

III МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ В МЕТАЛУРГІЇ ТА МАШИНОБУДУВАННІ

УДК 621.793.7: 533.924

Е. А. Зеленина, д-р техн. наук С. В. Лоскутов, д-р техн. наук А. В. Ершов,
канд. техн. наук В. Г. Шевченко

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗРУШАЮЩИХ ТЕРМОНАПРЯЖЕНИЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО ПЛАЗМЕННОГО ПОКРЫТИЯ

Исследованы механические свойства плазменного покрытия, которое было разрушено под действием термических напряжений. Предложен метод расчета распределения термических напряжений в покрытии. Определены значения напряжения и деформации разрушения, а также модуля упругости покрытия. Выполнена оценка допустимого перегрева поверхности покрытия относительно температуры подложки.

Ключевые слова: плазменное покрытие, модуль упругости, механическое напряжение, относительная деформация, градиент температуры.

Введение

Условие работоспособности плазменного покрытия связано, в первую очередь, с необходимостью достаточного запаса прочности. В ряде случаев величина прочности сцепления и когезионной прочности не всегда удовлетворяет условию надежной работы детали. Прочность плазменных покрытий из проволоки и порошковых материалов в несколько раз ниже прочности компактного материала подложки [1–3]. Заметное снижение механической прочности покрытия наблюдается при увеличении его толщины свыше 1 мм, что связано с возрастанием внутренних термических напряжений.

Одной из возможных причин растрескивания покрытия может быть повышение термических напряжений при перегреве поверхности в процессе плазменного напыления. Поскольку в покрытии возникают растягивающие термонапряжения, значительный интерес для оценки работоспособности представляет не только прочность сцепления с подложкой, но и такие характеристики как модуль упругости и когезионная прочность покрытия. Информация о свойствах покрытий в литературе недостаточна для расчетных оценок прочности. Поэтому для диагностики причин разрушения покрытий необходимы измерения указанных механических свойств и разработка метода оценки предела прочности покрытия. Из существующих методов измерения механических свойств используются испытания на растяжение-сжатие, а также на изгиб [4–6]. При определении термических напряжений следует учитывать оба указанных вида деформации покрытия.

Целью работы является разработка методики расчета модуля упругости цилиндрического покрытия при испытании на изгиб, оценка прочности и распределения термического напряжения по толщине покрытия.

Методика эксперимента

При плазменном напылении частицы покрытия разогреваются в плазменной струе до температур, существенно превышающих температуру плавления, и прилипают к шероховатой поверхности детали, образуя слой покрытия. Нанесение покрытия 100X15H2Г2Р из порошковой проволоки выполнялось в аргоновой плазменной струе при токе плазмотрона 240 А, напряжении на дуге 80 В, дистанции напыления 100 мм. Определялись прочностные и упругие характеристики плазменного покрытия, полученного с использованием послойной щеточной обработки поверхности. Обработанная плазмой поверхность шейки коленчатого вала трактора показана на рис. 1. Измеренная профилометром шероховатость покрытия R_z составляла 50–70 мкм.



Рис. 1. Плазменное покрытие на поверхности шейки коленчатого вала трактора

Микрошлифы покрытия показывают наличие внутренних дефектов, таких как пористость и существование оксидных слоев, как на границе с подложкой, так и между частицами. Наличие указанных дефектов приводит к значительному снижению прочности покрытия по сравнению с прочностью компактного материала.

При напылении покрытий толщиной более 3 мм возможен разрыв покрытия по образующей цилиндра и отслоение его от детали. Причиной разрыва являются термоупругие растягивающие напряжения, которые возникают при остывании покрытия и превышают предел прочности. При разрыве покрытия его радиус увеличивается по сравнению с начальным значением, а края разрыва расходятся. После разрыва момент внешних сил отсутствует. Увеличение радиуса кривизны при разрыве кольца происходит при снятии внутренних напряжений, которые связаны с моментом термоупругих сил до разрыва кольца. Его величина определится из уравнения упругой линии кольца, в зависимости от изменения радиуса кривизны по сравнению с начальным значением [7]:

$$M = EI \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right), \quad (1)$$

где M – начальный изгибающий момент термоупругих сил, $I = bh^3/12$ – момент инерции поперечного сечения покрытия, R_1 и R_2 – начальный и конечный (после разрыва покрытия) радиусы кривизны нейтральной линии покрытия.

Величина максимального изгибного окружного термонапряжения определится путем деления изгибающего момента из (1) на момент сопротивления прямоугольного сечения $W = bh^2/6$. В итоге получим:

$$\sigma_u = \frac{Eh}{2} \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right), \quad (2)$$

где h – высота прямоугольного сечения.

Увеличение радиуса кривизны при разрыве покрытия происходит за счет увеличения зазора в разрыве, а именно:

$$R_2 = R_1 + \frac{z}{2\pi}, \quad (3)$$

где z – величина образовавшегося зазора при разрыве покрытия.

Подстановка R_1 из (3) в (2) дает

$$\sigma_u = E \frac{zh}{2R_2(2\pi R_2 - z)}. \quad (4)$$

Помимо изгибающего момента в поперечном сечении покрытия действует растягивающая сила. Она определяется относительной деформацией растяжения в центре сечения, которая определится в зависимости

от угла зазора между двумя радиусами проведенными из центра окружности к торцам отслоенного покрытия

$$\alpha = \frac{z}{R_2}.$$

При разрыве покрытия произошло укорочение нейтральной оси по сравнению с периметром внутренней окружности покрытия на величину

$$\Delta l = \frac{ah}{2} = \frac{zh}{2R_2}. \quad (5)$$

Величина относительной деформации нейтральной линии определится

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} = \frac{zh}{2R_2(2\pi R_2 - z)}. \quad (6)$$

где $l = (2\pi R_2 - z)$ – длина нейтральной линии покрытия.

Величина растягивающего окружного термонапряжения в центре покрытия определится

$$\sigma_p = E \frac{zh}{2R_2(2\pi R_2 - z)}. \quad (7)$$

Сравнение (4) и (7) показывает, что максимальное изгибное и растягивающее термонапряжения равны по величине. При определении результирующего напряжения следует учесть влияние осевого термического напряжения, которое практически равно окружному напряжению. В случае двумерного симметричного напряженного состояния модуль упругости покрытия возрастает на величину $1/(1-\mu)$, [8], где $\mu = 0,28$ – коэффициент Пуассона для стали. Таким образом, максимальное результирующее термическое напряжение на внешней поверхности покрытия определится как сумма изгибающего и растягивающего напряжений

$$\sigma_e = \frac{E}{(1-\mu)} \frac{zh}{R_2(2\pi R_2 - z)} = \frac{E}{(1-\mu)} \varepsilon_t. \quad (8)$$

Наибольшее термическое напряжение равное когезионной прочности наблюдается на внешней поверхности покрытия. Расчет максимальной относительной термической деформации ε_t , соответствующей разрыву покрытия при $h = 4$ мм, $z = 8,5$ мм, $R_2 = 47,7$ мм, дает величину $\varepsilon_t = 0,244 \cdot 10^{-2}$. Для вычисления напряжения разрыва покрытия следует определить модуль упругости путем механических испытаний.

При механических испытаниях кольцо покрытия подвешивалось верхней частью на качающуюся опору, а к нижней его части прикладывалась радиальная сила P , которая образует изгибающий момент, приводящий к изгибу полукольца, что показано на рис. 2.

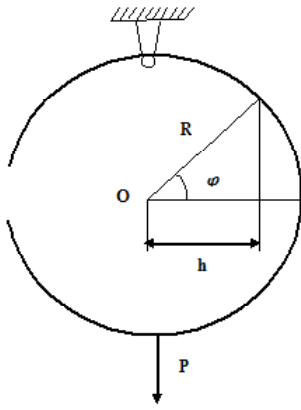


Рис. 2. Схема определения момента силы в поперечном сечении покрытия

Результаты измерений перемещения точки приложения силы y приведены в табл. 1. По результатам измерений вычислялись механические характеристики покрытия: модуль упругости, максимальные значения напряжений и деформаций в опасной точке при $\varphi = 0$, где действует момент силы. Для вывода расчетных формул запишем выражение для момента силы в нагруженном сечении, положение которого определяется углом φ поворота радиуса сечения от горизонтальной оси

$$M = Ph = PR \cos \varphi, \quad (9)$$

где h – плечо силы P , рис. 2.

Изменение угла поворота поперечного сечения кольца α и перемещение точки подвеса груза y под действием момента силы определяется дифференциальным уравнением упругой линии полукольца

$$\frac{d^2 y}{(Rd\varphi)^2} = \frac{da}{Rd\varphi} = \frac{PR}{EI} \cos \varphi, \quad (10)$$

где $Rd\varphi$ – элемент длины кольца.

Интегрированием данного уравнения в пределах изменения угла φ от 0 до φ , получим формулу для угловой деформации α верхней части полукольца в виде

$$a = \frac{PR^2}{EI} \int_0^\varphi \cos \varphi d\varphi = \frac{PR^2}{EI} \sin \varphi, \quad (11)$$

Поскольку деформация верхней и нижней части полукольца одинакова, то деформация полукольца между точкой подвеса и точкой приложения силы равна удвоенной деформации верхней части полукольца. Связь между линейной и малой угловой деформацией согласно (10) имеет вид

$$\frac{d^2 y}{(Rd\varphi)^2} = \frac{da}{Rd\varphi},$$

а выражение для линейной деформации полукольца определится путем интегрирования (11) при изменении угла φ от 0 до $+\pi/2$

$$y = \frac{2PR^3}{EI} \int_0^{\pi/2} \sin \varphi d\varphi = \frac{2PR^3}{EI} \cos 0 = \frac{2PR^3}{EI}. \quad (12)$$

Из полученной формулы определяется модуль упругости в зависимости от соотношения между силой и перемещением. Результаты расчета приведены в табл. 1. Среднее значение модуля упругости покрытия, согласно табл. 1, равно $E = 1,03 \cdot 10^5$ МПа.

Значение максимального термического напряжения определялось по формуле (8).

Анализ полученных результатов

Модуль упругости совместно с разрушающей термической деформацией на поверхности покрытия $\varepsilon_t = 0,244 \cdot 10^{-2}$, дает значение когезионной прочности, которая согласно (8) составит 348 МПа. Величина

Таблица 1 – Измерение характеристик деформации кольцевого покрытия с зазором

P , Н	$y \cdot 10^{-3}$, м	$E \cdot 10^5$, МПа	σ , МПа	$\varepsilon \cdot 10^{-4}$
60,44	0,60	1,031	27,2	2,62
71,14	0,70	1,049	32,3	3,06
82,99	0,80	1,062	37,3	3,52
93,84	0,90	1,067	42,2	3,96
105,01	1,05	1,023	47,2	4,60
115,76	1,15	1,030	52,7	5,03
126,69	1,30	0,998	57,0	5,69
137,79	1,40	1,007	61,7	6,13
148,81	1,55	0,983	66,5	6,79

разрушающей относительной деформации покрытия находится на границе квазиупругой области, и соответствует хрупкому разрыву, который происходит по контактными границам частиц покрытия. Хрупкость связи свидетельствует о вероятности ковалентной, а не металлической связи между частицами, что обусловлено присутствием поверхностных оксидов на площадках контакта.

Характер термической деформации, согласно формуле (8), приводит к возрастанию термического напряжения по толщине покрытия, что согласуется с результатом работы [9]. Наибольшее термонапряжение возникает на поверхности покрытия, а наименьшее – на границе с подложкой. Темп возрастания термического напряжения по толщине покрытия составляет $d\sigma/dh = 88$ МПа/мм. Он пропорционален разности температуры между слоем покрытия и подложки в процессе напыления. Поэтому, для снижения термических напряжений при нанесении толстых покрытий следует не допускать перегрева, что достигается ограничением скорости роста толщины покрытия или перерывами на охлаждение. Предельная разность температур, между внешним слоем покрытия и подложкой Δt , оценивается по измеренной термической деформации разрушенного покрытия $\varepsilon_t = 0,244 \cdot 10^{-2}$, и величине коэффициента термического расширения металла $\alpha = 1,3 \cdot 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$

$$\Delta t = \varepsilon / \alpha = 0,244 \cdot 10^{-2} / 1,3 \cdot 10^{-5} = 188 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Для предотвращения разрушающих термических напряжений, при температуре подложки $100 \text{ }^\circ\text{C}$, поверхность покрытия при напылении не должна иметь температуру выше $280 \text{ }^\circ\text{C}$. Эта рекомендация ограничивает мощность теплового потока на напыляемую поверхность и время обработки, от которых зависит температура покрытия.

Авторы выражают благодарность руководителю НПП «Мет-АЛ» – Русеву Геннадию Михайловичу за предоставление образцов для исследования.

Выводы

1. Определены прочностные и упругие характеристики плазменного покрытия, полученного при распылении порошковой проволоки – анода 100X15H2Г2Р с использованием послыной щеточной обработки поверхности. Показано, что в покрытии имеются растягивающие и изгибающие термические напряжения. Наибольшие напряжения на поверхности покрытия, равно значению когезионной прочности, которая составляет 348 МПа. Получена формула для остаточного термонапряжения, которая показывает его возрастание по

толщине покрытия на величину $d\sigma/dh = 88$ МПа/мм, пропорционально окружной деформации при разрыве кольца, модулю упругости и толщине покрытия, и обратно пропорционально квадрату радиуса кривизны подложки.

2. Разработана методика определения модуля упругости при деформации кольца с зазором под действием радиальной силы. Определен модуль упругости плазменного покрытия, полученного при распылении порошковой проволоки – анода 100X15H2Г2Р, который составил $E = 1,03 \cdot 10^5$ МПа.

3. Определены характеристики разрушения покрытия: относительная деформация $\varepsilon_t = 0,244 \cdot 10^{-2}$ и изменение температуры в слое покрытия. При указанной величине разрушающей деформации разрыв покрытия является хрупким. Разрушение происходит по контактными границам частиц покрытия. Хрупкость является, по-видимому, следствием ковалентной, а не металлической связи между частицами, что связано с наличием поверхностных оксидов на площадках контакта.

Список литературы

1. Кудинов В. В. Нанесение покрытий напылением. Теория, технология и оборудование / В. В. Кудинов, Г. В. Бобров. – М. : Металлургия, 1992. – 432 с.
2. Нанесения покрытия / В. М. Корж, В. Д. Кузнецов, Ю. С. Борисов К. А. Ющенко. – К. : Аристей, 2005. – 204 с.
3. Балдаев Л. Х. Современные тенденции получения газотермических покрытий / Л. Х. Балдаев, В. И. Калита // Технология металлов. – 2003. – № 2. – С. 17–20.
4. Методы оценки служебных свойств защитных покрытий / Л. Х. Балдаев, И. Ф. Арутюнова, Н. А. Волосов [и др.] // Сварочное производство. – 2001. – № 9. – С. 35–38.
5. Барвинок В.А. Управление напряженным состоянием и свойствами плазменных покрытий. – М. : Машиностроение, 1990. 384 с.
6. Теплофизическая модель и расчет остаточных напряжений в газотермических покрытиях / А. Ф. Пузряков, В. А. Тарасов, Н. Ю. Липин [и др.] // Технология машиностроения. – 2006. – № 2. – С. 39–44.
7. Феодосьев В. И. Сопротивление материалов. Т. 2 / В. И. Феодосьев. – М. : МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1999. – 590 с.
8. Абрамов В. В. Исследование напряжений и деформаций методом сопротивления материалов. – Харьков : Изд. Харьковского университета. – 1965. – 63 с.
9. Дерябкина Е. С. Влияние щеточной обработки на уровень остаточных напряжений в газопламенных покрытиях / Е. С. Дерябкина // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии. – 2013. – № 59. – С. 178–184.

Одержано 22.11.2017

Зеленина Е.А., Лоскутов С.В., Ершов А.В. Визначення руйнівних термонапружень циліндричного плазмового покриття

Досліджено механічні властивості плазмового покриття, яке було зруйновано під дією термічних напружень. Запропоновано метод розрахунку розподілу термічних напружень в покритті. Названо значення напруги і деформації руйнування, а також модуля пружності покриття. Виконано оцінку допустимого перегріву поверхні покриття щодо температури підкладки.

Ключові слова: *плазмове покриття, модуль пружності, механічне напруження, відносна деформація, градієнт температури.*

Zelenina E., Loskutov S., Ershov A. Definition of destructive thermal stresses in cylindrical plasma coatings

The mechanical properties of plasma coating, which were destroyed under the action of thermal stresses were determined. Was proposed method of calculating the distribution of thermal stress in the coating. Was determined the values of the stresses and deformation of fracture, and the modulus of elasticity of the coating. Was evaluated permissible overheating of the surface coating relative to the substrate temperature.

Key words: *plasma coating, modulus of elasticity, stress, deformation, temperature gradient.*
