УДК 534.222.2 + 621.787.6 DOI: 10.15372/PMTF202315268

## ОБУСЛОВЛЕННЫЕ НАКЛЕПОМ ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ПОКРЫТИЯХ, ПОЛУЧАЕМЫХ МЕТОДОМ НАПЫЛЕНИЯ ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА

## В. Ю. Ульяницкий, Д. К. Рыбин, А. Ю. Ларичкин

Институт гидродинамики им. М. А. Лаврентьева СО РАН, Новосибирск, Россия E-mails: ulianv@mail.ru, rybindenis1990@gmail.com, larichking@gmail.com

С целью исследования наклепа, происходящего в процессе нанесения покрытий, получаемых методом напыления порошкового материала, проведены эксперименты по дробеструйной обработке стеклянной дробью стальных тестовых полосок на детонационном комплексе CCDS2000. Получены экспериментальные зависимости глубины наклепа  $\delta$  и величины остаточных напряжений  $\sigma$  в наклепанном слое от параметров обработки (размера, плотности и скорости частиц, прочности материала тестовой полоски). Предложены инженерные формулы для расчета значений  $\delta$  и  $\sigma$ .

Ключевые слова: порошковое напыление, стеклянная дробь, наклеп, глубина наклепа, микротвердость, метод Альмена, остаточные напряжения

Введение. В деталях с покрытиями, нанесенными методами порошкового газотермического напыления (детонационное, плазменное, газопламенное холодное газодинамическое и др.), практически всегда присутствуют остаточные напряжения (OH) [1–8]. Оценка OH осуществляется как экспериментальными, так и теоретическими методами. В [1] описаны три основных экспериментальных метода измерения OH: 1) метод рентгеновской дифракции, в котором деформации кристаллической решетки определяются по смещению пиков на XRD-диаграммах для искаженной (деформированной) решетки относительно пиков на XRD-диаграммах для неискаженной решетки; 2) метод, основанный на регистрации напряженно-деформированного состояния системы покрытие — подложка тензодатчиками, закрепленными на тыльной поверхности подложки, в процессе послойного удаления покрытия или сверления в нем отверстия; 3) метод, основанный на измерении кривизны изначально плоской металлической пластины после нанесения на нее покрытия. Также в [1] указаны преимущества и недостатки этих трех методов.

Работы [3–8] посвящены экспериментальным исследованиям ОН в покрытиях, полученных электродуговым [3], детонационным [5–7] и плазменным [8] напылением. Эксперименты проводились с использованием второго и третьего из перечисленных выше методов, причем в [8] алюминиевая подложка полностью удалялась химическим травлением и измерялась кривизна самого покрытия. Работа [2] посвящена исследованию комбинированного численного метода определения ОН в термобарьерных покрытиях, основанного на методах точечного облака и конечных элементов. Следует отметить, что в [1–3] изучаются только напряжения, возникающие в результате нагрева и обусловленные затвердеванием и закалкой расплавленных порошковых частиц, а также совместным остыванием покрытия и

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (код проекта 22-29-00485).

<sup>©</sup> Ульяницкий В. Ю., Рыбин Д. К., Ларичкин А. Ю., 2023

подложки. В то же время в [4] указано, что дополнительный вклад в формирование напряжений вносит пескоструйная обработка, обычно выполняемая перед нанесением покрытия.

Понимание механизмов появления OH и разработка инженерных методов оценки их величины имеют большое значение при подборе технологических режимов напыления в производственных условиях и определении эффективности получаемых покрытий при различных условиях эксплуатации.

Появление растягивающих ОН в покрытиях, получаемых методами напыления порошкового материала, вызвано усадкой при остывании расплавленных порошковых частиц. Эти напряжения могут частично или полностью компенсироваться сжимающими напряжениями, возникающими в результате наклепа при соударении высокоскоростных частиц с ранее сформированным слоем покрытия (peening effect). В результате в покрытии могут преобладать сжимающие ОН. Согласно [5] при детонационном напылении основной вклад в наклеп вносят рикошетирующие при соударении с обрабатываемой деталью нерасплавленные частицы. Эти частицы, размер которых больше среднего размера напыляемых частиц, не успевают расплавиться в стволе детонационной установки. Степень наклепа зависит как от скорости частиц, так и от их доли в общем потоке частиц, попадающих на обрабатываемую поверхность. Эта доля определяется путем сравнения массы покрытия с массой порошка, инжектированного в ствол установки, и зависит от коэффициента использования порошка (КИП), являющегося одной из характеристик процесса детонационного напыления. Очевидно, что наклеп поверхности обрабатываемой детали происходит также в ходе пескоструйной обработки, которая всегда проводится перед нанесением покрытия.

Следует отметить, что исследованию методов оценки ОН, как экспериментальных, так и теоретических, включая численное моделирование, посвящено большое количество работ [1, 8–19]. В работе [9] осуществлялось непрерывное измерение кривизны подложки в процессе плазменного напыления молибдена Мо на нержавеющую сталь и титановые сплавы. Получены значения ОН в покрытии, приближенно равные —400 МПа (знак "минус" соответствует сжимающим ОН). В [10] путем математического моделирования оценивались ОН в плазменных покрытиях из оксидов алюминия и циркония. Модель основана на расчетах количества тепла, поглощаемого образцом при напылении, и тепла, отводимого в подложку. В результате расчетов получены деформации, которые в покрытиях были растягивающими и достигали 3,0–3,5 %. ОН не оценивались, так как отсутствовали сведения о механических свойствах покрытий.

В [11] предложена теоретическая модель для расчета ОН при плазменном напылении покрытия, учитывающая нагрев и охлаждение покрытия и подложки. Отмечается, что характер ОН (растягивающие или сжимающие) в покрытии зависит от соотношения коэффициентов термического расширения (КТР) материалов покрытия и подложки, а также от температуры подложки. Согласно данной модели, в случае если КТР покрытия меньше КТР подложки, при высокой температуре подложки генерируются сжимающие напряжения, а при низкой — растягивающие. Если КТР покрытия больше КТР подложки, то при любых условиях генерируются растягивающие напряжения.

В [12] для описания процесса плазменного напыления оксидов алюминия и циркония на стальную подложку предложена теоретическая модель, основанная на расчете зависимости распределения температуры в покрытии и подложке от времени. Авторы отмечают, что на величину ОН влияет не только различие КТР покрытия и подложки, но и другие их теплофизические свойства: теплопроводность, теплоемкость и плотность. В [12] также отмечено, что эффекты, связанные с соударением нерасплавленных или неполностью расплавленных частиц с подложкой, должны учитываться в рамках отдельной модели. Согласно расчетам ОН в покрытиях из  $Al_2O_3$  и  $ZrO_2$  толщиной 30 мкм составляют приблизительно 200 и 400 МПа соответственно. В работе [13] при исследовании процесса газотермического напыления решалась задача о соударении частиц оксида циркония, стабилизированного иттрием (YSZ), диаметром 30 мкм с подложкой из нержавеющей стали. Задавались значения скорости частиц, равные 100, 150, 190 и 240 м/с. Для вычисления ОН использовался связанный метод Эйлера — Лагранжа, расчет проводился методом конечных элементов с применением компьютерного кода ABAQUS/Explicit. Задавалась температура частиц, равная 3250 K, т. е. керамические частицы находились в расплавленном состоянии. Тепловые процессы рассчитывались методом Эйлера для отдельных остывающей и затвердевающей частиц, после чего определялся их вклад в ОН с учетом КТР. Получены очень большие значения расчетных растягивающих ОН в покрытиях: 8514, 5798 и 3011 МПа для толщин 2,14, 17,3 и 61,3 мкм соответственно. По-видимому, это обусловлено отсутствием учета сжимающих напряжений, возникающих в процессе наклепа.

В [14] проводились измерения толщины покрытия и прогиба пластины с покрытием непосредственно в процессе плазменного напыления молибдена, нихрома, алюминия и оксида алюминия на стальную подложку. Изменяющаяся толщина покрытия измерялась с помощью гелий-неонового лазера, смещение тыльной поверхности подложки определялось оптическим способом по перемещению контактирующего с ней кварцевого стержня. По кривизне пластины-подложки с использованием уравнения Стони определялось осредненное ОН в покрытии. Одновременно с помощью термопары измерялась температура образца. Показано, что для всех покрытий, кроме алюминиевых, ОН существенно зависят от температуры напыления T<sub>н</sub> (температуры подложки), которая менялась от комнатной до значения  $T_{\rm H} \approx 450$  °C. При этом в нихромовом и алюминиевом покрытиях независимо от температуры ОН всегда растягивающие. В нихромовом покрытии при  $T_{\rm H} \approx 400~^{\circ}{\rm C}$ ОН превышают 200 МПа, в алюминиевом независимо от T<sub>н</sub> составляют приблизительно 50 МПа. В покрытии из оксида алюминия ОН всегда сжимающие и при  $T_{\rm H} \approx 400~^\circ{\rm C}$ составляют приблизительно -200 МПа. В молибденовом покрытии ОН растягивающие при низких температурах и сжимающие при  $T_{\rm H} > 250$  °C. При  $T_{\rm H} \approx 400$  °C значение OH приближенно равно -400 МПа.

В работе [15] методом последовательного снятия слоев покрытия и проведения тензометрирования на тыльной поверхности подложки определялось распределение ОН в покрытиях из алюминия, нержавеющей стали, сплава Ni-5Al, твердого сплава WC-Co и YSZ, получаемых в промышленных условиях. Первые три покрытия наносились на подложку из низкоуглеродистой стали марки AISI 1018 с использованием установок, предназначенных для распыления проволоки. Покрытия из WC-Co наносились высокоскоростным газопламенным способом (HVOF) на подложку из титанового сплава Ti-6Al-4V, причем применялись два варианта напыления: HVOF-A и HVOF-B. Термобарьерное YSZ-покрытие наносилось на сплав Hastellov плазменным способом. Во всех покрытиях, кроме WC-Co, нанесенного с использованием технологии HVOF-B, ОН были растягивающими. Максимальное значение (приблизительно 330 MПа) было зафиксировано в покрытии из WC-Co, полученном методом HVOF-A, минимальное (приблизительно 25 MПа) — в покрытии из YSZ. Заметим, что в покрытии из WC-Co, полученном с использованием технологии HVOF-В, ОН были сжимающими и достигали значения, приближенно равного −1000 MПа. В экспериментах [15] также были измерены ОН в поверхностном слое стали марки AISI 1018 после пескоструйной обработки. Глубина наклепа составляла приблизительно 0,5 мм, сжимающие ОН достигали -350 МПа.

В работах [16, 17] исследовались термобарьерные покрытия из YSZ на подложке из сплава Inconel с подслоем из сплава CoNiCrAlY, полученные плазменным напылением. ОН определялись по изменению кривизны подложки как после напыления, так и после дальнейшей термообработки. Термообработка образцов проводилась в диапазоне температур 600 ÷ 1000 °С. Показано, что растягивающие ОН в подслое покрытия после термообработки меняют знак, становясь сжимающими. В то же время на напряжения в самом YSZ-покрытии термообработка не влияет. Следует отметить, что непосредственно после нанесения подслоя среднее ОН в нем составляет 300 МПа и после охлаждения образца практически не меняется. Однако в нанесенном на подслой YSZ-покрытии среднее ОН невелико. Непосредственно после напыления оно является растягивающим и составляет 30 МПа, а после охлаждения образца становится сжимающим и составляет –10 МПа.

В [18] методом HVOF на сталь марки AISI 1045 наносились покрытия из WC–Co–Cr. ОН измерялись методом рентгеновской дифракции по деформации кристаллической решетки. Распределение OH по толщине получено методом последовательного снятия слоев покрытия. Измерения показали, что в полученных покрытиях OH являются сжимающими и достигают -735 МПа. В работе [18] отмечено, что в результате пескоструйной обработки подложки, ударного воздействия частиц на покрытия и подложки в покрытиях могут возникать различные профили OH. В частности, сжимающие напряжения генерируются в результате высокоскоростного соударения частиц сначала с подложкой, а затем с нанесенным ранее слоем покрытия. В [19] измерялись OH в никелевых покрытиях на подложках из стали марки AISI 1018, полученные методом HVOF. Напряжения определялись по изменению кривизны подложки, а также по деформации кристаллической решетки, измеренной методом нейтронной дифракции. Оба метода показали, что OH являются сжимающими и составляют приблизительно -100 МПа.

Как отмечено выше, практически все экспериментальные методы измерения OH можно разделить на три группы: 1) измерение расстояния между выбранными плоскостями искаженной кристаллической решетки; 2) последовательное удаление (снятие) слоев покрытия или просверливание в нем отверстия и проведение тензометрирования; 3) измерение кривизны поверхности образца, появляющейся в результате наклепа и (или) напыления покрытия. Последний метод прост и, по-видимому, наиболее часто применяется в промышленности. При использовании первого метода интерпретация результатов измерений, т. е. определение значений внутренних напряжений по смещениям дифракционных пиков, обычно не представляет затруднений. В то же время при использовании второго и третьего методов обработка результатов измерений проводится на основе соответствующих теоретических подходов.

Таким образом, согласно имеющимся данным в покрытиях, получаемых напылением порошков, включая детонационное напыление, формируются OH, представляющие собой сумму двух составляющих. Одна составляющая обусловлена наклепом, происходящим при ударе напыляемых высокоскоростных частиц по обрабатываемой поверхности и приводящим к появлению компрессионных напряжений, вторая обусловлена воздействием температуры и связана с уплотнением при остывании напыляемых частиц на подложке. Следует отметить, что ранее вклад каждой составляющей в общую величину OH не определялся.

Целью настоящей работы является измерение OH, возникающих при наклепе, и разработка простых инженерных формул для их расчета. OH определялись экспериментально с использованием метода Альмена [20].

1. Экспериментальное определение остаточных напряжений. Эксперименты проводились на детонационном комплексе CCDS2000, предназначенном для детонационного напыления покрытий (рис. 1) и подробно описанном в работах [21, 22]. Данный комплекс позволяет проводить опыты как в режиме напыления покрытий, так и в режиме наклепа. Устройство работает в импульсном (циклическом) режиме, процесс напыления покрытия состоит из серии циклов (выстрелов), в каждом из которых через газораспределитель осуществляются заполнение ствола детонирующей газовой смесью, подача дозатором в ствол



Рис. 1. Детонационный комплекс CCDS2000: *a* — стойка со стволом и манипулятор, *б* — ствол с двумя дозаторами и газораспределителем

порции порошка, инициирование детонации газовой смеси свечой зажигания в казенной части ствола и продувка ствола азотом после выброса частиц порошка для подготовки к следующему выстрелу. Аппарат управляется компьютером (на рис. 1 не показан), скорость и температура вылетающих из ствола частиц регулируются путем изменения состава детонирующей смеси и ее количества.

Вылетающие из ствола частицы в зависимости от их скорости и температуры либо формируют на обрабатываемой детали покрытие, либо подвергают ее дробеструйной обработке. В последнем случае, когда скорость частиц недостаточно высока и (или) они не расплавлены, частицы отскакивают от обрабатываемой поверхности, что приводит к наклепу и эрозии. В процессе детонационного напыления достаточно большая часть (приблизительно 50 %) частиц порошка отскакивает от обрабатываемой детали. В основном это наиболее крупные частицы из используемой порошковой фракции, которые не успевают расплавиться в стволе детонационной установки. Доля этих частиц определяется путем измерения КИП.

Для определения остаточных напряжений, обусловленных наклепом, применялся метод Альмена [20], в котором анализируется изгиб стандартной стальной полоски после ее обработки потоком частиц. Заметим, что для контроля процесса дробеструйного наклепа выпускаются специальные стандартизированные стальные полоски различного размера с контролируемыми свойствами. Например, полоски типа N и градации № 1, выпускаемые компанией Electronics Inc. (США), имеют размеры  $0.8 \times 19.0 \times 76.0$  мм. Полоски изготавливаются из стали марки SAE 1070 с модулем Юнга E = 200 ГПа, пределом прочности  $\sigma_{\rm B} = 650 \div 880$  МПа, пределом текучести  $\sigma_{0.2} = 350 \div 550$  МПа, твердостью по Роквеллу  $HRA = 73 \div 76$  (твердость по Виккерсу  $HV = 474 \div 606$ ), коэффициентом Пуассона  $\nu = 0,3$ . Однако для измерений можно использовать тестовые полоски из любого металла с известными модулем Юнга и коэффициентом Пуассона. В проведенных экспериментах для изготовления тестовых полосок размером  $75,0 \times 19,0 \times 0,8$  мм использовалась лента из стали марки У8А со следующими характеристиками:  $E = (136 \pm 6) \Gamma \Pi a, \sigma_{\rm B} = (951 \pm 24) M \Pi a,$  $\sigma_{0,2} = (847 \pm 15)$  МПа,  $\nu = 0,3$ , HRA  $= 65 \div 67$  (HV  $= 292 \div 334$ ). Указанные значения получены путем испытаний на растяжение образцов из стальной ленты на испытательной машине TC-FR/00TL A4K фирмы Zwick/Roell (Германия), твердость измерялась прибором Vickers DuraScan-50 фирмы EMCO-Test (Австрия) при нагрузке 10 кг.



Рис. 2. Оценка ОН по прогибу *h* тестовой полоски (НС — наклепанный слой)



Наклепанный слой на тестовых полосках получен в результате выстрелов сфероидальными частицами SiO<sub>2</sub> в режимах, не приводящих к формированию покрытия. Для дробеструйной обработки и очистки поверхностей использовалась стеклянная дробь компании SAPI (Россия) с твердостью частиц HRC = 47 (HV = 500). В процессе обработки пластина изгибается в зависимости от вида напряжений (растягивающие или сжимаюцие). В случае наклепа напряжения в наклепанном слое всегда сжимающие и пластина выгибается этим слоем наружу (рис. 2).

По измеренному прогибу h средний уровень ОН в слое покрытия или наклепанном слое оценивается по формуле [3]

$$\sigma = \frac{4E_0\delta_0^2 h}{3\delta(1-\nu_0)(4h^2+l^2)},\tag{1}$$

где  $E_0$ ,  $\delta_0$ ,  $\nu_0$ , l — модуль упругости, толщина, коэффициент Пуассона и длина тестовой полоски соответственно;  $\delta$  — толщина покрытия или наклепанного слоя; h — прогиб тестовой полоски (см. рис. 2). В случае экспериментов с наклепом в формулу (1) вместо  $\delta_0$ нужно подставить  $\delta_0 - \delta$ , т. е. вычесть значение толщины наклепанного слоя из значения толщины тестовой полоски. Заметим, что по формуле (1) рассчитываются продольные напряжения, остальные (поперечные и по толщине полоски) считаются малыми.

Из исходного порошка SiO<sub>2</sub> путем просеивания через сито были выделены две фракции с частицами различного размера: 1)  $D = 315 \div 400$  мкм; 2)  $D \leq 125$  мкм. На рис. 3 показано распределение V частиц по размерам, полученное на лазерном анализаторе LS 13 320 Beckman Coulter laser analyzer (США). Кроме того, путем просеивания исходного порошка через более мелкие сита была получена третья фракция с размером частиц в узком диапазоне  $D = 15 \div 25$  мкм.

Выстрелы частицами SiO<sub>2</sub> проводились на установке с длиной ствола 1000 мм (расстояние от закрытой (казенной) части до дозатора — 600 мм, от дозатора до среза ствола —



Рис. 4. Зависимость скорости частицы SiO<sub>2</sub> от ее диаметра при разгоне в стволе CCDS2000 (пунктирная линия — аппроксимация зависимости скорости частицы от ее диаметра, описываемая формулой  $v = 334,33 e^{-0,004D}$ )

400 мм), диаметр ствола составлял 20 мм. Ствол заполнялся следующими газами: на расстоянии менее 85 мм — детонирующая смесь  $C_2H_2 + O_2$ , на расстоянии  $85 \div 250$  мм детонирующая смесь  $C_2H_2 + O_2 + 2,5N_2$ , на расстоянии  $250 \div 665$  мм —  $N_2$ . Порошок инжектировался на расстоянии 400 мм от среза ствола. Зависимость скорости частиц SiO<sub>2</sub> от их размера определялась с использованием разработанной в Институте гидродинамики СО РАН компьютерной программы LIH, описанной в работе [23]. На рис. 4 показана зависимость скорости частиц SiO<sub>2</sub> от их размера.

Для трех описанных выше порошковых фракций, с которыми проводились эксперименты и средние размеры частиц которых равны 350, 100 и 20 мкм, скорость вылета из ствола составила 82, 225 и 309 м/с соответственно. В процессе обработки тестовая полоска устанавливалась на расстоянии 20 мм от ствола. На этом расстоянии диаметр пятна, в пределах которого ложатся на подложку вылетающие из ствола частицы, составлял 20,6 мм. В каждом выстреле в ствол инжектировался порошок массой 28 мг (независимо от диаметра частиц), что обеспечивало плотность потока частиц, бомбардирующих мишень, приближенно равную 8,4 мг/см<sup>2</sup>. Тестовая полоска обрабатывалась таким образом, что на каждый участок ее поверхности приходилось по 5, 10 или 20 выстрелов для разных образцов, затем проводилось сканирование всей поверхности тестовой полоски.

Таким образом, эксперименты с использованием детонационного комплекса CCDS2000 позволяют выполнять наклеп металлической поверхности при различных значениях параметров процесса, а именно диаметра и скорости взаимодействующих с обрабатываемой поверхностью частиц, а также их общего количества (массы).

Фотографии наклепанной зоны получены с помощью оптического микроскопа OLYMPUS GX-51 (Япония). Микротвердость наклепанных образцов измерялась прибором Vickers DuraScan-50 с нагрузкой 0,1 кг. Глубина наклепа  $\delta$  оценивалась по изменению микротвердости HV<sub>0,1</sub> в зависимости от расстояния от поверхности тестовой полоски на поперечных шлифах. Также наклепанная зона визуально выявлялась с помощью травления поверхности поперечного шлифа 4 %-м раствором азотной кислоты в этиловом спирте, поскольку зона наклепа характеризуется повышенной дефектностью структуры (рис. 5).

Исходное значение микротвердости, измеренной прибором Vickers DuraScan-50, равно  $HV_{0,1} = 320 \pm 12$ . При наклепе частицами со средним размером 350 мкм средняя микротвердость в наклепанном слое составляет  $HV_{0,1} = 367 \pm 23$ , максимальное значение равно  $HV_{0,1} = 403$ .



Рис. 5. Поперечный шлиф тестовой полоски, обработанной частицами со средним размером 350 мкм при скорости соударения 82 м/с



Рис. 6. Поверхность тестовых полосок после бомбардировки частицами SiO $_2$  с различными средними размерами:

a - D = 100мкм (v = 225м/с, 10 выстрелов), б<br/> — D = 350мкм (v = 82м/с, 10 выстрелов)

**2.** Результаты экспериментов. На рис. 6 показана поверхность тестовых полосок после бомбардировки частицами SiO<sub>2</sub>. Масса частиц, воздействующих на поверхность в течение 10 выстрелов, равна 84 мг/см<sup>2</sup>. Светлая область на рис. 6 — шлифованная под углом 20° поверхность для определения глубины наклепа путем измерения микротвердости. Измерения, проведенные в трех областях тестовой полоски, показали, что для частиц диаметром 100 мкм микротвердость уменьшается до исходного значения  $HV_{0,1} = 320 \pm 12$  на глубине  $\delta \approx 60$  мкм, для частиц диаметром 350 мкм — на глубине  $\delta \approx 80$  мкм. При этом разброс значений не превышал шага измерений твердости по глубине наклепа на приборе Vickers DuraScan-50, который составлял 7 мкм.

В таблице приведены данные о глубине наклепа и среднем напряжении в наклепанном слое  $(D, \rho, v)$  — диаметр, плотность и скорость частиц соответственно, m — масса частиц, соударяющихся с поверхностью пластины, на единицу площади, h — прогиб пластины Альмена,  $\delta$  — глубина наклепа,  $\sigma$  — среднее ОН в наклепанной зоне). Средние напряжения определялись по формуле (1) с использованием измеренных значений про-

D,  mm	ho, г/см <sup>3</sup>	<i>v</i> , м/с	m, г/см <sup>2</sup>	h, мм	$\delta$ , мм	σ, ΜΠα	Примечание
0,35	2,20	82	0,042	0,840	0,08	-251	Данные настоящей работы
$0,\!35$	2,20	82	0,084	2,022	0,08	-602	То же
$0,\!10$	$2,\!20$	225	0,042	0,800	0,06	-336	*
$0,\!10$	$2,\!20$	225	0,084	0,965	0,06	-405	*
$0,\!02$	$2,\!20$	309	0,042	$0,\!300$	0,02	-420	*
$0,\!02$	$2,\!20$	309	0,084	$0,\!480$	0,02	-672	*
$0,\!02$	$2,\!20$	309	0,168	0,700	0,02	-980	*
$0,\!90$	7,00	57			0,38	-770	Данные [24]
$2,\!00$	$7,\!85$	50	2,730	$0,\!570$	0,55	-260	Данные [25]
$2,\!00$	$7,\!85$	50	5,470	$0,\!810$	0,55	-369	То же
$2,\!00$	$7,\!85$	50	8,200	$0,\!850$	0,55	-387	*
$2,\!00$	$7,\!85$	50	$10,\!930$	$0,\!900$	0,55	-410	*
$2,\!00$	$7,\!85$	50	$13,\!660$	0,910	0,55	-415	*
$2,\!00$	$7,\!85$	65	2,730	0,790	$0,\!64$	-234	*
$2,\!00$	$7,\!85$	65	5,470	$0,\!990$	$0,\!64$	-293	*
$2,\!00$	$7,\!85$	65	8,200	$1,\!070$	$0,\!64$	-316	*
$2,\!00$	$7,\!85$	65	$10,\!930$	1,080	$0,\!64$	-319	*
$2,\!00$	$7,\!85$	65	$13,\!660$	$1,\!100$	$0,\!64$	-325	*
$2,\!00$	$7,\!85$	75	2,730	$0,\!990$	$0,\!67$	-224	*
$2,\!00$	$7,\!85$	75	5,470	$1,\!120$	$0,\!67$	-254	*
$2,\!00$	$7,\!85$	75	8,200	$1,\!180$	$0,\!67$	-267	*
$2,\!00$	$7,\!85$	75	$10,\!930$	$1,\!190$	$0,\!67$	-270	»
$2,\!00$	7,85	75	$13,\!660$	$1,\!200$	$0,\!67$	-272	*

Характеристики наклепа

гиба тестовых полосок h. Помимо данных, полученных в настоящей работе, в таблицу включены характеристики наклепа рессорных пластин [24] и результаты численного моделирования наклепа тестовых полосок [25]. Вообще говоря, как показывают измерения OH с помощью метода 2 (см. введение) и численные расчеты, OH неоднородны по глубине наклепа. Зависимости  $\sigma$  от глубины наклепанного слоя имеют сложный характер: изменяется не только величина  $\sigma$ , но и ее знак. Однако при расчете  $\sigma$  по формуле (1) получаем осредненное по толщине значение, от знака которого зависит, в какую сторону прогибается тестовая полоска. Как указывалось выше, при наклепе полоска всегда выгибается наклепанным слоем наружу, что соответствует сжимающему осредненному OH в этом слое. Из [25] были взяты значения прогиба тестовой полоски и по формуле (1) рассчитаны средние OH  $\sigma$  (см. таблицу).

**3.** Обсуждение результатов. Оценим точность вычисления значения  $\sigma$  по формуле (1), которая зависит от точности измерения входящих в эту формулу параметров. При измерении модуля Юнга полоски Альмена разброс значений составил ±6 ГПа, длина и толщина полоски Альмена измерялись штангенциркулем (погрешность ±0,01 мм), стрела прогиба полоски — микрометром (погрешность ±1 мкм). Наибольший вклад в погрешность оценки  $\sigma$  вносит глубина наклепа  $\delta$ , поскольку эта величина мала и при указанном выше разбросе 7 мкм для частиц SiO<sub>2</sub> диаметром 350, 100 и 20 мкм составляет 80, 60 и 20 мкм соответственно (см. таблицу). С учетом перечисленных погрешностей измерения параметров, входящих в формулу (1), погрешность оценки ОН при  $\delta = 80, 60, 20$  мкм составляет ±13, ±14, ±26 % соответственно.

Следует отметить, что процесс дробеструйной обработки для упрочнения деталей машин используется в промышленности в течение длительного времени [24, 26]. Тем не менее существует очень небольшое количество работ, в которых учитываются все па-



Рис. 7. Зависимость безразмерной глубины наклепа от безразмерного параметра K: точки — экспериментальные данные (1 — настоящая работа, 2 — работа [24], 3 — работа [25]), линия — линейная зависимость  $\delta/D = 1,93K$ , построенная по экспериментальным данным

раметры наклепа (диаметр, скорость, плотность и твердость частиц, глубина наклепа и величина OH). В настоящее время исследования этого процесса продолжаются, поскольку определение основных характеристик наклепа — его глубины и OH — является сложной задачей [20, 25, 27]. Заметим, что процесс дробеструйной обработки используется также для очистки поверхностей деталей [28], поэтому необходимо исследовать влияние этого процесса на их напряженно-деформированное состояние.

В работе [24] показано, что глубина наклепа  $\delta$  прямо пропорциональна скорости дроби, диаметру частиц, синусу угла атаки (угла между траекторией частиц и поверхностью металла) и обратно пропорциональна корню квадратному из ударной твердости металла (твердости по отскоку). Последний параметр связан с прочностью обрабатываемого металла, поэтому можно полагать, что  $\delta$  обратно пропорциональна корню квадратному из, например, предела текучести  $\sigma_{0,2}$ . Заметим, что согласно [24] глубина наклепа не зависит от количества (общей массы) частиц, воздействующих на обрабатываемую деталь. Однако от их количества зависят ОН в наклепанном слое, которые являются сжимающими и с увеличением количества ударов стремятся к некоторому пределу, пропорциональному ударной (динамической) твердости материала. Данный эффект описан также в работе [28], при этом отмечаются исследования, в которых при обработке хромомолибденовой стали стальной дробью в течение 5  $\div$  10 с ОН увеличиваются до больших значений, а затем начинают уменьшаться.

С учетом сказанного выше и представленных в таблице данных можно построить простые инженерные формулы, применимые для описания процесса наклепа, а также процесса детонационного напыления. Для построения таких формул следует перейти к безразмерным параметрам. Глубину наклепа отнесем к диаметру частиц, а для учета скорости частиц и прочности обрабатываемого материала введем безразмерный параметр  $K = v \sqrt{\rho/\sigma_{0,2}}$ , который содержит также плотность частиц  $\rho$ . На рис. 7 представлена построенная по данным таблицы зависимость безразмерной величины  $\delta/D$  от безразмерного параметра K. Использованы значения  $\sigma_{0,2} = 847$ , 1120 МПа для тестовых полосок, применявшихся соответственно в проведенных экспериментах и в расчетах [25]. Для пластин из рессорной стали, описанных в работе [24], использовалось значение  $\sigma_{0,2} = 1220$  МПа (закаленная сталь марки 65Г [29]). Сплошной линией на рис. 7 показана линейная зависимость  $\delta/D = 1,93K$ , построенная по экспериментальным данным. Среднеквадратичное отклонение экспериментальных точек от указанной линейной зависимости равно  $\pm 0,08\delta/D$ .



Рис. 8. Зависимость величины OH от массы частиц, соударяющихся с обрабатываемой поверхностью:

1 — экспериментальные данные настоящей работы, 2 — результаты расчета [25], линии — аппроксимации

Таким образом, для оценки глубины наклепа можно использовать формулу

$$\delta = 1,93Dv\sqrt{\rho/\sigma_{0,2}}\,.\tag{2}$$

Как отмечено выше, величина ОН в наклепанном слое растет с увеличением количества ударов, т. е. с увеличением массы частиц, соударяющихся с поверхностью детали, и стремится к некоторому пределу, пропорциональному прочности обрабатываемого материала. При этом в различных работах приводятся разные значения этого предела. Согласно [26] величина ОН зависит от предела текучести материала и их максимально возможное значение оценивается по формуле

$$\sigma_{\max} \approx 0.58 \tau_y \approx 0.29 \sigma_{0,2},\tag{3}$$

где  $\tau_y$  — предел текучести при чистом сдвиге (согласно критерию текучести Треска  $\tau_y = 0.5\sigma_{0,2}$ ). В экспериментах, проведенных при  $\sigma_{0,2} = 847$  МПа, ОН согласно (3) не должны превышать 246 МПа. В то же время из таблицы следует, что все полученные экспериментальные значения  $\sigma$  больше (часто существенно) этого значения. Экспериментальные данные [24] также противоречат формуле (3). В то же время результаты численных расчетов [25] хорошо согласуются с результатами расчетов по формуле (3).

Введем следующие безразмерные параметры: отношение величины ОН к условному пределу текучести обрабатываемого материала  $\sigma/\sigma_{0,2}$  и отношение массы частиц к массе наклепанного слоя  $\mu = m/(\rho_s \delta)$  ( $\rho_s$  — плотность материала тестовой пластины (для стали  $\rho_s = 7,8 \text{ г/см}^3$ )). Безразмерный параметр  $\mu$  характеризует рост ОН при увеличении массы частиц, воздействующих на обрабатываемую деталь. На рис. 8 представлена зависимость  $\sigma/\sigma_{0,2}$  от  $\mu$ , построенная по данным таблицы, а также кривые, аппроксимирующие экспериментальные данные, полученные в настоящей работе (кривая 1), и результаты численного моделирования [25] (кривая 2). Кривая 1 описывается формулой  $f(\mu) = 1 - e^{-0,43\mu}$ , кривая 2 — формулой  $g(\mu) = 0,28(1 - e^{-0,43\mu})$ . Коэффициенты 0,43 в экспериментальным (кривая 1) и расчетным (кривая 2) данным. В экспериментах, проведенных в настоящей работе, среднеквадратичное отклонение составляет  $\pm 0,15\sigma/\sigma_{0,2}$ , в расчетах [25] —  $0,05\sigma/\sigma_{0,2}$ .

Таким образом, с использованием экспериментальных данных и результатов численного моделирования процесса наклепа для оценки ОН получаем простую формулу

$$\sigma = k\sigma_{0,2} \Big[ 1 - \exp\left(-a \frac{m}{\rho_s \delta}\right) \Big],\tag{4}$$

где  $\delta$  — толщина наклепанного слоя, рассчитанная по формуле (2); k, a — числовые коэффициенты. Для полученных в настоящей работе экспериментальных данных k = 1, а для данных, полученных в [25] в результате численных расчетов, k = 0,28. При этом в обоих случаях для оценок можно использовать значение a = 0,43.

На рис. 8 видно, что зависимости  $\sigma(\mu)$ , полученные в данной работе и по результатам численных расчетов, описанных в [25], существенно различаются. Заметим, что математическое моделирование процесса наклепа не всегда приводит к результатам, аналогичным полученным в [25] и соответствующим формуле (3). Например, в [30] моделировался наклеп стали марки AISI 4340 ( $\sigma_{0,2} = 1510$  МПа, E = 205 ГПа,  $\nu = 0,25$ ,  $\rho = 7,85$  г/см<sup>3</sup>) стальной дробью диаметром D = 0,8 мм ( $\sigma_{0,2} = 1470$  МПа, E = 210 ГПа,  $\nu = 0,30$ ,  $\rho = 7,85$  г/см<sup>3</sup>). Для угла соударения дроби с поверхностью стали  $\alpha = 90^{\circ}$  получено максимальное значение OH в зоне наклепа  $\sigma_{\text{max}} = 1,74\sigma_{0,2}$ . С учетом этого значения и характера изменения OH по толщине наклепанного слоя, описанного в [30], их среднее значение можно оценить следующим образом:  $\sigma \approx \sigma_{0,2}$ . В [31] методом конечных элементов проводилось моделирование наклепа стали той же марки AISI 4340 дробью из высокоуглеродистой стали диаметром 1 мм. Максимальная величина OH равна  $\sigma_{\text{max}} \approx 2,25\sigma_{0,2}$ . Среднее напряжение в данном случае оценивается следующим образом:  $\sigma \approx 1,46\sigma_{0,2}$ .

Можно предположить, что предельным значением  $\sigma$  является значение  $\sigma_{0,2}$ , т. е. ОН не должны превышать предела текучести обрабатываемого материала. В противном случае после окончания дробеструйной обработки тестовая полоска должна деформироваться с изменением прогиба до тех пор, пока эти напряжения не уменьшатся до значения  $\sigma_{0,2}$ . С учетом того, что материал при наклепе упрочняется, предельным значением напряжения может быть значение  $k\sigma_{0,2}$ , как это следует из уравнения (4), где k является коэффициентом упрочнения обрабатываемого материала при наклепе.

В [31] отмечено, что на ОН существенное влияние оказывает также твердость частиц, соударяющихся с обрабатываемой деталью. По-видимому, соотношение твердостей частиц и детали должно оказывать влияние на коэффициент a в уравнении (4). Чем больше твердость частиц, тем быстрее должно достигаться предельное значение OH. Однако провести подробный анализ и построить зависимость а от твердостей применяемых материалов пока не представляется возможным, так как в работах, посвященных исследованию дробеструйной обработки, твердость дроби обычно не указывается. В проведенных экспериментах твердость стеклянных частиц составляла HV = 500 (по данным производителя), в то время как твердость тестовой полоски равна HV = 320. Таким образом, соотношение твердостей составляло 1,56. В [25] при моделировании наклепа считалось, что дробь диаметром 2 мм не деформируется. Как указано выше и показано на рис. 8, экспериментальные данные и результаты численных расчетов удовлетворительно аппроксимируются зависимостью (4), где a = 0.43. Следовательно, можно полагать, что если твердость частиц существенно (в 1,6 раза) превышает твердость обрабатываемого материала, то коэффициент *a* достигает максимального значения a = 0,43. В этом случае максимальные ОН при наклепе достигаются при  $\mu = 8 \div 10$ . При уменьшении твердости частиц масса дроби, необходимой для достижения полного наклепа, должна увеличиваться. Следует отметить, что формула (4) неявно учитывает скорость потока частиц, поскольку в нее входит глубина наклепанного слоя  $\delta$ , пропорциональная этой скорости.

Сделанное выше предположение о том, что максимальное OH равно пределу текучести подвергающейся наклепу детали, означает, что коэффициент k в уравнении (4) может быть только равным единице или превышать ее. Это предположение противоречит результатам, полученным в [25, 26], поэтому необходима его дополнительная проверка.

Заключение. Экспериментальным путем по величине прогиба стальных полосок Альмена после воздействия на них высокоскоростных частиц SiO<sub>2</sub> и по измеренной толцине наклепанного слоя определены осредненные OH в наклепанном слое. В частности, показано, что при удельной массе соударяющихся с поверхностью частиц, равной 0,084 г/см<sup>2</sup>, OH в наклепанном слое составляют -602, -405 и -672 МПа для частиц со средним диаметром 350, 100 и 20 мкм и скоростями соударения 82, 225 и 309 м/с соответственно. Глубина наклепа для указанных частиц составляла 80, 60 и 20 мкм соответственно.

На основе экспериментальных данных получены инженерные формулы для определения зависимости глубины наклепа и средних сжимающих ОН в наклепанном слое металлической пластины от размера бомбардирующих мишень частиц, их плотности и скорости, а также от прочности материала пластины.

Результаты исследований могут быть применены для расчета связанной с наклепом доли ОН в детонационных и других покрытиях, получаемых методами газотермического напыления порошкового материала.

Авторы выражают благодарность А. А. Штерцеру за ценные замечания, сделанные при обсуждении работы.

## ЛИТЕРАТУРА

- Clyne T. W., Gill S. C. Residual stresses in thermal spray coatings and their effect on interfacial adhesion: A review of recent work // J. Thermal Spray Technol. 1996. V. 5, N 4. P. 401–418. DOI: 10.1007/BF02645271.
- Abubakar A. A., Arif A. F. M., Akhtar S. S., Mostaghimi J. Splats formation, interaction and residual stress evolution in thermal spray coating using a hybrid computational model // J. Thermal Spray Technol. 2019. V. 28. P. 359–377. DOI: 10.1007/s11666-019-00828-6.
- Tillmann W., Hagen L., Luo W. Process parameter settings and their effect on residual stresses in WC/W<sub>2</sub>C reinforced iron-based arc sprayed coatings // Coatings. 2017. V. 7. 125. DOI: 10.3390/coatings7080125.
- 4. Lasseur V., Goutier S., Garcia V. M., et al. Residual stress evolution in zirconia (Y 8 %) coatings during atmospheric plasma spraying for substrates under rotating kinematic // J. Thermal Spray Technol. 2020. V. 29. P. 1313–1321. DOI: 10.1007/s11666-020-01070-1.
- Ulianitsky V. Yu., Batraev I. S., Rybin D. K., et al. Detonation spraying of Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub>– NiCr coatings and their properties // J. Thermal Spray Technol. 2022. V. 31. P. 598–608. DOI: 10.1007/s11666-021-01301-z.
- 6. Батраев И. С., Рыбин Д. К., Иванюк К. В. и др. Износостойкие детонационные покрытия на основе карбида вольфрама для авиационной техники // Авиац. материалы и технологии. 2022. № 1. С. 92–109. DOI: 10.18577/2713-0193-2022-0-1-92-109.
- Rybin D. K., Batraev I. S., Dudina D. V., et al. Deposition of tungsten coatings by detonation spraying // Surface Coatings Technol. 2021. V. 409. 126943. DOI: 10.1016/j.surfcoat.2021.126943.
- Hobbs M. K., Reiter H. Residual stresses in ZrO<sub>2</sub> 8 % Y<sub>2</sub>O<sub>3</sub> plasma-sprayed thermal barrier coatings // Surface Coatings Technol. 1988. V. 34. P. 33–42. DOI: 10.1016/0257-8972(88)90086-2.
- Gill S. C., Clyne T. W. Investigation of residual stress generation during thermal spraying by continuous curvature measurement // Thin Solid Films. 1994. V. 250. P. 172–180. DOI: 10.1016/0040-6090(94)90182-1.

- Elsing R., Knotek O., Baiting U. Calculation of residual thermal stress in plasmasprayed coatings // Surface Coatings Technol. 1990. V. 43/44. P. 416–425. DOI: 10.1016/0257-8972(90)90093-R.
- Takeuchi S., Ito M., Takeda K. Modelling of residual stress in plasma-sprayed coatings: Effect of substrate temperature // Surface Coatings Technol. 1990. V. 43/44. P. 426–435. DOI: 10.1016/0257-8972(90)90094-S.
- Elsing R., Knotek O., Baiting U. The influence of physical properties and spraying parameters on the creation of residual thermal stresses during the spraying process // Surface Coatings Technol. 1990. V. 41. P. 147–156. DOI: 10.1016/0257-8972(90)90163-7.
- Fardan A., Ahmed R. Modeling the evolution of residual stresses in thermally sprayed YSZ coating on stainless steel substrate // J. Thermal Spray Technol. 2019. V. 28. P. 717–736. DOI: 10.1007/s11666-019-00856-2.
- Kuruda S., Fukushima T., Kitahara S. Simultaneous measurement of coating thickness and deposition stress during thermal spraying // Thin Solid Films. 1988. V. 164. P. 157–163. DOI: 10.1016/0040-6090(88)90127-7.
- Greving D. J., Rybicki E. F., Shadley J. R. Through-thickness residual stress evaluations for several industrial thermal spray coatings using a modified layer-removal method // J. Thermal Spray Technol. 1994. V. 3, N 4. P. 379–388. DOI: 10.1007/BF02658983.
- Hayase T., Waki H., Adachi K. Residual stress change in thermal barrier coating due to thermal exposure evaluated by curvature method // J. Thermal Spray Technol. 2020. V. 29. P. 1300–1312. DOI: 10.1007/s11666-020-01032-7.
- Hayase T., Waki H., Adachi K. Evaluation of the residual stress evolution in thermal barrier coating system using the in situ curvature of a three-layered specimen // J. Thermal Spray Technol. 2021. V. 30. P. 1183–1198. DOI: 10.1007/s11666-021-01221-y.
- Nguyen V. P., Dang T. N., Le C. C., Wang D.-A. Effect of coating thickness on fatigue behavior of AISI 1045 steel with HVOF thermal spray and hard chrome electroplating // J. Thermal Spray Technol. 2020. V. 29. P. 1968–1981. DOI: 10.1007/s11666-020-01090-x.
- Smith G. M., Saputo J., Luzin V., Sampath S. Observation of residual stress and fatigue behavior of structurally integrated thermally sprayed nickel coatings // J. Thermal Spray Technol. 2020. V. 29. P. 1229–1241. DOI: 10.1007/s11666-020-01035-4.
- Guagliano M. Relating Almen intensity to residual stresses induced by shot peening: a numerical approach // J. Materials Process. Technol. 2001. V. 110. P. 277–286. DOI: 10.1016/S0924-0136(00)00893-1.
- Ulianitsky V., Shtertser A., Zlobin S., Smurov I. Computer-controlled detonation spraying: from process fundamentals toward advanced applications // J. Thermal Spray Technol. 2011. V. 20. P. 791–801. DOI: 10.1007/s11666-011-9649-6.
- 22. Ульяницкий В. Ю. Новое поколение оборудования для детонационного напыления // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 10. С. 36–41.
- Gavrilenko T., Nikolaev Yu., Ulianitsky V., et al. Computational code for detonation spraying process // Thermal spray: Meeting the challenges of the 21st century: Proc. of the 15th Intern. thermal spray conf., Nice (France), May 25–29, 1998. Materials Park: ASM Intern., 1998. P. 1475–1483.
- 24. Саверин М. М. Дробеструйный наклеп. Теоретические основы и применения. М.: Машгиз, 1955.
- Chen G., Yang F., Meguid S. A. Realistic finite element simulations of arc-height development in shot-peened Almen strips // J. Engng Materials Technol. 2014. V. 136. 041002. DOI: 10.1115/1.4028006.

- Hills D. A., Waterhouse R. B., Noble B. An analysis of shot peening // J. Strain Anal. Engng Design. 1983. V. 20, N 2. P. 95–100. DOI: 10.1243/03093247V182095.
- 27. Cao W., Fathallah R., Castex L. Correlation of Almen arc height with residual stresses in shot peening process // Materials Sci. Technol. 1995. V. 11, N 9. P. 967–973. DOI: 10.1179/mst.1995.11.9.967.
- 28. Momber A. Blast cleaning technology. Berlin; Heidelberg: Springer-Verlag, 2008.
- 29. **Марочник** сталей и сплавов / В. Г. Сорокин, А. В. Волосникова, С. А. Вяткин и др. М.: Машиностроение, 1989.
- Kim T., Lee H., Hyun H. C., Jung S. Effects of Rayleigh damping, friction and ratedependency on 3D residual stress simulation of angled shot peening // Materials Des. 2013. V. 46. P. 26–37. DOI: 10.1016/j.matdes.2012.09.030.
- Meguid S. A., Shagal G., Stranart J. C. 3D FE analysis of peening of strain-rate sensitive materials using multiple impingement model // Intern. J. Impact Engng. 2002. V. 27. P. 119–134.

Поступила в редакцию 27/II 2023 г., после доработки — 4/V 2023 г. Принята к публикации 23/V 2023 г.