

In considered coatings, like in homogeneous coatings, tensile stresses may mostly occur in two areas: in the unbiased surface of considered inhomogeneous half-space and in the surroundings of boundary between coatings and base. At some mechanical properties the area of the tensile stresses was displaced from interface to internal zone of the coating. The tangential loading causes appreciable increase of level of the tensile stresses in the surface $z = h$. In surroundings of boundary between coatings and base the influence of friction is small. Occurrence of the interlayer and its properties have significant influence on tensile stress distribution in considered medium. The highest tensile stress at the interface between a coating and a base occurs in cases without the interlayer.

For all of analysing coatings the tensile stress distribution in the external surface was similar. For coatings of greater thickness stresses in the external surface have smaller values. Occurrence of the gradient interlayer causes insignificant increase of tensile stress in this surface.

References

1. N. Schwarzer (2000). Coating due to analytical modelling of mechanical contact problems on multilayer systems, *Surf. Coat. Technol.*, **133-134**, 397-402.
2. G.M. Bragallini, M.P. Cavatorta and P. Sainsot (2003). Coated contact: a strain approach, *Tribology Int.*, **36**, 935-941.
3. R. Kulchytsky-Zhyhailo and A. Bajkowski (2011). Elastic half space with inhomogeneous coating under the action of tangential forces, *Materials Science*, **46(6)**, 735-746.
4. R. Kulchytsky-Zhyhailo and A. Bajkowski (2012). Analytical and numerical methods of solution of three-dimensional problem of elasticity for functionally graded coated half-space, *Int. J. Mech. Sci.*, **54**, 105-112.

УДК 621.923.7

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПОКРЫТИЯХ ПРИ ДВУХСТОРОННЕМ УПРОЧНЕНИИ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СТЕРЖНЯ

Акулович Л.М., Миранович А.В.

Учреждение образования «Белорусский государственный аграрный технический университет», Минск, Республика Беларусь

В процессе магнитно-электрического упрочнения (МЭУ) композиционными ферромагнитными порошками (ФМП) плоских поверхностей рабочих органов почвообрабатывающих машин (например, дисков сошников) в системе покрытие-основа имеют место все три вида напряжений (I, II и III рода) [1, 2]. Однако причиной нарушения прочности покрытий, появления микротрещин в них являются напряжения I рода [3]. В связи с этим рассмотрим напряжения I рода σ_H , возникающие в покрытиях после МЭУ.

Так как в процессе МЭУ длительность воздействия электрических разрядов составляет около 10^{-3} с [1], то температурное поле по ширине стержня (оси X) и в направлении оси Z (рисунок 1) можно считать постоянным. Изменение температуры будем рассматривать только по высоте стержня в направлении оси Y .

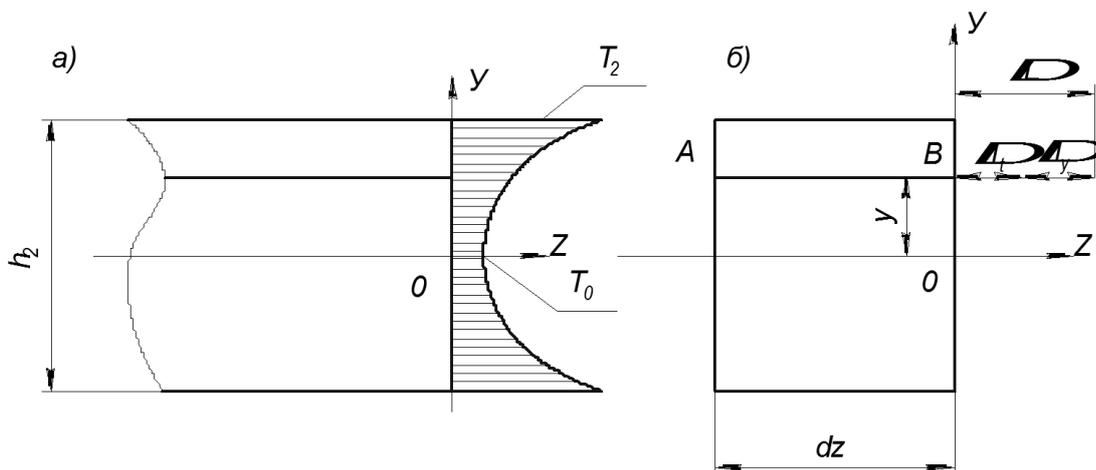


Рисунок 1. – Схема распределения температуры по высоте стержня и его деформации

Согласно [1, 2] распределение температуры по высоте можно представить зависимостью

$$T(y) = T_0 + T_2^* \left(\frac{2|y|}{h_2} \right)^n,$$

где T_0 – температура в центре стержня (при $y = 0$); $T_2^* = T_2 - T_0$, T_2 – температура при $|y| = h_2/2$; n – положительное число.

Напряжения, возникающие при нанесении покрытий при МЭУ, согласно закону Гука, определяются соотношением [1, 2]

$$\sigma_H = \varepsilon_y E_1 = E_1 (\varepsilon - \alpha_1 T(y)), \quad (1)$$

где $\varepsilon = \alpha_1 T(y) + \varepsilon_y$ – полная деформация стержня, состоящая из температурной $\alpha_1 T(y)$ и упругой ε_y деформаций; α_1 – коэффициент линейного расширения материала стержня; E_1 – модуль упругости материала стержня.

Тогда для стержня прямоугольного поперечного сечения напряжения σ_H определяются:

$$\sigma_H = E_1 \alpha_1 \left(\frac{T_2^*}{n+1} - T_2^* \left(\frac{2|y|}{h_2} \right)^n \right). \quad (2)$$

Кроме напряжений σ_H в стержне возникают остаточные напряжения, связанные с остыванием стержня. При температуре T_2 остывание влечет за собой появление напряжений, вызванных линейным расширением материалов стержня 1, упрочненных слоев 3 и переходных слоев 2 (рисунок 2). Если коэффициент линейного расширения и модуль упругости в слоях 1 и 3 будут постоянными и равными соответственно α_1, E_1 и α_3, E_3 , то в слое 2 эти характеристики будут изменяться вдоль оси Y . Ввиду малой толщины второго слоя эти характеристики изменяются линейно, т. е.

$$\left. \begin{aligned} \alpha(y) &= \alpha_1 + (2|y| - h_1) \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{h_2 - h_1}, \\ E(y) &= E_1 + (2|y| - h_1) \frac{E_2 - E_1}{h_2 - h_1}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

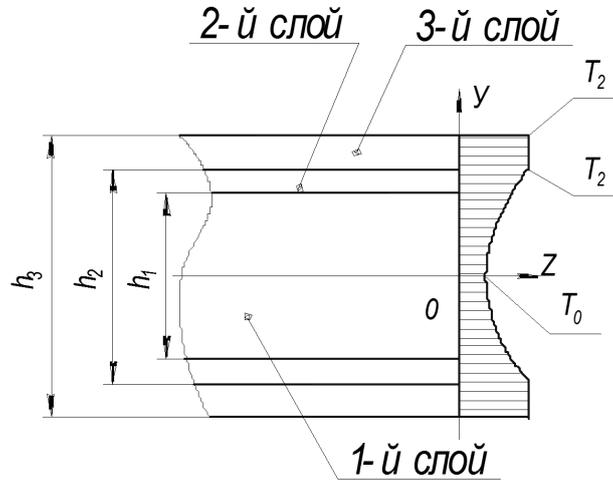


Рисунок 2 – Схема распределения температуры по сечению стержня

При остывании длина элементарного участка dz стержня (рисунок 1) уменьшается. Ввиду симметричности полная деформация ε в любом слое стержня будет одинаковой по высоте сечения. Тогда напряжения, возникающие при остывании, будут равны:

$$\sigma_{1(0)} = \varepsilon_1 E_1; \quad \sigma_{2(0)} = \varepsilon_2 E(y); \quad \sigma_{3(0)} = \varepsilon_3 E_3.$$

После подстановки значений $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ в полученные соотношения найдем:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{1(0)} &= E_1(\varepsilon + \alpha_1 T(y)), \\ \sigma_{2(0)} &= E(y)(\varepsilon + \alpha(y) T(y)), \\ \sigma_{3(0)} &= E_3(\varepsilon + \alpha_3 T_2). \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Из условия равновесия $\sum Z=0$ для элементарного участка стержня

$$\int_{A_1} \sigma_{1(0)} dA + \int_{A_2} \sigma_{2(0)} dA + \int_{A_3} \sigma_{3(0)} dA = 0, \quad (5)$$

где $A_1 = bh_1, A_2 = b(h_2 - h_1), A_3 = b(h_3 - h_2)$ – площади поперечного сечения слоев 1, 2, 3.

Подставив (4) в (5), получим

$$\varepsilon = -\frac{E_1\alpha_1 \int_{A_1} T(y) dA_1 + \int_{A_2} E(y)\alpha(y)T(y) dA_2 + E_3\alpha_3 T_2 A_3}{E_1 A_1 + \int_{A_2} E(y) dA_2 + E_3 A_3}. \quad (6)$$

Интегралы, входящие в (6), вычисляются при конкретных значениях коэффициентов линейного расширения и температуры. Напряжения МЭУ в слоях 1 и 2 будут определяться по формуле (2), а в слое 3 они будут равны нулю.

Таким образом, остаточные напряжения складываются из напряжений МЭУ и напряжений остывания

$$\sigma_1 = \sigma_H + \sigma_{1(0)}; \quad \sigma_2 = \sigma_H + \sigma_{2(0)}; \quad \sigma_3 = \sigma_{3(0)}.$$

Учитывая, что функции $\alpha(y)$, $E(y)$ и $T(y)$ записаны через абсолютное значение $|y|$, при вычислении интегралов (6):

$$\int_{A_1} T(y) dA_1 = 2b \int_0^{h_1/2} \left(T_0 + T_2^* \left(\frac{2 \cdot y}{h_2} \right)^n \right) dy; \quad (7)$$

$$\int_{A_2} E(y) dA_2 = 2b \int_{h_1/2}^{h_2/2} \left(E_1 + (2y - h_1) \frac{E_2 - E_1}{h_2 - h_1} \right) dy; \quad (8)$$

$$\int_{A_2} E(y)\alpha(y)T(y) dA_2 = 2b \int_{h_1/2}^{h_2/2} \left(E_1 + (2y - h_1) \frac{E_2 - E_1}{h_2 - h_1} \right) \cdot \left(\alpha_1 + 2(2y - h_1) \frac{E_2 - E_1}{h_2 - h_1} \right) \cdot \left(T_0 + T_2^* \left(\frac{2y}{h_2} \right)^n \right) dy. \quad (9)$$

Разработанная физико-математическая модель расчета остаточных напряжений в системе покрытие-основа позволила с помощью пакета прикладных программ MATLAB 7.0 MATHEMATICA 11.0, произвести численные исследования остаточных напряжений в покрытиях после МЭУ.

Для каждого исследуемого образца задавались теплофизические и упругие характеристики материалов покрытия и основы, диапазон температур, который обеспечивался режимом МЭУ. Покрытия наносились на поверхность стержня из стали 45 (ГОСТ 1050 – 88) композиционными порошками ФБХ 6-2, Fe-5%V, X18ФН2М, Fe-Ti на установке мод. УНП-1. Установлено, что в зависимости от условий МЭУ величина остаточных напряжений в покрытии изменяется в пределах от 189 до 563 МПа, в основе от – 11 до – 21 МПа. Характер их распределения не изменяется: в покрытии формируются растягивающие тангенциальные и сжимающие радиальные напряжения, в основе – сжимающие тангенциальные и радиальные. Численные исследования остаточных напряжений показали, что

при температуре основы 150 °С, которую обеспечивает оптимальная сила разрядного тока, равная 105А, в покрытиях формируются растягивающие остаточные напряжения, которые для покрытий из рассматриваемых порошков в порядке убывания их величины можно расположить в следующей последовательности:

159(ФБХ 6-2)→151(Fe-5%V)→134(Fe-Ti)→126(X18ФН2М).

По условию минимальных остаточных напряжений на границе раздела покрытие-основа наиболее благоприятным для эксплуатационных условий будет покрытие из порошка X18ФН2М, которое имеет наименьшие растягивающие остаточные напряжения в покрытии.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Акулович, Л.М. Термомеханическое упрочнение деталей в электромагнитном поле. – Полоцк: ПГУ, 1999. – 240 с.
2. Остаточные напряжения / Ж. А Мрочек [и др.]. – Минск : УП «Технопринт», 2003. – 352 с.
3. Теория и практика нанесения защитных покрытий / П. А. Витязь [и др.]. – Минск: Беларуская навука, 1998. – 583 с.

УДК 621.791

ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВАЯ СВАРКА ЗАГОТОВОК ЭНДОПРОТЕЗОВ ТИПА ОСТИНА МУРА ИЗ СПЛАВА СИСТЕМЫ Co-Cr-Mo

Бакиновский А.А., Губко А.Д., Олешук И.Г.,

Поболь И.Л., Предко А.А.

Физико-технически институт НАН Беларуси, Минск

Введение. Однополюсной эндопротез головки бедра типа Остина Мура предназначен для восстановления двигательной функции сустава. Его достоинства - простота и малоинвазивность операции. Невысокая стоимость такого импланта дает возможность выполнять эндопротезирование малообеспеченным пациентам. Эндопротез представляет собой цельнометаллическую конструкцию из ножки и большой шарообразной головки. В ножке имеются отверстия, предназначенные для лучшей фиксации импланта костным цементом, изделиями для остеосинтеза, либо благодаря естественному процессу остеоинтеграции [1].

Эндопротез состоит из двух деталей, получаемых литьем: ножка с полусферой головки и ответная полусфера головки. Самым эффективным методом получения соединения этих деталей является электронно-лучевая сварка (ЭЛС). Ширина стенок полусфер составляет 5,0 мм. При ЭЛС необходимо обеспечить глубину проплавления не менее 3,5 мм и минимальную усадку вершины шва, так как после сварки с поверхности головки механически удаляется слой в 1,0 мм и полируется до зеркального блеска с целью снижения скорости износа импланта при эксплуатации.