DOI: 10.34220/2311-8873-2025-12-24



УДК 621.793.74

UDC 621.793.74

2.5.5 – технология и оборудование механической и физико-технической обработки

ОЦЕНКА УСИЛИЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ РОЛИКОВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ НИКЕЛЯ

Кадырметов Анвар Минирович,

д.т.н., профессор кафедры машиностроительных технологий, Воронежский государственный лесотехнический университет имени Г.Ф. Морозова, г. Воронеж, e-mail: <u>kadyrmetov.a@mail.ru</u>

Сухочев Геннадий Алексеевич,

д.т.н., профессор кафедры технологии машиностроения, Воронежский государственный технического университет, г. Воронеж, e-mail: <u>suhotchev@mail.ru</u>

Смольянникова Евгения Геннадьевна,

к.т.н., доцент кафедры технологии машиностроения, Воронежский государственный технического университет, г. Воронеж, e-mail: <u>sm.evgeniya@gmail.com</u>

[™] Попов Дмитрий Анатольевич,

к.т.н., доцент кафедры машиностроительных технологий, Воронежский государственный лесотехнический университет имени Г.Ф. Морозова, г. Воронеж, e-mail: <u>qaz.7@mail.ru</u>

Кашицин Владимир Александрович,

аспирант кафедры технологии машиностроения, Воронежский государственный технического университет, г. Воронеж, e-mail: <u>bennygrade@yandex.ru</u>

Мандрыкин Игорь Александрович,

аспирант, Воронежский государственный лесотехнический университет имени Г.Ф. Морозова, г. Воронеж.

ASSESSMENT OF THERMOMECHANICAL PROCESSING FORCES WITH ROLLER TOOL OF GAS-THERMAL COATINGS BASED ON NICKEL

Kadyrmetov Anvar Minirovich,

doctor of technical sciences, professor of the department of mechanical engineering technologies, Voronezh state forestry university named after G.F. Morozov, Voronezh, e-mail: <u>kadyrmetov.a@mail.ru</u>

Sukhochev Gennady Alekseevich,

doctor of technical sciences, professor of the department of mechanical engineering technology, Voronezh state technical university, Voronezh, e-mail: <u>suhotchev@mail.ru</u>

Smolyannikova Evgeniya Gennadyevna,

candidate of technical sciences, associate professor of the department of mechanical engineering technology, Voronezh state technical university, Voronezh, e-mail: <u>sm.evgeniya@gmail.com</u>

[™] Popov Dmitry Anatolyevich,

candidate of technical sciences, associate professor of the department of mechanical engineering technologies, Voronezh state forestry university named after G.F. Morozov, Voronezh, e-mail: <u>gaz.7@mail.ru</u>

Kashicin Vladimir Alexandrovich,

postgraduate student, department of mechanical engineering technology, Voronezh state technical university, Voronezh, e-mail: <u>bennygrade@yandex.ru</u>

Mandrykin Igor Alexandrovich,

postgraduate student, Voronezh state forestry university named after G.F. Morozov, Voronezh.

Ивашинин Алексей Евгеньевич,

магистрант, Воронежский государственный лесотехнический университет имени Г.Ф. Морозова, г. Воронеж.

Аннотация. Рассмотрен эффективный способ термомеханического упрочнения газотермических покрытий на основе никеля в аспекте оценки усилий их обкатки роликовым инструментом. Усилие обкатки находится в зависимости от задаваемой величины пластической деформации покрытий, температуры покрытия в интервале значений 273 ... 1473 К, скорости деформации и геометрических параметров ролика и обрабатываемой цилиндрической поверхности покрытия.

Ivashinin Aleksey Evgenievich,

master's student, Voronezh state forestry university named after G.F. Morozov, Voronezh.

Annotation. An effective method of thermomechanical hardening of nickel-based gas-thermal coatings is considered in the aspect of assessing the forces of their rolling with a roller tool. The rolling force depends on the specified value of plastic deformation of the coatings, the coating temperature in the range of 273...1473 K, the deformation rate and geometric parameters of the roller and the processed cylindrical surface of the coating.

Ключевые слова: ГАЗОТЕРМИЧЕСКИЕ ПОКРЫТИЯ НА ОСНОВЕ НИКЕЛЯ, ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА, УСИЛИЕ ОБКАТКИ, УПРОЧНЕНИЕ. *Keywords:* NICKEL-BASED THERMAL GAS COATINGS, THERMOMECHANICAL TREATMENT, RUN-IN FORCE, HARDENING.

¹ Автор для ведения переписки

1 Состояние вопроса исследования и актуальность работы

Широкое использование газотермических покрытий при изготовлении новых и восстановлении изношенных деталей машин сдерживается их недостатками. К их числу относятся наличие остаточных растягивающих напряжений в покрытиях, которые могут привести к растрескиванию и отслаиванию покрытий [1]. Кроме того, напыленные газотермические покрытия на деталях пар трения требуют операции шлифования, которая приводит к образованию микротрещин в покрытиях, снижает коэффициент использования материала покрытия, требует расходования дорогостоящего алмазного инструмента [2-4].

Одним из способов устранения этих недостатков является термомеханическое упрочнение (ТМУ) газотермических покрытий [5-7]. Этот способ позволяет снять остаточные растягивающие напряжения в покрытиях, упрочнить их и снизить припуск на шлифование.

Одной из основных технологических задач процесса ТМУ (рис. 1) является актуальная задача априорного определения усилия *P* воздействия инструмента (ролика, шарика) на обрабатываемую поверхность в зависимости от технологических параметров (температуры покрытия, скорости и величины пластической деформации покрытия, размерных параметров ролика и обрабатываемой поверхности), обеспечивающих заданные требования по качеству поверхности (по геометрическим, включая параметры шероховатости, и физико-механическим свойствам):

$$P = f(\omega_3, T, \varepsilon, D, d_{\rm p}, h). \tag{1}$$



1 – ролик; 2 – деталь; 3 – покрытие; P – усилие обкатки; ω_3 – пластическая деформация покрытия; T – температура покрытия; ε – скорость деформации; d_p , D, h – диаметр ролика, образца и толщина покрытия соответственно; Q_{π} , Q_0 – теплоподвод, теплоотвод

Рисунок 1 – Схема термомеханической обкатки покрытия

2 Материалы и методы

Поставленная задача решается построением математической модели системы обработки покрытия обкаткой роликовым инструментом в процессе плазменного напыления.

Одними из наиболее часто используемых износостойких материалов покрытий являются материалы на никелевой основе (ПГ-СР2, ПГ-СР3, ПГ-СР4 и т.д.). Задача оценки усилия термомеханической обработки рассмотрена нами на примере цилиндрической детали с покрытием из этих материалов (рис. 1).

Усилие обкатки P как функции технологических параметров (1), с другой стороны, находится интегрированием произведений контактных напряжений $\sigma(s)$ по поверхности контакта S:

$$P = \iint_{S}^{\Sigma} \sigma(s) ds \,. \tag{2}$$

Задаваемым технологическим параметром для расчета силы прижима ролика к детали является максимальное значение напряжения σ_{max} в центре контакта ролика с поверхностью, (рис. 2). Оно определяет, во-первых, пластическую деформацию покрытия ω_3 , во-вторых, – упругие деформации ролика ω_1 и образца ω_2 в центре ролика с образцом, в-третьих, – распределение упругих деформаций по поверхности контакта; в-четвертых, – размеры и площадь поверхности контакта, в-пятых, – силу воздействия ролика *P* на обрабатываемую поверхность.

Для решения задачи принимались следующие допущения:

– истинные напряжения сжатия и растяжения покрытия равны друг другу:

 – пластическая деформация имеет место только для покрытия (температура покрытия существенно выше температуры ролика и образца);

– ползучестью и сверхтекучестью материала покрытия пренебрегаем (считаем процесс локального воздействия ролика на образец кратковременным);

– пренебрегаем пористостью покрытия (< 5 %), считаем, что покрытие не имеет пустот и рыхлот, и является несжимаемым.



1 – ролик; 2 – образец; ω₁, ω₂ – упругая деформация ролика и образца соответственно; ω₃ – пластическая деформация покрытия

Рисунок 2 – Схема распределения напряжений в зоне контакта ролика с обрабатываемым цилиндрическим образцом Определение силы прижима ролика к цилиндрической детали осуществляется в четыре этапа:

1) напряжения в центре контакта ролика с деталью;

2) размеров контактной зоны ролика с деталью;

3) деформаций ролика в контактной зоне;

4) силы прижима.

Оценка напряжения в зоне контакта ролика с деталью

На этом этапе в качестве исходной использовалась зависимость напряжения при деформации покрытия от факторов [8]:

$$\sigma = f(T, \bar{\varepsilon}, \dot{\varepsilon}, \bar{\varepsilon}(t), x), \tag{3}$$

где T – температура деформации; $\bar{\epsilon}$ – степень деформации; $\dot{\epsilon}$ – скорость деформации, с⁻¹; $\bar{\epsilon}(t)$ – закон развития деформации во времени; x – физико-химические свойства металла (сплава).

Степень деформации $\overline{\epsilon}$ является функцией деформации ϵ :

$$\overline{\varepsilon} = \int_{h_0}^{h} \frac{dh}{h} = \ln\left(\frac{h}{h_0}\right) = \ln(1+\varepsilon), \tag{4}$$

где *h*₀ *u h* – высота деформируемого покрытия начальная и текущая соответственно;

$$\varepsilon = \frac{h - h_0}{h_0}.$$
(5)

Конкретный вид зависимости (3) с учетом (4) примем в виде, предложенным Ф.Ф. Витманом и В. А. Степановым [8]:

$$\lg(\sigma/\sigma_0) = n \cdot \lg(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0),\tag{6}$$

где $\sigma = f_1(T)$; $n = f_2(T)$; σ_0 , $\dot{\epsilon}_0$ – сопротивление деформации и скорость деформации в условиях обычных испытаний на прессе (обычно при скорости 10^{-4} с⁻¹).

Для хромоникелевых сплавов, идентичных по составу порошкам для плазменного напыления ПГСР-4, зависимости (6) представлены на рис. 3, 4 [8]. Предполагалось, что в интервале температур T < 1123 К для стали X20H80 наклоны графиков зависимостей $n = f(T, \varepsilon)$ будут одинаковыми (с равными $\partial n(T, \varepsilon)/\partial T$), что подтверждается для многих других железоникелевых сплавов (12X18H9, 12X18H9T, 02X17H12M2, 05X17H12M2 и др.) [8].

С учетом того, что для сплавов на никелевой основе в области температур рекристаллизации при гомологической температуре $\eta = T / T_{плав} = 0,5-0,6$ кривая зависимости $\lg(\sigma) = n \cdot \lg(\dot{\epsilon})$ имеет сгиб, то график зависимости можно представить в виде двух графиков. Первый из них $n_1 = f_1(T, \epsilon)$ при $\eta = 0,5-0,6$ переходит в график $n_2 = f_2(T, \epsilon)$ [8]. Это приводит к тому, что зависимость (6) разделяется на две зависимости, пересекающиеся при определенной скорости деформации $\dot{\epsilon}$:

$$\lg(\sigma/\sigma_0) = n_1 \cdot \lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0),\tag{7}$$

$$\lg(\sigma/\sigma_0) = n_2 \cdot \lg(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0),\tag{8}$$

ИЛИ

$$\sigma = \sigma_0 \cdot (\dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon_0})^{n_1}, \tag{9}$$

$$\sigma = \sigma_0 \cdot (\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)^{n_2}.$$
 (10)

Обработка эмпирических данных, приведенных на рис. 4, по методу наименьших квадратов дает линейные аппроксимационные зависимости параметров n_1 и n_2 от значений деформации в диапазоне $\varepsilon = 0, 1 \dots 0, 4$ [9]:

$$n_1 = 4,3607 \cdot 10^{-5} \cdot \mathrm{T} + 0,06643 \cdot \varepsilon + 9,562 \cdot 10^{-3}, \tag{11}$$

при температурах Т в интервале 273 ... 1123 ;

$$n_2 = 4,6476 \cdot 10^{-4} \cdot \mathrm{T} + 0,1975 \cdot \varepsilon - 0,494, \tag{12}$$

при температурах Т в интервале 1123 ... 1473 К.



Рассчитанные по данным зависимостям значения n_1 и n_2 отличаются от данных на рис. 4, в основном, не более чем на 10 % за исключением области температур около 1123 К при $\varepsilon \approx 0,1$ и $\varepsilon \approx 0,4$, в которой отличие может достигать 25 %. Это дает возможность использовать зависимости (11) и (12) для оценочных расчетов технологических параметров термомеханической обработки цилиндрических поверхностей.

Для оценки сопротивления деформации σ_0 в статических условиях (установившегося процесса), соответствующих диаграммам с упрочнением ($d\sigma/d\epsilon > 0$), применимы данные работы [10] для сплавов на никелевой основе ЭИ437Б, ЭИ827:

$$\sigma_0 = \sigma_{\rm T} + {\rm E}^* \cdot \varepsilon_{\rm n,r},\tag{13}$$

для температур $\eta < 0,4;$

$$\sigma_0 = \sigma_{\rm T} + \mathbf{B} \cdot \varepsilon_{\rm \Pi \pi}^m,\tag{14}$$

для температур $\eta = 0,4 \dots 0,6,$

где σ_т – предел текучести; Е* – модуль упрочнения; В, *m* – коэффициенты упрочнения; ε_{пл} – относительная пластическая деформация.

Для диаграмм без упрочнения ($d\sigma/d\varepsilon = 0$; $\eta > 0,6$):

$$\sigma_0 = \sigma_{\rm T} \,. \tag{15}$$

Зависимости σ_{T} , E* и коэффициента В от температуры *T*, полученные обработкой данных [8, 10], имеют вид (рис. 5):

$$E^* = \frac{(1025 - T)^{0,316}}{3,964},$$
 (16)

(погрешность менее 11 % для *Т*€290...1020 К),

$$\sigma_{\rm T} = 130 \cdot (1175 - {\rm T})^{0,25},\tag{17}$$

(погрешность менее 15 % для $\eta < 0,6$),

$$\sigma_{\rm T} = 508008 \cdot \exp[-6,65544 \cdot 10^{-3} \cdot {\rm T}], \tag{18}$$

(для $\eta > 0,6$; погрешность менее 8 %),

$$B = 4 - 0,002 \cdot T \tag{19}$$

(для Т€1045...1070 К).



 $\varepsilon = 0,1 - \kappa$ ривые 1, 5; $\varepsilon = 0,2 - \kappa$ ривая 4; $\varepsilon = 0,4 - \kappa$ ривые 2, 3; — — — предполагаемое изменение величины *n* для материала X20H80 в интервале температур 273-1123 К по данным для материала аналога (стали 12X25H22) [8]

Рисунок 4 – Зависимость $n = \lg(\sigma/\sigma_0)/\lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)$ от температуры *T* и величины относительной деформации ϵ для сталей X20H80 (кривые 3, 4 и 5) и 12X25H22 (кривые 1, 2)



Таким образом, напряжение в центре контакта ролика с цилиндрической поверхностью можно оценить по формулам (9) и (10) с использованием входящих в них параметров по формулам (11) ...(19) с погрешностью мене 10 % за исключением области температур около 1123 К при $\varepsilon \approx 0,1$ и $\varepsilon \approx 0,4$, в которой погрешность может достигать 25 %.

Определение размеров контактной зоны ролика с деталью

Расчетная схема для определения протяженности контактных участков ролика с образцом L_1 и L_2 представлена на рис. 6. Из прямоугольных треугольников AO₂F и AO₃F следует, что длина отрезка L_1 равна соответственно:

$$L_1 = \sqrt{r^2 - (r - \mathrm{DF})^2}, \qquad (20)$$

$$L_1 = \sqrt{(R + \omega_3)^2 - (R + \omega_3 - \text{EF})^2} .$$
 (21)



R, *r* – радиус образца и ролика
 соответственно; ω₁, ω₂, ω₃ – соответственно деформация ролика
 упругая, покрытия упругая
 и покрытия пластическая

Рисунок 6 – Схема расчета длины контакта цилиндрического образца с роликом Приравнивая правые части после преобразований с учетом того, что произведения малых величин DF, EF и ω₃ являются малыми величинам более высокого порядка и ими можно пренебречь, длины отрезков определятся формулами:

$$L_{1} = \sqrt{\frac{2 \cdot (\omega_{1} + \omega_{2} + \omega_{3})}{\frac{1}{R} + \frac{1}{r}}},$$
 (22)

$$L_{2} = \sqrt{\frac{2 \cdot (\omega_{1} + \omega_{2})}{\frac{1}{R} + \frac{1}{r}}} .$$
(23)

Из рассмотрения прямоугольного треугольника O₂HC следует, что, с одной стороны, длина отрезка O₂H = $\sqrt{r^2 - L_2^2}$, а с другой стороны, O₂H = $r - \omega_1$. Тогда:

$$L_2 \approx \sqrt{2 \cdot r \cdot \omega_1} \,. \tag{24}$$

Значения упругих деформаций материалов ролика и покрытия могут быть определены из соотношений связи с модулями упругости:

$$\omega_1 = \frac{\sigma \cdot r}{E_p},\tag{25}$$

$$\omega_2 = \frac{\sigma \cdot R}{E_{o6}},\tag{26}$$

где E_p, E_{o6} – модули упругости материалов ролика и покрытия соответственно.

Таким образом, размер контактной зоны ролика с цилиндрическим образцом может быть оценён по формулам (22) ... (24) при известных характеристиках материалов ролика и покрытия (модулях упругости) при условии, что твердость покрытия не уступает твердости материала образца.

Определение деформаций ролика в зоне контакта с образцов

Линия контакта ролика с образцом приближенно может быть представлена в виде прямых отрезков АН и НС (рис. 7). Деформация поверхности ролика в любой точке контакта равна разности между радиусом ролика *r* и расстоянием от центра ролика (точки O₂) до данной точки. Деформация ролика в поверхностной точке В на линии НС определится как

$$\omega_1(\alpha_2) = r - O_2 B. \tag{27}$$

Из треугольников ДО2НВ и ДО2НС следует соответственно

$$O_2 B = \frac{r - HD}{\cos \alpha_2}, \qquad HD = r - \sqrt{r^2 - L_2^2}.$$
 (28)

$$\sin \alpha_{2\max} = L_2/r \ . \tag{29}$$

Подставляя (28) в (27) в диапазоне угла $\alpha_2 \in [0... \arcsin(L_2/r)]$ получим

$$\omega_1(\alpha_2) = r - \frac{\sqrt{r^2 - L_2^2}}{\cos \alpha_2}.$$
 (30)



1 – ролик; 2 – образец; АНС – линия контакта; r – радиус ролика

Рисунок 7 – Схема линии контакта ролика с образцом при обкатке Деформации поверхности контакта ролика на отрезке АН удобно рассмотреть в зависимости от угла γ , отсчитываемого от точки Р (точки пересечения отрезка АН с перпендикуляром к нему из центра ролика O₂). Аналогично формуле (29), полученной для отрезка HC, имеем для отрезка АН при $\gamma \in [-\gamma_{1max}, \gamma_{2max}]$:

$$\omega_1(\gamma) = r - \frac{\sqrt{r^2 - AP^2}}{\cos \gamma}.$$
(31)

Из треугольников $\Delta O_2 AF$ и ΔAFH следует, что

$$AH = \sqrt{2r^2 - L_2^2 - 2\sqrt{(r^2 - L_2^2) \cdot (r^2 - L_1^2)}},$$
(32)

PH =
$$\frac{\sqrt{r^2 - L_2^2} - \sqrt{r^2 - L_1^2}}{\sqrt{2r^2 - L_2^2 - 2\sqrt{(r^2 - L_2^2) \cdot (r^2 - L_1^2)}}} - \sqrt{r^2 - L_2^2}.$$
 (33)

Тогда

$$AP = AH - PH = \frac{r^2 - \sqrt{(r^2 - L_2^2) \cdot (r^2 - L_1^2)}}{\sqrt{2r^2 - L_2^2 - 2\sqrt{(r^2 - L_2^2) \cdot (r^2 - L_1^2)}}}.$$
(34)

Из треугольников Δ AFH и Δ O₂PH следует, что

$$\cos \gamma_{1\max} = \frac{L_1}{\sqrt{2r^2 - L_2^2 - 2\sqrt{(r^2 - L_2^2) \cdot (r^2 - L_1^2)}}},$$
(35)

$$\sin \gamma_{2\max} = AP/r \quad . \tag{36}$$

Таким образом, контактные деформации ролика определяются зависимостями (30) и (31) в соответствующих диапазонах углов (29), (35) и (36).

Определение силы прижима ролика к образцу

Интеграл (2) по линии контакта ролика с образцом АН + ВС может быть записан сумой:

$$P = B \int_{L(AH)}^{-} \sigma(l_1) dl_1 + B \int_{L(HC)}^{-} \sigma(l_2) dl_2 , \qquad (37)$$

где согласно рис. 7

$$l_1 = \operatorname{tg}(\gamma) \cdot \sqrt{r^2 - \operatorname{AP}^2}, \qquad (38)$$

$$l_2 = tg(\alpha_2) \cdot \sqrt{r^2 - L_2^2}$$
 (39)

Тогда зависимость (37) примет вид

$$P = B\sqrt{r^2 - L_2^2} \int_{0}^{\alpha_{2max}} \sigma(\alpha_2) \frac{d\alpha_2}{\cos^2(\alpha_2)} + B\sqrt{r^2 - AP^2} \int_{-\gamma_{1max}}^{\gamma_{2max}} \sigma(\gamma) \frac{d\gamma}{\cos^2(\gamma)} .$$
(40)

Считая деформации ролика при контакте с образцом упругими в соответствии с законом Гука, принимаем, что

$$\sigma(\gamma) = E_{p} \frac{\omega_{1}(\gamma)}{r}, \qquad (41)$$

для контакта на длине АН,

$$\sigma(\alpha_2) = E_p \frac{\omega_1(\alpha_2)}{r} , \qquad (42)$$

для контакта на длине HC, где Ep – модуль упругости материала ролика, $\omega_1(\gamma)$ и $\omega_1(\alpha_2)$ – деформации, рассчитываемые по формулам (30) и (31).

С учетом (29), (35) и (36) интегрирование составляющих в выражении (40) дает формулу для определения силы прижима ролика к образцу

$$P = B\sqrt{r^2 - L_2^2} \cdot E_p \left\{ tg \alpha_{2max} - \frac{\sqrt{r^2 - L_2^2}}{2r} \cdot \left[\frac{tg \alpha_{2max}}{\cos \alpha_{2max}} + \ln|X_{\alpha_2}| \right] \right\} + B \cdot E_p \sqrt{r^2 - AP^2} \left\{ (tg \gamma_{1max} + tg \gamma_{2max}) - \frac{\sqrt{r^2 - AP^2}}{2r} \left[\frac{tg \gamma_{1max}}{\cos \gamma_{1max}} + \frac{tg \gamma_{2max}}{\cos \gamma_{2max}} + \ln|X_{\gamma_1} \cdot X_{\gamma_2}| \right] \right\}, (43)$$

где

$$X_{\alpha_2} = \text{tg}\left(\frac{\alpha_{2max}}{2} + \frac{\pi}{4}\right); \quad X_{\gamma_1} = \text{tg}\left(\frac{\gamma_{1max}}{2} + \frac{\pi}{4}\right); \quad X_{\gamma_2} = \text{tg}\left(\frac{\gamma_{2max}}{2} + \frac{\pi}{4}\right).$$
(44)

Общая схема расчета силы прижима ролика к цилиндрическому образцу

Исходными данными для расчета являются температура обработки *T*, величина пластической деформации покрытия ε_{nn} , скорость деформации $\dot{\varepsilon}$, модули упругости ролика и образца E_p и E_{o6} , радиусы ролика *r* и образца *R*. Последовательность расчета включает определение: предела текучести материала покрытия по формулам (17) и (18), параметров E^* и B по формулам (16) и (19); параметров n_1 и n_2 по формулам (11) и (12); сопротивлений деформации σ_0 по формулам (13)...(15); упругих деформаций $\omega_{1\mu} \omega_2$ по формулам (25)...(26); длин отрезков контактной линии ролика с образцом L_1 , L_2 и отрезка AP (см. рис. 6, 7) по формулам (22), (23) и (34); силы прижима ролика к образцу по формулах (44), (43).

3 Результаты исследований

Результаты расчета приведены на рис. 8 и 9. Они показывают на незначительность влияния радиуса образца на силу прижима ролика к нему, с увеличением радиуса образца с 20 до 100 мм сила прижима увеличивается на 3 %.

Погонная сила обкатки существенно зависит от радиуса ролика. Увеличение радиуса ролика с 5 мм до 20 мм приводит к увеличению погонной силы с 150-330 Н/мм до 330-800

Н/мм при заданной величине пластической деформации покрытия 0,05...0,1 мм. Данное влияние уменьшается с увеличением температур, уменьшением пластических деформаций с 0,2 мм до 0,05 мм и скоростей деформаций с 1000 с⁻¹ до 0,01 с⁻¹, т. к. при этом уменьшается сопротивление его деформации покрытия σ . Из рис. 8 следует, что влияние температуры покрытия, величин его пластической деформации и скорости деформации на погонную силу наиболее существенно при больших радиусамх ролика. При радиусе ролика 20 мм:

– увеличение температуры покрытия с 900 до 1400 К приводит к падению погонной силы с 610...800 Н/мм до 330...627 Н/мм (на 34...73 %, с среднем на 43,5 %);

– уменьшение величины пластической деформации покрытия с 0,1 до 0,05 приводят к падению погонной силы с 450...800 Н/мм до 330...750 Н/мм (на 6...36 %, в среднем на 21 %);

– уменьшение скорости деформации покрытия с 1000 с⁻¹ до 0,01 с⁻¹ приводит к падению погонной силы с 520...820 Н/мм до 330...660 Н/мм (на 22...57 %, в среднем на 39,5 %).

При радиусе ролика 5 мм значения погонной силы находятся в интервале 150...330 Н/мм. При этом увеличение температуры с 900 до 1400 К, уменьшение величины пластической деформации с 0,1 мм до 0,05 мм и уменьшение скорости пластической деформации с 1000 с⁻¹ до 0,01 с⁻¹ приводят к падению погонной силы соответственно на 27...43 % (в среднем на 35 %), на 18...40 % (в среднем на 39 %) и на 13...25 % (в среднем на 19 %).



a), δ) – $\dot{\epsilon}$ = 0,01c⁻¹; b), c) – $\dot{\epsilon}$ = 10 c⁻¹; ∂), e) – $\dot{\epsilon}$ = 1000 c⁻¹; a), e), ∂) – $\epsilon_{\pi\pi}$ = 0,05 MM; δ), c), e) – $\epsilon_{\pi\pi}$ = 0,1 MM; I – 1400 K; 2 – 1100 K; 3 – 900 K

Рисунок 8 – Расчетная зависимость погонной силы *P*' от радиуса обкатывающего ролика *r*



a), δ) - r = 5 mm; ϵ), ϵ) - r = 10 mm; ∂), ϵ) - r = 15 mm; a), ϵ), ∂) - $\epsilon_{\Pi\Pi}$ = 0,1 mm; δ), ϵ), ϵ) - $\epsilon_{\Pi\Pi}$ = 0,2 mm; $1 - \dot{\epsilon} = 1000 \text{ c}^{-1}$; $2 - \dot{\epsilon} = 10 \text{ c}^{-1}$; $3 - \dot{\epsilon} = 0.01 \text{ c}^{-1}$

Рисунок 9 – Расчетная зависимость погонной силы *P*' от температуры *T*

4 Обсуждение и заключение

Полученные результаты расчетов показывают возможность ведения обкатки цилиндрических поверхностей с уменьшением энергоемкости процесса при уменьшении силы обкатки, для чего: необходимо применять ролики небольших радиусов, не более 5 мм, использовать термомеханическую обработку при высоких температурах до 1400 К и малых скоростях деформации (~ 0,01 c⁻¹). Однако малые радиусы роликов приводят к повышению волнистости обкатываемой поверхности [6, 12]. Использование малых скоростей деформирования непроизводительно, ведет к большому времени обкатки, перегреву образца в зоне теплового воздействия, к существенным перепадам температур в покрытии между зоной нагрева и охлаждения, приводящим к термическим напряжениям в покрытии, его растрескиванию и отслоению.

Так, например, при скорости деформации покрытия $\dot{\epsilon}_{cp} = 0,01 \text{ c}^{-1}$ для образца с диаметром D = 40 мм, при длине контакта $L_1 = 4$ мм и величине деформации $\epsilon = 0,1$ частота вращения образца составит $n = \frac{\dot{\epsilon}_{cp} \cdot L_1}{\pi \cdot D \cdot \ln(1+\epsilon)} \approx 0.0033 \text{ c}^{-1}$. Это соответствует времени одного оборота около 5 мин. Такое длительное время обкатки покрытия приведет к его перегреву и перегреву образца. Для предотвращения этого потребуется специальное охлаждение детали, обеспечивающее сохранение температуры покрытия и компенсацию температурной концентрации напряжений в покрытии.

С точки зрения нагрева образца, следовательно, целесообразны высокие скорости деформаций 100...1000 с⁻¹. Радиус ролика должен выбираться из компромисса в отношении требований невысокой величины силы обкатки и малой волнистости поверхности в интервале 5...12,5 мм.

Таким образом, целесообразным может быть решение использования двухступенчатой обкатки покрытия, обеспечивающей уменьшение потерь материала покрытия при шлифовании и упрочнение покрытия. На первой стадии обработку целесообразно проводить на высоких температурах (1400 ... 1473 К) при небольших длительностях воздействия с обкаткой на величину пластической деформации не более 0,2 мм при величине погонной силы 250...550

Н/мм. Покрытие при этом не упрочняется. На второй стадии обработку целесообразно проводить после прекращения нагрева покрытия при его постепенном охлаждении на воздухе с плавным увеличением силы обкатки до значений 400 ...800 Н/мм. Это обеспечивает упрочнение покрытия с созданием в нем сжимающих остаточных напряжений.

Список литературы

1 Барвинок, В. А. Управление напряженным состоянием и свойства плазменных покрытий. - М. : Машинострение, 1990. - 384 с.

2 Бабад-Захряпин А. А Дефекты покрытий. - М. : Энергоатомиздат, 1984. -152 с.

3 Порошковая металлургия и напыленные покрытия / В. Н. Анциферов, Г. В. Бобов, Л. К. Дружинин и др. - М. : Металлургия, 1984. - 792 с.

4 Кудинов, В. В. Плазменные покрытия. - М. : Наука, 1977. - 184 с.

5 Пшибыльский В. Технология поверхностной пластической обработки: Пер. с польск. - М. : Металлургия, 1991. - 479 с.

6 Одинцов, Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. - М. : Машиностроение, 1984. -328 с.

7 Берштейн, А. Л. Термомеханическая обработка стали / А. Л. Бернштейн, В. А. Займовский, Л. М. Капутцина. - М. : Металлургия, 1983. - 480 с.

8 Полухин, П. И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов: Справочник / П. И. Полухин, Г. Я. Гук, А. М. Галкин. - М. : Металлургия, 1983. - 252 с.

9 Яковлев, К. А. Разработка процесса термомеханического упрочнения поверхностей с газотермическими покрытиями / Автореферат дис. канд. техн. наук по спец. 05.03.01. - Воронеж, 1998. - 14 с.

10 Голуб, В. П. Методика анализа диаграмм растяжения жаропрочных сплавов / В. П. Голуб, В. А. Городецкий, А. С. Олейник, В. Н. Павлов // Заводская лаборатория . - 1988. - №8. - С. 93-95.

11 Тимошенко, С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер. - Пер. с англ. - М. : Наука, 1979. - 560 с.

12 Браславский, В. М. Технология обкатки крупных деталей роликами. - М. : Машиностроение, 1975. - 160 с.

References

1 Barvinok, V. A. Stress State Management and Properties of Plasma Coatings. - M.: Mashinostroenie, 1990. - 384 p.

2 Babad-Zakhryapin A. A. Coating Defects. - M.: Energoatomizdat, 1984. -152 p.

3 Powder Metallurgy and Sprayed Coatings / V. N. Antsiferov, G. V. Bobov, L. K. Druzhinin, et al. - M.: Metallurgy, 1984. - 792 p.

4 Kudinov, V. V. Plasma Coatings. - M.: Nauka, 1977. - 184 p.

5 Przybylski, V. Surface Plastic Treatment Technology: Translated from Polish. - M.: Metallurgy, 1991. - 479 p.

6 Odintsov, L. G. Hardening and finishing of parts by surface plastic deformation. - M.: Mechanical Engineering, 1984. -328 p.

7 Bernstein, A. L. Thermomechanical treatment of steel / A. L. Bernstein, V. A. Zaimovsky, L. M. Kaputsina. - M.: Metallurgy, 1983. - 480 p.

8 Polukhin, P. I. Resistance to plastic deformation of metals and alloys: Handbook / P. I. Polukhin, G. Ya. Guk, A. M. Galkin. - M.: Metallurgy, 1983. - 252 p.

9 Yakovlev, K. A. Development of the process of thermomechanical hardening of surfaces with gas-thermal coatings / Abstract of Cand. Sci. (Eng.) Dissertation on Specialization 05.03.01. - Voronezh, 1998. - 14 p.

10 Golub, V. P. Methodology for Analysis of Tensile Diagrams of Heat-Resistant Alloys / V. P. Golub, V. A. Gorodetsky, A. S. Oleynik, V. N. Pavlov // Factory Laboratory. - 1988. - No. 8. - P. 93-95.

11 Timoshenko, S. P. Theory of Elasticity / S. P. Timoshenko, J. Goodier. - Translated from English. - Moscow: Nauka, 1979. - 560 p.

12 Braslavsky, V. M. Technology of Roller Rolling of Large Parts. - M.: Mechanical Engineering, 1975. - 160 p.

© Кадырметов А. М., Сухочев Г. А., Смольянникова Е. Г., Попов Д. А., Кашицин В. А., Мандрыкин И. А., Ивашинин А. Е., 2025