

На основании проведенных экспериментов можно сделать следующие выводы по разработанному алгоритму контроля целостности:

- ◆ Алгоритм продемонстрировал ожидаемые качественные характеристики (в рамках своей обнаруживающей и изолирующей способностей) во всех режимах (при ошибках измерения дальности более 1% и при фиксированном уровне ошибок исходных данных). Эти показатели находятся на уровне результатов, приводимых в технической литературе по обнаружению отказов в спутниковых навигационных системах.
- ◆ В значительном проценте случаев (при ошибках измерения дальности более 5%) алгоритм позволяет обнаруживать/изолировать отказы большей кратности, чем те, которые теоретически позволяет обнаруживать/изолировать избыточность информационной схемы. Это свидетельствует об имеющемся запасе по надежности обнаружения/изоляции отказов при использовании предложенной схемы контроля целостности.
- ◆ Несмотря на довольно высокую трудоемкость алгоритма, обусловленную необходимостью перебора "четверок" для обнаружения/изоляции отказа, моделирование решения навигационной задачи моделью бортовой части АСРН для одного теста (одной точки) с использованием разработанной программной модели составляет в наиболее трудоемком рассмотренном случае (при конфигурации на 7 РМ) порядка 30 мс. Использование специализированной аппаратной базы (DSP-процессоры, нейропроцессоры), как ожидается, позволит выполнять реализацию приведенной схемы в режиме реального времени.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Глобальная спутниковая радионавигационная система ГЛОНАСС / Под ред. В.Н.Харисова, А.И.Перова, В.А.Болдина. – М.: ИПРЖР, 1999.
2. Межгосударственная радионавигационная программа государств-участников Содружества Независимых Государств на 2001-2005 годы. Концепция развития радионавигационных систем. Утверждена решением Экономического совета Содружества Независимых Государств от 16 марта 2001 года.

В.А. Жорник, Ю.А. Прокопенко, А.А. Рыбинская, П.А. Савочка

РОСТ ДИСКООБРАЗНЫХ ТРЕЩИН В СПЛОШНОМ ЦИЛИНДРЕ ПРИ НАНЕСЕНИИ ПОКРЫТИЙ НА ЕГО ПОВЕРХНОСТЬ

В процессе нанесения упрочняющих и восстанавливающих покрытий на рабочую поверхность деталей машин они довольно часто подвергаются тепловому воздействию. Это приводит к высоким нестационарным температурным градиентам и, как следствие, к термоупругим напряжениям, которые, усиливаясь вблизи трещиноподобных дефектов, способствуют их росту. Таким образом, упрочнение рабочей поверхности детали может привести к значительному уменьшению прочности в других ее областях. В связи с этим возникает очень важный вопрос о том, каким образом следует вести нагрев детали, чтобы вообще исключить такое прорастание дефекта или, по крайней мере, остановить его на стадии размера, не опасного для дальнейшей эксплуатации.

В качестве модели для исследования в работе выбран сплошной цилиндр радиуса r_c довольно большой длины (длина цилиндра значительно больше его поперечного размера) со свободными торцами и со свободной от нагрузок боковой поверхностью.

кообразной трещиной радиуса r_d , расположенной в середине цилиндра. Кроме того, цилиндр, имеющий постоянную начальную температуру T_0 , заключен в тонкую оболочку (покрытие) толщины $d \ll r_c$, свободную от внешних нагрузок, нагреваемую по всей поверхности путем теплообмена со средой постоянной температуры $\theta > T_0$. В этом случае тепловые потоки радиальные, и трещина не оказывает никакого влияния на процесс распространения тепла в цилиндре.

При рассмотрении задачи предполагается, что оболочка имеет скользящую заделку, т.е. поверхности цилиндра и оболочки на контакте свободно проскальзывают друг относительно друга в осевом направлении. Поэтому цилиндр должен сам себя уравнивать в осевом направлении. Предполагается, что оболочка жесткая и, следовательно, на контакте имеют место нулевые радиальные перемещения и касательные напряжения. Решение задачи термоупругости вдали от торцов представляются в виде суммы двух решений:

$$\sigma_{ij}(r, z, t) = \sigma_{ij}^T(r, t) + \sigma_{ij}^P(r, z, t), \quad (1)$$

$$u_i(r, z, t) = u_i^T(r, z, t) + u_i^P(r, z, t). \quad (2)$$

Первое решение $\sigma_{ij}^T(r, t)$, $u_i^T(r, z, t)$, рассматриваемое в предположении отсутствия трещины, удовлетворяет уравнениям термоупругости для неограниченного цилиндра, находящегося в обобщенном плоскодеформированном состоянии, содержит только главные напряжения, зависящие от радиуса r и времени t . Это решение удовлетворяет всем граничным условиям, за исключением условий на берегах трещины, которые нагружены нагрузкой $\sigma_{zz}^T(r, t)$. При решении задачи цилиндрическая система координат r, φ, z выбрана с началом в центре дискообразной трещины с осью z , направленной вдоль оси цилиндра. Температурное поле в цилиндре имеет вид:

$$\frac{T(r, t) - T_0}{\theta - T_0} = 1 - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{Bi \cdot \exp(-y_n^2 Fo)}{J_0(y_n) [y_n^2 (1 + 2\omega k) + (Bi - \omega k y_n^2)^2]} J_0\left(y_n \frac{r}{r_c}\right), \quad (3)$$

осевое перемещение

$$u_z^T(r, z, t) = \frac{1 + \nu}{1 - \nu} \alpha_T [\bar{T}(t) - T_0] z \quad (4)$$

и, следовательно, равно нулю при $z = 0$.

Здесь y_n – корни трансцендентного уравнения

$$y J_1(y) = (Bi - \omega k y^2) J_0(y), \quad (5)$$

где $k = \frac{d}{r_c}$; $\omega = \rho_0 c_0 \left(\frac{\lambda_0}{d} + \frac{\alpha_0}{2} \right) / \rho_V c_V \left(\frac{\lambda_0}{d} + \alpha_0 \right)$; $Bi = \frac{\alpha_0}{\lambda_T} r_c \frac{\lambda_0/d}{\lambda_0/d + \alpha_0}$ –

критерий Био; λ_T, λ_0 – теплопроводности материалов цилиндра и оболочки соответственно; ρ_V, ρ_0 – плотности материалов цилиндра и оболочки; c_V, c_0 – их удельные теплоемкости; α_0 – коэффициент теплообмена между поверхностью оболочки и средой; $J_0(y), J_1(y)$ – функции Бесселя от действительного аргумента первого рода нулевого и первого порядка соответственно; ν – коэффициент Пуассона материала цилиндра; α_T – коэффициент линейного термического расширения материала цилиндра; $\bar{T}(t)$ – средняя по сечению цилиндра температура в текущий момент

времени; $Fo = at/r_c^2$ – критерий Фурье; $a = \lambda_T/\rho_V c_V$ – температуропроводность цилиндра.

Осевое напряжение $\sigma_{zz}^T(\rho, Fo)$, которое понадобится в дальнейшем, имеет вид:

$$\sigma_{zz}^*(\rho, Fo) = \frac{\sigma_{zz}^T(\rho, Fo)(1-\nu)}{\alpha_T E(\theta - T_0)} = -2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{Bi(Bi - \omega k y_n) \exp(-y_n^2 Fo)}{y_n^2 J_1(y_n) [y_n^2(1 + 2\omega k) + (Bi - \omega k y_n^2)^2]} [2J_1(y_n) - y_n J_0(y_n \rho)], \quad (6)$$

где $\rho = r/r_c$; E – модуль упругости материала цилиндра.

На рис.1, 2 пунктирными линиями представлены распределения безразмерных осевых напряжений $\sigma_{zz}^*(\rho, Fo)$ по сечению цилиндра ρ в зависимости от безразмерного времени Fo для случая, когда покрытие отсутствует ($d = 0$) (рис.1) и при наличии покрытия (рис.2). Размеры цилиндра и покрытия, а также их постоянные приведены в работе авторов [1]. В отсутствие покрытия $Bi = 15$; $\omega k = 0$, при наличии покрытия $Bi = 5$, $\omega k = 0,0065$.

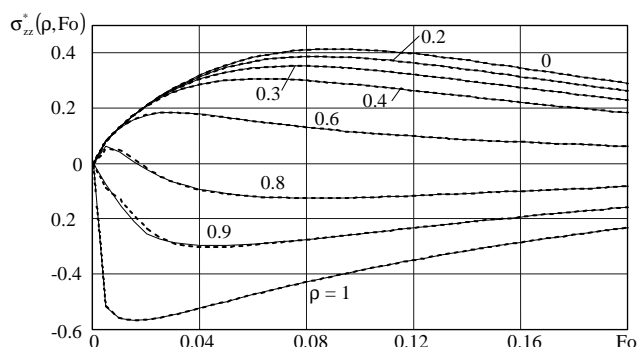


Рис.1. Распределение осевых напряжений по сечению цилиндра в зависимости от времени при отсутствии покрытия

Второе решение изотермической теории упругости $\sigma_{ij}^P(r, z, t)$, $u_i^P(r, z, t)$ в сумме с первым должно удовлетворять всем граничным условиям, в том числе и на берегах дискообразной трещины.

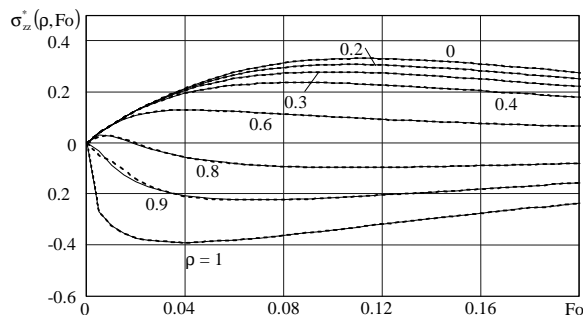


Рис.2. Распределение осевых напряжений по сечению цилиндра в зависимости от времени при наличии покрытия

В этой задаче граничные условия для полубесконечного цилиндра (одна из двух частей неограниченного цилиндра, разрезанного плоскостью расположения дискообразной трещины) задается в следующем виде:

1) на поверхности цилиндра:

$$\sigma_{zr}^P(r, z, t) = 0, r = r_c, 0 < z < \infty, t > 0, \quad (7)$$

$$u_r^P(r, z, t) = 0, r = r_c, 0 < z < \infty, t > 0; \quad (8)$$

2) на торце:

$$\sigma_{rz}^P(r, z, t) = 0, 0 < r < r_c, z = 0, t > 0, \quad (9)$$

которое является сквозным, а также смешанное граничное условие:

$$\sigma_{zz}^P(r, z, t) = -\sigma_{zz}^T(r, z, t), 0 < r < r_d, z = 0, t > 0, \quad (10)$$

$$u_z^P(r, z, t) = 0, r_d < r < r_c, z = 0, t > 0. \quad (11)$$

Поставленная задача (7)-(11) сводится к решению интегрального уравнения Фредгольма второго рода относительно функции $\Phi(\tau, Fo)$, имеющего вид:

$$\Phi(\tau, Fo) - \int_0^\alpha \Phi(\nu, Fo) K(\tau, \nu) d\nu = \int_0^\tau \frac{\sigma_{zz}^T(\rho, Fo) \rho d\rho}{\sqrt{\tau^2 - \rho^2}}, 0 < \tau < \alpha, Fo > 0, \quad (12)$$

где $\alpha = r_d/r_c$ – относительный радиус дискообразной трещины;

$$K(\tau, \nu) = \frac{4}{\pi^2} \int_0^\infty \frac{K_1(\xi)}{I_1(\xi)} \text{sh } \xi \tau \text{sh } \xi \nu d\xi \text{ – ядро интегрального уравнения.}$$

Для решения этого уравнения осевое напряжение $\sigma_{zz}^T(\rho, Fo)$ аппроксимируется полиномом четной степени ρ от $0^{\text{н}}$ до $8^{\text{н}}$ степени

$$\sigma_{zz}^T(\rho, Fo) = \sum_{i=0}^4 P_{2i}(Fo) \rho^{2i}. \quad (13)$$

Или в безразмерном виде:

$$\sigma_{zz}^*(\rho, Fo) = \frac{\sigma_{zz}^T(\rho, Fo)(1-\nu)}{\alpha_T E(\theta - T_0)} = \sum_{i=0}^4 A_{2i}(Fo) \rho^{2i}, \quad (14)$$

$$\text{где } A_{2i}(Fo) = \frac{1-\nu}{\alpha_T E(\theta - T_0)} P_{2i}(Fo).$$

Аппроксимированные безразмерные напряжения $\sigma_{zz}^*(\rho, Fo)$ изображены сплошными линиями (см. рис.1,2). Как видно из графиков, аппроксимация довольно точная.

Представляя искомую функцию $\Phi(\tau, Fo)$ в виде:

$$\Phi(\tau, Fo) = \sum_{i=0}^4 \Phi_{2i}(\tau) P_{2i}(Fo), \quad (15)$$

интегральное уравнение для i -го члена запишем в виде:

$$\Phi_{2i}(\tau) - \int_0^\alpha \Phi_{2i}(\nu) K(\tau, \nu) d\nu = \int_0^\tau \frac{\rho^{2i+1} d\rho}{\sqrt{\tau^2 - \rho^2}}. \quad (16)$$

Уравнение (16) решалось методом последовательных приближений до десятого приближения для $i = 0, 1, 2, 3, 4$.

На рис.3 изображены зависимости функций $\Phi_{2i}(\alpha)$ от α для различных i (от 0 до 4).

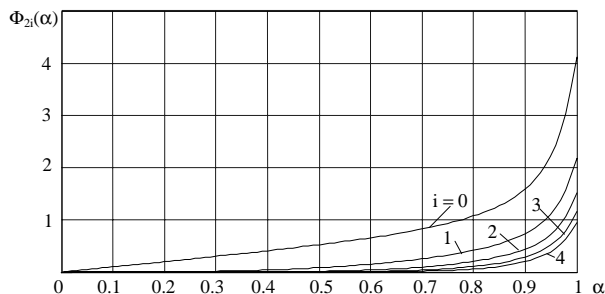


Рис.3. Зависимость $\Phi_{2i}(\alpha)$ от размера дискообразной трещины для различных нагрузок на берегах трещины

На основании полученных выражений рассчитывается коэффициент интенсивности напряжений (КИН) $K_I(r_d, t)$, который управляет ростом трещины. Если окажется, что $K_I(r_d, t)$ меньше трещиностойкости (критического КИН, вязкости разрушения) K_{IC} – постоянной материала, то трещина не растет, если больше, то она будет расти. КИН определяется следующей зависимостью [2]

$$K_I(r_d, t) = \lim_{r \rightarrow r_d^+} \sqrt{r - r_d} \sigma_{zz}(r, 0, t) \quad (17)$$

или

$$K_I(\alpha, Fo) = \sqrt{r_c} \lim_{\rho \rightarrow \alpha^+} \sqrt{\rho - \alpha} \sigma_{zz}(\rho, 0, Fo). \quad (18)$$

В работе [3] показывается, что $K_I(\alpha, Fo)$ выражается через $\Phi(\alpha, Fo)$ следующей зависимостью:

$$K_I(\alpha, Fo) = \sqrt{2r_c} \frac{1}{\pi\sqrt{\alpha}} \Phi(\alpha, Fo). \quad (19)$$

Подставив (15) в (19), получим окончательное выражение для безразмерного КИН $K_I^*(\alpha, Fo)$

$$K_I^*(\alpha, Fo) = \frac{K_I(\alpha, Fo)(1 - \nu)\pi}{\sqrt{2r_c} E \alpha_T (\theta - T_0)} = \frac{1}{\sqrt{\alpha}} \sum_{i=0}^4 A_{2i}(Fo) \Phi_{2i}(\alpha), \quad (20)$$

где $A_{2i}(Fo)$ – определяется соотношением (14).

На рис.4,5 приведены зависимости $K_I^*(\alpha, Fo)$ от времени Fo при различных размерах трещины α для цилиндра без покрытия и с покрытием, соответствующие напряжениям (см. рис.1, 2).

Проанализируем результаты расчета $K_I^*(\alpha, Fo)$ (рис.5), задав постоянную материала цилиндра трещиностойкость $K_{IC}^* = 0,136$. Тогда дискообразная трещина, например относительного размера $\alpha = 0,2$, покоится до времени $Fo \sim 0,084$ (точка а на рис.5), далее в этот момент времени она растет скачком (см. вертикальные стрелки в точке а) до размера 0,7 (цилиндр лопнул). Однако незначительное увеличение начальной температуры T_0 или снижение температуры нагреваемой среды θ , приведет к увеличению $K_I^*(\alpha, Fo) \geq 0,14$.

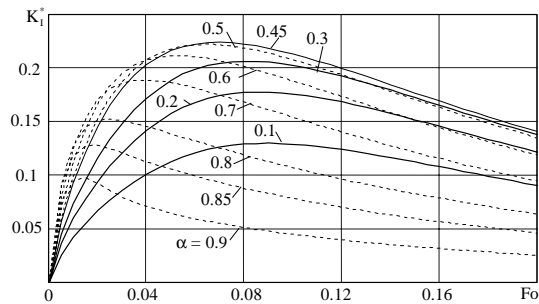


Рис.4. Зависимость КИН от времени для различных размеров дискообразной трещины при отсутствии покрытия

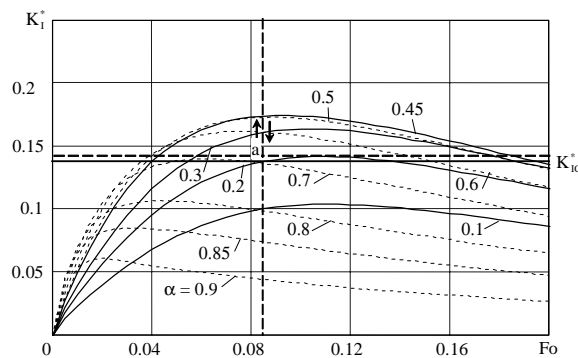


Рис.5. Зависимость КИН от времени для различных размеров дискообразной трещины при наличии покрытия

В этом случае дискообразная трещина размера $\alpha = 0,2$ расти не будет (см. рис.5, горизонтальная пунктирная линия). Снижение коэффициента теплообмена α_0 приводит к уменьшению градиентов температур и температурных напряжений, а значит, и к уменьшению КИН. Это хорошо видно из сравнения рисунков (см. рис.4,5), что также благоприятно сказывается на поведении трещины в термообрабатываемых деталях. Такое прорастание трещины необходимо учитывать при различных термообработках рабочих поверхностей цилиндрических деталей, т. к. в процессе эксплуатации такой «упрочненной» детали развившиеся внутри невидимые трещины могут привести к разрушению этого изделия.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Zhornik V.A., Prokopenko Yu.A., Rybinskaya A.A., Savochka P.A. Ring-shaped crack propagation in a cylinder under nonsteady cooling // High Performance Structures and Materials III. – WIT Press Southampton U.K., Boston USA, 2006, pp. 521-526.
2. Sneddon I.N., Tait R.J. The effect of a penny shaped crack on the distribution of stress in a long circular cylinder // Int. J. Engng. Sci. 1963. v.1, pp. 351-406.
3. Жорник А.И. Термоупругие процессы, происходящие в твердых телах с трещиноподобными дефектами. – Таганрог: Изд-во Таганрогского госпединститута, 2002. – 259 с.