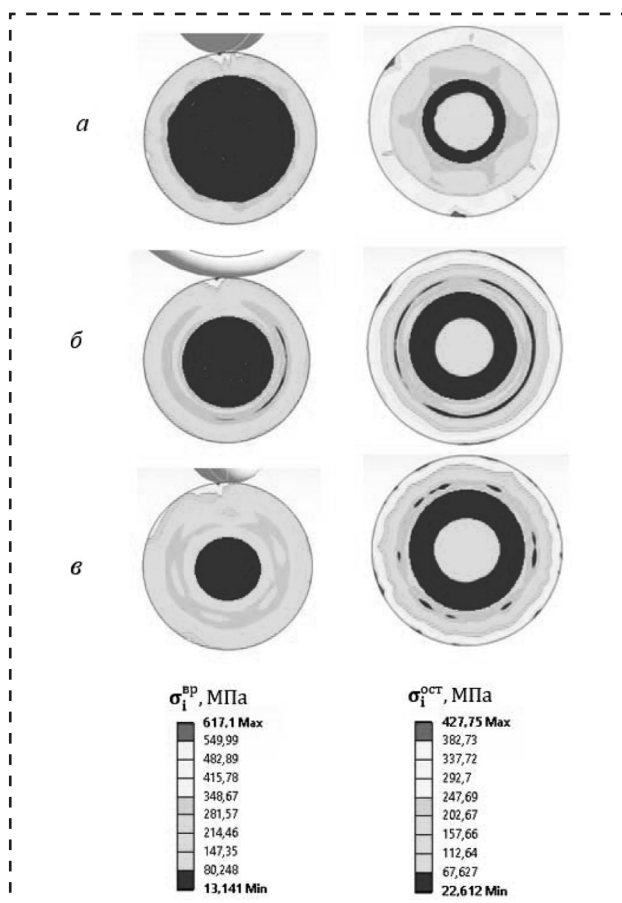


Рис. 3. Поля распределения интенсивности временных (σ_i^{BP}) и остаточных напряжений (σ_i^{OCT}) при разной начальной ориентации рабочего инструмента (см. рис. 1)

обработки. Анализ распределения полей интенсивности временных и остаточных напряжений показывает, что при реверсивном вращении двухрадиусного ролика ось вращения которого образует с направлением подачи S угол 45° (см. рис. 1, в), возникает наибольшая, а при реверсивном вращении двухрадиусного ролика, ось вращения которого расположена перпендикулярно направлению подачи S (см. рис. 1, а), — наименьшая интенсивность временных и остаточных напряжений.

На рис. 4 наглядно показана зависимость интенсивности максимальных временных (σ_i^{BP}) и остаточных напряжений

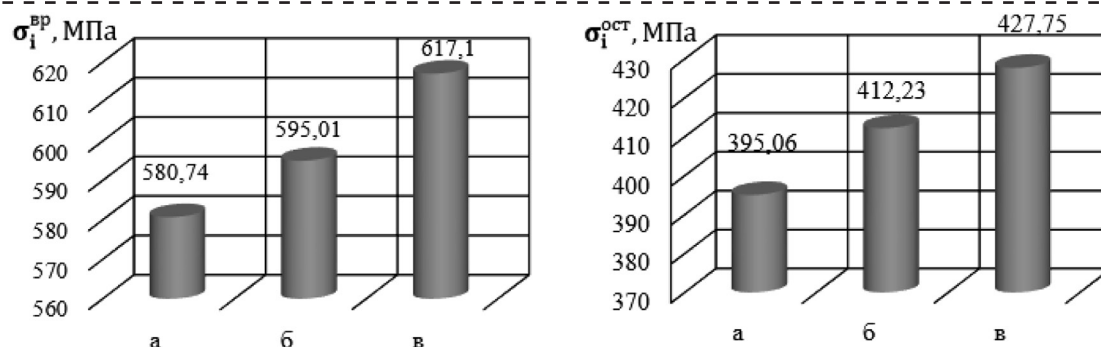


Рис. 4. Зависимость интенсивности максимальных временных (σ_i^{BP}) и остаточных напряжений ($\sigma_i^{ост}$) от начальной ориентации рабочего инструмента (см. рис. 1)

($\sigma_i^{ост}$) от начальной ориентации рабочего инструмента (см. рис. 1).

При выполнении исследования было установлено, что при расположении ролика по схеме *в* значения интенсивности максимальных временных напряжений более чем на 6,3% больше по сравнению со значением временных напряжений по схеме *а*, а остаточные напряжения больше на 8,3%.

Полученные значения главных компонент тензора максимальных временных и остаточных напряжений цилиндрических образцов при разной начальной ориентации двухрадиусного ролика представлены в таблице.

Как видно из таблицы, начальная ориентация двухрадиусного ролика на поверхности цилиндрического образца значительно влияет на величины компонент тензора временных и остаточных напряжений по всем осям координат (Oz , Or , $O\phi$). Наибольшие значения компонент временных и остаточных напряжений так-

же возникают при расположении ролика по схеме *в* (см. рис. 1).

На рис. 5 показано распределение интенсивности временных и остаточных напряжений (σ_i^{BP} и $\sigma_i^{ост}$) по глубине поверхностного слоя цилиндрического образца при разной начальной ориентации рабочего инструмента (см. рис. 1). Установлено, что поле с упруго-пластическими напряжениями занимает около 40% поперечного сечения образца.

Анализ рис. 5 показывает, что при всех схемах начальной ориентации двухрадиусного ролика интенсивность максимальных временных и остаточных напряжений возникает на поверхности цилиндрического образца и непрерывно понижается к центру цилиндра. Значения интенсивности временных и остаточных напряжений на поверхности цилиндра возрастают в следующей очередности: схемы *а*, *б*, *в* (см. рис. 1).

На рис. 6 представлено распределение главных компонент тензора временных

Значения главных компонент тензора максимальных временных и остаточных напряжений при разной начальной ориентации двухрадиусного ролика

Схема нагружения (см. рис. 1)	σ_z^{BP} , МПа	σ_ϕ^{BP} , МПа	σ_r^{BP} , МПа	$\sigma_z^{ост}$, МПа	$\sigma_\phi^{ост}$, МПа	$\sigma_r^{ост}$, МПа
<i>а</i>	−992,8	−1028,5	−1373,1	−389,52	−446,35	−450,0
<i>б</i>	−1006,1	−1035,4	−1391,18	−419,92	−464,11	−470,88
<i>в</i>	−1032,0	−1046,1	−1412,8	−432,41	−470,19	−483,34

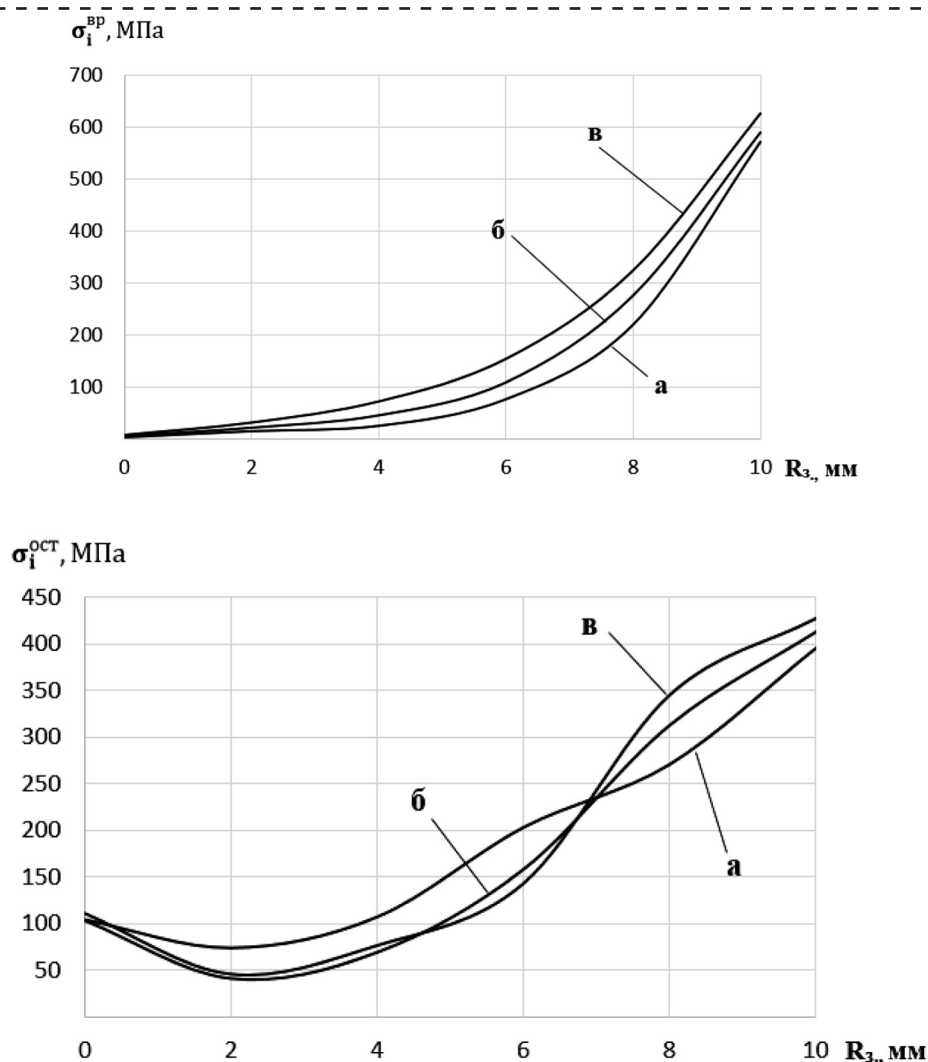


Рис. 5. Распределение интенсивности временных и остаточных напряжений (σ_i^{BP} и $\sigma_i^{ост}$) по глубине поверхностного слоя цилиндрических образцов при разной ориентации рабочего инструмента (см. рис. 1)

и остаточных напряжений вдоль радиуса цилиндрического образца при реверсивном ППД двухрадиусным роликом по схеме *в* (см. рис. 1).

Из рис. 6 видно, что при постоянном воздействии двухрадиусного ролика в процессе реверсивного ППД в очаге деформации формируются максимальные сжимающие временные напряжения по осевому, радиальному и тангенциальному направлениям. После разгрузки в поверхностном слое цилиндра возникают максимальные сжимающие остаточные осевые и танген-

циальные напряжения $\sigma_\phi^{ост}$ и $\sigma_z^{ост}$, радиальные остаточные напряжения $\sigma_r^{ост}$ на поверхности детали равны нулю, а в центральной зоне формируются остаточные напряжения растяжения.

Деформация поверхностного слоя при реверсивном ППД

При реверсивном ППД поверхностного слоя цилиндрического образца двухрадиусным роликом формируется пластический слой, который изменяет микрострук-

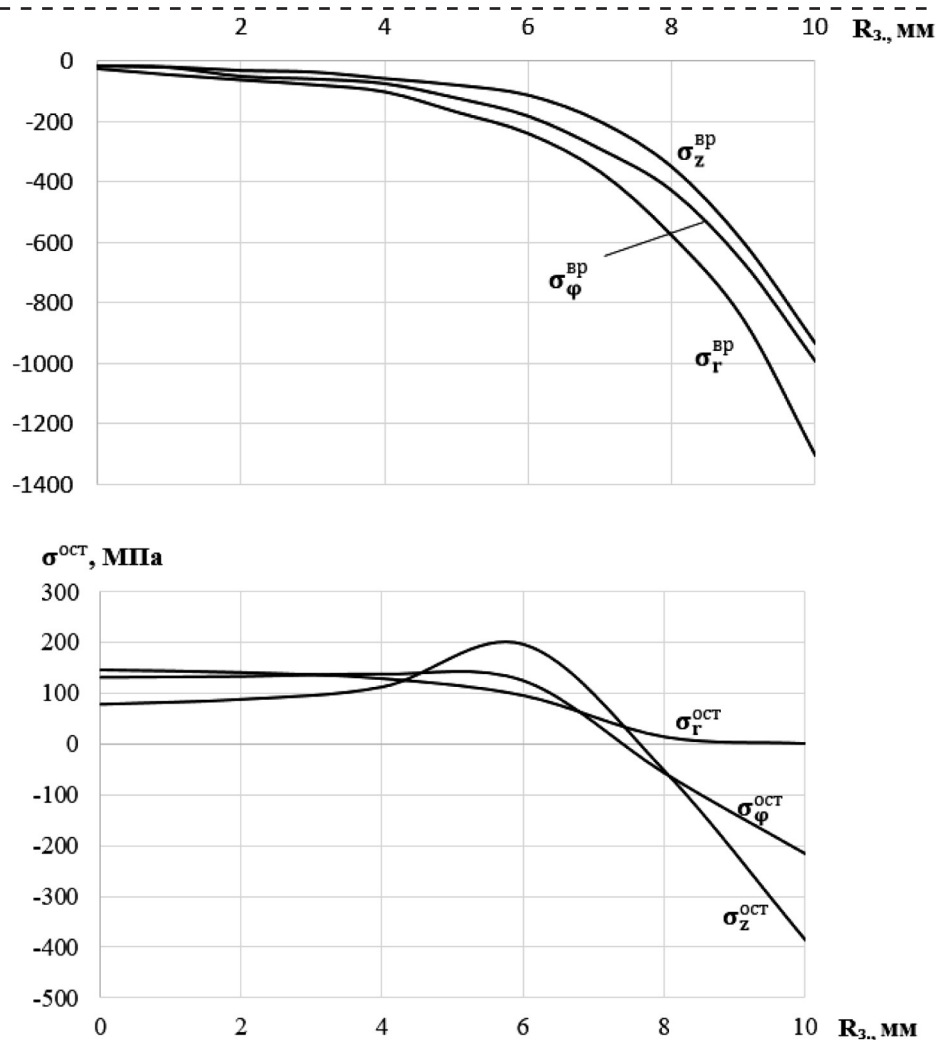


Рис. 6. Распределение главных компонент тензора временных и остаточных напряжений вдоль радиуса цилиндрического образца при реверсивном ППД двухрадиусным роликом по схеме *в* (см. рис. 1)

турное строение и физико-механические свойства основного металла, повышаются прочностные свойства, снижается пластичность, изменяется коррозионная стойкость и т.д. [22].

При обработке металлов давлением создаются пластические зоны, различные как по форме, так и по размерам, которые оказывают существенное влияние как на степень упрочнения, так и на разрушение металлических материалов, а также на сопротивление развитию трещин. Глубина пластической деформации является важным параметром при оценке физико-ме-

ханических и эксплуатационных свойств упрочненных деталей ППД. На рис. 7 показаны результаты определения интенсивности деформации после реверсивного ППД двухрадиусным роликом (см. рис. 1, *в*).

Из рис. 7 следует, что при реверсивном вращении двухрадиусного ролика (см. рис. 1, *в*) максимальная величина пластической деформации при реверсивном упрочнении достигает своего значения в зоне контакта цилиндра с рабочим инструментом. В слое толщиной $h > 1,875$ мм величина пластической деформации близка к нулю. Таким образом, зона пластиче-

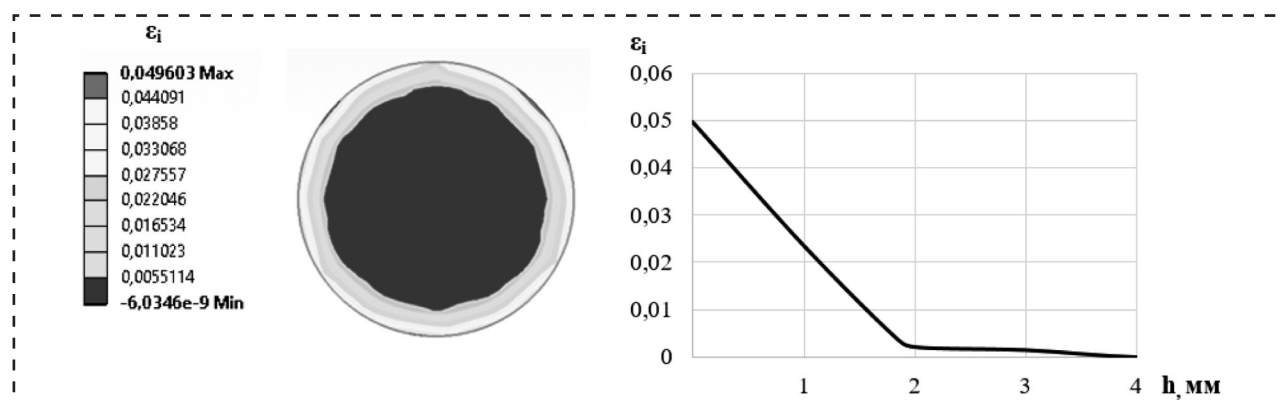


Рис. 7. Поля и график распределения пластической деформации в поперечном сечении образца после реверсивного ППД двухрадиусным роликом (см. рис. 1, в)

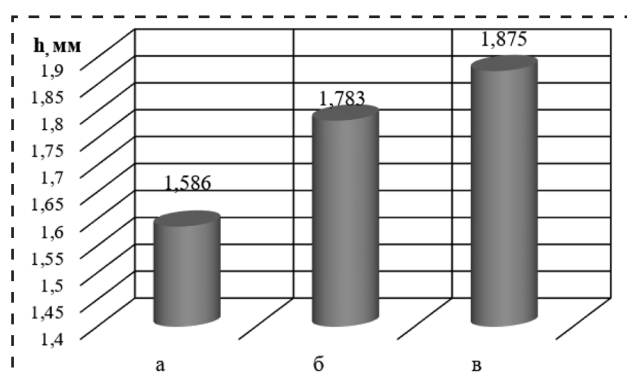


Рис. 8. Зависимость максимальной глубины пластической деформации от начальной ориентации рабочего инструмента (см. рис. 1)

ской деформации при нагружении двухрадиусным роликом с принятыми режимами обработки (см. рис. 1, в) находится в интервале $0 \leq h < 1,875$ мм. На рис. 8 приведены значения максимальной глубины пластической деформации в зависимости от начальной ориентации двухрадиусного ролика (см. рис. 1).

Из рис. 8 видно, что при реверсивном вращении двухрадиусного ролика по схеме в (см. рис. 1) достигается наибольшая глубина пластической деформации, которая на 18,2% выше, чем глубина пластической деформации при реверсивном вращении двухрадиусного ролика по схеме а (см. рис. 1).

Полученные результаты исследования доказывают эффективность реверсивного

поверхностного пластического деформирования с учетом начальной ориентации двухрадиусного ролика относительно поверхности цилиндрических деталей. С использованием конечно-элементного моделирования установлено, что ориентация ролика относительно поверхности цилиндра существенно влияет на напряженно-деформированное состояние и глубину пластической деформации в упрочненном слое цилиндра.

Выводы

Результаты моделирования процесса реверсивного ППД двухрадиусным роликом с использованием метода конечных элементов и компьютерной программы *ANSYS* позволяет сделать следующие выводы:

1. Разработана конечно-элементная модель процесса упрочнения для разной начальной ориентации двухрадиусного ролика относительно поверхности цилиндрического образца. Это позволило установить влияние начальной ориентации рабочего инструмента на напряженно-деформированное состояние в очаге деформации и в упрочненном слое цилиндрических деталей. Результаты моделирования и численных расчетов показали эффективность реверсивного поверхностного пла-

стического деформирования при расположении двухрадиусного ролика относительно направления перемещения подачи под углом 45° .

2. При одинаковых условиях упрочнения значение интенсивности временных и остаточных напряжений возрастает в следующей очередности: схемы *а*, *б*, *в* (см. рис. 1). При этом упрочнение двухрадиусным роликом (см. рис. 1, *в*) приводит к повышению значений интенсивности максимальных временных напряжений более чем на 6,3% по сравнению со значением временных напряжений при схеме *а* (см. рис. 1), а остаточные напряжения выше на 8,5%.

3. При реверсивном вращении двухрадиусного ролика по всем вариантам начального положения (см. рис. 1) глубина пластической деформации находится в пределах от 1,586 до 1,875 мм. Глубина пластической деформации увеличивается в очередности, описанной для напряжений. При реверсивном вращении двухрадиусного ролика по схеме *в* (см. рис. 1) достигается наибольшая глубина пластической деформации, которая на 18,2% выше по сравнению со значением глубины пластической деформации при реверсивном вращении двухрадиусного ролика по схеме *а* (см. рис. 1).

Список литературы

1. **Справочник технолога** / Под общей ред. А.Г. Сулова. М.: Инновационное машиностроение, 2019. 800 с.
2. **Смелянский В.М.** и др. Упрочнение деталей. Машиностроение. Энциклопедия в 40 т. М.: Машиностроение, 2000. Т. 3. 439 с.
3. **Васильев А.С., Дальский А.М., Золоторевский Ю.М.** и др. Направленное формирование свойств изделий в машиностроении. М.: Машиностроение, 2005. 352 с.
4. **Зайдес С.А., Забродин В.А., Мураткин В.Г.** Поверхностное пластическое деформирование. Иркутск: ИГТУ, 2002. 304 с.
5. **Алехин В.П.** Физика прочности и пластичности поверхностных слоев материалов. М.: Наука, 1983. 280 с.
6. **Приходько В.М., Петрова Л.Г., Чудина О.В.** Металлофизические основы разработки упрочняющих технологий. М.: Машиностроение, 2003. 384 с.
7. **Смелянский В.М.** Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 2002. 299 с.
8. **Одинцов Л.Г.** Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 1987. 328 с.
9. **Блюменштейн В.Ю., Кречетов А.А., Махалов М.С.** Современные конкурентоспособные технологии отделочно-упрочняющей обработки поверхностным пластическим деформированием // Упрочняющие технологии и покрытия. 2012. № 7. С. 7–12.
10. **Лебедев В.А.** Эффективные технологии поверхностного пластического деформирования и комбинированной обработки / Под ред. А.В. Киричек. М.: Издательский дом «Спектр», 2014. 403 с.
11. **Букатый А.С.** Повышение точности изготовления ответственных деталей двигателей средствами статического и динамического моделирования // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2014. Т. 16. № 6 (2). С. 374–377.
12. **Поляк М.С.** Технология упрочнения. М.: Машиностроение, 1995. 688 с.
13. **Сулов А.Г.** Качество поверхностного слоя деталей машин. М.: Машиностроение, 2000. 320 с.
14. **Матлин М.М., Лебский С.Л.** Прогнозирование глубины наклепанного слоя при комбинированном упрочнении // Вестник машиностроения. 2001. № 4. С. 56–58.
15. **Патент:** Способ поверхностного пластического деформирования наружных поверхностей тел вращения / RU № 2758713, МПК В24В 39/04, опубликовано 01.11.2021.
16. **Патент:** Способ поверхностного пластического деформирования цилиндрических деталей / RU № 2753807, МПК В24В 39 / 04, опубликовано 23.08.2021.
17. **Патент:** Способ поверхностного пластического деформирования / RU № 2707844, МПК В24В 39/04, опубликовано 29.11.2019.
18. **Патент:** Способ поверхностного пластического деформирования / RU № 2666205, МПК В24В 39 / 04, опубликовано 06.09.2018.
19. **Lindgaard E., Bak B.L.V., Glud J.A., Sjolund J., Christensen E.T.** A user programmed cohesive zone finite element for ANSYS Mechanical // Engineering Fracture Mechanics. 2017. V. 180. P. 229–239. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.05.026>.
20. **Mohanavel V., Prasath S., Arunkumar M., Pradeep G.M., Babu S. Surendra.** Modeling and stress analysis of aluminium alloy based composite pressure vessel through ANSYS software // Material study: Proceedings. 2021. V. 37. P. 2. P. 1911–1916. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.07.472>.
21. **Wang Yuan-Zuo, Li Guo-Qiang, Wang Yan-Bo, Lyu Yi-Fan.** Simplified method to identify full von Mises stress-strain curve of structural metals // Journal of Constructional Steel Research. 2021. V. 181. 106624. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2021.106624>.
22. **Hro K.K.** Исследование внеконтактных деформаций при локальном нагружении // Вестник науки и образования Северо-Запада России. 2015. Т. 1. № 3. С. 6–13.

Особенности формирования микроструктуры металлостеклянных композиционных материалов на основе порошка карбонильного железа

Ю.А. ГЕТМАНОВСКИЙ*, аспирант, И.М. МАЛЬЦЕВ, канд. техн. наук, доцент, А.А. ХЛЫБОВ, док. техн. наук, проф., Е.С. БЕЛЯЕВ, канд. техн. наук, доцент, С.С. БЕЛЯЕВА, аспирант, И.М. ШИШКИНА, магистрант

ФГБОУ ВО «Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева», г. Нижний Новгород, 603950, Российская Федерация

*E-mail: getmanovskij@yandex.ru

DOI: 10.31044/1684-2499-2022-0-12-21-27

Статья поступила в редакцию 02.06.2022

Принята после доработки 21.07.2022

Принята к публикации 24.08.2022

Представлена исследовательская экспериментальная работа, проведенная с целью получения композиционного антифрикционного материала, обладающего повышенными эксплуатационными свойствами. С этой целью был получен материал на основе железа. Рассмотрены особенности структурообразования композиционных металлостеклянных материалов на основе порошка карбонильного железа методами порошковой металлургии. В исследовании изучается связь между способом получения материала и особенностью его микроструктуры. Устанавливается связь между составом и структурой полученных композиционных материалов и их свойствами. Проведен микроструктурный анализ полученных образцов при помощи цифрового оптического микроскопа РЭМ VEGA3 TESKAN.

Ключевые слова: порошковая металлургия, металлостеклянные материалы, ситаллизация, микроструктура, свободная энергия спекания.

Введение

Поиски путей повышения износостойкости узлов трения на железной основе привели к созданию материалов, поры которых заполнены ситаллизированным стеклом. Для изготов-

ления материалов используются методы порошковой металлургии (ПМ), которые позволяют синтезировать материалы со специальными свойствами, используя металлические и неметаллические составляющие [1, 2].

Металлостеклянные материалы (МСМ) обычно имеют высокие механические свойства, определяемые металлической фазой с учетом ее пористости, и хорошую коррозионностойкость, так как открытые поры заполнены стеклом, исключающим доступ агрессивных реагентов внутрь материала. Положительными свойствами металлостеклянных материалов являются низкий коэффициент трения, отсутствие способности к схватыванию с материалом контртела и высокая прочность. При правильном выборе состава металлической составляющей и материала сопряженной детали МСМ могут обладать высокой износостойкостью, так как в этом случае можно легко выполнить основное правило создания износостойкого материала — сочетание мягкой металлической матрицы с твердыми стеклянными включениями [3, 4].

В пористых металлостеклянных материалах стеклянная фаза снижает прочность, пластичность и упругость материала. В этом случае механические свойства определяются соответствующими механическими характеристиками спеченного металлического каркаса. При получении беспористых металлостеклянных материалов стеклянная фаза ситализируется и повышает общую прочность материала по сравнению с пористыми [5]. Широкое использование и уникальные свойства металлостеклянных материалов послужили толчком для проведения исследования в области получения шихты металлостеклянных деталей, поскольку, зная процессы, протекающие во время обработки в высокоэнергетической мельнице, можно

прогнозировать и «конструировать» материалы с необходимыми свойствами [6, 7].

Целью проведения работы было исследование процессов, протекающих при формировании композиционных металлостеклянных материалов, и особенностей получаемой структуры.

Методика эксперимента

Для проведения эксперимента использовался композиционный металлостеклянный материал. В качестве матрицы был выбран металлический порошок марки ВК-1 (ТУ 2436-005-74439740—14), средняя фракция составляла 10 мкм, микроструктура представлена на рис. 1, а. Использование порошка карбонильного железа обусловлено тем, что он является наиболее широко применяемым при получении композиционных металлостеклянных материалов [8]. В качестве наполнителя был выбран порошок боя тарного стекла БТ-1 (ГОСТ Р 52022—2003), фракцией 40 мкм, состав представлен в табл. 1, микроструктура порошка показана на рис. 1, б. Порошок боя тарного стекла был получен при помощи размола стекла в планетарной мельнице и дальнейшего его разделения на фракции при помощи сит. Порошок фракции 40 мкм был выбран в качестве матрицы композиционного материала по той причине, что в его составе отсутствуют примеси иных фракций.

Измерение фракций порошка проводилось при помощи лазерного спектроанализатора MICROTRAC3000.

Для проведения исследования были изготовлены образцы металлических композиционных материалов, объемная доля

1. Химический состав порошка боя тарного стекла БТ-1

Группа стекла	Марка стекла	Содержание оксидов, % (мас.)				
		SiO ₂	Al ₂ O ₃ + Fe ₂ O ₃	CaO + MgO	Na ₂ O ₃	Sp ₃
Бесцветное	БТ-1	72	2,5	11	14	0,5

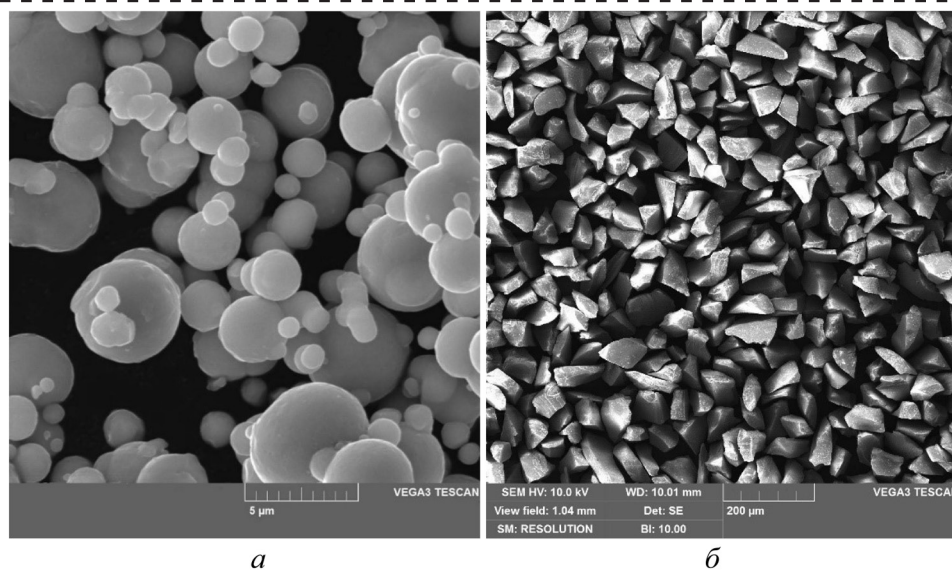


Рис. 1. Микроструктура частиц порошка (РЭМ *VEGA3 TESKAN*, $\times 1000$):
 а — ВК-1; б — БТ-1

стеклянного наполнителя составляла 15%, размер фракции 40 мкм. Технология прессования проходила по следующей схеме:

1. смешивание исходной шихты;
2. формование при помощи гидравлического пресса с усилием прессования составляло 40 МПа, удельное давление — 7,56 кН/см²;
3. спекание полученных прессовок при заданных температурах в защитной атмосфере Н₂ при температурах 900, 1000, 1100 °С в течение 60 минут.

Экспериментальная часть

Выбор режимов прессования и спекания основан на результатах, полученных в ряде работ [9, 10].

Анализ микроструктуры позволяет определить такие параметры материала, как размеры зерен и включений до и после компактирования, величину изменения внутренней энергии, наличие пор и неметаллических включений, оказывающих влияние на эксплуатационные характеристики изделия из изучаемого материала. Для анализа превращений, протекающих

при спекании, необходимо рассчитать следующие параметры: размер зерна прессовок до спекания, после спекания и свободную энергию, образующуюся при компактировании.

1. Определение размеров зерна прессовок до спекания

Средний диаметр частиц до спекания определяется по формуле Де Брукера, преимуществом такого подхода является то, что он более чувствителен к крупным частицам, занимающим наибольший объем образцов [11]. Формула Де Брукера имеет вид:

$$D = \frac{\sum n_i D_i^4}{\sum n_i D_i^3}, \quad (1)$$

где n_i — частота встречаемости частиц кластера, имеющих средний диаметр; D_i — средний диаметр частиц.

Размер частиц порошка стекла и ВК-1 определялся экспериментальным методом при помощи лазерного спектроанализатора *MICROTRAC3000*.

2. Определение размеров зерна прессовок после спекания

Средний диаметр частиц после спекания определялся при помощи вычислительного комплекса *SPECTROMET*. На основании полученных из программы данных определялось среднее значение согласно принципу аддитивности [12].

3. Определение свободной энергии, образующейся при компактировании

Расчет свободной энергии производится согласно методу, предложенному Левинским [13]. Он сводится к тому, что свободная энергия дисперсных материалов прямо пропорциональна произведению удельной поверхности образца и поверхностной энергии:

$$E = S_{\text{уд}} \sigma, \quad (2)$$

где $S_{\text{уд}}$ — удельная поверхность образца; σ — поверхностная энергия образца.

Удельная поверхность образца, представленного на рис. 2, может быть вычислена как отношение площади поверхности образца к его массе:

$$S_{\text{уд}} = \frac{S_{\text{пов}} + S_{\text{пор}} - S_{\text{отв. пор}}}{m}, \quad (3)$$

где $S_{\text{пов}}$ — площадь поверхности образца по его размерам, в данном случае площадь поверхности образца в форме параллелепипеда, см²; $S_{\text{пор}}$ — площадь поверхности пор в толще пористого образца, см²; $S_{\text{отв. пор}}$ — площадь поверхности отверстий пор на образце, см².

Так как полученные в ходе исследования образцы являются беспористыми, расчетная формула преобразуется в следующий вид:

$$S_{\text{уд}} = \frac{S_{\text{пов}}}{m}, \quad (4)$$

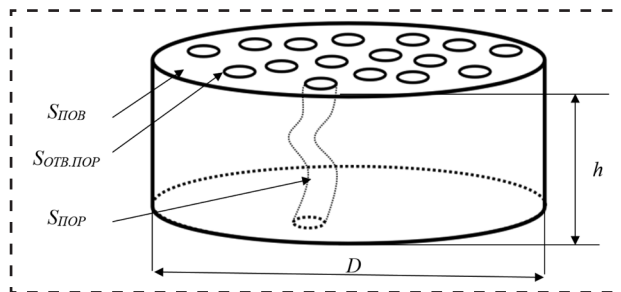


Рис. 2. Схема образца с обозначением вычисляемых площадей поверхности

где $S_{\text{пов}}$ — площадь поверхности образца; m — масса образца. Площадь поверхности образца, в свою очередь, определяется как

$$S_{\text{пов}} = \frac{\pi D^2}{4} + \pi Dh, \quad (5)$$

где D — диаметр образца; h — высота образца.

На представленном графике (рис. 3) отображены зависимости свободной энергии частиц и размеров зерен от температуры спекания. Свободная энергия уменьшается с увеличением температуры, а размер зерен увеличивается. Так как в единице поверхности заключена поверхностная энергия определенной величины, то укрупнение зерна приводит к уменьшению суммарной поверхности и, следовательно, к уменьшению запаса свободной энергии в системе. Практически рост зерен продолжается до их некоторого среднего размера в связи с тормозящим влиянием посторонних включений, находящихся по границам зерен. Это поры, примеси и пленки на поверхности порошковых частиц.

Увеличение размера зерен при сравнительно небольших температурах происходит в поверхностных слоях прессовки. С повышением температуры рекристаллизация происходит во всем объеме прессовки и носит название межчастичной рекристаллизации. В общем случае спеченные прессовки характеризуются

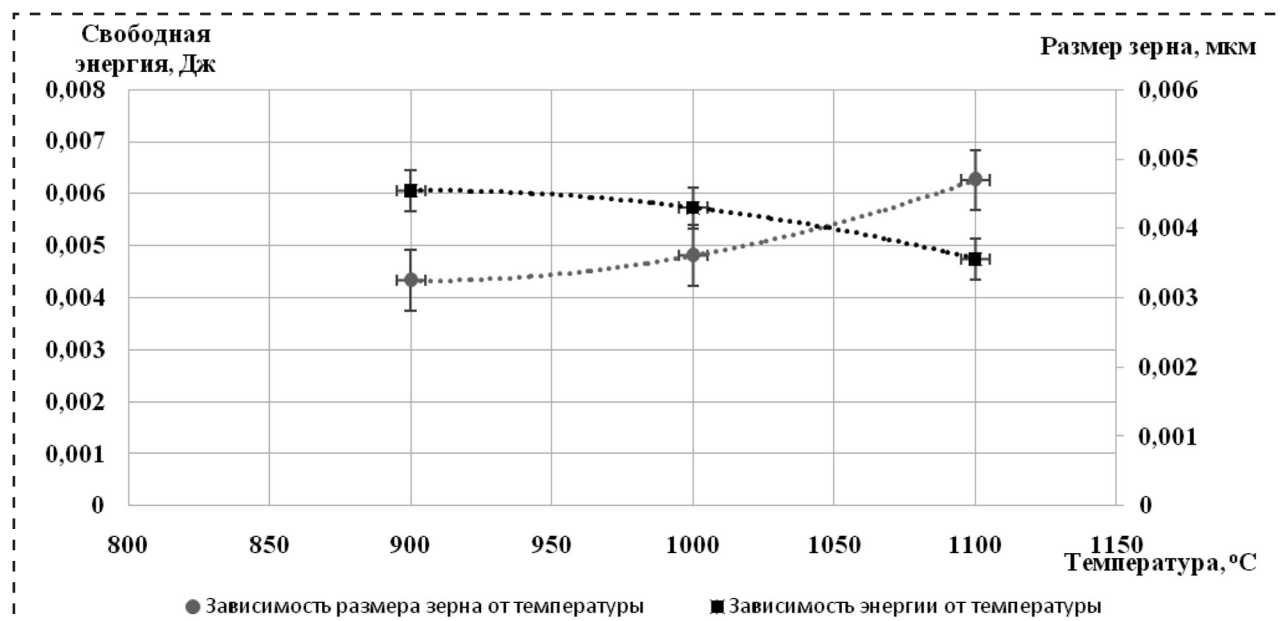


Рис. 3. Зависимость свободной энергии и среднего размера зерна от температуры спекания

ются сравнительно небольшими размерами зерен.

В образце, показанном на рис. 4, средний диаметр частиц до спекания составлял 39,687 мкм, после спекания — 4,33 мкм. За счет малого количества стеклянного на-

полнителя упрочненная фаза равномерно распределяется по поверхности образца. Наличие малых по размеру агломератов можно объяснить неполным протеканием процесса ситализации, в ходе которого образуется фаза фаялит, окруженная

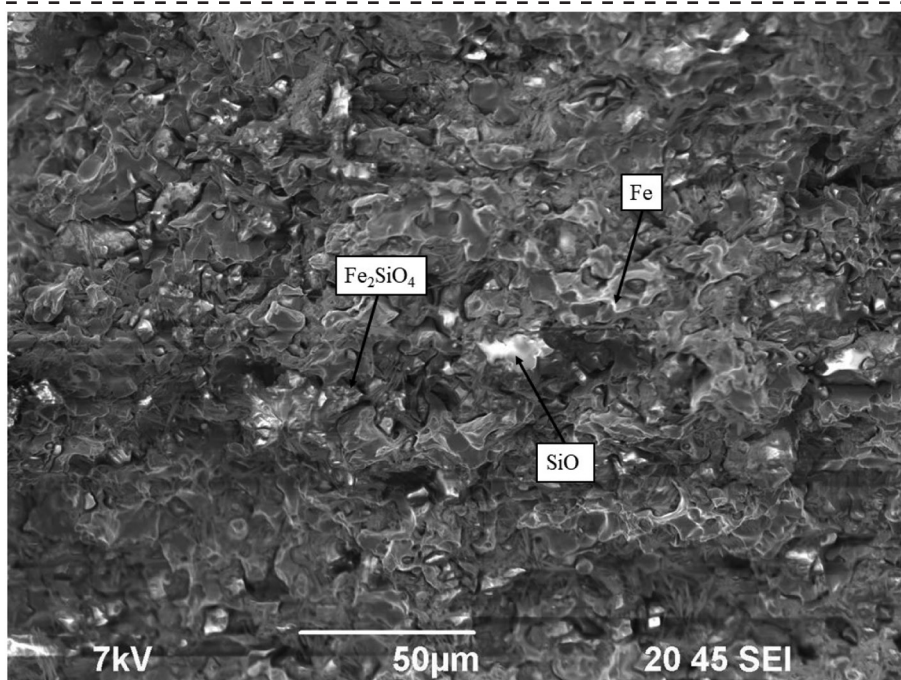


Рис. 4. Микроструктура образца, спекшегося при температуре 900 °C, ×1000

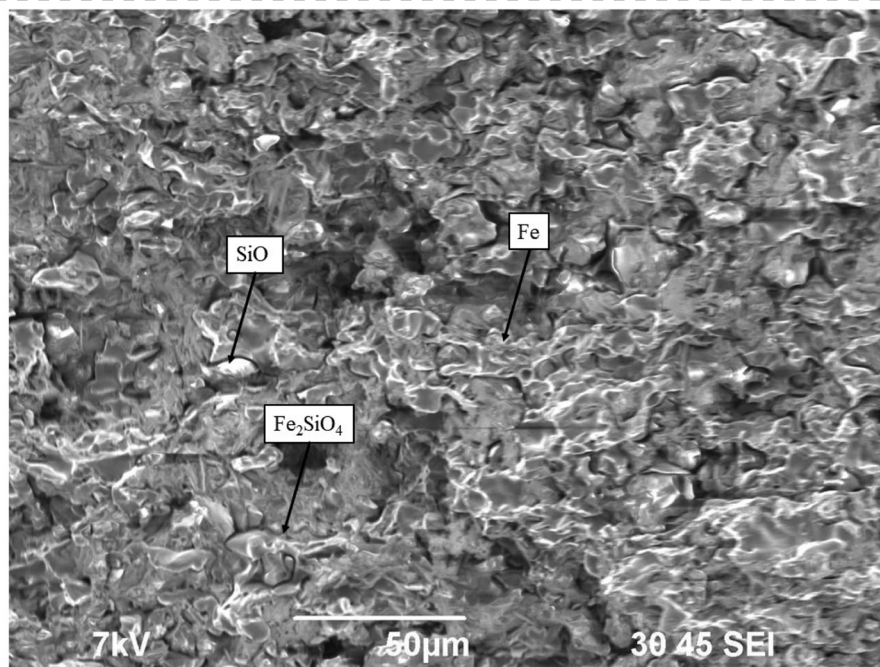


Рис. 5. Микроструктура образца, спеченного при температуре 1000 °С, $\times 1000$

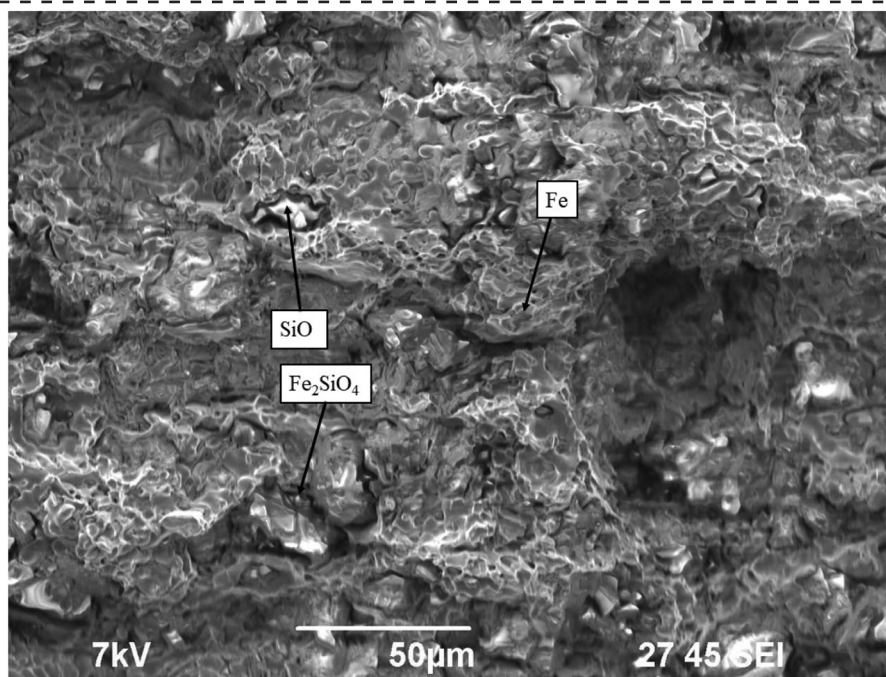


Рис. 6. Микроструктура образца, спеченного при температуре 1100 °С, $\times 1000$

включениями оксида кремния. Это позволяет повысить ударную вязкость. Однако из-за того, что сетка упрочненной фазы неравномерна, наблюдается градиент ми-

кротвердости. Однако такая сетка достаточна для повышения износостойкости.

В образце, показанном на рис. 5, средний диаметр частиц до спекания состав-

лял 79,91 мкм, после спекания — 7,42 мкм. На микроструктуре видно неравномерно распределенное содержание упрочненной фазы, это может быть объяснено тем, что недостаточно высокая температура не позволила в полной мере протекать процессу ситаллизации. Такое распределение упрочненной фазы негативно сказывается на микротвердости, снижая ее. Крупные агломераты упрочненной фазы выступают в роли концентраторов напряжения, снижая ударную вязкость. Кроме того, сетка упрочненной фазы не обеспечивает полного перекрытия поверхности, что, в свою очередь, понижает значение относительной износостойкости.

В образце, показанном на рис. 6, средний диаметр частиц до спекания составлял 39,687 мкм, после спекания — 6,26 мкм. На поверхности видны фазовые включения фаялита (Fe_2SiO_4), равномерно распределенные по всему объему образца. Фаялит обеспечивает высокую твердость. На границах зерен образуются неметаллические включения SiO_2 , что приводит к локальному снижению твердости и увеличению пластичности в этих зонах.

Выводы

Исходя из полученных изображений микроструктуры композиционного материала на основе порошка карбонильного железа, можно сделать вывод о том, что образование упрочненной фазы фаялит зависит от температуры спекания и содержания стеклянного наполнителя, при температуре 900 °С на образование фаялита оказывает влияние размер фракции. Мелкая фракция активнее участвует в ситаллизации, при этом весь оксид кремния превращается в фаялит. В случае использования более крупной фракции при низких температурах ситаллизация не успевает

протекать в полной мере, вследствие чего образуется фаза SiO_2 , обладающая низкой твердостью, но повышающая ударную вязкость, связывая агломераты фаялита.

Список литературы

1. Рудской А.И., Баурова Н.И. Технологическая наследственность при производстве и эксплуатации композиционных материалов // *Технология металлов*. 2019. № 2. С. 2—10. DOI: 10.31044/1684-2499-2019-2-0-2-10.
2. Bagluk G.A., Kurovskiy V., Kostenko O. Effect of metal phase composition on mechanical and tribological properties of Fe-glass composites // XIII International Scientific Congress «Machines. Technologies. Materials. 2016.» 14—17.09.2016. Varna, Bulgaria. II. P. 23—28.
3. Кипарисов С.С., Либенсон Г.А. Порошковая металлургия. М.: Металлургия, 1986. 496 с.
4. Власюк Р.З., Луговская Е.С., Радомыслский И.Д. Металлостеклянный материал // *Порошковая металлургия*. 1971. № 5. С. 657—660.
5. Siddika A., Hajimohammadi A., Sahajwalla V. Powder sintering and gel casting methods in making glass foam using waste glass: A review on parameters, performance, and challenges // *Ceramics International*. 2022. V. 48. No 2. P. 1494—1511. DOI: 10.1016/j.ceramint.2021.10.066.
6. Витязь П.А., Ильюшенко А.Ф., Савич В.В. Порошковая металлургия и металлургические аддитивные технологии. По материалам европейского конгресса порошковой металлургии Euro PM2017 // *Порошковая металлургия: респ. межвед. сб. науч. тр.* 2017. Вып. 40. С. 5—14. DOI: 10.17073/1997-308X-2019-1-98-106.
7. **Современные методы и технологии** создания и обработки материалов. Сборник научных трудов. В 3-х книгах / Главный редактор Белый А.В. Минск, 2018. Т. 1. Материаловедение. 295 с.
8. Бойцова В.В., Колобов М.Ю., Максимов А.С. Технология изготовления порошковых металлостеклянных железуграфитовых материалов // *Надежность и долговечность машин и механизмов*. 2018. С. 284—287.
9. Halim Q., Mohamed N.A.N., Rejab M.R.M. Metallic glass properties, processing method and development perspective: a review // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2021. V. 112. No 5, 6. P. 1231—125. DOI: 10.1007/00170-020-06515-z.
10. Trzepieciński T., Najm S.M., Shayti M. New advances and future possibilities in forming technology of hybrid metal—polymer composites used in aerospace applications // *Journal of Composites Science*. 2021. V. 5. No 8. DOI: 10.3390/jcs5080217.
11. Домкин К.И., Трусев В.А., Недорезов В.Г. Оптические методы определения размеров мелкодисперсных материалов // *Труды международного симпозиума «Надежность и качество»*. 2011. Т. 2. С. 154—158.
12. Преображенский А.П., Токарева Н.М. Применение аддитивных технологий в порошковой металлургии // *Вестник Воронежского института высоких технологий*. 2018. № 1 (24). С. 81—84.
13. Левинский Ю.В. Безразмерный критерий дисперсности кристаллических тел // *Письма в Журнал технической физики*. 2003. Т. 29. № 5. С. 49—53.

Особенности финишной обработки незакрепленным абразивом деталей из порошковых материалов

В.А. СКРЯБИН*, д-р техн. наук, проф., А.Е. ЗВЕРОВЩИКОВ, д-р техн. наук, проф.

ФГБОУ ВО «Пензенский государственный университет», г. Пенза, 440026,
Российская Федерация

*E-mail: vs_51@list.ru

DOI: 10.31044/1684-2499-2022-0-12-28-32

Статья поступила в редакцию 25.04.2022

Принята после доработки 02.06.2022

Принята к публикации 24.08.2022

Приведены результаты экспериментальных исследований обработки деталей из порошковых материалов. Показаны особенности формирования пористой структуры поверхности при финишной абразивной обработке деталей из порошковых материалов.

Ключевые слова: экспериментальные исследования, финишная абразивная обработка, детали, пористая структура поверхности, порошковые материалы.

При эксплуатации деталей из порошковых материалов одним из основных факторов, определяющих их долговечность, является пористость поверхности. Многие известные способы финишной обработки не позволяют в полной мере обеспечить высокое качество поверхностей деталей из порошковых материалов. На поверхностях таких деталей имеются многочисленные поры, в которые могут быть шаржированы продукты износа обрабатывающей среды, а также непосредственно и сами абразивные зерна (рис. 1) [1, 2]. Исходная поверхность порошковых материалов (см. рис. 1) характеризуется наличием пор большой величины, средний размер которых находится

в диапазоне 10–25 мкм как по диаметру, так и по глубине, а также микротрещинами, образовавшимся в поверхностном слое в процессе усадки материала после операций прессования и спекания [1, 3].

Теоретическими и экспериментальными исследованиями [1] установлено, что при камерном полировании (рис. 2) доминирующее абразивное воздействие на поверхность детали оказывается на дуге контакта с уплотненным абразивным слоем, величина которой определяется предельно возможной деформацией слоя при конкретных технологических параметрах процесса полирования, т.е. основное упругое воздействие оказывается упругодеформируемым уплотненным абразивным слоем,

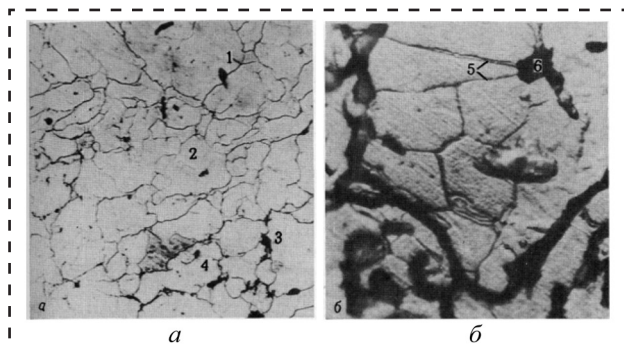


Рис. 1. Исходная поверхность спеченной детали из стали ПК40, микроструктура — феррит:

а — границы деформированных частиц (1), границы ферритных зерен в частицах (2), межчастичные (3) и внутрочастичные поры (4) ($\times 270$); *б* — возникновение трещин (5) внутри частичных пор (6) и дробление частицы на фрагменты при прессовании ($\times 640$)

форма которого обратна профилю детали. На рис. 2, *а* цилиндрические изделия 1 закрепляются на оси 2 и помещаются в абразивную суспензию 3, находящуюся в специальном контейнере 4, в котором смонтирована цилиндрическая оболочка 5, изготовленная из специальной резины. Рабочая суспензия сжимается при подаче на периметр оболочки сжатого воздуха. Обработка происходит при вращении оси

с деталями со скоростью V_d . На рис. 2, *б* при обработке плоская деталь перемещается со скоростью V_d . При обработке деталей образуются микроскопические стружки, по характеристикам которых затруднительно оценить производительность процесса их обработки [5].

Поэтому более точной и удобной оценкой производительности будет в этом случае расчет массового съема металла на основании среднестатистических характеристик единичных режущих элементов и размеров царапин на обрабатываемой поверхности, оставляемых единичными микровыступами абразивных зерен [1, 5—7]. В связи с этим представляется целесообразным выявить основные закономерности процесса взаимодействия детали с упругодеформируемым дискретным абразивным слоем.

К основным характеристикам этого процесса взаимодействия можно отнести следующие параметры: величину дуги контакта, положение дуги контакта относительно поверхности детали, распределение давления по дуге контакта, величину

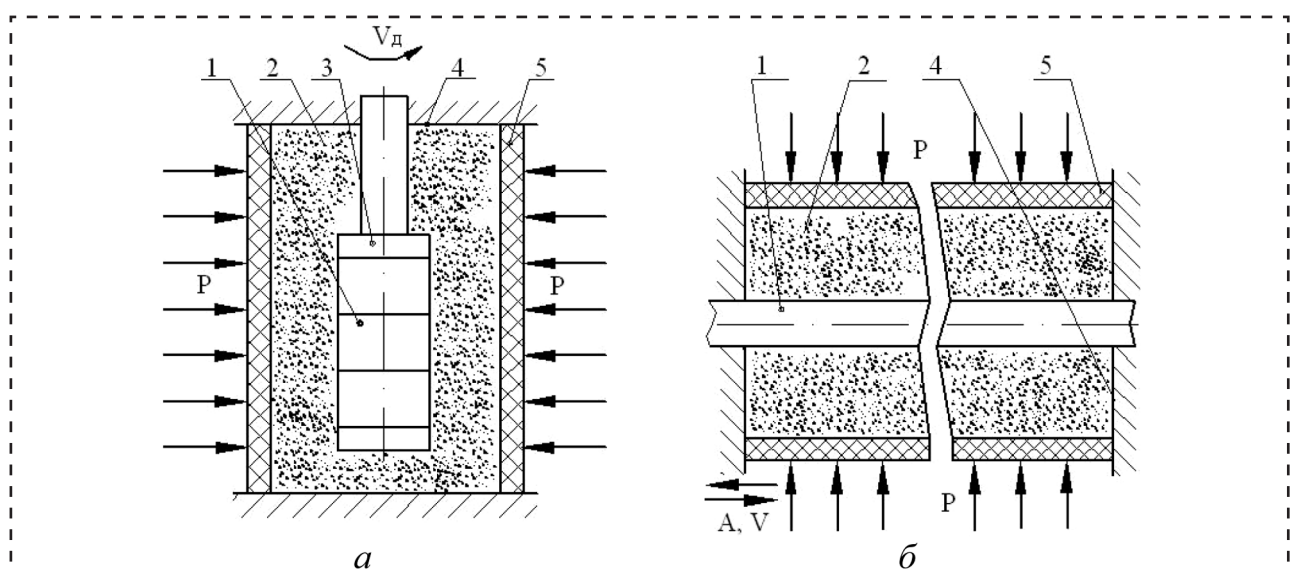


Рис. 2. Обработка деталей статически уплотненным абразивом:

а — обработка цилиндрических деталей; *б* — обработка плоских деталей

силы, действующей на единичное абразивное зерно.

При обработке деталей предлагаемым способом имеет место нагружение цилиндрического тела сжимающими силами, равномерно распределенными по внешней поверхности (рис. 3). В этом случае могут быть применены уравнения равновесия сил и уравнения совместности деформаций элементарного объема тела, которые можно определить, решая систему дифференциальных уравнений.

$$\begin{cases} \frac{d\sigma_R}{dR} \cdot R = \sigma_t - \sigma_R; \\ \frac{d\sigma_t}{dR} - \nu \cdot \frac{d\sigma_R}{dR} = \frac{1+\nu}{R} \cdot (\sigma_R - \sigma_t). \end{cases} \quad (1)$$

Решая данную систему уравнений при граничном условии

$$\sigma_R = P \text{ при } R = R_0, \quad (2)$$

где R_0 — радиус эластичной оболочки камеры, получим

$$\sigma_R = \sigma_t = P. \quad (3)$$

Напряжение σ_Z определим, исходя из условия невозможности деформации обрабатывающей среды в направлении оси OZ (корпус камеры считаем абсолютно жестким). С учетом этого получаем уравнение:

$$\sigma_Z - \nu(\sigma_R + \sigma_t) = 0, \quad (4)$$

из которого находим

$$\sigma_Z = 2\nu\sigma_R = 2\nu P. \quad (5)$$

Давление абразивной среды на обрабатываемую поверхность равно радиальным напряжениям при $R = R_0$ и, следовательно, имеем:

$$\sigma_R = P_2 = P. \quad (6)$$

Давление абразивной среды с учетом конструктивных параметров установки

и коэффициента Пуассона ν , действующее непосредственно на поверхность детали, можно определить в соответствии с работами [1, 10]:

$$P_2 = (\sigma_R)_{R=R_0} = P \cdot \left[1 - \frac{R^2 - R_0^2}{R^2 + \frac{(1+\nu)}{(1-\nu)} \cdot R_0^2} \right], \quad (7)$$

где R — радиус детали, R_0 — радиус эластичной оболочки корпуса камеры, σ_R — нормальная компонента напряжения в радиальном направлении, σ_t — нормальная компонента напряжения в окружном направлении.

На рис. 3 показана схема расчета давления обрабатывающей среды при обработке деталей типа тел вращения. Указанное выражение является решением поставленной задачи. Они устанавливают в первом приближении искомую взаимосвязь между давлением обрабатывающей абразивной среды на поверхность детали, конструктивными параметрами и условиями обработки.

Если порошковое тело рассматривать как совокупность различных по форме и размерам абразивных частиц, различ-

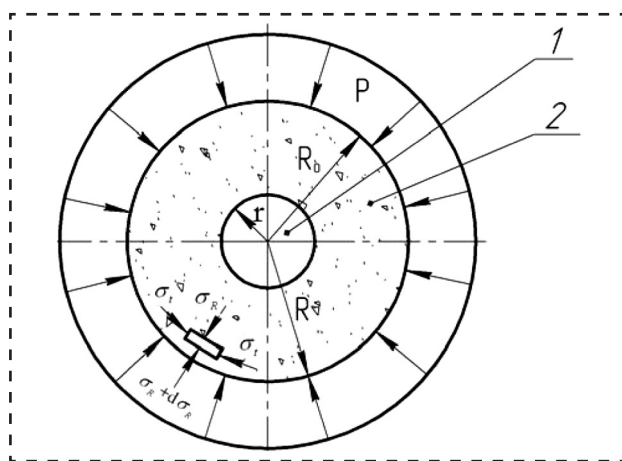


Рис. 3. Схема для расчета давления обрабатывающей среды при обработке поверхностей деталей типа тел вращения:

1 — обрабатываемая деталь; 2 — обрабатывающая среда

ным образом ориентированных друг относительно друга, то с точки зрения математической статистики влияние данной совокупности размеров и форм можно оценить через некоторый средний эквивалентный размер частиц приведенной эквивалентной формы и среднеквадратическое отклонение остальных размеров частиц от эквивалентного. Можно даже полагать, в соответствии с работой [1], что распределение размеров и форм генеральной совокупности описывается законом нормального распределения Гаусса. Поэтому эквивалентный размер частиц порошка может быть определен как среднее арифметическое всех размеров, составляющих генеральную совокупность.

Проведенными исследованиями [10] установлено, что при формировании структуры порошковых сплавов с размерами частиц правильной формы (ограниченной или округлой) повышаются важнейшие свойства твердых сплавов, что в конечном итоге стабильно обеспечивает такие эксплуатационные показатели деталей, как износостойкость, усталостную прочность, а также твердость, ползучесть, ударную вязкость.

Анализ результатов состояния поверхностного слоя деталей после точения [1] показал, что средний размер пор (d_p) снижается до 40%. Это может быть объяснено тем, что при обработке резцом происходит не резание, а скол или отрыв отдельных частиц от поверхности образца. В этом случае большая часть пор остается открытой. После шлифования средний размер пор уменьшился в большей степени, чем при точении до 60%. Это происходит прежде всего из-за деформации поверхностного слоя образца зернами абразива. Дополнительное полирование поверхностей деталей незакрепленными абразивны-

ми частицами при этом усиливает эффект уменьшения размеров пор. Происходит «замазывание» поверхностных пор частичным заглаживанием и затеканием металла поверхности детали за счет пластической деформации металлической матрицы. Это способствует дополнительному выравниванию профиля поверхности обрабатываемой детали.

Выводы

Таким образом, проведенные исследования позволили установить, что уменьшение размеров пор объясняется, очевидно, частичным заглаживанием их в процессе полирования, сопровождающегося пластическим деформированием материала поверхностного слоя и «затеканием» этого материала в поры. Кроме этого происходит выравнивание давления слоя абразивных частиц на поверхность обрабатываемой детали, что позволяет получить заданные показатели качества поверхности детали.

Работа выполнена в рамках проекта № 0748-2020-0010 «Научные принципы формирования гетерогенных структур методами физико-химического диспергирования» (государственное задание вузу в сфере научной деятельности. Заказчик Министерство науки и высшего образования РФ).

Список литературы

1. Скрыбин В.А. Особенности финишной обработки сложнопрофильных деталей из порошковых материалов // Машиностроитель. 2004. № 9. С. 30–31.
2. Скрыбин В.А., Зверовщиков А.Е. Металлографический анализ образцов из порошковых материалов // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2019. № 3. С. 33–36. DOI: 10.31044/1994-6260-2019-0-3-33-36.
3. Волюнова Т.Ф., Сидорова И.Б., Емельянова И.З. Состояние границ и особенности разрушения порошковых железомарганцевых сплавов // Металловедение и термическая обработка металлов. 1992. № 11. С. 24–28.
4. Машенцев А.А., Скрыбин В.А. Особенности финишной обработки сложнопрофильных деталей из порошковых материалов // Труды международного симпозиума «Надежность и качество «2003». Пенза. 2003. 545 с.

5. Витязь П.Л., Капцевич В.М., Шелег В.К. Пористые порошковые материалы и изделия из них. Минск.: Выш. шк., 2005. 160 с.
6. Zakharov O.V., Kochetkov A.V., Bobrovskij N.M., Bobrovskij I.N., Melnikov P.A. Analysis of Stationary Means of Measurement Filters with Optimum Sensitivity // International Conference on Actual Problems of Electronic Instruments. 2016. V. 1. P. 241—244. DOI: 10.1109/APEIE.2016.7802265.
7. Савицкий А.П. Многоуровневое моделирование объемных изменений двухкомпонентных порошковых тел при спекании // Журнал технической физики. 2010. Т. 80. Вып. 3. С. 63—68.
8. Либенсон Г.А., Лопатин В.Ю., Копарницкий Г.В. Процессы порошковой металлургии. Производство металлических порошков. Учебник для вузов. Т. 1. М.: МИСИС, 2001. 368 с.
9. Жданович Г.М. Теория прессования металлических порошков. М.: Металлургия, 1969. 264 с.
10. Скрыбин В.А., Зверовщиков А.Е. Механизм формирования гетерогенной структуры порошковых инструментальных материалов // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2021. № 1. С. 41—44. DOI: 10.31044/1994-6260-2021-0-1-41-44.

РУКОВОДСТВО АВТОРУ НАУЧНЫХ ПУБЛИКАЦИЙ*

Автор (или коллектив авторов) осознает, что несет первоначальную ответственность за новизну и достоверность результатов научного исследования, что предполагает соблюдение следующих принципов:

- Авторы статьи должны предоставлять достоверные результаты проведенных исследований. Заведомо ошибочные или сфальсифицированные утверждения неприемлемы.
- Авторы должны гарантировать, что результаты исследования, изложенные в предоставленной рукописи, полностью оригинальны. Заимствованные фрагменты или утверждения должны быть оформлены с обязательным указанием автора и первоисточника. Чрезмерные заимствования, а также плагиат в любых формах, включая неоформленные цитаты, перефразирование или присвоение прав на результаты чужих исследований, неэтичны и неприемлемы.
- Необходимо признавать вклад всех лиц, так или иначе повлиявших на ход исследования, в частности, в статье должны быть представлены ссылки на работы, которые имели значение при проведении исследования.
- Авторы не должны предоставлять в журнал рукопись, которая была отправлена в другой журнал и находится на рассмотрении, а также статью, уже опубликованную в другом журнале.
- Соавторами статьи должны быть указаны все лица, внесшие существенный вклад в проведение исследования. Среди соавторов недопустимо указывать лиц, не участвовавших в исследовании.
- Если автор обнаружит существенные ошибки или неточности в статье на этапе ее рассмотрения или после ее опубликования, он должен как можно скорее уведомить об этом редакцию журнала.

* Из Кодекса этики научных публикаций

Исследование и сопоставление методов испытаний материалов рабочих органов почвообрабатывающих машин

СЮЕЯНЬ ЛИ^{1*}, канд. техн. наук, аспирант, А.Л. ГАЛИНОВСКИЙ¹, д-р техн. наук, проф., И.Н. КРАВЧЕНКО^{2, 3}, д-р техн. наук, проф., Т.Н. БОРОВИК⁴, доцент

¹ФГБОУ ВО «Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана (национальный исследовательский университет)», Москва, 105005, Российская Федерация

²ФГБОУ ВО «Российский государственный аграрный университет — МСХА имени К.А. Тимирязева», Москва, 127550, Российская Федерация

³Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН (ИМАШ РАН), Москва, 101000, Российская Федерация

⁴ФГБОУ ВО «МИРЭА — Российский технологический университет», Москва, 119571, Российская Федерация

*E-mail: lisueyan@yandex.ru

DOI: 10.31044/1684-2499-2022-0-12-33-42

Статья поступила в редакцию 12.05.2022

Принята после доработки 15.06.2022

Принята к публикации 24.08.2022

Представлен ряд материалов, целью которых является обоснование, в том числе экспериментальными методами, целесообразности и перспективности применения биметаллических заготовок для производства дисков боронователей, а в качестве средства их экспресс-оценки качества предлагается технология ультразвуковой диагностики. В статье доказана актуальность темы исследования на основе анализа информационных источников, связанных с изучением вопросов создания рабочих органов почвообрабатывающих машин. Путем проведения фрикционных и износостойких испытаний образцов, а также благодаря результатам применения нового метода ультразвуковой диагностики показано, что биметаллический инструмент может обеспечить повышенный ресурс работы, а также ряд эксплуатационных свойств, таких как самозатачиваемость. В заключении статьи сформулированы некоторые укрупненные направления продолжения исследования.

дований, необходимость которых обоснована положительными результатами предварительных экспериментальных данных, продемонстрированных в статье.

Ключевые слова: рабочие органы почвообрабатывающих машин, диски боронователей, ультразвуковая диагностика, биметаллические заготовки, износостойкие испытания.

Введение

Рабочие органы в виде сферических дисков используются в большинстве почвообрабатывающих машин, например, в плугах, луцильниках, боронах, дискаторах и т.д. Более того, некоторые разновидности сферических дисков используются в картофелесажалках в качестве органов окучивания почвы. Также применение дисков уже давно хорошо зарекомендовало себя в городских снегоуборочных машинах.

Дисковые бороны и дискаторы предназначены для выполнения базовой машинной операции «дискования», которая содержит в себе целый комплекс специальных требований. По данным [10], более 50% посевных работ, связанных с озимыми колосовыми культурами, в Краснодарском крае проводится именно после дискования предварительно невспаханной почвы. Это, в свою очередь, способствует увеличению времени на посев растительных культур и в целом увеличению севооборота. При таком осеннем проведении работ по дискованию выдвигаются следующие требования (табл. 1).

Исходя из фундаментальной теоретической базы, машины и их элементы сохраняют свою работоспособность до тех пор, пока их конструктивные параметры способны обеспечивать выполнение заданных

функций в допустимых пределах отклонений, указанных в требованиях нормативно-технической и конструкторской документации [12].

На практике используют понятия предельного размера или износа. Критерием предельного состояния рабочей детали является наличие хотя бы одного признака, характеризующего изменение размеров, формы или состояния рабочих поверхностей и способных вызывать ее переход из работоспособного состояния в неработоспособное [12]. Также на практике принята классификация признаков износа на три группы: технические, функциональные или критерии качества и экономические.

Применительно к рабочим органам почвообрабатывающих машин, в том числе сферических дисков, главными признаками их предельного износа являются функциональные признаки, то есть признаки, связанные с выполнением агротехнических требований. Исходя из этого, основными требованиями, которым должны удовлетворять контактирующие с почвой рабочие органы, являются повышенная износостойкость и ударная вязкость. Последними двумя свойствами можно управлять с помощью добавления в сталь легирующих элементов, однако это, в свою очередь, значительно увеличивает затраты на производство таких рабо-

1. Требования по дискованию

Глубина дискования, см	Колебания глубины дискования, см	Доля фракций почвы размером до 5 см, %	Коэффициент надежности технологического процесса (не менее)
6—12	±3	≥80	0,99

чих органов. Наиболее дорогими являются стали, обогащенные вольфрамом, кобальтом и молибденом, а также никелем, ванадием и хромом. Наиболее успешные импортные производители выпускают диски из стали, легированной бором. Такой метод упрочнения позволяет повысить износостойкость в среднем на 25%.

Наиболее приемлемыми сталями для изготовления лемехов плугов являются стали 40Х, 40ХС, 65Г и 30ХГСА [12]. Распространенные материалы для изготовления дисков — стали 65Г и 70Г, широко известные в классе пружинно-рессорных сталей [10]. Аналогами этих сталей являются стали марок 70, У8А, 60С2Ф, 9ХС, 50ХФА, 60С2, 55С2. В стали 65Г основным легирующим элементом является марганец. Марганец позволяет не только устранить окислы железа, которые образуются при производстве литой стали, но и повысить твердость и предел упругости материала.

Зарубежные производители дисков в своем производстве применяют бор в качестве легирующего элемента. Кромку дисков напыляют твердым слоем сармаита для повышения износостойкости. Такая технология в результате увеличивает износостойкость в песчаных почвах более чем в 2 раза [13, 14]. После термической обработки токами высокой частоты твердость рабочей зоны дисков достигает *HRC* 35—45. Толщина лезвия при этом составляет 0,3—0,5 мм, а угол заточки 37°.

С целью повышения износостойкости дисков отечественные производители прибегают к различным методам упрочнения, среди которых термическая обработка, химико-термическая обработка, термодиффузионная обработка, геотермическое напыление, электродуговая наплавка, композиционные покрытия.

Упрочнение с помощью накладных элементов типа пластин является одним из самых эффективных методов для повышения ресурса рабочих органов, однако одновременно наиболее малопродуктивным. Вторым по эффективности методом можно назвать покрытия композиционными материалами. В основе этого лежит замена трения металла о почву на трение почвы об почву. Композиционные покрытия во время эксплуатации забиваются почвой и благодаря этому защищают основной металл рабочего органа от изнашивания. Главным недостатком этого метода является тот факт, что при трении почва — почва коэффициент трения рабочего органа об почву увеличивается, что в свою очередь увеличивает затраты на топливо и нагрузку на тяговое оборудование.

При восстановлении поврежденных рабочих органов в виде дисков используются следующие технологии: наплавка твердым материалом, химико-термическая обработка, электро-эрозионное упрочнение, нанесение полимерных и композиционных материалов, плакирование износостойкой лентой и упрочнение накаткой [15, 16].

Таким образом, можно сделать вывод, что проблема выбора технологий упрочнения поверхностного слоя материалов и самих сталей и сплавов является актуальной. Вместе с тем необходимо найти новый маршрут решения стоящих задач, а именно рассмотреть переход на новые технологии изготовления рабочих органов почвообрабатывающих машин. В этой связи представленные результаты исследования являются перспективными и потенциально востребованными.

Целью представленной работы являлся анализ возможности использования нового оперативного метода ультразвуковой диагностики, а также формирование до-

казательной базы его эффективности, основанной на сравнении информативных критериев, полученных различными методами испытаний.

Обеспечение самозатачивания рабочих органов почвообрабатывающих машин

Износостойкость рабочих органов почвообрабатывающих машин определяется абразивными свойствами обрабатываемой почвы и свойствами материала, из которого изготовлен этот рабочий орган. Поэтому для увеличения износостойкости материалов рабочих органов целесообразно применять новые более износостойкие материалы. Тем не менее, замещение только материала изготовления не решает проблему затупления рабочего органа во время почвообрабатывающих работ и не устраняет необходимость проведения ремонтных работ по заострению лезвий. Обработка почвы затупленными дисками ведет к увеличению давления со стороны почвы. Большое давление со стороны почвы не позволяет диску углубляться в нее на требуемую глубину и увеличивает нагрузку на тяговое оборудование. В итоге обработанная почва содержит большое количество непрореженных остатков ненужной растительности и в целом является непригодной для посадки полезных растительных культур [4, 17].

На данный момент существует три различных подхода к пониманию механизма изнашивания в почве. Первое направление заключается в механической природе изнашивания. Исходя из того, что твердофазные частицы почвы обладают острыми кромками, сторонники первого подхода полагают, что процесс изнашивания в почве аналогичен резанию металла с отделением от него миниатюрных стружек. Второе направление полностью отрицает

возможность резания, аргументируя это малыми глубинами внедрения твердофазных частиц, и утверждает, что в основе данного процесса заложено усталостное разрушение. Согласно этому, отделение микроскопических частиц происходит из-за многократного деформирования поверхностного слоя прохождением твердофазных частиц, вследствие чего материал рабочего органа разупрочняется и разрушается. Третье направление основывается на химической природе изнашивания. Фундаментом последнего направления является процесс диффузии кислорода и наличие в почве химически активных веществ. Суть данного подхода кратко можно описать следующим образом: на поверхности трения образуется маловязкая низкопрочная оксидная пленка, которая при взаимодействии с твердофазными частицами разрушается и удаляется с поверхности металлического рабочего органа.

Описанные выше проблемы можно решить с применением биметаллической конструкции диска боронователя, которая за счет разницы в твердости двух материалов способствует самозатачиванию лезвийных поверхностей диска во время его износа.

Идея многослойности материала рабочего органа для обеспечения самозатачиваемости рабочего органа предложена в работе [12]. Однако вопрос определения оптимальных толщин таких слоев до сих пор остается открытым, так же, как и подбор материалов для такой биметаллической конструкции. Задача выбора материала биметаллического диска должна решаться на основе данных экспериментальных исследований, поскольку теоретически, исходя только, например, из твердости материала, полноценную оценку провести затруднительно. Рассматривая схему процесса обработки почвы с помощью дис-

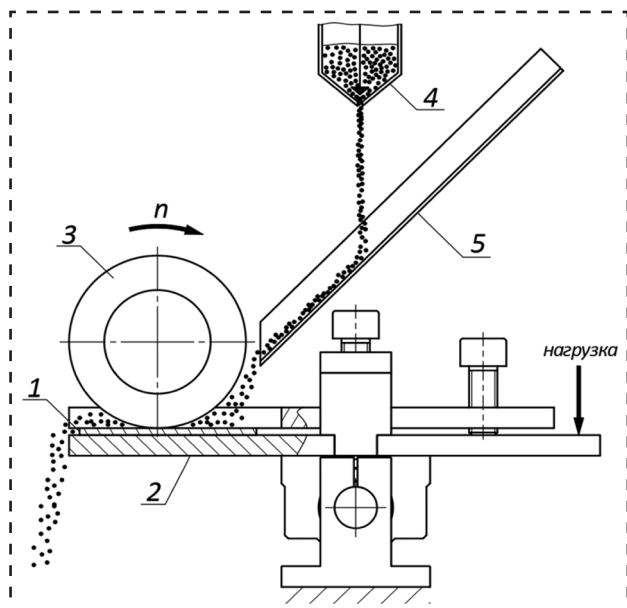


Рис. 1. Схема испытаний материала дисков боронователей на износостойкость:

1 — образец; 2 — образецдержатель; 3 — ролик; 4 — дозатор абразивных частиц; 5 — направляющий лоток

ков боронователей, можно остановиться на схеме, соответствующей ГОСТ (рис. 1).

Недостатками данной схемы являются длительность процесса испытаний, необходимость создания специальных испытательных стендов, высокий расход специального абразивного порошка. Таким образом, существует перспектива и потребность в разработке и использования новых методов испытаний. К таким методам можно отнести ультразвуковую диагностику (УСД), которая хорошо зарекомендовала себя при оценке ряда эксплуатационных показателей и различных физико-механических характеристик металлических и композиционных материалов. В качестве иллюстрации на рис. 2 представлена круглограмма, описывающая совокупность модификаций метода УСД, области ее применения и получае-

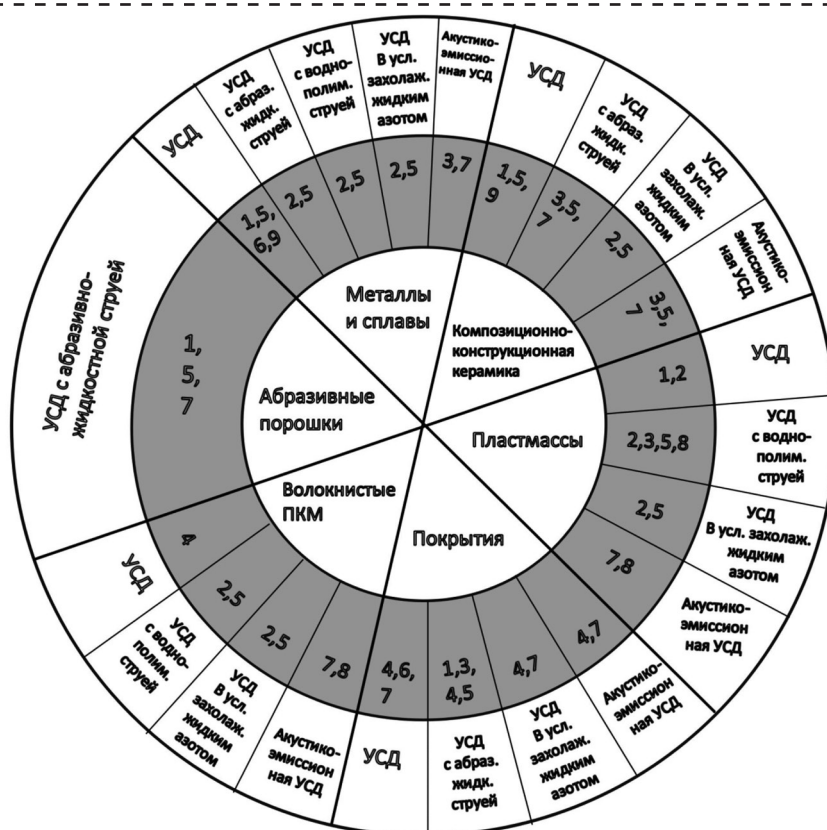


Рис. 2. Области применения УСД и потенциально решаемые данным методом диагностики задачи

мые в результате информативные параметры.

Предложенная методика УСД основывается на воздействии высоконапорной струи жидкости на исследуемую поверхность и оценку результата этого воздействия. По параметрам результата такого воздействия можно с высокой степенью точности судить о физико-механических свойствах исследуемого материала, в том числе его микротвердости, твердости и ударной вязкости. Однако вопрос методики диагностирования биметаллических конструкций рабочих органов почвообрабатывающих машин представляет собой самостоятельный интерес в особенности на этапах отработки технологического процесса производства.

При отработке режимов изготовления биметаллических заготовок встает острый вопрос подбора эффективных, т.е. информативных и экспрессных методов диагностики материала. Очевидно, что натурные испытания нельзя рассматривать в данном случае в качестве средства, предоставляющего информацию об эффективности того или иного технологического решения или выбранного режима. Здесь нужны оперативные и в то же время достоверные средства испытаний, реализация которых возможна в лабораторных условиях. В этой связи в данной работе будет проведено исследование возможностей и анализа результатов различных методов испытаний биметаллических материалов, в частности: УСД, износостойкие испытания по схеме,

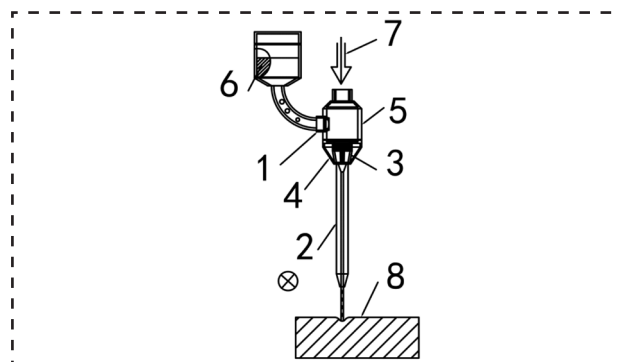


Рис. 3. Принципиальная схема абразивно-жидкостной диагностики биметаллического образца:

1 — канал для подачи полимерного порошка (полиамид-12); 2 — струеформирующая трубка; 3 — зажимная гайка; 4 — зажимная втулка; 5 — камера смешивания; 6 — мерная емкость для подачи абразива (песка); 7 — подача рабочей жидкости (воды); 8 — объект исследования (образец материала или режущий диск)

предложенной на рис. 1, фрикционные испытания.

Учитывая, что режущие диски боронователей работают в условиях взаимодействия с грунтом, в качестве диагностического инструмента следует использовать абразивно-жидкостную суспензию. Принципиальная схема такого процесса представлена на рис. 3.

При применении нового метода испытаний — метода абразивно-жидкостной диагностики — актуальным является соотнесение результатов применения этого метода с другими, уже известными и стандартизированными методами. С этой целью по разработанному техническому заданию была изготовлена партия биметаллических образцов с режимами, представленными в табл. 2.

2. Режимы термоупрочнения образцов

№	Материал	Режим термоупрочнения и используемая среда
1	9ХФ	$T = 890\text{ }^{\circ}\text{C}$, закалка в масло
2	9ХФ	$T = 890\text{ }^{\circ}\text{C}$, закалка в воду, отпуск $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, 2 ч
3	9ХФ	$T = 890\text{ }^{\circ}\text{C}$, закалка в масло, отпуск $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, 2 ч
4	9ХФ	$T = 890\text{ }^{\circ}\text{C}$, закалка в воду

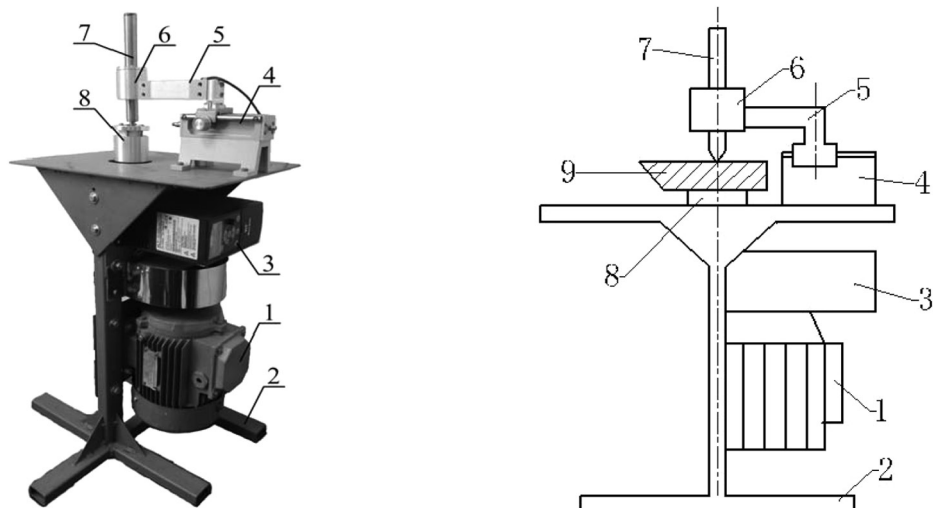


Рис. 4. Принципиальная схема установки для фрикционных испытаний:

1 — электродвигатель; 2 — станина; 3 — блок управления двигателем; 4 — линейный привод с маховиком; 5 — тензобалка; 6 — линейный подшипник; 7 — цилиндрический вал линейной направляющей; 8 — вращающийся столик с образцом; 9 — образец

Испытания образцов проводились на установке для фрикционных испытаний (рис. 4).

Испытания проводились при скорости вращения рабочей платформы 100 об/мин с закрепленным на ней образцом. Сила, приложенная к индентору, составляла 2Н. В качестве индентора использовался шарик диаметром 3 мм из твердого сплава (производства КНР). В результате испытаний на поверхности образцов (см. табл. 2) сформировались каверны различной глубины, измерение которых осуществлялось с применением профилометра-профилографа БВ-7669М (НИИ «Измерения»).

В дополнение к полученным данным о глубинах каверны были получены зна-

чения твердости образцов, измеренные с использованием твердомера марки ТК-14-250.

Полученные значения глубин каверн и твердости приведены в табл. 3. Расчет значения корреляции между рассмотренными параметрами равен $r = -0,9$. Отрицательное значение не противоречит логике рассматриваемой задачи, так как с увеличением значения твердости пропорционально уменьшается глубина каверны.

Недостатком рассмотренного метода является его квазистационарность и отсутствие ударного взаимодействия частиц абразива о поверхность, что характерно для процесса эксплуатации дисковых боронователей в условиях проводимых сельскохозяйственных работ. Данный метод нельзя назвать имитационным, так как характер повреждений материала инструмента связан с динамическим процессом истирания поверхности в результате взаимодействия с потоком абразивных частиц. В этой связи переход на использование других методов можно считать более перспективным

3. Данные глубины каверн и твердость боронователей

Тип боронователя	Глубины каверны	Твердость
1. Закалка в масло	6,331	62,000
2. Закалка в воде с отпуском	18,670	52,167
3. Закалка в масло с отпуском	23,278	44,000
4. Закалка в воде	3,838	62,000

4. Информативные данные экспериментальных исследований методов диагностики боронователей

Тип боронователя	Глубины каверны, мкм (см. рис. 4)	Твердость	Износостойкость, г (см. рис. 1)	Глубина гидрокаверны мкм (см. рис. 3)
Закалка в масло	6,33	62,00	0,27	35,14
Закалка в воде с отпуском	18,67	52,17	0,26	42,16
Закалка в масло с отпуском	23,28	44,00	0,31	59,97
Закалка в воде	3,84	62,00	0,26	32,31

5. Данные сравнительного корреляционного анализа методов диагностики боронователей

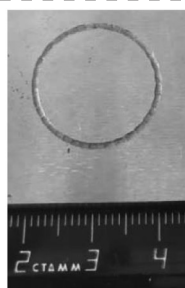
Значения корреляции	Глубины каверны (см. рис. 4)	Твердость	Износостойкость (см. рис. 1)	Глубина гидрокаверны (см. рис. 3)
Глубины каверны	1,00	−0,98	0,70	0,91
Твердость	−0,98	1,00	−0,80	−0,97
Износостойкость	0,70	−0,80	1,00	0,92
Глубина гидрокаверн	0,91	−0,97	0,92	1,00

и в особенности благодаря применению метода абразивно-жидкостной диагностики (см. рис. 3).

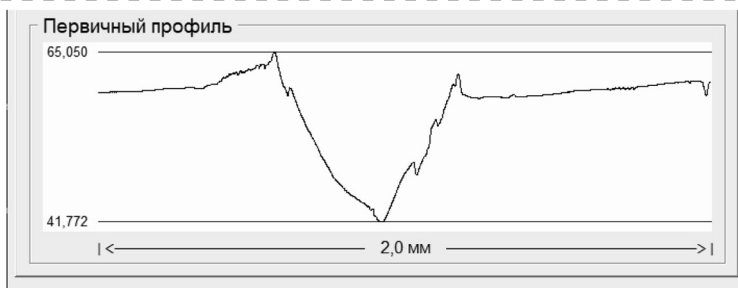
На основе полученных информативных данных экспериментальных исследований (табл. 4) были рассчитаны попарные коэффициенты корреляции, представленные в табл. 5.

Анализ данных табл. 4 показывает, что метод УСД обладает достаточно высокой информативностью. Важно, что глубина гидрокаверн, как основной информативный параметр, весьма плотно коррелирует с информационными параметрами других методов. При этом метод очевидно

обладает рядом преимуществ, прежде всего, быстротой выполнения операций диагностики даже с учетом подготовительных работ. Следовательно, можно утверждать, что УСД может быть эффективно использована для оценки эксплуатационных свойств рабочих органов почвообрабатывающих машин, в частности, дисков боронователей. Область применения метода, по всей видимости, в перспективе будет сосредоточена на этапах технологической подготовки производства, так как технология получения биметаллических заготовок многоэтапная и содержит значительное число варьируемых параметров.



а



б

Рис. 5. Результаты исследования каверн боронователей, образовавшихся в результате фрикционных испытаний (а — каверна; б — профилограмма каверны)

Выводы

По результатам выполненных исследований можно сделать некоторые выводы.

Очевидно, что по таким показателям, как твердость и износостойкость к истиранию рассмотренных образцов дисков боронователей можно сделать заключение о том, что биметаллические материалы продемонстрировали свою высокую перспективность применения в конструкциях рабочих органов машин в целом.

На основе обзора литературных источников по вопросам изготовления и использования дисков боронователей в сельском хозяйстве сделаны выводы об актуальности решения задач повышения износостойкости и эксплуатационной эффективности данного инструмента.

Полученные результаты позволяют сформировать план дальнейших исследований, связанный, прежде всего, с вопросами численного моделирования процесса абразивно-жидкостной диагностики материалов и получения биметаллических заготовок, разработки и апробации метода ариторбразивно-жидкостной диагностики с сопоставлением ее информативных критериев с аналогичными критериями, полученными в ходе альтернативных методов испытаний, разработкой инженерной методики абразивно-жидкостной диагностики и выработкой практических рекомендаций по изготовлению и эксплуатации дисков боронователей.

При разработке рекомендаций по использованию УСД следует брать за основу имеющиеся наработки в области диагностики ножей роторных дробилок, так как процедурам ее реализации присущи общность и связность.

Перспектива продолжения исследований связана с возможностью использования биметаллических заготовок для широ-

кого круга почвообрабатывающих машин и устройств, т.е. полученные результаты обладают общностью и могут быть востребованы в научных поисковых исследованиях, направленных на модернизацию и совершенствование сельскохозяйственной техники.

Список литературы

1. **Материалы 26-й международной выставки** «Оборудование, технологии, сырье и ингредиенты для пищевой и перерабатывающей промышленности». URL: <https://www.agroprodmatch-expo.ru/ru/ui/17157/> (дата обращения 01.02.2021).
2. **Ли Сюеянь, Семашко В.В.** Разработка способа ультразвуковой диагностики биметаллического режущего инструмента для утилизации композиционных материалов аэрокосмической техники // Новые подходы и технологии проектирования, производства, испытаний и промышленного дизайна изделий ракетно-космической техники. 2018. С. 242–244.
3. **Бочкарев С.В., Казанцев В.П., Галиновский А.Л., Барзов А.А., Абашинов М.И., Коберник Н.В., Белов В.А., Мунин Е.Н., Ли Сюеянь.** Способ гибридной ультразвуково-эмиссионной диагностики качества конструктивных материалов: Патент России № 2698485 заявл. 21.12.2018; опубл. 28.08.2019. Бюл. № 25.
4. **Галиновский А.Л., Самсонов К.С., Севрюкова А.В., Салахатдинова А.Р.** Сравнение различных методов контроля и диагностики качества керамики методом экспертного оценивания // Инноватика и экспертиза: научные труды. 2017. С. 64–74.
5. **Симон Д.В.** Эксплуатационные методы повышения надежности сельскохозяйственной техники // Вестник Донского государственного технического университета. 2015. № 4 (83). С. 130–136.
6. **Шовкопляс А.В.** Дисковые рабочие органы борон: технологии изготовления и восстановления // Лесотехнический журнал. Технологии. Машины и оборудование. 2016. № 1.
7. **Шубин А.В.** Обоснование параметров выравнивающих устройств комбинированных почвообрабатывающих агрегатов // Диссертация на соискание ученой степени канд. техн. наук. М., 2010.
8. **Ананьин А.Д., Михлин В.М., Габитов И.И.** Диагностика и техническое обслуживание машин // Учебник для студентов высш. учеб. заведений. М.: Изд. Центр «Академия», 2008. 438 с.
9. **Орипов Г., Хожиматов А.А.** Исследование влияния агрессивных сред на содержание современной сельскохозяйственной техники // Universum: технические науки. 2020. № 11–1(80). URL: <https://cyberleninka.ru/article/n/issledovanie-vliyaniya-agressivnyh-sred-na-soderzhanie-sovremennoy-selskohozyaystvennoy-tehniki> (дата обращения: 22.04.2021).
10. **Комаров Ю.В.** Диагностика и ТО машин: краткий курс лекций для студентов IV курса направления подготовки

- 35.03.06 «Агроинженерия» // ФГБОУ ВО «Саратовский ГАУ». Саратов, 2016. 101 с.
11. **Сохт К.А., Трубилин Е.И., Коновалов В.И.** Дисковые бороны и лущильщики. Проектирование технологических параметров: учеб. Пособие. Краснодар: КубГАУ, 2014. 164 с.
 12. **Михальченко А.М., Тюрева А.А., Филин Ю.И., Синя Н.В.** Статистический анализ износов дисков дисковых орудий // Агротехсервис: техника и оборудование для села. 2016. № 7.
 13. **Шовкопляс А.В.** Анализ причин изнашивания дисковых рабочих органов и моделей изменения свойств почвы под их действием // Вестник науки и образования Северо-запада России. Первая международная научно-практическая конференция «Инновации в науке, производстве и образовании». Технические науки. Промышленные технологии. Калининград, 2015. Т. 1. № 3. С. 1—8.
 14. **Шовкопляс А.В.** Обзор конструкций дисковых рабочих органов почвообрабатывающих машин // Вестник Воронежского государственного аграрного университета. 2015. № 4—2(47). С. 109—116.
 15. **Сохт К.А.** Прогнозирование технологических параметров дисковых почвообрабатывающих орудий на этапе их проектирования // Сельскохозяйственные машины и технологии. 2011. № 5.
 16. **Li Syueyan, Semashko V.S., Galinovskii A.L., Belov V.D., Abashin M.I.** Analysis of the Prospects of Ultrajet Diagnostics for Estimating the Wear Resistance of Bimetallic Tool // Russian Metallurgy (Metally). 2020. V. 2019. Issue 13. P. 1389—1394.
 17. **Li Xueyan, Galinovsky A.L., Sudnik L.V.** Comparison of diagnostic tools for cutting tools for the utilization of aerospace composite materials // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. V. 709. Issue 3.

**В издательстве ООО «Наука и технологии» (www.nait.ru)
можно оформить подписку как на полнотекстовые электронные версии,
так и на отдельные интересующие вас статьи
всех наших журналов:**

«Все материалы. Энциклопедический справочник», гл. ред. академик РАН А.А. Берлин
 «Деформация и разрушение материалов», гл. ред. проф. А.М. Глезер
 «Клеи. Герметики. Технологии», гл. ред. академик РАН А.А. Берлин
 «Материаловедение», гл. ред. академик РАН К.А. Солнцев
 «Ремонт, восстановление, модернизация», гл. ред. проф. Н.И. Баурова
 «Телекоммуникации», гл. ред. проф. В.С. Титов
 «Технология металлов», гл. ред. академик РАН А.И. Рудской
 «Химическая технология», гл. ред. академик РАН А.И. Холькин
 «Электрометаллургия», гл. ред. канд. техн. наук И.О. Банных

Оценка параметров очага деформации при симметричной и асимметричной холодной прокатке полосы с помощью компьютерного моделирования

КОЖЕВНИКОВ А.В.¹, д-р техн. наук, доцент, СКРИПАЛЕНКО М.М.^{2*}, канд. техн. наук, доцент, КОЖЕВНИКОВА И.А.¹, д-р техн. наук, доцент, СКРИПАЛЕНКО М.Н.², канд. техн. наук, доцент, СИДОРОВ А. А.³, канд. техн. наук, СЕМЕНОВА.А.³, РОМАНЦЕВ Б.А.², д-р техн. наук, проф., ЮСУПОВ В.С.⁴, д-р техн. наук

¹ФГБОУ ВО «Череповецкий государственный университет», Вологодская обл. г. Череповец, 162600, Российская Федерация

²ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский технологический университет МИСиС», Москва, 119049, Российская Федерация

³ООО «Тесис», Москва, 105062, Российская Федерация

⁴Институт металлургии и материаловедения им. Байкова Российской академии наук (ИМЕТ РАН), Москва, 119334, Российская Федерация

*E-mail: mms@misis.ru

DOI: 10.31044/1684-2499-2022-0-12-43-51

Статья поступила в редакцию 22.06.2022

Принята после доработки 10.08.2022

Принята к публикации 24.08.2022

Выполнено компьютерное моделирование процессов продольной прокатки при различных сочетаниях диаметров верхнего и нижнего рабочих валков: 600 мм—600 мм, 590 мм—600 мм, 570 мм—600 мм, 300 мм—600 мм. Прокатка для каждого варианта сочетания рабочих валков осуществлялась в три прохода: исходная полоса имела толщину 2 мм, расстояние между валками в первом проходе составило 1,4 мм, во втором — 0,98 мм, в третьем — 0,66 мм. Предложены способы определения длины дуги захвата, длины фактического очага деформации, оценки длины внешних зон.

Ключевые слова: асимметричная прокатка, компьютерное моделирование, фактический очаг деформации, длина дуги захвата, внешние зоны.

Введение

В рамках развития современного прокатного производства актуальны задачи снижения удельных энергозатрат и оптимизации производственных издержек, к которым относится разработка организационно-технических мероприятий по экономии парка рабочих валков, используемых в клетях «кварто» на непрерывных листопрокатных станах. Решение указанных задач может быть реализовано путем использования в клетях рабочих валков с разными диаметрами, так называемой «асимметричной прокатки». С одной стороны, при таком способе прокатки снижается давление металла на валки [1, 2], с другой, использование рабочих валков в более широком диапазоне разности их диаметров повышает эффективность затрат, связанных с подготовкой валков к прокатке и к необходимости увеличения их парка.

Следует отметить, что указанный выше термин «асимметричная прокатка», как некий особый способ обработки металлов давлением используется в разных аспектах. К процессам асимметричной продольной прокатки относят процессы, когда схемы действия сил на прокатываемую полосу, условия на контакте, напряженно-деформированное состояние и скоростные условия в зонах обжатия, относящихся к каждому валку, различны [3]. Например, в статье [2] рассматривается прокатка с горизонтальным смещением верхнего рабочего валка относительно нижнего от вертикальной оси; в работе [4] несимметричной прокаткой обозначен способ прокатки полосы в биконических валках с вогнутой и выпуклой поверхностями; в работах [5–7] рассматривается асимметричная прокатка металлических порошков, при которой не характерны одинаковые гео-

метрические, скоростные, граничные условия на обоих валках; в исследовании [8] рассмотрен процесс гибкой асимметричной прокатки за счет использования трех валков (вспомогательного валка и пары верхнего и нижнего гибких валков) в качестве формовочных; авторы публикации [9] реализовали асимметричную прокатку в системе «дуо», где один валок был неподвижной. Исследования, выполненные в работах [10–12], рассматривают скоростную асимметрию при прокатке, когда окружные скорости верхнего и нижнего рабочих валков не равны, относя данную прокатку к методу интенсивной пластической деформации, с помощью которой можно получать слоистые материалы (композиты) и стальные полосы с высоким уровнем механических свойств. Практически все вышеперечисленные и ряд других исследований [13–17] используют для анализа параметров процесса асимметричной прокатки численные методы моделирования процессов обработки металлов давлением. В работе [18], посвященной детальному обзору различных процессов асимметричной продольной прокатки, наглядно продемонстрирована эффективность применения компьютерного моделирования с помощью вычислительной среды конечно-элементного анализа *DEFORM* для сравнения напряженно-деформированного состояния прокатываемой полосы при симметричной и асимметричной прокатке. Эффективность применения *DEFORM* при исследовании процессов продольной прокатки показана как в исследованиях авторов данной статьи, так и в исследованиях отечественных и зарубежных специалистов [19–25]. В рамках развития исследований в области асимметричной прокатки целесообразно рассмотреть непрерывный процесс производства стальных полос в клетях «кварто» при

одинаковых окружных скоростях верхних и нижних рабочих валков, но различных диаметрах, изучив при этом влияние величины разности диаметров используемых валков на энергосиловые параметры процесса прокатки и геометрические параметры очага деформации.

Целью работы являлась оценка параметров очага деформации при симметричной и различных вариантах асимметричной продольной прокатки с помощью компьютерного моделирования. Для компьютерного моделирования использовали вычислительную среду конечно-элементного анализа *DEFORM*.

Методика компьютерного моделирования

Было выполнено компьютерное моделирование процессов холодной продольной прокатки полосы по маршруту, представленному в табл. 1. Для осуществления компьютерного моделирования использовали вычислительную среду конечно-элементного анализа *DEFORM*. Моделирование осуществляли в условиях плоского деформированного состояния. При моделировании расчет вели для четырех вариантов рабочих валков (табл. 2).

Предварительно в среде *SolidWorks* создали плоский эскиз, содержащий валки, заготовку, толкатель и направляющие. Эскиз сохранили в формате *.dxf* и загрузили в препроцессор *DEFORM*. После загрузки файла в препроцессоре *DEFORM* задали условия моделирования. Материал заготовки был задан как *AISI-1008* (зарубежный

аналог стали 08пс). Фактор трения для пар «валок—заготовка» задали равным 0,3 (тип трения «Зибель»). Выбор значения фактора трения осуществляли исходя из условия обеспечения стабильного захвата заготовки. Для пар «толкатель—заготовка» и «направляющая—заготовка» фактор трения задали равным 0,01 (тип трения «Зибель»). Валки, направляющие и толкатель при моделировании считали абсолютно жесткими телами, т.е. не подверженными деформации. Моделирование осуществляли без учета натяжения между клетями.

Результаты компьютерного моделирования и их обсуждение

По окончании компьютерного моделирования в постпроцессоре *DEFORM* на установившейся стадии прокатки исследовали изменение интенсивности напряжений на горизонтальном отрезке, проходящем через точку, находящуюся на вертикальной прямой, проходящей через центры валков, эта точка находилась на равном расстоянии от поверхности валков. Длина отрезка составляла 25 мм. При этом 20 мм отрезка находились с входной стороны, 5 мм — с выходной (рис. 1, а). На этом отрезке с помощью функции «Параметры между двумя точками» меню постпроцессора *DEFORM* было выбрано 50 точек с равным шагом и в каждой точке рассчитано значение интенсивности напряжений. При этом точка № 1 располагалась на конце отрезка с входной стороны (см. рис. 1, а). По результатам расчета

2. Варианты сочетания диаметров рабочих валков

	Диаметр верхнего валка, мм	Диаметр нижнего валка, мм
Вариант № 1	600	600
Вариант № 2	590	600
Вариант № 3	570	600
Вариант № 4	300	600

1. Режим прокатки полосы из стали 08пс размером 2,0→0,66 мм

Клеть №	v_i , м/с	h_i , мм	ϵ_i , %
1	4	1,4	30
2	6,25	0,98	30
3	10	0,66	32,6

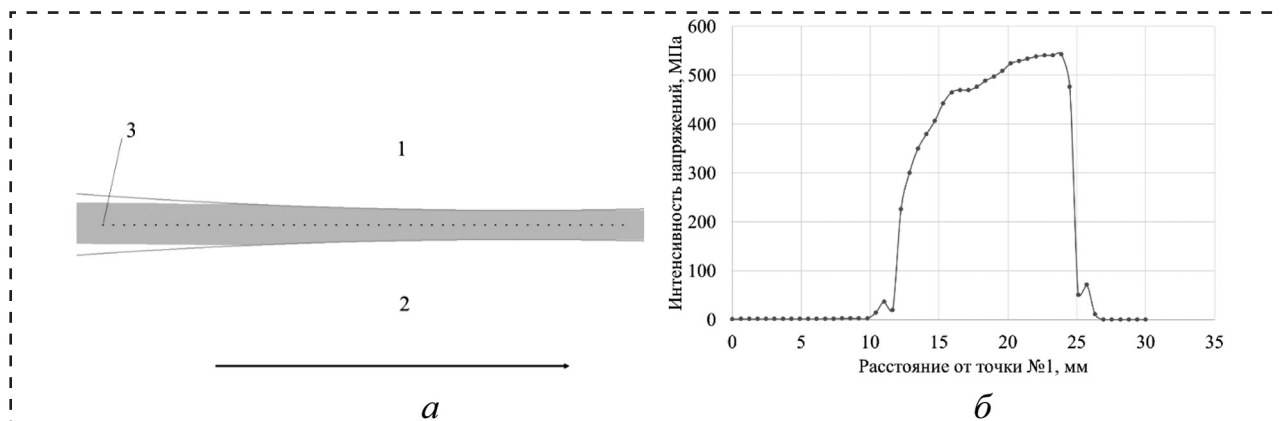


Рис. 1. Точки полосы на установившейся стадии прокатки (а), выбранные для расчета интенсивности напряжений в них (1 — верхний валок, 2 — нижний валок, 3 — точка № 1, стрелкой показано направление прокатки); изменение интенсивности напряжений в выбранных точках в первом проходе варианта № 3 (б)

с помощью программы Excel был построен точечный график, иллюстрирующий изменение интенсивности напряжений в зависимости от расстояния от точки № 1 (рис. 1, б). Интенсивность напряжений в *DEFORM* определяется по формуле:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \times \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \quad (1)$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ — главные напряжения.

Была определена точка на рис. 1, б, находящаяся ближе всего к точке № 1, и такая, что в точке справа от нее относительный прирост интенсивности напряжений по сравнению с ней превышал 100%. Также определили точку, находящуюся дальше всех от точки № 1, и такую, что в точке слева от нее относительный прирост интенсивности напряжений по сравнению с ней превышал 100%. Из расстояния от дальней точки до точки № 1 (21,43 мм) вычли расстояние от ближайшей точки до точки № 1 (4,59 мм) и полученное значение приняли за длину фактического очага деформации для данного варианта прокатки: $21,43 - 4,59 = 16,84$ мм. Результаты измерений длины фактического очага деформации в каждом проходе для каждого из вари-

антов прокатки представлены на рис. 2. Согласно рис. 2, длина фактического очага деформации уменьшается с увеличением разности диаметров валков. При этом, при сравнении длины фактического очага деформации по вариантам № 1 и № 4 для первого прохода уменьшение длины фактического очага деформации составляет 24, для второго — 26, для третьего — 13%. Среди всех вариантов для варианта № 4 наблюдается наиболее равномерное уменьшение длины очага деформации между проходами: 9 и 10% между первым и вторым и между вторым и третьим проходами соответственно. Наименее равномерно длина фактического очага деформации уменьшается для варианта № 1: 7 и 26% между первым и вторым и между вторым и третьим проходами соответственно. Для каждого из вариантов прокатки результаты компьютерного моделирования в *DEFORM* отображают тенденцию уменьшения длины очага деформации с уменьшением зазора между валками.

По результатам моделирования в *DEFORM* были оценены длины дуг захвата при прокатке по каждому из вариантов для каждого прохода. По окончании моделирования с помощью инструментария *DEFORM* отобразили области кон-

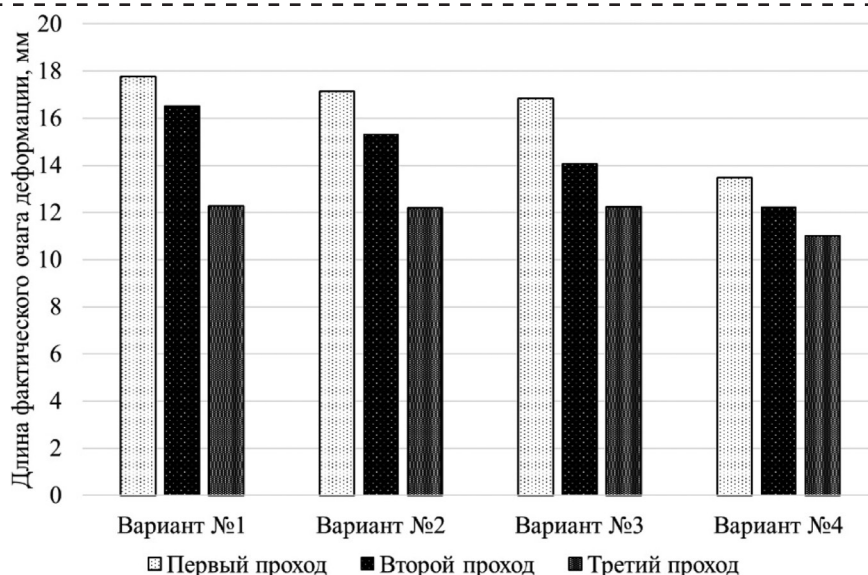


Рис. 2. Длина фактического очага деформации в каждом из трех проходов при различных сочетаниях диаметров рабочих валков

такта полосы и валков на установившейся стадии прокатки (рис. 3, а). При этом для удобства дальнейшей обработки результатов приняли, что центр верхнего валка является началом координат. С помощью инструментария *DEFORM* определили координаты крайней левой и крайней правой точек области контакта полосы и верхнего валка (рис. 3, б). В среде автоматизированного компьютерного проектирования *SolidWorks* создали плоский эскиз, в котором с учетом введенной ранее системы координат нанесли три точки: точку, со-

ответствующую центру верхнего валка, точку, соответствующую крайней левой точке области контакта полосы и верхнего валка, точку, соответствующую крайней правой точке области контакта полосы и верхнего валка. С помощью инструментария *SolidWorks* построили дугу, используя созданные в эскизе три точки. При этом центром дуги являлась точка, соответствующая центру верхнего валка, а краями дуги были точки, соответствующие крайней левой и крайней правой точкам области контакта полосы и верхнего вал-

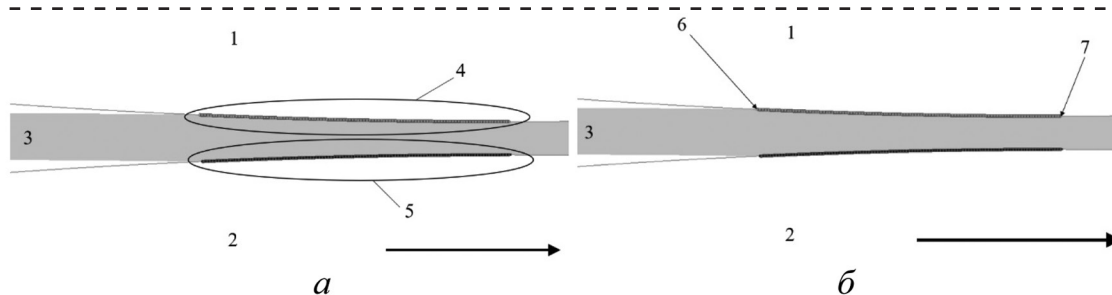


Рис. 3. К определению длины дуги контакта:

1 — верхний валок; 2 — нижний валок; 3 — заготовка; 4 — область контакта полосы и верхнего валка; 5 — область контакта полосы и нижнего валка; 6 — точка, соответствующая крайней левой точке области контакта полосы и верхнего валка; 7 — точка, соответствующая крайней правой точке области контакта полосы и верхнего валка, стрелкой показано направление прокатки

ка. С помощью инструментария *SolidWorks* измерили длину построенной дуги и это значение приняли за величину длины дуги захвата при исследуемом процессе продольной прокатки. Аналогичным образом проводили измерение длины дуги захвата для нижнего валка.

На рис. 4 представлены значения длин дуг захвата для каждого из вариантов в разных проходах.

Согласно рис. 4, увеличение разности диаметров валков до 30 мм не привело к существенному уменьшению длины дуги захвата: для вариантов № 1—3 в первом и третьем проходе отличия по длине не превышают 0,5 мм (не более 3% отличия). Тем не менее, для второго прохода, по сравнению с вариантом № 1, для вариантов № 2 и № 3 наблюдалось уменьшение длины на 1,2—1,3 мм (отличие достигает 11%). Увеличение разности диаметров валков до 300 мм (вариант № 4), как показали результаты компьютерного моделирования, представленные на рис. 4, уменьшает длину дуги захвата на 3 мм в первом и втором проходах (на 22%) по сравнению с ва-

риантом № 1, и на 2 мм в третьем проходе (на 19%) по сравнению с вариантом № 1. Согласно рис. 4 для варианта № 4 длина дуги захвата между проходами уменьшается наиболее равномерно — на 11% между первым и вторым проходом и на 12% — между вторым и третьим. Наименее равномерно длина дуги захвата уменьшается для варианта № 1: на 6% между первым и вторым проходом, на 20% между вторым и третьим.

Используя результаты компьютерного моделирования по определению длины дуги захвата и фактического очага деформации, можно оценить длины внешних зон и геометрического очага деформации. Согласно [25], в геометрическом очаге деформации присутствуют упругие и пластические области. Следовательно, изменение интенсивности напряжений в геометрическом очаге деформации должно включать линейные и нелинейный участки. На рис. 5 показано, как эти участки можно выделить. На примере определения длины дуги захвата в первом проходе варианта № 2 проецированием дуги захвата

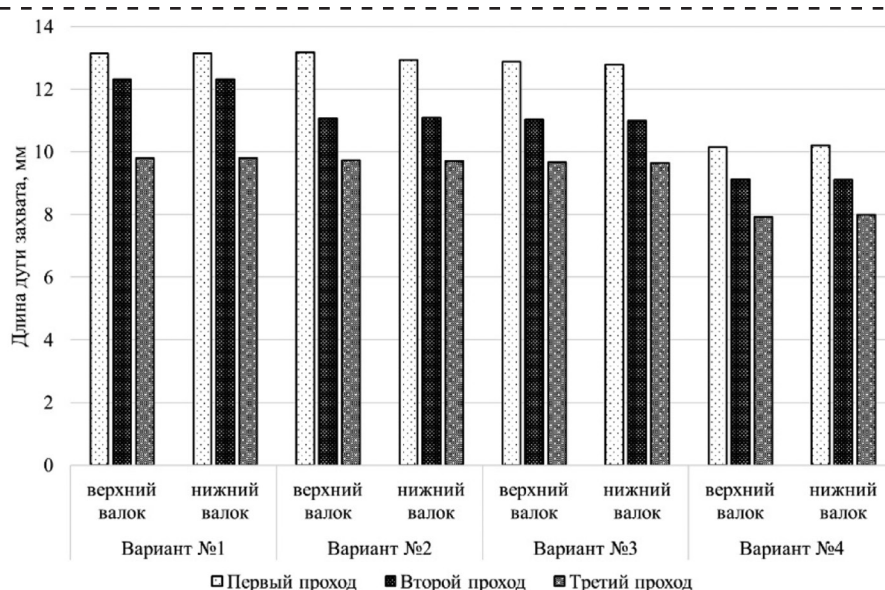


Рис. 4. Длина дуги захвата для разных вариантов прокатки в трех проходах

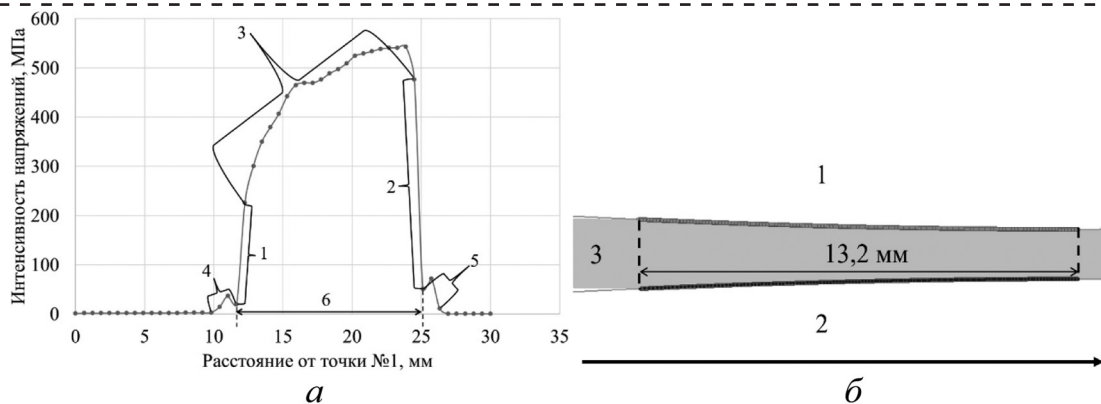


Рис. 5. К определению длины геометрического очага деформации (а) на основе графика изменения интенсивности напряжений (вариант № 2, первый проход):

1, 2 — упругие участки (линейная зависимость); 3 — пластический участок (нелинейная зависимость); 4 — участок, соответствующий внешней зоне с входной стороны; 5 — участок, соответствующий внешней зоне с выходной стороны; 6 — отрезок, длина которого может быть принята за длину геометрического очага деформации;

к определению длины геометрического очага деформации проецированием дуги контакта (б):

1 — верхний валок; 2 — нижний валок; 3 — полоса, стрелкой показано направление прокатки

получили длину геометрического очага деформации равную 13,2 мм (рис. 5, б). Суммируя длины упругих и пластического участков (рис. 5, а), длину геометрического очага деформации получили равной 13,4 мм. Отличие от значения, рассчитанного на основе результатов определения длины дуги захвата, составило 0,2 мм, то есть 1,5%. Оценка длины внешней зоны с входной стороны согласно данным рис. 5, а составила 1,8 мм, оценка длины внешней зоны с выходной стороны — 1,8 мм.

Выводы

Было выполнено компьютерное моделирование с помощью вычислительной среды конечно-элементного анализа *DEFORM* процессов продольной прокатки полосы с различными сочетаниями диаметров рабочих валков: 600—600 мм (вариант № 1), 590—600 мм (вариант № 2), 570—600 мм (вариант № 3), 300—600 мм (вариант № 4). Прокатка осуществлялась в три прохода. Исходная полоса имела толщину 2 мм, расстояние между валками в первом проходе состав-

ляло 1,4 мм, во втором — 0,98 мм, в третьем — 0,66 мм.

По результатам исследований предложены способы определения длины дуги захвата, длины физического очага деформации, оценки длины внешних зон. Длину последних двух параметров очага деформации определяли по изменению интенсивности напряжений в области, включающей геометрический очаг деформации. При этом предложенные способы можно использовать как для процессов симметричной, так и асимметричной продольной прокатки. Установлено, что длина фактического очага деформации уменьшается с увеличением разности диаметров рабочих валков. При сравнении длины фактического очага деформации по варианту № 1 (одинаковые валки) и варианту № 4 (разность диаметров валков 300 мм) для первого прохода уменьшение длины фактического очага деформации составило 24%, для второго — 26%, для третьего — 13%. В условиях проведенных исследований увеличение разности диаметров валков до 30 мм уменьшает длину дуги захвата

не более, чем на 11% по сравнению с прокаткой валками одинакового диаметра; увеличение разности диаметров до 300 мм уменьшает длину дуги захвата не более чем на 22% по сравнению с прокаткой валками одинакового диаметра. Среди всех смоделированных вариантов длина дуги захвата между проходами уменьшается наиболее равномерно в случае разности диаметров валков 300 мм: на 11% между первым и вторым проходом, на 12% между вторым и третьим. Наименее равномерно длина дуги захвата уменьшается при прокатке одинаковыми валками: на 6% между первым и вторым проходами, на 20% между вторым и третьим проходами.

Изменение интенсивности напряжений вдоль горизонтального участка, проходящего через середину полосы по толщине и включающего очаг деформации, имеет два четко выраженных линейных участка и заключенный между ними нелинейный участок. Эти три участка соответствуют геометрическому очагу деформации. Расположенные слева и справа от этих трех участков области с нелинейным изменением интенсивности напряжений со значениями в интервале 3–75 МПа соответствуют внешним зонам с входной и выходной стороны.

Список литературы

1. Morimoto Toshiharu, Yoshida Fuyuki, Chikushi Ichiro, Yanagimoto Jun. Asymmetric Rolling Theory Based on Numerical Analysis Using Orowan's Theory // *Tetsu-to-Hagane*. V. 92 (2006). No 10. P. 601–608.
2. Чебыкин М.П. Моделирование несимметричной прокатки. Несимметричная прокатка со смещенным верхним рабочим валком по радиусу относительно нижнего рабочего вала // Бюллетень «Черная металлургия». 2016. № 3. С. 77–81.
3. Халыев Р.И., Денищенко П.Н. Моделирование методом конечных элементов процесса асимметричной прокатки на базе программного комплекса ABAQUS // Сборник трудов IV Международной научно-практической конференции молодых ученых «Металлургия XXI столетия глазами молодых». 2018. С. 184–186.
4. Ашкеев Ж.А., Андреященко В.А., Буканов Ж.У. Исследование процесса несимметричной прокатки заготовок // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. 2020. № 4. С. 27–35.
5. Гогаев К.А., Калуцкий Г.Я., Воропаев В.С., Колпаков А.С. Совершенствование процесса прокатки металлических порошков за счет использования скоростной асимметрии рабочих валков // *Обработка материалов давлением*. 2012. № 4 (33). С. 196–201.
6. Воропаев В.С., Калуцкий Г.Я., Подрезов Ю.Н. Получение полос из порошка титана с использованием технологии асимметричной прокатки // *Порошковая металлургия*. 2012. № 9, 10. С. 11–23.
7. Hirohata T., Masaki S., Shima S. Experiment on metal powder compaction by differential speed rolling // *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. Iss. 1–3. P. 113–117.
8. Daming Wang, Changan Yu, Mingzhe Li, Xianzhong He, Zhi-jun Xie, Luo Wang. Research on flexible asymmetric rolling process for three-dimensional surface parts // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. 95. P. 2339–2347.
9. Lapovok R., Orlov D., Timokhina I.B., Pougis A., Toth L.S., Hodgson P.D., Haldar A., Bhattacharjee D. Asymmetric Rolling of Interstitial-Free Steel Using One Idle Roll // *Metallurgical and materials transactions A*. 2012. V. 43A. N 4. P. 1328–1340.
10. Бирюкова О.Д., Пустовойтов Д.О., Песин А.М., Кожемякина А.Е. Возможности получения градиентной структуры при асимметричном деформировании алюминиевого слоистого композита // *Теория и технология металлургического производства*. 2021. № 2 (37). С. 38–46.
11. Песин А.М., Пустовойтов Д.О., Швеева Т.В., Стебляков В.Л., Федосеев С.А. Моделирование немонокотности течения металла при асимметричной тонколистовой прокатке с рассогласованием скоростей валков // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т. 15. № 1. С. 56–63.
12. Песин А.М., Дья Х., Кавалек А., Сжинский П., Пустовойтов Д.О., Сатонин А.В., Чуруканов А.С. Исследование влияния скоростной асимметрии на параметры различных процессов листовой прокатки // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2014. Т. 45. № 1. С. 86–91.
13. Rudskoi A.I., Kodzhaspirova G.E., Kamelina E.I. Modeling of the Recrystallization Processes during Asymmetric Rolling of a High-Strength Low-Alloy Steel // *Russian Metallurgy (Metally)*. V. 2021. No 4. P. 486–491.
14. Nilsson A. Front-end bending in plate rolling // *Scandinavian Journal of Metallurgy*. 2001. 30. P. 337–344.
15. Mousavi S.A.A. Akbari, Ebrahimi S.M., Madoliat R. Three-dimensional numerical analyses of asymmetric rolling // *Journal of Materials Processing Technology*. 2007. 187–188. P. 725–729.
16. Xianwei Ren, Yuanchun Huang, Xieyi Zhang, Hao Li, Yongxing Zhao. Influence of shear deformation during asymmetric rolling on the microstructure, texture, and mechanical properties of the AZ31B magnesium alloy sheet // *Materials Science and Engineering: A*. 2021. V. 800. 140306.
17. Xu X., Deng Y., Guo X. et al. Influence of Asymmetric Rolling Process and Thickness Reduction on the Microstructure and Mechanical Properties of the Al–Mg–Si Alloy // *Met. Mater. Int.* 2021.

18. **Pustovoytov D., Pesin A., Tandon P.** Asymmetric (Hot, Warm, Cold, Cryo) Rolling of Light Alloys: A Review // *Metals*. 2021. 11 (6). P. 956.
19. **Shatalov R., Kalmykov A., Taupek I.** Study of the Deformation During Turning of Brass Sheets on a Two-High Mill by Rolling Methods and Computer Simulation // *Russian Metallurgy (Metally)*. 2021 (13). P. 1771—1776.
20. **Liu Y., Liu H., Liu Y.** Application of Simulation in Optimization Design of Casting Billet // *Proceedings of 2020 IEEE 4th Information Technology, Networking, Electronic and Automation Control Conference, ITNEC 2020*. Article 9085161. P. 1773—1776.
21. **Sidelnikov S., Dovzhenko I., Belokonova I.** Simulation of Process Rolling Plates from Alloy of Al—Mg System Economically Doped with Scandium // *Solid State Phenomena*. 2021. 316. P. 509—514.
22. **Wang J., Zhaog Q., Wang C., Yuan J.** Effect of roll convexity and stress triaxiality on rolling damage of 93 tungsten alloy sheet // *Journal of Materials Engineering*. 2014. Issue 10. P. 27—33.
23. **Skipalenko M.N., Skipalenko M.M., Tran Ba Hui, Ashikhmin D.A., Samusev S.V., Sidorov A.A.** Detection of influence of upper working rolls vibration on thickness of sheet at cold rolling with the help of DEFORM-3D software // *Computer Research and Modeling*. 2017. 9 (1). P. 111—116.
24. **Skipalenko M.N., Skipalenko M.M., Ashikhmin D.A., Sidorov A.A., Yang X.** Wavelet Analysis of Fluctuations in the Thickness of Cold-Rolled Strip // *Metallurgist*. 2013. 57 (7—8). P. 606—611.
25. **Kozhevnikov A., Bolobanova N., Kozhevnikova I., Shalaevskii D.** The Study of influence of work rolls vibration during cold rolling on the quality of steel strip surface // *Metallurgija (Metallurgy)*. 2020. 59. P. 74—76.
26. **Гарбер Э.А., Кожевникова И.А.** Теория прокатки: Учеб. для студентов вузов. Череповец: ЧГУ; М: Теплотехник, 2013. С. 190—194.

Требования к статьям для журналов, включенных в Перечень ВАК

Обязательное указание в каждой статье:

- УДК
- Название статьи
- Аннотация
- Ключевые слова
- Информация об авторах: ученая степень, наименование организации
- E-mail
- Наличие пристатейных библиографических списков у всех статей в формате, установленном журналом из числа предусмотренных действующим ГОСТом

Аннотации статей, ключевые слова, полная информация об авторах должны быть указаны на русском и английском языках.

Об исследованиях термической усталости жаропрочных сплавов с целью получения данных для расчета ресурса изделий

С.П. ДЕГТЯРЕВА^{1*}, инж., Т.В. ПРОХОРОВА¹, вед. науч. сотр., канд. техн. наук,
Д.А. САФРОНОВ², инж.-технолог

¹ОАО «НПО Центральный котлотурбинный институт им. И.И. Ползунова»,
г. Санкт-Петербург, 191167, Российская Федерация

²АО «ОДК Климов», г. Санкт-Петербург, 194100, Российская Федерация

*E-mail: Bulgakova.sf@gmail.com

DOI: 10.31044/1684-2499-2022-0-12-52-59

Статья поступила в редакцию 11.05.2022

Принята после доработки 28.06.2022

Принята к публикации 24.08.2022

Представлен анализ опубликованных результатов исследований термической усталости жаропрочных сплавов методом Коффина с варьированием пластической деформации в цикле $\epsilon_{пл}$ путем изменения жесткости стеснения свободной термической деформации ϵ_0 , которое создает упругопластическую деформацию $\Delta\epsilon = \epsilon_{упр} + \epsilon_{пл}$ в полуциклах, равную 0,6, 1,0 или 1,3%, на примере результатов испытаний сплава ЖС6Ф. Установлено, что в испытаниях, где $\Delta\epsilon = 0,6\%$, пластическая деформация $\epsilon_{пл}$ отсутствует, а всю стесненную часть ϵ_0 полностью компенсирует упругая деформация $\epsilon_{упр}$. В этих испытаниях разрушение нельзя рассматривать как следствие термической усталости, поскольку для нее, согласно закону Коффина, наличие $\epsilon_{пл}$ является обязательным условием. В испытаниях с полным стеснением ϵ_0 и $\Delta\epsilon = \epsilon_0 = 1,3\%$ в обоих полуциклах пластическая деформация происходит, и измеренные максимальные напряжения сжатия $\sigma_{сж}$ и растяжения σ_r соответствуют значениям предела текучести, достигаемым в температурных интервалах нагрева и охлаждения после снятия $\epsilon_{упр}$ предшествующего полуцикла. В испытаниях с частичным стеснением ϵ_0 , когда $\Delta\epsilon = 1,0\%$, ситуация неоднозначна. В этом случае изменение $\Delta\epsilon$ с температурой, как показывают ТЦ-карты, включает пластическую деформацию. Однако измеренные напряжения $\sigma_{сж}$ и σ_r существенно ниже значений предела текучести σ_T . Объяснить наблюдаемое, а также наличие $\epsilon_{пл}$ при $\sigma < \sigma_T$ не представляется возможным из-за отсутствия необходимых данных. Результаты проведенного анализа указывают на то, что предусмотренное методом Коффина построение зависимости долговечности N_p от $\epsilon_{пл}$ по данным, полученным в рассмотренных испытаниях, не пред-

ставляется возможным. Из этого следует, что достоверность многочисленных справочных данных зависимости N_p от $\epsilon_{пл}$ ранее полученных в идентичных испытаниях на том же оборудовании для большого числа жаропрочных сплавов, требует проверки.

Ключевые слова: термическая усталость, стеснение термической деформации, долговечность, напряжение, пластическая деформация.

Введение

Исследование термической усталости конструкционных материалов методом, предложенным Л.Ф. Коффиным [1–5], получило широкое распространение и позволило собрать обширную информацию о зависимости долговечности N_p (число циклов до разрушения) от пластической деформации в термическом цикле $\epsilon_{пл}$ для множества сплавов, работающих в условиях эксплуатации в режимах с циклическим нагревом [6, 7]. Эти результаты являются справочными данными при расчетах ресурса изделий, многие из которых, как например, турбинные лопатки ГТД, работают в чрезвычайно экстремальных условиях. Поэтому достоверность информации о зависимости долговечности N_p от $\epsilon_{пл}$, которая определяется температурно-силовыми характеристиками процесса и физико-механическими

свойствами материала, имеет большое значение.

Проведенный анализ демонстрируется на примере термоциклических испытаний жаропрочного сплава ЖС6Ф [7] в связи с полнотой и обстоятельностью приведенных данных об условиях выполнения испытаний и полученных результатах. Работа [7] была предпринята для того, чтобы установить наличие анизотропии у термической усталости, которая присуща многим другим физико-механическим свойствам никелевых жаропрочных сплавов: модулю упругости [8, 9], кратковременной и длительной прочности и пластичности [10], малоцикло-вой усталости [11] и др., поэтому содержит полезную для проводимого анализа информацию об испытаниях монокристаллов четырех ориентировок.

Условия выполнения термоциклических испытаний

Исследования термической усталости монокристалльных образцов сплава ЖС6Ф [7] и целого ряда других сплавов, например, ЖС6У, ВКНА-1В, ВЖЛ12У, ХН60ВТ, 12Х18Н9Т и др. [6], выполняли путем термоциклических испытаний в блоке нагружения установки ИМАШ-65, показанном на рис. 1 [12].

Каждое исследование включало обычно серию из трех испытаний с различной жесткостью стеснения свободной термической деформации ϵ_0 , изменяемой посредством трех сменных мембран 8 (см. рис. 1), которые создавали упругопластическую деформацию $\Delta\epsilon = \epsilon_{упр} + \epsilon_{пл} = 0,6; 1,0$ или $1,3\%$ ($\Delta\epsilon = 1,3\%$ при полном стеснении $\Delta\epsilon = \epsilon_0 = \alpha_{ср}(T_{max} - T_{min})$).

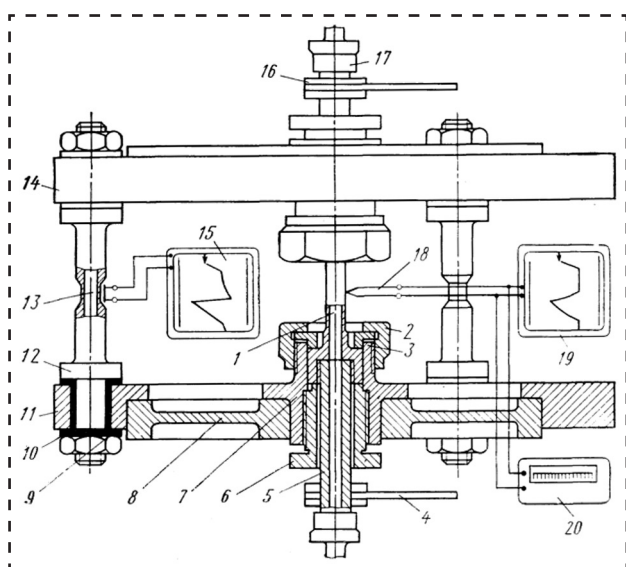


Рис. 1. Блок нагружения установки для испытаний термической усталости [7, 12]

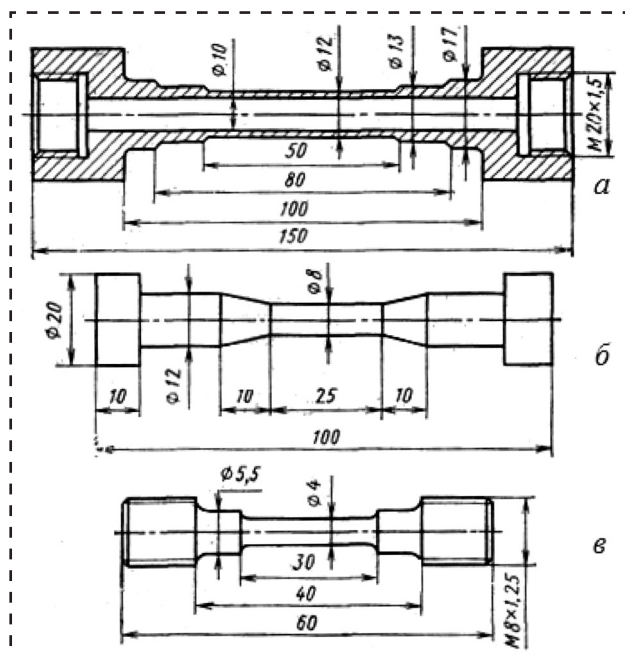


Рис. 2. Образцы для термоциклических испытаний (ГОСТ 25.505—85)

Данные этих испытаний предназначены для построения зависимости N_p от $\epsilon_{пл}$ хотя бы по трем экспериментальным точкам. Монокристалльные образцы (рис. 2, в) сплава ЖС6Ф (с ориентацией оси вдоль кристаллографических направлений [001], [111], [011] и [112]) подвергали циклическому нагреву по режиму $T_{min} \leftrightarrow T_{max} = 100 \leftrightarrow 950$ °С с пилообразным циклом изменения температуры.

Результаты расчета ориентационного фактора (фактор Шмида) систем скольжения типа (111)[-101] (первичная система) в каждом из образцов приведены в табл. 1. Они предназначены для оценки критических сдвиговых напряжений ($\tau_{кр} = \sigma_T \cos \varphi \cdot \cos \lambda$) [13] действующих систем скольжения по напряжениям сжатия $\sigma_{сж}$ и растяжения σ_p , измеренным в полуциклах испытаний. Монокристаллы металла начинают пластически деформироваться, когда приведенное напряжение сдвига по плоскости скольжения {111} в направлении $\langle 011 \rangle$ достигает постоянного критического значения $\tau_{кр}$, являющегося свойством материала [13].

Данные табл. 1 показывают, что в образцах с ориентировкой оси по [001] и [111] значения фактора Шмида достаточно близки друг к другу по нескольким системам скольжения и в них следует ожидать множественное скольжение, поскольку даже небольшая пластическая деформация будет изменять положение оси образца и вызывать включение вторичных систем скольжения. В образцах же ориентировки [011] и [112] следует ожидать продолжительного действия первичных систем скольжения. Надо полагать, что в этих двух случаях блочная структура в образцах должна развиваться различным образом и должна быть не одинакова протяженность стадии, именуемой накоплением повреждений, переводящей материал в состояние благоприятное для зарождения трещин.

Развитие деформации в полуциклах испытаний

Изменения упругой и пластической деформации в полуциклах испытаний монокристалльных образцов сплава ЖС6Ф четырех различных ориентировок оси нагружения ([001], [111], [011] и [112]), выполнявшихся с различной жесткостью стеснения ϵ_0 , демонстрируют карты термоциклических испытаний (ТЦ-карты) (рис. 3).

Прежде всего обращают на себя внимание ТЦ-карты монокристалльных образцов всех четырех ориентировок, которые испытывали со стеснением $\Delta \epsilon < \epsilon_0$, при котором $\Delta \epsilon = 0,6\%$. На каждой из них в полуцикле охлаждения пластическая деформация $\epsilon_{пл}$ полностью отсутствует, а в полуцикле нагрева, не считая нулевого, очень невелика. Подобная же картина наблюдается в испытаниях с $\Delta \epsilon = 1\%$, но только у образцов с ориентировкой оси по [001]. Как видно из ТЦ-карт, такое развитие событий, например, в 1-м полуцикле, обусловлено тем, что после снятия $\epsilon_{упр}$ сжатия от предшествующего 0-го полуцикла возрастающая с пони-

1. Значения ориентационного фактора (фактор Шмида) систем скольжения монокристаллических образцов сплава ЖС6Ф

№ обр.	Δε %	N _p	Угол оси образца с [HKL]			Направления скольжения систем (hkl) [HKL]											
						(-111) (критическая)			(111) (первичная)			(1-11) (поперечная)			(-1-11) (сопряжен.)		
			001	011	111	110	0-11	101	1-10	0-11	-101	110	011	-101	-110	011	101
<001>																	
4	1,0	4314	0,1	44,9	54,6	0	0,409	0,409	0	0,409	0,409	0	0,409	0,409	0	0,409	0,409
	5	1,0	5073	2,1	43,5	52,6	0	0,409	0,409	0	0,409	0,409	0	0,409	0,409	0	0,409
8	1,3	1922	3,1	42,8	51,6	0,001	0,421	0,422	0,031	0,392	0,423	0,001	0,391	0,390	0,021	0,418	0,397
9	1,3	1170	3,1	42,8	51,6	0,001	0,421	0,422	0,031	0,392	0,423	0,001	0,391	0,390	0,031	0,422	0,391
<111>																	
6	1,0	5540	49,2	32,3	5,6	0,09	0,078	0,088	0,291	0,03	0,322	0,002	0,204	0,201	0,272	0,272	0
7	1,0	5472	51,0	29,0	8,0	0,086	0,015	0,102	0,335	0,007	0,342	0,023	0,234	0,21	0,226	0,256	0,03
10	1,3	1323	49,3	32,8	5,4	0,09	0,078	0,088	0,291	0,03	0,322	0,002	0,204	0,201	0,28	0,312	0,033
11	1,3	1151	49,3	32,8	5,4	0,09	0,078	0,088	0,291	0,03	0,322	0,002	0,204	0,201	0,28	0,312	0,033
<011>																	
20	1,0	3162	43,0	8,0	29,0	0,409	0	0,409	0,409	0	0,409	0	0	0	0	0	0
21	1,0	2888	44,0	3,0	34,0	0,336	0,039	0,375	0,415	0,032	0,447	0,015	0,04	0,025	0,064	0,111	0,048
23	1,3	1033	42,0	4,0	32,0	0,384	0,016	0,4	0,413	0,015	0,428	0,006	0,013	0,007	0,023	0,043	0,021
<112>																	
18	1,0	11166	40,7	29,5	14,1	0,37	0,045	0,415	0,397	0,042	0,439	0,008	0,018	0,01	0,035	0,069	0,034
19	1,0	2079	40,7	29,5	14,1	0	0,269	0,269	0,269	0,137	0,406	0	0	0	0,269	0,406	0,137
22	1,3	1057	43,3	28,6	11,8	0,016	0,196	0,212	0,394	0,091	0,385	0,002	0,082	0,081	0,276	0,369	0,093
						0,041	0,148	0,189	0,311	0,069	0,38	0,006	0,122	0,116	0,264	0,339	0,075

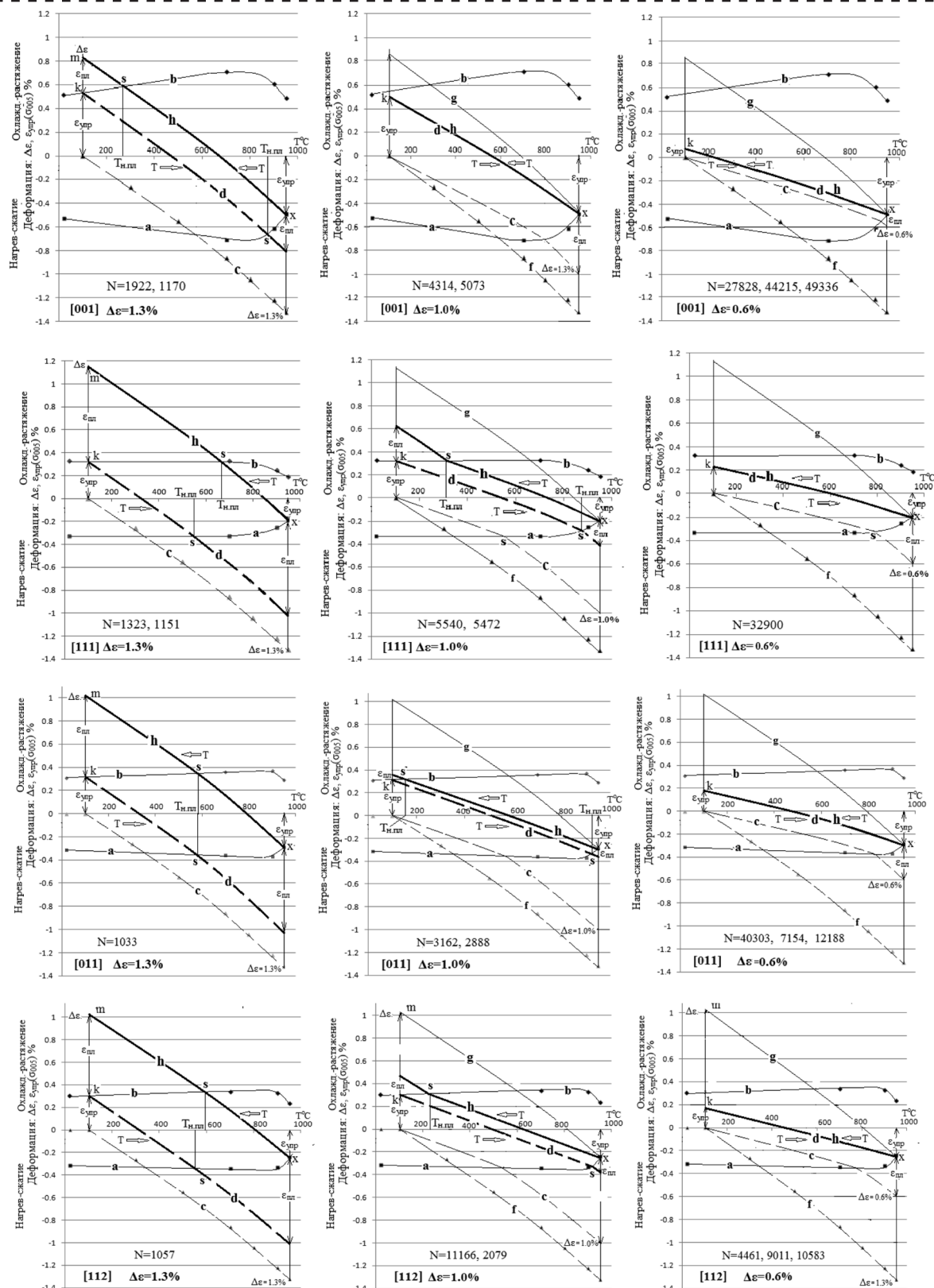


Рис. 3. ТТ-карты испытаний монокристалльных образцов сплава ЖС6Ф

жением температуры до $T_{\min}$ упругая деформация растяжения не достигает величины $\epsilon_{\text{упр}}$, при которой соответствующие ей напряжения (σ) способны инициировать пластическую деформацию при $\sigma = \sigma_T$. Иными словами, сумма $\epsilon_{\text{упр}}$ (сж.) при $T_{\max}$ и $\epsilon_{\text{упр}}$ (растяж.) при $T_{\min}$ больше задаваемой величины $\Delta\epsilon$ и она полностью компенсируется только упругой деформацией без участия пластической деформации. Отсюда следует, согласно утверждению С.С. Мэнсона [2], что в указанных испытаниях разрушение нельзя считать термической усталостью и использовать данные этих испытаний для построения зависимости N_p от $\epsilon_{\text{пл}}$, как это делается в анализируемой и всех других работах.

Напряжения в полуциклах испытаний

Второй вопрос, который требует рассмотрения, касается результатов измерения напряжений в полуциклах испытаний, приведенных в работе [7].

Изменение температуры в полуциклах нагрева или охлаждения стесненного образца

сопровождается ростом упругой деформации $\epsilon_{\text{упр}}$ и напряжений σ сжатия или растяжения до начала пластической деформации $\epsilon_{\text{пл}}$ при температуре $T = T_{\text{н. пл}}$, где они достигают предела текучести материала $\sigma = \sigma_T$. Далее σ изменяются в соответствии с температурной зависимостью $\sigma_T(T)$, а в полуцикле охлаждения к нему может добавиться деформационное упрочнение из-за пластической деформации. При охлаждении напряжения достигают наибольшей величины $\sim \sigma_T$ при $T = T_{\min}$, а при нагреве $\sigma = \sigma_T$ вблизи $T = T_{\text{н. пл}}$.

Напряжения, измеренные в полуциклах испытаний сплава ЖС6Ф [7], справочные данные [7] и расчетные значения $\sigma_{\text{н. пл}}$ при $T = T_{\text{н. пл}}$ представлены в табл. 2.

В испытаниях с заданной упругопластической деформацией $\Delta\epsilon = 0,6\%$ напряжения $\sigma_{\text{сж}}$ и $\sigma_{\text{р}}$, измеренные в полуциклах нагрева и охлаждения образцов всех четырех ориентировок, **примерно одинаковы** в обоих полуциклах и меньше предела текучести во всем температурном интервале $100 \leftrightarrow 950$ °С. Это подтверждает отсутствие пластической де-

2. Напряжения в испытаниях монокристаллов сплава ЖС6Ф

$\Delta\epsilon$, %	N_p [9], цикл	$\sigma_{\text{сж}}$ [1], МПа	$T_{\text{н. пл}}$, °C	$\sigma_{\text{н. пл}}$, МПа	$\sigma_{0,05}$ [11] (950 °C), МПа	σ_p [9], МПа	$T_{\text{н. пл}}$, °C	$\sigma_{\text{н. пл}}$, МПа	$\sigma_{0,05}$ [11] (100 °C), МПа
		Нагрев—сжатие				Охлаждение—растяжение			
Ориентировка оси нагружения [001]									
1,3	1170, 1922	260, 310	870	631	476	680, 720	280	731	719
1,0	4314, 5073	200, 350	800	684		500, 620	—	—	
0,6	27 828, 44 215	250, 280	920	556		350, 350	—	—	
Ориентировка оси нагружения [111]									
1,3	1323, 1151	400, 400	560	883	442	900, 900	670	856	994
1,0	5540, 5472	370, 300	850	656		600, 680	410	920	
0,6	32 900	300	950	442		400	—	—	
Ориентировка оси нагружения [011]									
1,3	1033	580	590	702	504	710	590	702	729
1,0	2888, 3162	210, 300	920	576		530, 640	160	725	
0,6	12 188, 40 303	250, 290	950	504		330, 530	—	—	
Ориентировка оси нагружения [112]									
1,3	1057	400	560	713	438	950	600	708	
1,0	2079, 11 176	250, 300	920	529		650, 670	230	769	807

формации в полувциклах (при $\Delta\epsilon = 0,6\%$), как было отмечено по ТЦ-картам, и означает, что трактовать эти испытания как процесс термической усталости нет оснований. Тем не менее, в этих испытаниях наблюдалось разрушение в результате выполненных циклических нагревов, но при существенно больших величинах долговечности N_p , как видно из рис. 3, и, полагаем, оно имеет иную природу.

В испытаниях с полным стеснением ($\Delta\epsilon = 1,3\%$) напряжения $\sigma_{сж}$ в полувциклах нагрева примерно соответствуют по величине пределу текучести сплава $\sigma_{0,05}(950\text{ }^{\circ}\text{C}) \approx 400$ МПа, а максимальные измеренные σ_p в полувциклах охлаждения близки к $\sigma_{0,05}(100\text{ }^{\circ}\text{C}) \approx 700\text{--}900$ МПа у монокристаллов всех рассмотренных ориентировок. Этот результат указывает на наличие пластической деформации в полувциклах испытаний и согласуется с выводами по анализу ТЦ-карт. Оценка критических сдвиговых напряжений $\tau_{кр}$ по измеренным σ_p при $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ (для случая $\Delta\epsilon = 1,3\%$) составляет $\tau_{кр} \approx 300$ МПа у образцов всех кристаллографических ориентировок их оси и примерно равна $\tau_{кр}$, посчитанному по справочным данным $\sigma_{0,05}$ механических испытаний. Это еще раз подтверждает, что в данных испытаниях имела место пластическая деформация в полувцикле охлаждения и разрушение при циклических нагревах является следствием термической усталости.

Не столь понятны результаты испытаний, в которых $\Delta\epsilon = 1,0\%$. В них, как и при $\epsilon = 1,3\%$, напряжения при сжатии $\sigma_{сж} \approx 300$ МПа заметно отличаются от растяжения $\sigma_p \approx 650$ МПа. Однако σ_p , измеренные в полувциклах охлаждения этих испытаний, существенно меньше, чем $\sigma_{0,05}$ при всех температурах от $T_{н.пл}$ до T_{min} , хотя, судя по ТЦ-картам, наличие пластической деформации в этих испытаниях имеет место. Возможно, этот результат связан с особенностями измерений, но ему непременно следует искать объяснение, поскольку подобные явления могут иметь место в изделиях.

Наконец, необходимо рассмотреть обычно обсуждаемый в проводимых исследованиях [7, 14–17] вопрос о зависимости долговечности N_p от напряжений σ в цикле испытаний. Представляется, что сама его постановка является необоснованной. Термическая усталость — это процесс разрушения, обусловленный пластической деформацией в цикле, которая протекает в материале при циклических нагревах со стеснением его термической деформации [6]. По мере роста упругой деформации при изменении температуры соответствующие ей напряжения σ поднимаются до уровня предела текучести $\sigma_{0,05}$ и измеряемые напряжения должны соответствовать $\sigma_{0,05}(T)$ при нагреве и охлаждении. Пластическая деформация продолжается в материале вплоть до разрушения и напряжения, участвуя в развитии разрушения, значения остаются более-менее постоянными, если не учитывать эффекты упрочнения. Целенаправленно изменять величину напряжений и исследовать зависимость N_p от σ не представляется возможным. Эта картина в исследовании термической усталости конкретного материала (например, ЖС6Ф) повторяется в каждом из испытаний, выполняемом при различной величине заданной пластической деформации в цикле — заданного стеснения.

По поводу ориентационной зависимости долговечности N_p судить сложно, поскольку в испытаниях с $\Delta\epsilon = 1,0$ и $1,3\%$ она изменяется в пределах ошибки измерения N_p . В испытаниях же с $\Delta\epsilon = 0,6\%$ значения N_p в десятки раз выше, что, вероятно, связано с иным механизмом разрушения.

В части исследований термической усталости, выполняемых методом Коффина, обсуждаемая картина идентична у всех сплавов и причина выявленной проблемы, как можно предположить, состоит в том, что отсутствует надежный метод прямого измерения пластической деформации и поэтому зависимость долговечности N_p строит от $\Delta\epsilon$.

Выводы

1. Проведен анализ материалов исследования термической усталости большого количества жаропрочных сплавов, представленный на примере термоциклических испытаний сплава ЖС6Ф [7], выполненных с варьированием величины $\epsilon_{пл}$ путем изменения жесткости стеснения свободной термической деформации ϵ_0 и тем самым $\Delta\epsilon$. Анализ дает основания сомневаться в достоверности приводимой в публикациях зависимости долговечности N_p от пластической деформации в цикле $\epsilon_{пл}$, поскольку в используемых для ее построения данных по трем испытаниям в одном из них (при $\Delta\epsilon = 0,6\%$) $\epsilon_{пл}$ отсутствует и его нельзя рассматривать как процесс термической усталости.

2. Справочная информации о параметрах зависимости $N_p = F(\epsilon_{пл})$ для очень большого количества жаропрочных сплавов, приведенная в книге Р.А. Дульнева и П.И. Котова [6], полученная на том же испытательном оборудовании и тем же методом, что и в рассматриваемой работе, вероятно, содержит вышеуказанную ошибку и поэтому требует проверки. Достоверность этой информации очень важна, поскольку от этого зависит возможность ее использования в расчетах ресурса изделий.

3. При проведении исследований термической усталости с варьированием пластической деформации в цикле следует непременно проверять ее наличие и определять величину.

Список литературы

1. Coffin L.F., Schenectady N.Y. A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on Ductile Metal // Trans. ASME. 1954. V. 76. No 6. P. 931—950.
2. Мэнсон С.С. Температурные напряжения и малоцикловая усталость. М.: Машиностроение, 1974. 344 с.
3. Серенсен С.В., Котов П.И. Об оценке сопротивления термической усталости по методу варьируемой жесткости нагружения // Заводская лаборатория. 1962. № 10. С. 1233—1238.
4. Баландин Ю.Ф. Термическая усталость металлов в судовом энергомашиностроении. Л.: Судостроение, 1967. 272 с.
5. Соболев Н.Д., Егоров В.И. К методике испытаний на термическую усталость при одноосном напряженном состоянии // Заводская лаборатория. 1962. № 10. С. 1238—1242.
6. Дульнев Р.А., Котов П.И. Термическая усталость металлов. М.: Машиностроение, 1980. 200 с.
7. Шалин Р.Е., Светлов И.Л., Качанов Е.Б., Толораия В.Н., Гаврилин О.С. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов. М.: Машиностроение, 1997. 334 с.
8. Fisher F.S. On the elastic moduli of nickel rich Ni—Al alloy single crystals // Scripta met. 1986. V. 20. No 2. P. 279—284.
9. Светлов И.Л., Суханов Н.Н., Кривко А.И., Рощина И.Н., Хайнская И.М., Самойлов А.И. Температурно-ориентационная зависимость характеристик кратковременной прочности, модуля Юнга и коэффициента линейного расширения монокристаллов сплава ЖС6Ф // Проблемы прочности. 1987. № 1. С. 51—56.
10. Kear B.H., Pierarcey B.I. Tensile and creep properties of single crystals of nickel-based superalloy Mar-M200 // Trans. Met. Soc. AIME. 1967. V. 239. P. 1209—1215.
11. Dalal R.P., Thomas C.R., Dardi L.E. The effect of crystallography orientation on the physical and mechanical properties of an investment cast single crystal nickel-base superalloy // Proc. Conf. «Superalloys» (Seve Spring, oct. 1984). Soc. AIME. 1984. P. 185—197.
12. Агамиров Л.В., Алимов М.А. и др. Машиностроение. Энциклопедия. Физико-механические свойства. Испытания металлических материалов. Т. II—I / Под ред. Е.И. Мамаевой. 2010. 852 с.
13. Хоникомб Р. Пластическая деформация металлов. М.: Мир, 1972. 408 с.
14. Можаровский Н.С. К вопросу о термической усталости сплавов с учетом граничных условий // Заводская Лаборатория. 1963. № 3. С. 743—746.
15. Голубовский Е.Р., Бычков Н.Г., Хамидуллин А.Ш., Базылева О.А. Экспериментальная оценка кристаллографической анизотропии термической усталости монокристаллов сплава на основе Ni₃Al для высокотемпературных деталей АГТД // Вестник двигателестроения. 2011. № 2. С. 244—248.
16. Котов П.И., Гусенков А.П., Вашунин А.И. Метод оценки сопротивления термической усталости жаропрочных сплавов // Заводская лаборатория. 1978. Т. 43. № 7. С. 862—867.
17. Костин В.М., Егоров В.И., Соболев Н.Д. К изучению кинетики деформирования при термоусталостном нагружении // Заводская лаборатория. 1975. Т. 41. № 4. С. 479—482.

Указатель статей, опубликованных в журнале «Технология металлов» в 2022 г.

ВОПРОСЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ И ПРОИЗВОДСТВА

Гузева Т.А., Малышева Г.В. Особенности разработки конструкторско-технологических решений при проектировании деталей из полимеров и композитов № 4

КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА ОБОРУДОВАНИЯ, КОНСТРУКЦИЙ И МАТЕРИАЛОВ

Будин О.Н., Кузнецов И.В., Мельникова И.М., Каленова М.Ю. Исследование устойчивости пищевых сплавов на основе алюминия с добавками серебра № 4

Ушеренко Ю.С., Алексенцева С.Е., Ушеренко С.М. Исследование надежности материалов внешних оболочек корпусов космических летательных аппаратов на орбите Земли в направлении взаимодействия с пылевидными фракциями № 5

КЛЕЕВЫЕ СОЕДИНЕНИЯ

Коноплин А.Ю., Баурова Н.И. Исследование влияния клеевых материалов на характеристики клеесварных соединений № 1

КОМБИНИРОВАННЫЕ МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ

Скрябин В.А., Зверовщиков А.Е. Особенности финишной обработки незакрепленным абразивом деталей из порошковых материалов № 12

КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА ОБОРУДОВАНИЯ, КОНСТРУКЦИЙ И МАТЕРИАЛОВ

Пуртова Е.В., Астащенко В.И. О роли макроструктурного анализа в оценке качества поверхностно упрочненных деталей с концентрациями напряжений № 6

КОРРОЗИЯ: МАТЕРИАЛЫ, ЗАЩИТА

Ерофеев М.Н., Чмыхало А.И., Спирагин В.В., Кравченко И.Н., Галиновский А.Л., Величко С.А. Совершенствование методов контроля и диагностики свойств металлоконструкций в условиях коррозионного воздействия № 7

Нелюб В.А., Тарабрина Т.Д. Оценка стойкости углепластиков к действию коррозионных сред № 8

Галиновский А.Л. Обоснование и перспективы использования методов защиты поверхностей судовых двигателей внутреннего сгорания от воздействия кавитации № 8

Бацко Ю.И. Аспекты деятельности инспектора по контролю качества окрасочных работ № 9

Демина Л.Ю., Дмитриевский А.Л., Самойленко В.М. Антикоррозионная присадка для водных растворов моющих средств на основе природного сырья № 9

Мухин В.В., Баурова Н.И. Оценка коррозионной стойкости соединений, восстановленных с использованием полимерных композиционных материалов № 10

Вагапов Р.К., Фомина А.С., Ярковой В.В. Развитие методического обеспечения проведения коррозионных испытаний для условий газовых объектов № 11

КОРРОЗИЯ МЕТАЛЛОВ. ФИЗИЧЕСКОЕ СТАРЕНИЕ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Герцык С.И., Волгина Н.И. Причины коррозионного растрескивания деталей из стали 12X18H9 № 5

ЛИСТОПРОКАТНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

Кожевников А.В., Скрипаленко М.М., Кожевникова И.А., Скрипаленко М.Н., Сидоров А.А., Семенов А.А., Романцев Б.А., Юсупов В.С. Оценка параметров очага деформации при симметричной и асимметричной холодной прокатке полосы с помощью компьютерного моделирования № 12

ЛИТЕЙНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

Висик Е.М., Колядов Е.В., Чабина Е.Б., Кузьмина Н.А. Технологические возможности управления структурой отливок из жаропрочных сплавов при направленной кристаллизации № 1

Бондаренко Ю.А., Ечин А.Б., Сурова В.А., Колодяжный М.Ю. Перспективы технологии получения крупногабаритных лопаток энергетических газотурбинных установок с использованием метода направленной кристаллизации № 5

Мин П.Г., Пителин Н.С., Вадеев В.Е. Разработка технологии получения гафний-ни-

келевой лигатуры в вакуумной дуговой печи для легирования литейных жаропрочных никелевых сплавов № 7

МЕТАЛЛОВЕДЕНИЕ. ТЕХНОЛОГИИ ТЕРМИЧЕСКОЙ И ХИМИКО- ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Красуля А.А., Помельникова А.С., Базалева К.О., Заводов А.В., Цветкова Е.В., Цих С.Г. Особенности структуры чугуна марки Нирезист после борирования № 1

Чекушин В.С., Дергилев А.С., Олейникова Н.В., Ятченко А.А. К вопросу подготовки упорных золотосодержащих флотационных концентратов к цианированию. № 2

Чекушин В.С., Чекушин М.В., Марченко Н.В., Олейникова Н.В. Оптимизация расхода щелочи при восстановлении свинца из сульфидных соединений № 5

Михальченко А.М., Гуцан А.А., Синяя Н.В. Влияние двухстороннего наплавочного армирования на твердость термоупрочненной стали 65Г № 6

Абузин Ю.А., Божко Г.Г., Володина П.А., Калабский И.С. Исследование явления саморазогрева при нагреве механоактивированных порошков вольфрама и бора № 6

Пожидаева С.Д., Иванов А.М. Общие и специфические особенности окисления раздробленных металлов и их смесей в условиях значимых механических воздействий на поверхность твердых реагентов № 6

Кутепова Л.В., Волгина Н.И., Хламкова С.С. Исследование влияния термической обработки на структуру и свойства алюминиевого сплава Д16 № 7

Онищенко А.К. О максимально допустимой концентрации водорода в титановых сплавах и их водородной хрупкости № 7

Исаев А.В., Исаев В.В., Наумов В.И., Девяткина Т.И. Кинетические особенности катодного осаждения сплава олово—висмут и влияние на них ультрадисперсных алмазов № 7

Тарасов В.П., Гореликов Е.С., Комелин И.М., Башкирова А.С., Зыкова А.В., Петрунин К.О. Исследование процесса эффективного извлечения оксида ванадия из отработанных катализаторов нефтехимии методом выщелачивания № 10

МЕТОДЫ ИЗУЧЕНИЯ СТРУКТУРЫ И СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ

Петров М.А., Гневашев Д.А., Крутина Е.В. Численное моделирование осадки образцов

из бронзы с учетом изменения их относительной плотности № 2

Петров М.А., Петров А.Н. Конечно-элементное моделирование процесса комбинированного выдавливания сдвигом для изготовленияковки «ниппель» № 7

Матюнин В.М., Варавка В.Н., Кудряков О.В., Марченков А.Ю., Волков П.В., Каримбеков М.А. Оперативная оценка температурного интервала синеломкости стали № 9

Демидов А.Н., Каримбеков М.А., Марченков А.Ю., Матюнин В.М., Жгут Д.А., Панькина А.А. Исследование механических характеристик биоразлагаемых полимеров методами растяжения и кинетического индентирования № 10

Сюеянь Ли, Галиновский А.Л., Кравченко И.Н., Величко С.А., Ерофеев М.Н., Боровик Т.Н., Тимофеев В.А. Оценка функциональных свойств новой конструкции режущего инструмента для утилизации композиционных материалов методом ультразвуковой диагностики № 10

Кузьменко И.В., Будко С.И., Самусенко В.И. Математическая и геометрическая модели для определения контактного давления и величины внедрения фреттингчастицы в полупространство подшипникового сопряжения № 10

Клошников М.В., Деревич И.В., Галиновский А.Л., Клочков А.К., Вышегородцева А.С. Моделирование процесса ультразвуковой абразивной диагностики № 11

Яшин В.В., Арышенский Е.В., Гречников Ф.В., Каргин В.Р., Клепов Д.Н., Звонов С.Ю. Совершенствование методики определения параметров горячей прокатки алюминиевых сплавов на основе цифрового моделирования № 11

Ли Сюеянь, Галиновский А.Л., Кравченко И.Н., Боровик Т.Н. Исследование и сопоставление методов испытаний материалов рабочих органов почвообрабатывающих машин № 12

МЕХАНИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА ЗАГОТОВОК И СБОРКА

Скрябин В.А., Схиртладзе А.Г. Особенности процессов фрезерования и протягивания при обработке полимерных материалов. № 4

Болотников И.С., Косенко Е.А., Демин П.Е. Выбор режимов резания базальтопластиков № 5

НАНЕСЕНИЕ ПОКРЫТИЙ

Ковалев А.А., Краско А.С. Исследование влияния параметров газотермического напыления на прочность сцепления функциональных стойких покрытий № 1

- Лесюк Е.А., Журкина Е.Ю. Методика расчета температурных полей в термоотверждаемом полимерном покрытии в процессе его нанесения на поврежденные поверхности теплообменных аппаратов № 1
- Стручков Н.Ф., Лебедев Д.И., Большев К.Н., Винокуров Г.Г. Исследование изнашивания модифицированных порошковых покрытий при трении скольжения в условиях низких климатических температур № 4
- Девяткина Т.И., Наумов В.И., Исаев В.В., Гетмановский Ю.А., Беляев Е.С., Зюзина Н.С. Влияние нитрозо-р-соли и природы основы на скорость осаждения и качество медных покрытий на анодированных алюминиевых сплавах № 4
- Соколов А.Г., Бобылев Э.Э., Стороженко И.Д. Механизм и особенности формирования диффузионных покрытий на базе карбидообразующих элементов на сталях в среде легкоплавких жидкометаллических растворов № 5
- Петрова Л.Г. Оценка прогнозируемого упрочнения железа при поверхностном легировании металлом в сочетании с азотированием № 8
- Кузьменко И.В., Будко С.И., Самусенко В.И. Фрикционное натирание медью как способ восстановления размеров и борьбы с фреттинг-коррозией корпусных деталей подшипниковых сопряжений. № 8
- Каменева А.Л., Бублик Н.В., Каменева Д.В. Влияние материала подложки и фазового и элементного состава покрытий AlN и AlxCr1-xN на их защитный эффект № 9

НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ И ИХ ПЕРЕРАБОТКА В ИЗДЕЛИЯ

- Мышечкин А.А., Лутьянов А.В., Кравченко И.Н., Белоусов И.В., Лим А.А., Шумило Е.А. Исследование влияния технологических параметров и режимов FDM-технологии на свойства изделий № 1

НОВЫЕ МАТЕРИАЛЫ. ТЕХНОЛОГИЯ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

- Тарабрина Т.Д., Нелюб В.А. Свойства углепластиков, изготовленных с использованием технологии пайки № 2
- Божко Г.Г., Абузин Ю.А., Калабский И.С., Володина П.А. Перспективы применения в промышленности высокоплотного композиционного материала на основе системы вольфрам—свинец № 3
- Галиновский А.Л., Кравченко И.Н., Величко С.А., Абашин М.И., Боровик Т.Н., Баранова Н.С. Повышение ресурса дисковых

- рабочих органов за счет использования новых материалов № 6
- Бородулин А.С., Нелюб В.А., Малышева Г.В., Мальцев В.В., Бертаева А.А., Федоров С.Ю., Терешков А.Г. Прочность границы раздела полимер—волокно в конструкционных композиционных материалах № 9
- Гетмановский Ю.А., Мальцев И.М., Хлыбов А.А., Беляев Е.С., Беляева С.С., Шишкина И.М. Особенности формирования микроструктуры металлостеклянных композиционных материалов на основе порошка карбонильного железа № 12

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ И ОБОРУДОВАНИЕ

- Онищенко А.К. Исследование технологии изготовления поковок дисков газотурбинных двигателей (ГТД) из титановых сплавов путем раздачи-развертки трубных заготовок № 11

ОБРАБОТКА ДАВЛЕНИЕМ МЕТАЛЛОВ И МАТЕРИАЛОВ

- Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 7. Деформированное состояние и упрочнение заготовки при стесненном выдавливании. Ч. 2 № 1
- Типалин С.А., Манаенков Д.А., Шпунькин Н.Ф. Исследование вероятных дефектов при отбортовке № 1
- Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 7. Деформированное состояние и упрочнение заготовки при стесненном выдавливании. Ч. 3 № 2
- Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. Сообщение 7. Деформированное состояние и упрочнение заготовки при стесненном выдавливании. Ч. 4 № 3
- Мартюгин А.В., Биктимирова Г.Ф., Валиева Е.Г., Биктимиров А.А., Ахметшин И.Р. Прогнозирование устойчивости технологического процесса горячей штамповки поковок коленчатых валов Р4 с необрабатываемыми противовесами № 3
- Мышечкин А.А., Кравченко И.Н., Преображенская Е.В., Кудрявцев И.В., Белоусов И.В., Скрипник Л.Г. Сафронов С.В. Исследование и совершенствование технологии горячей штамповки поковок типа «клапан» моделированием в программе QForm № 3

Петров П.А., Фам Ван Нгок, Ву Чонг Бач, Бурлаков И.А. Удай Шенкер Диксит. Построение кривых текучести алюминиевых сплавов системы Al—Mg на основе натурного и вычислительного экспериментов. № 5

Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. *Сообщение 8. Методика расчета технологических параметров при стесненном выдавливании. Ч. 1* № 7

Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. *Сообщение 8. Методика расчета технологических параметров при стесненном выдавливании. Ч. 2* № 8

Кохан Л.С., Алдунин А.В. Аналитическое исследование снижения контактного давления при холодной прокатке толстых полос с однозонным процессом отстаивания № 8

Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. *Сообщение 8. Методика расчета технологических параметров при стесненном выдавливании. Ч. 3* № 9

Мышечкин А.А., Кравченко И.Н., Зуев В.В., Баранова Н.С., Белоусов И.В., Скрипник С.В. Исследование и выбор оптимальных параметров процесса горячей объемной штамповки поковки типа «крестовина» путем моделирования в программном комплексе QForm № 9

Некрасов И.И., Федулов А.А., Паршин В.С. Исследование влияния трения на напряженно-деформированное состояние металла при ковке прутков на рычажной радиально-ковочной машине № 9

Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. *Сообщение 9. Расчеты выдавливания неупрочняющегося материала на стадии свободного выдавливания* № 10

Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. *Сообщение 10. Расчеты выдавливания упрочняющегося материала на стадии свободного выдавливания* № 11

Воронцов А.Л., Карпов С.М. Всестороннее исследование выдавливания П-образных кронштейнов. *Сообщение 11. Способы управления течением выдавливаемого материала на стадии свободного выдавливания.* № 12

Зайдес С.А., Нгуен Хыу Хай. Влияние начальной ориентации рабочего инструмента на напряженно-деформированное состояние при

реверсивном поверхностном пластическом деформировании № 12

ПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ ЧЕРНЫХ И ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ

Зайдес С.А., Хо Минь Куан. Зависимость напряженно-деформированного состояния цилиндрических деталей от маятникового воздействия секториального рабочего инструмента № 6

Дегтярева С.П., Прохорова Т.В., Сафронов Д.А. Об исследованиях термической усталости жаропрочных сплавов с целью получения данных для расчета ресурса изделий № 12

ПРОИЗВОДСТВО СПЕЦИАЛЬНЫХ ВИДОВ ПРОКАТА

Шварц Д.Л., Галимьянов И.К., Рубцов В.Ю. Анализ настроечных параметров шаропркатного стана при прокатке мелющих шаров № 8

ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ ЧЕРНЫХ И ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ

Герцык С.И., Минеев Я.А. Совершенствование технологии выплавки качественных сталей в электродуговых печах № 4

ТЕХНОЛОГИИ ПОРОШКОВОЙ МЕТАЛЛУРГИИ. АДДИТИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ

Коротченко А.Ю., Тверской М.В., Хилков Д.Э., Хилкова А.А. Выбор модели течения металл-полимерной порошковой смеси при инъекционном литье № 2

Гневашев Д.А., Горячева К.Л. Исследование свойств материала образцов из титанового порошка Rematitan CL, полученных технологией аддитивного производства для применения при артродезе в ветеринарии № 6

Скрябин В.А., Зверовщиков А.Е. Особенности процесса сфероидизации частиц инструментальных режущих пластин из порошковых твердых сплавов № 9

Стрижевская Н.О., Гневашев Д.А., Быченко О.А. Исследование свойств алюминиевого сплава AlSi10Mg при изготовлении детали типа «корпус» с применением SLM-технологии аддитивного производства № 10

Шатагин Д.А., Аносов М.С., Желонкин М.В., Ключкова Н.С. Влияние термической и вибрационной обработки на хладостойкость и структуру стали ER70-S6, полученной методом 3D-печати электродуговой наплавкой № 10

Гневашев Д.А., Побежимов В.В. Исследование свойств полимерных материалов для изготовления детали типа «крыльчатка водяного насоса» по технологии аддитивного производства. . № 11

ТРУБНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

Товмасын М.А., Самусев С.В. Исследование процесса доформовки трубной заготовки при производстве толстостенных труб большого диаметра. . № 4

ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ, ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКИЕ И ДРУГИЕ МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ

Нигметзянов Р.И., Сундуков С.К., Сухов А.В., Приходько В.М., Фатюхин Д.С. Влияние ультразвука на состояние обрабатываемой поверхности. Обзор. Часть 1 № 2

Нигметзянов Р.И., Сундуков С.К., Сухов А.В., Приходько В.М., Фатюхин Д.С. Влияние ультразвука на состояние обрабатываемой поверхности. Обзор. Часть 2 № 3

Лялякин В.П., Слинко Д.Б., Денисов В.А., Добрин Д.А. Использование электромеханической обработки для повышения прочности сцепления напыленных покрытий № 3

Скрябин В.А., Аниськин Н.А. Особенности финишной абразивной обработки деталей из алюминиевых сплавов под покрытие № 3

То Мань Хунг, Сафонов Е.В., Адылина А.П., Овчинников В.В. Электрохимическая обработка поверхности деталей из стали 12х18н10 т, полученных методом селективного лазерного плавления. № 8

Федоров С.К., Фомина Л.П., Иванова Ю.С. Исследование структуры и твердости цементированной стали 20 после электромеханической поверхностной закалки. № 11

ООО «Наука и технологии»

Учредитель журнала ООО «Наука и технологии».

Журнал зарегистрирован в Комитете Российской Федерации по печати.

Свидетельство о регистрации № 017187 от 16 февраля 1998 г.

Редактор *Н. К. Трофимова*.

Оригинал-макет и электронная версия изготовлены в ООО «Сид».

Сдано в набор 13.09.22. Подписано в печать 08.11.22.

Формат 60×88 1/8. Печать цифровая. Усл. печ. л. 7,82. Уч.-изд. л. ?,??. Тираж 70 экз. «Свободная цена».

Отпечатано в ООО «Сид».

Уважаемые читатели!

Продолжается подписка на ежемесячный производственный,
научно-технический и учебно-методический журнал

«Технология металлов»

на 2023 год

Журнал распространяется только по подписке

Подписная цена журнала на 1-е полугодие — **44 400** руб.

Стоимость одного номера журнала — **7400** руб., НДС не облагается

***Вы можете оформить подписку с любого номера журнала
до 25-го числа предподписного месяца***

- ➔ на сайте издательства **<http://www.nait.ru>** открыта электронная подписка на полнотекстную версию журнала с мая 2009 г.;
- ➔ **по безналичному расчету:** ООО «Наука и технологии» (ИНН 7728161750, КПП 771901001), р/с № 40702810806010000025, филиал «Центральный» Банка ВТБ (ПАО) в г. Москве, БИК 044525411, к/с № 30101810145250000411.

В графе «Назначение платежа» укажите: «Подписка на журнал «Технология металлов» на (срок)». Укажите адрес, ИНН, название организации (или Ф.И.О. получателя), телефон.

Только при подписке в редакции или по безналичному расчету подписная цена журнала включает и стоимость пересылки.

- ➔ по каталогу периодических изданий «Урал-пресс» на сайте **www.ural-press.ru**;
- ➔ **по Объединенному каталогу**, подписной индекс **29077**, а также на сайтах **www.pressa-rf.ru** или **www.akc.ru**. В отделе продаж на сайте по e-mail: **podpiska@pressa-rf.ru** или по тел.: **8 (495) 631-62-54**.

Редакция журнала предоставляет вам возможность опубликовать свои материалы о новых научных и технических разработках и достижениях, а также об опыте организации производства.

Плата за публикацию статей с авторов, в том числе с аспирантов, не взимается.

*По вопросам формирования редакционного портфеля
обращайтесь по адресу: 105215, Москва, 9-я Парковая ул., д. 60
Тел./факс: (499) 995-45-23, тел.: (499) 995-45-22;
e-mail: admin@nait.ru, prmi79@mail.ru*

*По всем вопросам подписки, распространения и размещения рекламных материалов
обращайтесь по адресу:*

*105215, Москва, 9-я Парковая ул., д. 60
Тел./факс: (495) 223-09-10, (499) 995-45-23.
E-mail: market@nait.ru*

