А. Д. ВАНЯШОВ А. В. ГРЕХНЕВ

Омский государственный технический университет

Омское моторостроительное конструкторское бюро

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ПОЛУЧЕНИЕ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВЫСОКОНАПОРНОЙ ЦЕНТРОБЕЖНОЙ КОМПРЕССОРНОЙ СТУПЕНИ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ УГЛА ПОВОРОТА ЛОПАТОК ВХОДНОГО НАПРАВЛЯЮЩЕГО АППАРАТА

Приведена методика теоретического расчета газодинамических характеристик высоконапорной центробежной компрессорной ступени, включающей полуоткрытое осерадиальное рабочее колесо, лопаточный диффузор и входной направляющий аппарат, при изменении закрутки потока перед рабочим колесом. Приведено сопоставление результатов теоретического расчета с данными экспериментальных исследований.

Ключевые слова: центробежная компрессорная ступень, входной направляющий аппарат, газодинамические характеристики, закрутка потока.

Для целей проектирования центробежных компрессоров с полуоткрытыми осерадиальными рабочими колесами (ПООРК), оценки диапазонов их эффективной работы при регулировании изменением частоты вращения и поворотом лопаток входного направляющего аппарата (ВНА), разработана методика теоретического прогнозирования формы газодинамических характеристик (ГДХ) компрессора на режимах регулирования.

Методика теоретического пересчета ГДХ ступени, в основном, основана на положениях, приведенных в работах [1-4], но с учетом следующих особенностей, свойственных высоконапорным ступеням авиационного типа:

— полуоткрытое осерадиальное рабочее колесо с большим углом установки лопаток на выходе ($\beta_{_{A2}}$ = = 71,3°);

— уровень условных чисел Maxa M_U >1;

— наличие предварительной закрутки потока перед лопатками РК в исходном положении лопаток BHA (θ₀ = 20°).

Исходными данными для расчета являются приведенные ГДХ ступени, т.е. зависимости внутренней мощности, отношения давлений торможения, политропного КПД от массового расхода и частоты вращения ротора ($N_{i,np} = f(G_{np}, n_{np}), \pi_{\kappa} = f(G_{np}, n_{np}),$ $\eta_n = f(G_{np}, n_{np})$), полученные экспериментально при установленных в исходное положение лопатках ВНА. Задачей расчета является получение ГДХ при повороте лопаток ВНА как в сторону вращения РК ($\delta \theta_n > 0$), так и в противоположную сторону ($\delta \theta_n < 0$): $N_{i.np} = f(G_{np}, n_{np}, \delta\theta_{_{A}}), \ \pi_{_{\kappa}} = f(G_{np}, n_{np'}, \delta\theta_{_{A}}), \ \eta_{_{n}} = f(G_{np}, n_{np'}, \delta\theta_{_{A}}),$ причем за нулевое значение ($\delta\theta_{_{A}} = 0^{\circ}$) принимается исходное положение лопаток ВНА.

Допущения, принимаемые при расчете:

 не учитывается пространственный характер потока в системе ВНА – ПООРК, т.е. расчет ведется по параметрам потока, осредненным в контрольных сечениях (выход из ВНА, вход на лопатки РК, выход из РК);

2) пренебрегается изменением плотности воздуха при течении через лопаточную решетку ВНА, т.е. между сечениями *н* – *н* и 1 – 1.

Расчет выполняется по безразмерным ГДХ, т.е. зависимостям коэффициентов мощности $\psi_{i(0)}$, политропного КПД $\eta_{n(0)}$, от коэффициента расхода $\phi_{2(0)}$ и условного числа Маха M_U : $\psi_{i(0)} = f(\phi_{2(0)}, M_U)$, $\eta_{n(0)} = f(\phi_{2(0)}, M_U)$.

Коэффициент теоретического напора для исходного положения лопаток ВНА более достоверно может быть определен через известный из экспериментальных данных коэффициент мощности

$$\psi_{T(0)} = \psi_{i(0)} / \gamma_{(0)} , \qquad (1)$$

где $\gamma_{(0)} = 1 + \frac{1,0}{\pi 1000 \psi_{T(0)} \phi_{2(0)}(b_2/D_2)}$ — коэффициент

потерь энергии в зазоре между поверхностями лопаток и корпусом.

Коэффициент расхода для исходного положения лопаток ВНА находится итерационно, задаваясь

МАШИНОВЕДЕНИЕ



Рис. 1. Расчетная схема ступени центробежного компрессора с полуоткрытым осерадиальным рабочим колесом и осевым входным направляющим аппаратом

предварительно коэффициентом реакции РК $\Omega_{_{(0)}}$ и вычисляя коэффициент изменения плотности

$$\varepsilon_{2(0)} = \left[1 + (k-1) \cdot \Omega_{(0)} \cdot \Psi_{i(0)} \cdot M_U^2 \right]^{\sigma_0 - 1},$$
(2)

где $\sigma_0 = \eta_{n(0)} k/(k-1)$ — число политропы сжатия.

В связи с тем, что при обтекании любой лопаточной решетки имеет место отставание угла выхода потока от угла установки лопатки, угол потока в сечении 1—1 $\delta\theta_1$, как правило, ниже, чем геометрический угол поворота лопаток ВНА $\delta\theta_{\lambda}$ ($\delta\theta_1 \leq \delta\theta u_{\lambda}$). Кроме того, возможно дополнительное снижение $\delta\theta_1$ вследствие влияния течения потока в зазоре между лопаточной решеткой ВНА и лопаточной решеткой РК (рис. 1).

Соотношение между коэффициентами расхода до регулирования и при текущем значении угла поворота лопаток ВНА находится из уравнений сохранения массового расхода

$$C_{z1(0)}b_1D_1\rho_{1(0)} = C_{r2(0)}b_2D_2\rho_{2(0)}$$
,

$C_{z1}b_1D_1\rho_1 = C_{r2}b_2D_2\rho_2.$

Считая, что плотность воздуха от сечения на входе в ступень *н*-*н* до сечения на входе на лопатки РК 1 – 1 меняется незначительно, можно принять $\rho_1 \approx \rho_{_{H}}$, тогда $\rho_{2(0)} / \rho_{1(0)} \approx \rho_{2(0)} / \rho_{_{H}} = \varepsilon_{2(0)}$ и $\rho_2 / \rho_1 \approx \rho_2 / \rho_{_{H}} = \varepsilon_2$.

Расходная составляющая скорости в выходном сечении PK:

$$C_{r2(0)} = C_{z1(0)} \frac{b_1}{b_2} \frac{D_1}{D_2} \frac{1}{\varepsilon_{2(0)}}; \quad C_{r2} = C_{z1} \frac{b_1}{b_2} \frac{D_1}{D_2} \frac{1}{\varepsilon_2}$$

Из треугольников скоростей на входе в PK расходная составляющая скорости во входном сечении PK (рис. 2a):

$$C_{z1(0)} = (U_1 - C_{u1(0)})tg\beta_{A1};$$

$$C_{z1} = (U_1 - C_{u1})tg\beta_{A1};$$

$$C_{z1(0)} = U_1tg\beta_{A1} - C_{z1(0)}tg\theta_0tg\beta_{A1};$$

$$C_{z1} = U_1tg\beta_{A1} - C_{z1}tg(\theta_0 + \delta\theta_1)tg\beta_{A1}.$$

Отношение расходных скоростей в сечении 1-1:

$$\frac{C_{z1}}{C_{z1(0)}} = \frac{1 + tg\theta_0 tg\beta_{\lambda 1}}{1 + tg(\theta_0 + \delta\theta_1)tg\beta_{\lambda 1}}$$

Отношение расходных скоростей в сечении 2-2:

$$\frac{C_{r2}}{C_{r2(0)}} = \frac{C_{z1}}{C_{z1(0)}} \frac{\varepsilon_{2(0)}}{\varepsilon_2} = \frac{\varepsilon_{2(0)}}{\varepsilon_2} \frac{1 + tg\beta_{\lambda 1}tg\theta_0}{1 + tg\beta_{\lambda 1}tg(\theta_0 + \delta\theta_1)}$$

Коэффициент расхода ($\phi_{2(0)} = C_{r2(0)}/U_2$; $\phi_2 = C_{r2}/U_2$) при текущем значении угла поворота лопаток ВНА θ_2 :

$$\varphi_2 = \varphi_{2(0)} \frac{\varepsilon_{2(0)}}{\varepsilon_2} \frac{(1 + tg\beta_{\lambda_1} \cdot tg\theta_0)}{(1 + tg\beta_{\lambda_1} \cdot tg(\theta_0 + \delta\theta_1))}.$$
 (3)

Коэффициент теоретического напора ($\Psi_{T(0)} = h_{T(0)}/U_2^2$) при исходном положении лопаток ВНА, т.е. с учетом предварительной закрутки на угол θ_0

$$\Psi_{T(0)} = \overline{C}_{u2(0)} - \phi_{1(0)}\overline{D}_1 tg\theta_0$$
, (4)



Рис. 2. Треугольники скоростей во входном (а) и выходном (б) сечения рабочего колеса при исходном положении лопаток ВНА и повернутых на 15° в сторону вращения

123

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ



Рис. 3. Зависимость угла входа потока на лопатки РК от угла поворота лопаток ВНА для различных условных чисел Маха



Рис. 4. Зависимость коэффициента потерь энергии в лопаточной решетке ВНА от угла поворота лопаток ВНА для различных условных чисел Маха

где $\overline{C}_{u2(0)} = C_{u2(0)}/U_2$ — относительная закрутка потока на выходе РК, $\overline{D}_1 = D_1/D_2$ — относительный входной диаметр, $\varphi_{1(0)} = C_{z1(0)}/U_2$ — коэффициент расхода на входе РК.

Как следует из анализа полученных экспериментальных данных, при изменении угла закрутки лопаток ВНА происходит изменение закрутки потока на выходе РК в сечении $2-2 \ \overline{C}_{u2(0)}$, что обусловлено, изменением угла отставания потока от лопаток в выходном сечении РК (рис. 26). Данное изменение можно учесть введением коэффициента изменения закрутки

$$\overline{C}_{u2}' = \mu_{\theta} \overline{C}_{u2(0)} \,. \tag{5}$$

Выражая из (4) предварительную закрутку потока с учетом (5)

$$\overline{C}'_{u2} \,=\, \mu_{\boldsymbol{\theta}}(\psi_{T(0)} \,+\, \phi_{1(0)}\overline{D_1}\,tg\boldsymbol{\theta}_0)\,.$$

Коэффициент теоретического напора при повороте лопаток ВНА на угол $\delta \theta_{_{\Lambda}}$

$$\begin{split} \psi_T &= \psi_T' - \delta \overline{C}_{u1} \overline{U}_1 = \\ &= \mu_{\theta} (\psi_{T(0)} + \phi_{I(0)} \overline{D}_1 t g \theta_0) - \phi_{I(0)} \overline{D}_1 t g \theta_0 - \delta \overline{C}_{u1} \overline{U}_1, \end{split}$$

124 где $\psi_{\scriptscriptstyle T}'$ — коэффициент теоретического напора с

учетом дополнительного изменения закрутки в сечении 2–2 при повороте лопаток ВНА на угол $\delta \theta_{_{A}}$ от исходного значения, соответствующего углу $\theta_{_{0}}.$

Перегруппируя слагаемые,

$$\psi_T = \mu_{\theta} \psi_{T(0)} + (\mu_{\theta} - 1) \varphi_{1(0)} \overline{D}_1 t g \theta_0 - \delta \overline{C}_{u1} \overline{U}_1$$

Дополнительная закрутка на входе в PK, создаваемая за счет поворота лопаток BHA на угол $\delta \theta_{_{A}}$

$$\delta C_{u1} = C_{u1} - C_{u1(0)} = C_{z1} t g(\theta_0 + \delta \theta_1) - C_{z1(0)} t g \theta_0.$$

Используя соотношения между C_{r1} и $C_{r2'}$ вытекающие из условия сохранения массового расхода, получим

$$\delta C_{u1} = \frac{b_2}{b_1} \frac{D_2}{D_1} \left(C_{r2} \varepsilon_2 t g(\theta_0 + \delta \theta_1) - C_{r2(0)} \varepsilon_{2(0)} t g \theta_0 \right).$$

После преобразований получаем выражение для коэффициента теоретического напора

$$\begin{split} \Psi_{T} &= \mu_{\theta} \Psi_{T(0)} + (\mu_{\theta} - 1) \varphi_{I(0)} \overline{D}_{1} tg \theta_{0} - \\ &- \frac{b_{2}}{b_{1}} \left(\varphi_{2} \varepsilon_{2} tg (\theta_{0} + \delta \theta_{1}) - \varphi_{2(0)} \varepsilon_{2(0)} tg \theta_{0} \right). \end{split}$$
(6)





Коэффициент расхода в сечении 1—1 при исходном положении лопаток ВНА находится через известный коэффициент расхода в сечении 2—2 и геометрические размеры РК

$$\varphi_{1(0)} = \varphi_{2(0)} \varepsilon_{2(0)} D_2^2 \pi (b_2 / D_2) / F_1$$
, (7)

где F_1 — площадь входного сечения РК с учетом загромождения лопатками.

Коэффициент мощности при угле поворота лопаток $\delta \theta_{_{\!A}}$

$$\Psi_i = \Psi_T \gamma . \tag{8}$$

Потери КПД в лопаточной решетке ВНА на различных режимах

$$\Delta \eta_n^{BHA} = \xi_{BHA} \frac{\varphi_1^2}{2\psi_i}, \qquad (9)$$

где ξ_{BHA} — коэффициент потерь энергии в ВНА; $\phi_1 = C_{z1}/U_2$ — коэффициент расхода в сечении 1—1 находится по формуле, аналогичной (7) Политропный КПД ступени

$$\dot{\boldsymbol{\eta}_n} = \dot{\boldsymbol{\eta}_{n(0)}} - \Delta \boldsymbol{\eta}_n^{BHA}.$$
 (10)

С учетом найденного КПД, уточняется число политропы сжатия $\sigma = \eta_n^{\cdot} k/(k-1)$ и коэффициент изменения плотности по формуле, аналогичной (2).

Расчет по приведенному выше алгоритму осуществляется итерационно до достижения заданной точности вычислений.

Далее выполняется перевод полученных безразмерных характеристик к размерному виду.

Для выполнения расчета газодинамических характеристик с использованием приведенных соотношений необходимо получение рекомендаций по расчету трех величин:

- угла входа потока на лопатки РК $\delta \theta_1$;
- коэффициента потерь в решетке ВНА $\xi_{\scriptscriptstyle BHA}$;

— коэффициента изменения закрутки потока на выходе РК $\,\mu_{\theta}\,=\,C_{u2}'/C_{u2(0)}$.

Для оценки качественной и количественной характеристики данных параметров использованы ре-



Рис. 6. Сравнение расчетных (сплошные линии) и экспериментальных (пунктирные линии) приведенных газодинамических характеристик центробежной ступени для δθ_λ=-5° при различных частотах вращения (M_U=1,592; 1,535; 1,474; 1,434; 1,377; 1,262; 1,148)

зультаты экспериментальных исследований центробежной ступени.

Обработка полученных экспериментальных ГДХ при различных углах поворота лопаток ВНА $\delta \theta_{\Lambda}$ и частотах вращения n_{of} (рис. 3) позволила установить зависимость фактического угла закручивания потока $\delta \theta_{\Lambda}$ от геометрического угла разворота лопаток $\delta \theta_{\Lambda}$ и от условных чисел Маха ($M_U = U_2 / \sqrt{kRT_{\mu}}$)

$$\delta\theta_1 = 0.06M_U^5\delta\theta_A + (0.048M_U - 0.055)\delta\theta_A^2.$$
(11)

Для расчета коэффициента потерь в решетке ВНА использовались как числа Маха, посчитанные по скорости воздуха в начальном сечении ($M_{C_a} = C_n / \sqrt{kRT_n}$), так и M_U . В результате двухпараметрической обработки экспериментальных данных получены зависимости (рис. 4)

$$\xi_{BPA} = (A_1 \cdot \delta \theta_A^2 + A_2 \delta \theta_A) M_{C0}^2 + (B_1 \cdot \delta \theta_A^2 - B_2 \delta \theta_A) M_{C0};$$
(12)

$$\xi_{BPA} = (0.085 M_U^2 - 0.127 M_U) \delta \theta_A + 0.002 \delta \theta_A^2$$

Как показал анализ экспериментальных данных, зависимость изменения закрутки потока на выходе РК от частоты вращения (условных чисел Маха) несущественна. В результате обработки экспериментальных данных получена формула

$$\mu_{\theta} = \frac{0.93 - 0.1tg\delta\theta_{\Lambda}}{1 - \varphi_2 ctg\beta_{\Lambda^2}} \,. \tag{13}$$

Результаты пересчета ГДХ центробежной ступени с ПООРК по предлагаемой методике в диапазонах изменения углов закрутки $\delta\theta_{\Lambda} = +20...-15^{\circ}$ и условных чисел Маха $M_U = 1,148 - 1,592$ показали удовлетворительное совпадение с экспериментальными данными, полученными в ОМКБ [5]. Максимальная погрешность в определении π_{κ} составила 5,3 %, в определении потребляемой мощности — 3,8 %. На рис. 5, 6 показано сравнение расчетных ГДХ при углах поворота лопаток ВНА $\delta\theta_{\Lambda} = +5^{\circ}$ и $\delta\theta_{\Lambda} = -5^{\circ}$ с экспериментальными данными для различных частот вращения.

Проведенные экспериментальные исследования работы высоконапорных центробежных компрессорных ступеней на режимах регулирования созданием закрутки поворотом лопаток ВРА и изменением частоты вращения ротора позволяют оценить возможные диапазоны изменения газодинамических параметров ступеней и пределы приемлемой их эффективности.

Представленная методика получения ГДХ центробежной ступени, оснащенной регулируемым ВНА, позволяет оценить изменение основных параметров (производительности, отношения давлений, потребляемой мощности) компрессора при изменении угла закрутки потока. Расчетные формулы могут использоваться применительно к высоконапорным ЦК с ПООРК, работающих в условиях высоких условных чисел Маха (1,0≤ M_U ≤1,6) и имеющих предварительную закрутку потока на входе в сторону вращения РК.

Одним из возможных направлений использования расчетных алгоритмов является оценка диапазонов режимов работы центробежной ступени с комбинированными системами регулирования (n_{np} = var и θ_{A} = var) в стационарных или транспортных силовых установках, в составе агрегатов наддува воздуха в рабочую полость двигателя.

Библиографический список

1. Ден, Г. Н. Некоторые результаты исследований проточных частей ЦКМ с входными регулирующими аппаратами /

Г. Н. Ден, В. Г. Соловьёв // Энергомашиностроение. — 1971. — № 7. — С. 19—23.

2. Кондратов, В. Н. Оптимальные режимы работы ступени центробежного компрессора с входным регулирующим аппаратом / В. Н. Кондратов, В. Г. Соловьёв // Энергомашиностроение. – 1989. – № 1. – С. 14–15.

3. Рис, В. Ф. Регулирование электроприводных нагнетателей природного газа / В. Ф. Рис // Энергомашиностроение. — 1983. — № 9. — С. 23—26.

4. Ден, Г. Н. Проектирование проточной части центробежных компрессоров / Г. Н. Ден. — Л. : Машиностроение, 1980. — 232 с.

5. Результаты экспериментальных исследований центробежной компрессорной ступени с осерадиальным рабочим колесом и входным регулирующим аппаратом / А. Д. Ваняшов [и др.] // Омский научный вестник. — 2010. — № 2(90). — С. 105–108.

ВАНЯШОВ Александр Дмитриевич, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» Омского государственного технического университета.

Адрес для переписки: adv@omgtu.ru

ГРЕХНЕВ Андрей Владимирович, ведущий инженерконструктор ОАО «Омское моторостроительное конструкторское бюро». Адрес для переписки: niov@mail.ru

Статья поступила в редакцию 10.02.2012 г. © А. Д. Ваняшов, А. В. Грехнев

Книжная полка

Зарубин, В. С. Математическое моделирование в технике : учеб. для втузов / В. С. Зарубин. – 3-е изд. – М. : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2010. – 495 с. – ISBN 978-5-7038-3022-2.

Книга является дополнительным, двадцать первым выпуском комплекса учебников «Математика в техническом университете», завершающим издание серии. Она посвящена применению математики к решению прикладных задач, возникающих в различных областях техники. В нее включен предметный указатель ко всему комплексу учебников.

Мирошник, А. И. Электрический привод : конспект лекций / А. И. Мирошник, О. А. Лысенко ; ОмГТУ. – Омск : Изд-во ОмГТУ, 2010. – 99 с. – ISBN 978-5-8149-0987-9.

Изложен материал по изучению электрических приводов, которые являются средством автоматизации и комплексной механизации технологических и производственных процессов. Значительное внимание уделено устройствам электроприводов постоянного и переменного тока, принципам их работы и основным характеристикам. Выделены также наиболее существенные и общие черты современных разомкнутых электроприводов.

Шкаруба, М. В. Материаловедение. Технология конструкционных материалов : учеб. пособие / М. В. Шкаруба; ОмГТУ. – Омск : Изд-во ОмГТУ, 2010. – 115 с. – ISBN 9785-8149-0991-6.

Учебное пособие включает описание лабораторных работ, выполняемых студентами по дисциплине «Материаловедение. Технология конструкционных материалов», и состоит из двух частей. В первой части приведены описания лабораторных работ на стендах, которые можно выполнять только в лаборатории. Описания содержат подробные теоретические положения и фотографии стендов. Во второй части приведены описания лабораторных работ на ЭВМ, которые студенты могут выполнять как в компьютерном классе кафедры, так и на домашних компьютерах.

Б. Е. ЛОПАЕВ Е. Н. ЕРЁМИН Д. Г. КНОЛЬ И. С. ГАЛАКТИОНОВ

Омский государственный технический университет

АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ УДЕЛЬНОЙ ЭЛЕКТРОПРОВОДНОСТИ РАСПЛАВЛЕННЫХ ФЛЮСОВ ДЛЯ ЭЛЕКТРОШЛАКОВОГО ПЕРЕПЛАВА

Способом равных сумм приведен расчет зависимости удельной электропроводности χ от температуры расплавленных флюсов для электрошлакового переплава. Различие рассчитанных значений χ от экспериментальных не превышает 1,5 %. Предложенный способ позволяет прогнозировать χ расплавленных флюсов для любых температур, не прибегая к эксперименту.

Ключевые слова: флюсы, химический состав, зависимость удельной электропроводности от температуры, коэффициент, уравнение.

Электрошлаковый переплав металлов характеризуется высокими температурами. Определяющим фактором при этом является электропроводность расплавленных флюсов.

В целях совершенствования электрошлакового процесса возникает необходимость знания электропроводности применяемых флюсов при температурах этого процесса, но из-за высоких температур экспериментальное измерение ее обусловлено рядом трудностей.

Основываясь на значениях удельной электропроводности, замеренных при пониженных температурах, аналитическим путем можно получить уравнения, позволяющие рассчитывать температуру расплавленного флюса при любых температурах, в том числе и при температурах электрошлакового процесса.

Известно, что зависимость удельной электропроводности расплавленных шлаков от температуры выражается в виде экспоненциального закона [1]:

$$\chi = A e^{-\frac{E_{\chi}}{RT}},$$
 (1)

(2)

где χ — удельная электропроводность шлака, Ом⁻¹·м; T — абсолютная температура, К;

A — постоянная, зависящая от природы шлака;

*E*_χ— энергия активации процесса переноса электричества в расплаве, Дж/моль;

R — газовая постоянная, Дж/моль·К.

Прологарифмировав уравнение (1), получим:

$$\lg \chi = \lg A - \frac{E_{\chi}}{R \cdot T} \cdot \lg e$$

или

$$\lg \chi = \lg A - \frac{E_{\chi}}{R \cdot T} \cdot 0,4329.$$
(3)

Приравнивая lg
$$A = a$$
, $(-\frac{E_{\chi}}{R} \cdot 0.4329) = b \cdot 10^3$, по-

лучим уравнение

$$\lg \chi = a + b \cdot T^{-1} \cdot 10^3 \,. \tag{4}$$

Уравнение (4) аналогично уравнению прямой $y = a + b \cdot x$.

Для расплавленных флюсов двойной системы, например, CaF₂ – CaO; CaF₂ – MgO, в определенной области температур зависимость $lg \chi$ от T носит прямолинейный характер.

Прямолинейный характер зависимости от *T* свидетельствует о том, что в расплаве не образуется химических соединений, т.е. удельная электропроводность обусловлена только одним сортом ионов, и, в таком случае, она определяется уравнением (4).

Для придания уравнению (4) окончательный вид, необходимо определить коэффициенты «*a*» и «*b*». Для их нахождения используем метод наименьших квадратов, представляющих собой систему уравнений [2]:

$$\begin{cases} n \cdot a + b \sum_{k=1}^{n} x_{k} + c \sum_{k=1}^{n} x_{k}^{2} + \dots = \sum_{k=1}^{n} y_{k}, \\ a \sum_{k=1}^{n} x_{k} + b \sum_{k=1}^{n} x_{k}^{2} + c \sum_{k=1}^{n} x^{3} + \dots = \sum_{k=1}^{n} x_{k} \cdot y_{k}, \\ a \sum_{k=1}^{n} x_{k}^{2} + b \sum_{k=1}^{n} x_{k}^{3} + c \sum_{k=1}^{n} x_{k}^{4} + \dots = \sum_{k=1}^{n} x_{k}^{2} \cdot y_{k}, \end{cases}$$
(5)

где *п* — число значений *x*_{к'} *y*_{к'}

Из этой системы уравнений определяются параметры $\alpha, \ b, \ c.$

Выведем уравнение удельной электропроводности в зависимости от температуры для флюса АНФ-7, состоящего из 80 % СаF₂ и 20 % СаО [2].

128

МАШИНОВЕДЕНИЕ

z



Рис. 1. Температурная зависимость χ от T флюса состава 80 % CaF₂+20 % CaO

Значения x_k , y_k в уравнении (5) находятся из графика зависимости удельной электропроводности χ от температуры $T^{-1} \cdot 10^3$, выраженной в виде прямой линии (рис. 1). Логарифм χ на оси ординат принимается за x_k , а значение $T^{-1} \cdot 10^3 = y_k$.

Задаемся десятью значениями температуры с интервалом 25 °C. Каждому значению температуры соответствует определенное значение χ на оси ординат. Находим Ig $\chi = y_k$ (табл. 1).

Для нахождения двух коэффициентов α и b из системы уравнений (5) берем только два, исключая из левых частей слагаемые с коэффициентами c. Тогда система уравнений (5) примет вид:

$$\begin{cases} n \cdot a + b \sum_{k=1}^{n} x_{k} = \sum_{k=1}^{n} y_{k}, \\ a \sum_{k=1}^{n} x_{k} + b \sum_{k=1}^{n} x_{k}^{2} + \dots = \sum_{k=1}^{n} x_{k} \cdot y_{k}, \end{cases}$$
(6)

где *n*=*k*=10 (табл. 1).

Необходимость суммирования различных степеней абсцисс и их произведений на ординаты сильно затрудняет применение метода наименьших квадратов. В этом случае предпочтительнее использовать способ равных сумм [3]. Он заключается в том, что из системы уравнений (5) используется только первое, но зато столько раз, сколько коэффициентов уравнения (4) будем определять.

Для нахождения двух коэффициентов α и *b* из системы уравнений (6) запишем первое уравнение два раза с разными пределами.

$$\begin{cases} \frac{n}{2} \cdot a + b \sum_{k=1}^{n/2} x_k = \sum_{k=1}^{n/2} y_k, \\ \frac{n}{2a} + b \sum_{k=\frac{n}{2}+1}^n x_k = \sum_{k=\frac{n}{2}+1}^n y_k. \end{cases}$$
(7)

Для первого уравнения пределы берутся от 1 до

 $\frac{n}{2}$, для второго — от $\frac{n}{2}$ +1 до n.

После подстановки пределов уравнение (7) примет вид

$$\begin{cases} 5a + b\sum_{k=1}^{5} x_{k} = \sum_{k=1}^{5} y_{k}, \\ 5a + b\sum_{k=6}^{10} x_{k} = \sum_{k=6}^{10} y_{k}, \end{cases}$$
(8)

где

$$\sum_{k=1}^{5} x_{k} = 0,656 + 0,646 + 0,636 + 0,626 + 0,616 = 3,180;$$

$$\sum_{k=1}^{5} y_{k} = 2,243 + 2,267 + 2,311 + 2,324 + 2,380 = 11,543;$$

$$\sum_{k=6}^{10} x_{k} = 0,607 + 0,598 + 0,589 + 0,580 + 0,572 = 2,946;$$

$$\sum_{k=6}^{10} y_{k} = 2.398 + 2.423 + 2.455 + 2.477 + 2.512 = 12.265$$

Для первого уравнения суммарные значения $x_{\kappa'}$ у_к из табл. 1 берем от 1 до 5, для второго — от 6 до 10.

Вычисленные суммарные значения x_{κ} и y_{κ} подставим в уравнение (8) и получим систему уравнений (9)

$$\begin{cases} 5 \cdot a + 3,180 \cdot b = 11,543, \\ 5 \cdot a + 2,946 \cdot b = 12,256. \end{cases}$$
 (9)

Решая систему уравнений (9), находим значения коэффициентов

 $\alpha = 4,267; b = -3,085.$

Тогда уравнение зависимости логарифма удельной электропроводности от температуры расплавленного флюса АНФ-7 будет:

$$\log \chi = 4,267 - 3,085 \cdot T^{-1} \cdot 10^3.$$
 (10)

Таблица 1 Зависимость удельной электропроводности от температуры флюса состава 80% CaF₂ + 20% CaO

k	t, ⁰ C	Т, К	$T^{-1} \cdot 10^3 = x_k$	χ	$lg\chi = y_k$
1	1250	1523	0,656	175	2,243
2	1275	1548	0,646	185	2,267
3	1300	1573	0,636	205	2,311
4	1325	1598	0,626	220	2,324
5	1350	1623	0,616	240	2,380
6	1375	1648	0,607	250	2,398
7	1400	1673	0,598	265	2,423
8	1425	1698	0,589	285	2,455
9	1450	1723	0,580	300	2,477
10	1475	1748	0,572	325	2,512

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

Таблица 2

Экспериментальные и расчетные значения удельной электропроводности флюса АНФ-7

t, °C	1600	1700	1800	1900	2000
T,K	1873	1973	2073	2173	2273
$\chi,OM^{-1}{\cdot}M^{-1}$	426	525	638	740	851
lgҳ, эксп.	2,629	2,720	2,804	2,869	2,929
lgҳ, расч.	2,620	2,704	2,779	2,848	2,910

Таблица З

Зависимость удельной электропроводности от температуры флюса 65% CaF₂ +5% CaO +30% Al₂O₃

К	t ⁰ ,C	T,K	$T^{-1} \cdot 10^3 = X_k$	$X^2_{\ k}$	χ	$lg\chi = y_k$
1	1550	1823	0,548	0.300	144	2,158
2	1525	1798	0,556	0.309	140	2,146
3	1500	1773	0,564	0.318	137	2,136
4	1475	1748	0,572	0.327	131	2,117
5	1450	1723	0,580	0.336	125	2,096
6	1425	1698	0,589	0.347	117	2,068
7	1400	1673	0,598	0.357	109	2,037
8	1375	1648	0,607	0.367	97	1,986
9	1350	1623	0,616	0.379	84	1,924
10	1325	1598	0,626	0.392	68	1,832

Таблица 4

Экспериментальные и расчетные значения удельной электропроводности флюса 65% CaF+5% CaO+30% Al₂O₃

t, °C	1300	1350	1400	1450	1500	1550
T,K	1573	1623	1673	1725	1773	1823
$\chi_{\text{,}} \mathrm{OM}^{-1} \boldsymbol{\cdot} \mathrm{M}^{-1}$	52	84	109	125	137	144
lg ҳ; эксп.	1,716	1,924	2,037	2,096	2,136	2,158
lg ҳ; расч.	1,717	1,901	2,027	2,097	2,138	2,152

Сравнение зависимости логарифмов удельной электропроводности от температуры флюса АНФ-7, полученной экспериментально и предложенным способом равных сумм, приведено в табл. 2.

Из табл. 2 видно, что значения Ідҳ удельной электропроводности расплавленного флюса состава 80 % CaF₂ + 20 % CaO, рассчитанные по предложенному способу, практически одинаковые с экспериментальными.

Отклонение от прямолинейности уравнения (1) наблюдается в системах, содержащих сложные ионы, способные диссоциировать при повышении температуры. Тогда в расплаве содержится не один сорт ионов, учувствовавших в переносе электричества, а несколько. К таким расплавам относятся флюсы, содержащие в своем составе SiO₂, Al₂O₃.

Для расплавов, в которых в переносе электричества участвуют несколько видов ионов, удельная электропроводность от температуры подчиняется не прямолинейной, а параболической зависимости:

$$y = a + b \cdot x + c \cdot x^2. \tag{11}$$

Тогда уравнение (11) для вышеназванных расплавленных флюсов будет иметь вид:

$$\lg \chi = a + b \cdot T^{-1} \cdot 10^3 + c \cdot T^{-2} \cdot 10^6.$$
 (12)

Для нахождения коэффициентов а, b, c из системы уравнений (5) также используем только первое, но зато столько раз, сколько параметров уравнения (12) нужно определить. Поскольку параметров три (a, b, c), то первое уравнение из системы уравнений (5) нужно записать три раза.

Если имеется десять измерений, то эти измерения нужно разделить по трем уравнениям параболической зависимости, например, первое уравнение записать по четырем измерениям, второе — по трем, и третье — тоже по трем. Тогда получим:

$$\begin{cases} 4 \cdot a + b \sum_{k=1}^{4} x_{k} + c \sum_{k=1}^{4} x_{k}^{2} = \sum_{k=1}^{4} y_{k}, \\ 3 \cdot a + b \sum_{k=5}^{7} x_{k} + c \sum_{k=5}^{7} x_{k}^{2} = \sum_{k=5}^{7} y_{k}, \\ 3 \cdot a + b \sum_{k=8}^{10} x_{k} + c \sum_{k=8}^{10} x_{k}^{2} = \sum_{k=8}^{10} y_{k}. \end{cases}$$
(13)

Значения $x_{\kappa'}$ у_к берем из зависимости χ от T расплавленного флюса, выраженной в виде параболы.

Составление параболического уравнения покажем на примере флюса, имеющего химический состав 65 % CaF_2 + 5 % CaO + 30 % Al_2O_3 (рис. 2).

На рис. 2 из десяти значений температуры с интервалом 25 градусов выписываем десять значений

(15)



Рис. 2. Зависимость **X** от T для расплавленного флюса состава 65 % CaF₂+5 % CaO+30 % Al₂O₃

удельной электропроводности и составляем табл. 3, которую заполняем значениями $T^{-1} \cdot 10^3 = X_k$; X_k^2 ; $\lg \chi = y_k$.

Находим суммарные значения с разными пределами x_{*}, x²_{*} и y_{*} для трех уравнений (13)

Для первого уравнения:

$$\sum_{k=1}^{4} x_{k} = 2,240; \sum_{k=1}^{4} x_{k}^{2} = 1,254; \sum_{k=1}^{4} y_{k} = 8,557;$$

Для второго уравнения:

$$\sum_{k=5}^{7} x_{k} = 1,767; \sum_{k=5}^{7} x_{k}^{2} = 1,040; \sum_{k=5}^{7} y_{k} = 6,201;$$

Для третьего уравнения:

$$\sum_{k=8}^{10} x_k = 1,849; \sum_{k=8}^{10} x_k^2 = 1,138; \sum_{k=8}^{10} y_k = 5,742$$

Найденные суммарные значения с разными пределами $x_{\kappa'}$, x_{κ}^2 и y_{κ} подставляем в уравнение (13) и получим уравнение (14).

$$\begin{cases} 4 \cdot a + 2,240 \cdot b + 1,254 \cdot c = 8,557, \\ 3 \cdot a + 1,767b + 1,040 \cdot c = 6,201, \\ 3 \cdot a + 1,849 \cdot b + 1,138 \cdot c = 5,742. \end{cases}$$
 (14)

Решая систему уравнений (14), находим значение коэффициентов:

$$\alpha = -15,203; b = 63,235; c = -57,600.$$

Тогда параболическое уравнение логарифма удельной электропроводности от температуры для флюса 65 % $CaF_2 + 5$ % CaO + 30 % Al_2O_3 будет:

$$\lg \chi = -15,203 + 63,235 \cdot T^{-1} \cdot 10^3 - 57,600 \cdot T^{-2} \cdot 10^6 .$$

Значения lg
д, полученные экспериментальными и расчетными методами для расплавленного флюса
 65 % CaF+5 % CaO+30 % $\rm Al_2O_3$, представлены в табл. 4.

Из табл. 4 видно, что расчетные значения lgx близки к значениям, полученным в результате эксперимента.

Выводы

1. Предложен аналитический метод расчета удельной электропроводности расплавленных флюсов.

2. Значения удельной электропроводности, рассчитанные по предложенной методике, сопоставимы с экспериментальными значениями.

3. Представленная методика может быть использована при исследовании электрошлаковых процессов.

Библиографический список

1. Есин, О. А. Физическая химия пирометаллургических процессов В 2 ч. Ч. 2 / О. А. Есин, П. В. Гельд. — 2-е изд. — М. : Металлургия, 1966. — 703 с.

2. Лопаев, Б. Е. Об электропроводности расплавленных флюсов для электрошлакового переплава и подогрева / Б. Е. Лопаев, А. А. Плышевский, В. В. Степанов // Автомат. сварка. — 1966. — № 1. — С. 27–29.

З. Мелентьев, П. В. Приближенные вычисления / П. В. Мелентьев. — М. : Гос изд-во физ.- мат. лит., 1962. — 388 с.

ЛОПАЕВ Борис Евгеньевич, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Оборудование и технология сварочного производства».

ЕРЕМИН Евгений Николаевич, доктор технических наук, профессор (Россия), профессор, декан машиностроительного института, заведующий кафедрой «Оборудование и технология сварочного производства».

КНОЛЬ Дмитрий Григорьевич, магистрант, группа СПМ-11-02, кафедра «Оборудование и технология сварочного производства».

ГАЛАКТИОНОВ Илья Сергеевич, студент, группа С-517, кафедра «Оборудование и технология сварочного производства».

Адрес для переписки: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11.

Статья поступила в редакцию 14.06.2012 г. © Б. Е. Лопаев, Е. Н. Еремин, Д. Г. Кноль, И. С. Галактионов

Книжная полка

Краус, Ю. А. Проектирование и эксплуатация магистральных нефтепроводов. Основные факторы, влияющие на особенности эксплуатации и выбор проектных параметров магистральных нефтепроводов : учеб. пособие / Ю. А. Краус ; ОмГТУ. – Омск, 2010. – Ч. 1. – 2010. – 109 с. – ISBN 978-5-8149-0935-0.

В учебном пособии приводятся общие сведения об устройстве магистральных нефтепроводов и особенностях организации технологического режима перекачки. Рассматриваются пять основных групп факторов, в наибольшей степени влияющих на особенности эксплуатации (перекачки) и выбор проектных параметров магистральных нефтепроводов: физико-химические свойства нефтей, условия строительства, конструктивные параметры, технологические параметры и технико-экономические показатели. Особое внимание при этом уделяется математическим моделям и инженерным методикам расчета технологических параметров нефтепроводов, транспортирующих нефть и нефтепродукты с ньютоновскими свойствами.

Омский государственный технический университет

ВЛИЯНИЕ ПЛОТНОСТИ КОНТАКТА ЦЕНТРА И ЦЕНТРОВОГО ОТВЕРСТИЯ НА ТОЧНОСТЬ ИЗМЕРЕНИЯ И ОБРАБОТКИ

В статье представлено разработанное устройство для измерения плотности прилегания конусных поверхностей центра и центрового отверстия. Устройство позволяет определить отклонение от соосности центров и исключить погрешность расположений конусов на заданной длине оправки, что в целом повысит точность измерения и обработки заготовок. Также предложен расчет кольцевого зазора между конусными поверхностями баз и схема регулировки положения осей центров для обеспечения их соосности.

Ключевые слова: точность обработки, цилиндрические детали, базовые конусные поверхности, центр и центровые отверстия, отклонение от соосности.

Решение проблемы точности в машиностроении направлено не только на обеспечение точности изготовления и контроля обработанных деталей, но и на анализ причин возникновения погрешностей обработки. Одним из важных условий, обеспечивающих точность обработки при шлифовании, является полный контакт центров и центровых отверстий в обрабатываемых заготовках, зависящий от точности совмещения осей конусов и отсутствия погрешности их формы. В противном случае неизбежно возникает неполное прилегание несущих поверхностей отверстий заготовки к упорным центрам станка, что приводит к погрешностям формы заготовок.

При измерении геометрических параметров цилиндрических поверхностей деталей в качестве измерительной базы часто выбирают центровые отверстия, в этом случае обеспечивается совмещение технологической и измерительной баз и точность измерения повышается [1]. Однако это трудно осуществить на практике, поскольку необходимо проводить измерения в центрах станка, где обрабатывалась деталь. В противном случае происходит прецессия оси вращения детали, причина которой — замена центров от станка к измерительному устройству, геометрическая точность на расположение которых не одинакова [2]. Погрешность при замене баз не учитывается, поскольку номинально единство баз не нарушено.

Для устранения погрешности измерения при установке в измерительные центры необходимо обеспечить высокую и одинаковую точность расположения осей центров станка и измерительного устройства. Существующие методы и устройства позволяют с достаточной точностью определить отклонение от соосности центров любых измерительных устройств, в том числе и станков [3, 4]. Однако эти устройства и методы не обеспечивают плотности контакта базовых конусных поверхностей, неполное прилегание которых указывает на отклонение от соосности центров станка и центровых отверстий заготовки.

Для исключения влияние неплотностей контакта технологических измерительных баз на точность измерения и обработки создан экспериментальный



Рис. 1. Исследование плотности прилегания конусных поверхностей центра и центрового отверстия



Рис. 2. Самобалансирующийся пневматический прибор

стенд, состоящий из оправки 1, установленной в измерительные центры 2, к которой подключены самобалансирующиеся пневматические преобразователи, служащие в качестве отсчетных устройств (рис. 1). К оправке могут быть подключены одновременно два преобразователя, либо через переключатель 3 один преобразователь 4. В качестве преобразователя выбран автокомпенсационный пневматический прибор типа «Этамик», применение которого позволило обеспечить полное соответствие компенсационной и измерительной ветвей прибора из-за наличия одинаковых форм выхода обеих ветвей (сопло-конус в компенсационной камере и сопло-конус в измерительной камере). Функция преобразования, связывающая выходное перемещение конической иглы и величину измерительного зазора, определяется зависимостью:

$$l = \sqrt{d_{\scriptscriptstyle HK}^2 - \sqrt{\frac{a_{\scriptscriptstyle H}}{a_{\scriptscriptstyle K}}} \cdot 4d_{\scriptscriptstyle H} \cdot \frac{S_{\scriptscriptstyle u}}{k_{\scriptscriptstyle 0}}}, \qquad (1)$$

где $d_{\mu\kappa}$ — диаметр отверстия (зазор) компенсационного сопла; $a_{\mu'}$ a_{κ} — расходные коэффициенты ветвей прибора; S_u — измерительный зазор; k_0 конусность иглы клапана.

На рис. 2 показана принципиальная схема самобалансирующегося прибора. Воздух, после фильтра стабилизатора, под постоянным давлением подводится к входным соплам 7 и, пройдя через них, попадает в измерительную камеру 6 и камеру противодавления. С измерительной камерой соединено измерительное устройство с соплом 5. Закрепленный

на корпусе прибора индикатор 8 измеряет перемещение клапана 1, изменяющий проходное сечение выходного сопла 2 противодавления. С измерительной камерой соединено измерительное устройство с соплом 5. Закрепленный на корпусе прибора индикатор 8 измеряет перемещение клапана 1. Давление воздуха в камере 6 определяется величиной измерительного зазора. При нарушении равенства давлений в камерах 6 и 3 мембрана 4 прогибается в сторону меньшего давления. При этом клапан 1, перемещаясь в выходном сопле 2, изменяет его проходное сечение, вследствие чего изменяется давление в камере 3, пока давления в обеих камерах не уравняются. Отсчет производят по шкале индикатора 8, показывающего перемещение мембраны с клапаном. В зависимости от величин входных сопел и угла конуса клапана цена деления шкалы может быть равна 0,2; 0,5 или 1 мкм. Рабочее давление обычно равно 2·10⁵ H/м². Прибор может оснащаться электроконтактами и использоваться как датчик.

Измерение плотности стыка проводится следующим образом. Оправка 1 с выбранной базовой длиной, соответствующей длине измеряемой детали, имеет торцах центровые отверстия, соединенные каналами А и Б и выведенные на периферию оправки (рис. 1). К каналам подключена измерительная ветвь самобалансирующего преобразователя с конической иглой. В случае полной плотности стыка, учитывающей отклонение формы конусов, между конусом 2 и конусным отверстием в системе создается максимальное давление, составляющее 1,6 – 2 МПа.

Если оси центров центрового отверстия перекошены, имеют погрешность формы или несоосны, то происходит поворот их осей на угол а и сжатый воздух через кольцевую щель выходит в атмосферу (рис. 3). При этом давление в измерительной цепи падает. Перемещением в вертикальной и горизонтальной плоскости осей центров передней и задней бабок можно добиться такого их положения, когда давление в расходной цепи будет максимальным, а плотность контакта конусных поверхностей центра и центрового отверстия полной.

Устройство позволяет определить отклонение от соосности центров, исключить погрешность расположений конусов на заданной длине оправки и устранить прецессию оси вращения детали, и тем самым в целом повысить точность обработки и измерения.

На рис. 4 представлена схема для расчета кольцевого зазора между конусными поверхностями баз.

Для упрощения расчётов примем изменение площади сечения при повороте в виде цилиндрической формы. По теореме синусов найдем отрезок *AB* при повороте конусов на угол α. Будем считать, что



Рис. 3. Измерение плотности контакта базовых поверхностей



Рис. 4. Схема для расчета кольцевого зазора

диаметр сечения при повороте уменьшиться на эту величину, и тогда зазор определится как разность площадей круга (*D*-*D*₁) при совпадении осей, где *D*это наибольший диаметр на центровом отверстии, а D_{1} вновь образованный диаметр, равный: $D_{1}\!=\!D\!-\!$ *—АВ* (рис. 4).

Из треугольника АВС:

$$\frac{AB}{\sin\alpha} = \frac{AC}{\sin ABC},$$
 (2)

где

$$\angle ABC = 180^{\circ} - (60 + \alpha) = 120 - \alpha$$
, (3)

$$\sin ABC = \sin(120 - \alpha) =$$
$$\sin 120^{\circ} \cdot \cos \alpha - \cos 120^{\circ} \cdot \sin \alpha =$$

$$=\frac{\sqrt{3}}{2}\cos\alpha+\frac{1}{2}\sin\alpha\,,\qquad\qquad (4)$$

тогда:

=



Таблица 1 Расчет угла поворота конусной поверхности центра

АВ, мкм	α, радианы	α, градусы
25	0,001	0,056
75	0,0029	0,167
125	0,0049	0,279
175	0,0068	0,391
225	0,0088	0,503
275	0,0108	0,616
325	0,0127	0,729
375	0,0147	0,842
425	0,0167	0,955
475	0,0187	1,069

$$\frac{AB}{\sin\alpha} = \frac{\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot C}{\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \cos\alpha + \frac{1}{2}\sin\alpha},$$
 (5)

где C— высота конусной части центрового отверстия.

$$\frac{\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \cos \alpha + \frac{1}{2} \cdot \sin \alpha}{\sin \alpha} = \frac{\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot C}{AB},$$
 (6)

$$\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \operatorname{ctg} \alpha + \frac{1}{2} = \frac{\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot C}{AB}.$$
 (7)

Следовательно:

$$\sqrt{3} \cdot \operatorname{ctg} \alpha + 1 = \frac{\frac{4}{\sqrt{3}} \cdot C}{AB}$$
, (8)

$$\sqrt{3} \cdot \operatorname{ctg} \alpha = \frac{4 \cdot C}{\sqrt{3} \cdot AB} - 1$$
, (9)

$$\operatorname{ctg} \alpha = \frac{4 \cdot C}{3 \cdot AB} - \frac{1}{\sqrt{3}} \,. \tag{10}$$

Зависимость угла α от отрезка АВ:





Рис. 6. Регулировка положения осей центров

$$\alpha = \operatorname{arcctg}\left(\frac{4 \cdot C}{3 \cdot AB} - \frac{1}{\sqrt{3}}\right).$$
 (11)

Рассчитаем угол поворота конусной поверхности центра α при диаметре D=0,025 м и C=0,0193 м и значениях зазора AB, полученных экспериментально, от 0 до 500 мкм (табл. 1).

Построим график зависимости изменения зазора в месте контакта центра и центрового отверстия от поворота конусной поверхности центра (рис. 5). Используя полученные значения, можно осуществить регулировку положения осей центров для обеспечения их соосности (рис. 6). Для осуществления регулировки необходимо произвести поворот одного из центров в горизонтальной плоскости, а при необходимости и вертикальное перемещение. В качестве регулируемого элемента используется, как правило, задняя бабка станка или измерительного устройства.

При перемещении пиноли с центром в вертикальной плоскости под основание бабки, на основании измерений устанавливают прокладки необходимого размера. В случае необходимости поворота центра с пинолью прокладки устанавливают на поверхность направляющей станины, служащей для продольного перемещения бабки. Прокладки располагают не по всей длине каретки, а только в её крайних точках, которые определяются направлением поворота.

Осуществляя таким образом регулировку, можно добиться показаний пневматических преобразователей, которые будут соответствовать максимальному значению в измерительной системе. В этом случае обеспечивается соосность центров, и как следствие повышается точность обработки цилиндрических деталей за счёт устранения погрешностей формы.

Библиографический список

1. Чудов, В. А. Размерный контроль в машиностроении / В. А. Чудов, Ф. В. Цидулько, Н. И. Фрейдгейм — М. : Машиностроение, 1982. — 328 с.

2. Ломова, О. С. Влияние погрешности положения центров станка на характер радиального смещения оси детали / О. С. Ломова, А. П. Моргунов, С. М. Ломов // Технология машиностроения. – 2010. – № 8 (98). – С. 11–14.

3. Волосов, С. С. Приборы для автоматического контроля в машиностроении / С. С. Волосов, Е. И. Педь — М. : Машиностроение, 1970. — 310 с.

4. Кован, В. М. Основы технологии машиностроения / В. М. Кован [и др.]. – М. : Машиностроение, 1985. – 492 с.

ЛОМОВА Ольга Станиславовна, кандидат технических наук, доцент кафедры «Нефтехимическое оборудование и технологии».

Адрес для переписки: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11, кафедра НХОиТ.

Статья поступила в редакцию 31.10.2011 г. © О. С. Ломова

Книжная полка

Иванов, И. С. Технология машиностроения : учеб. пособие для вузов по специальности 150406 «Машины и аппараты текстильной промышленности» / И. С. Иванов. – М. : ИНФРА-М, 2009. – 191 с. – ISBN 978-5-16-003630-4.

Изложены основные положения технологии машиностроения, рассмотрены вопросы технологичности конструкции изделий и деталей, методы получения заготовок деталей машин и расчета припусков, вопросы базирования деталей машин, точности механической обработки, качества поверхностного слоя. Приведена методика разработки технологических процессов механической обработки и сборки.

Поляков, С. Н. Автоматизированное проектирование трубопроводных систем : конспект лекций / С. Н. Поляков ; ОмГТУ. – Омск, 2010. – 46 с.

Конспект лекций предназначен для изучения дисциплины «Информатика» студентами, обучающимися по специальности 130501 «Проектирование, сооружение и эксплуатация газонефтепроводов и газонефтехранилищ».

Центральное конструкторское бюро автоматики, г. Омск

СИНТЕЗ ОБЪЕДИНЕННОГО ЗАКОНА САМОНАВЕДЕНИЯ-УПРАВЛЕНИЯ ЛЕТАТЕЛЬНЫМ АППАРАТОМ

Предложен объединенный закон самонаведения-управления. Проведен его приближенный теоретический анализ в пространстве состояний для двух вариантов модели параметра рассогласования. Предложен метод расчета его параметров. Установлена и определена необходимая взаимосвязь параметров стабилизации и параметров наведения. Проведено статистическое моделирование и показана эффективность закона на предмет точности, устойчивости и ограничения по максимальной перегрузке.

Ключевые слова: короткопериодическое и длиннопериодическое движение, методы наведения (флюгерный, пропорциональный), углы (атаки, места, пеленга, тангажа, наклона траектории), постояннаяная времени пролета.

Введение. Процесс управления сложными динамическими объектами, например летательным аппаратом (ЛА), при его наведении на наземную и малоподвижную цель описывается сложной системой нелинейных дифференциальных уравнений. Кроме того, рассматриваемые объекты предназначены для использования в среде с недостаточной априорной информацией и большим количеством трудно учитываемых факторов нестационарности.

Результат их наведения в этих условиях будет определяться не только качеством работы систем наведения и управления, но и их взаимной согласованностью в работе. Однако в практике проектирования этих систем последнее остается без внимания.

Традиционный подход к проектированию систем наведения и управления заключается, как известно [1-3], в том, чтобы пренебречь взаимодействием между системой наведения и автопилотной системой и обрабатывать эти подсистемы отдельно. Динамика ЛА разбивается при этом на компоненты поступательного движения и вращательного. Динамика поступательного движения используется при синтезе закона наведения (определяющим моментом в котором является выбор параметра рассогласования), в то время как вращательная динамика используется при проектировании автопилота. При этом переходные процессы угловых движений не учитываются. Конструктивные решения разрабатываются для каждой подсистемы, а затем объединяются. Если работа всей системы будет неудовлетворительной, индивидуальные подсистемы перепроектируются для улучшения работы всей системы.

Но если ориентироваться на выполнение АА конечной цели своего полета, то возникает естественное желание воспринимать систему управления (СУ) как единое целое, и при управлении, а главное, при определении коэффициентов управления и наведения учитывать взаимодействие его вращательного (короткопериодического) и поступательного (длиннопериодического) движения, не пренебрегая при этом переходными процессами по углу атаки. Основное отличие такого подхода от традиционного состоит в использовании всех доступных измерений, в частности, скорости АА, его положения относительно цели, а также составляющих его ускорения. Более того, при таком подходе к проектированию из него устраняются итерационные шаги, требуемые для гарантированной совместимости систем наведения и управления.

Подобная постановка задачи, точнее, учет параметров стабилизации при определении коэффициентов закона наведения в процессе командного телеуправления ракетами содержится, например, в работе [4].

Общим недостатком работ с описанием указанного подхода можно назвать односторонний характер коррекции параметров управления, т.е. законы наведения корректируются параметрами короткопериодического движения, а они, в свою очередь, не зависят от параметров закона наведения.

В данной работе предлагается, в отличие от работы [4] и ей подобных, взаимный учет параметров законов наведения и автопилота, а управление сделать практически одноэтапным, точнее, основную роль по управлению ЛА отдать автопилоту, причем параметры закона наведения использовать только для коррекции параметров автопилота. При этом закон наведения также подвергается корректировке параметрами стабилизации, а главное, требуется взаимное соответствие периода короткопериодического движения и постоянной времени пролета, что ведет к взаимной синхронизации короткопериодического и длиннопериодического движения.

Возможные модели самонаведения-управления.

Рассматриваемое целевое использование ЛА (наведение на малоподвижную наземную цель) предполагает, как известно, применение двухточечных методов наведения по нефиксированным траекториям.

Наиболее известными методами этой группы являются [3]: прямой; флюгерный; параллельного сближения; пропорционального наведения. От принятого метода наведения зависит тип системы управления.

В данном случае свидетельством успешного наведения ЛА может служить совмещение вектора скорости его центра масс с линией визирования цели (флюгерный метод наведения). Поэтому естественно

желание взять эту информацию (параметр рассогласования) в качестве управляющей, т.е. формировать отклонение рулевых поверхностей пропорционально сигналу: δ~(ε—θ), где ε— угол места (вертикальный угол визирования); θ — угол наклона траектории (угол направления вектора скорости относительно плоскости горизонта). Для повышения качества VIIDавления можно взять еще сигнал в виде рассогласования по скорости изменения этих углов

Однако обратное воздействие рулей на траекторию полета не будет при этом также непосредственным. Другими словами, динамическая связь между отклонением рулей и изменением направления вектора скорости (θ) будет опосредованной через промежуточное динамическое звено (звено второго порядка), реализующее динамическую связь между рулями и углом атаки (α). Процесс управления траекторией при этом разбивается на два этапа: сначала изменяется α (звено второго порядка) и только затем θ (звено первого порядка). В этом случае залогом успешного наведения может быть не только качественная отработка и настройка обоих динамических звеньев, но и их взаимная синхронизация или подчинение первого этапа управления второму как главному. При этом «интересы» второго этапа управления могут быть учтены уже на первом. Исходя из этого, параметр рассогласования будет в виде двух его составляющих, а закон самонаведения-управления в общем виде запишется как

$$\delta = K_{\alpha}(\Lambda \alpha) + K_{\alpha}(\Lambda \alpha), \qquad (1)$$

где $\Lambda \alpha = \alpha - \alpha_{\text{Hab}}$; $\Lambda \overset{\bullet}{\alpha} = \overset{\bullet}{\alpha} - \overset{\bullet}{\alpha}_{\text{Hab}}$;

α, α — текущий угол атаки и скорость его изменения;

а_{нав}, α_{нав} — предстоящие определению сигналы наведения по углу атаки и скорости его изменения, в которых предполагается учесть цель наведения (длиннопериодического движения);

К_α— передаточный коэффициент по углу атаки;

К. — передаточный коэффициент по производной угла атаки.

Время изменения параметра рассогласования можно приблизительно оценить из уравнения длиннопериодического движения [1]

$$\theta = a_4 \cdot \alpha + a_5 \cdot \delta.$$
 (2)

Пренебрегая в правой части этого уравнения вторым слагаемым (в силу его малости по сравнению с первым), можно записать приблизительное равенство

$$\langle \varepsilon - \theta \rangle \approx a_4 \langle \Lambda \alpha \rangle t_{\mu}$$
 (3)

где <Λα> — среднее значение приращения угла атаки, необходимое для обнуления рассогласования < $\epsilon-\theta$ >; t_и — время изменения рассогласования.

При этом логично предположить: чтобы ЛА смог скомпенсировать текущий пролет при некотором изменении угла атаки, постоянная времени пролета $(\tau_{_{\rm II}})$ должна быть несколько меньше $t_{_{\rm II}}$ и примерно равна или меньше периода колебания угла атаки. Кроме того, и с точки зрения максимальной точности наведения τ_п должна быть также как можно меньшей, но не менее значения, соответствующего максимальной перегрузке.

Модель с рассогласованием по углу атаки. Рассмотрим вначале управление с рассогласованием по углу атаки и его производной в предположении, что эти параметры могут быть определены. Воспользуемся системой упрощенных линеаризованных уравнений в приращениях параметров, описывающих возмущенное продольное движение [1]

где а₁, а₂, а₃, а₄, а₅ — динамические коэффициенты;

θ — приращение угла наклона траектории;

α — приращение угла атаки;

δ — приращение угла отклонения руля.

Обозначения приращений здесь, так же как в [1], опущены.

Тогда, подставляя третье и второе уравнения в первое, получим

$$\overset{\bullet}{\alpha} + (\mathbf{a}_4 + \mathbf{a}_1) \cdot \overset{\bullet}{\alpha} + (\mathbf{a}_1 \cdot \mathbf{a}_4 + \mathbf{a}_2) \cdot \alpha + (\mathbf{a}_1 \cdot \mathbf{a}_5 + \mathbf{a}_3) \cdot \delta = 0.$$
 (5)

Представим компоненты параметра рассогласования в законе (1) в виде комбинации фактически измеряемых и рассчитываемых на борту ЛА параметров

$$\Lambda \alpha = \alpha - \alpha_{_{\text{HAB}}} = \alpha + \sigma + \alpha_{_{\text{B}}};$$

$$\Lambda \alpha = \alpha - \alpha_{_{\text{HAB}}} = 9 - \theta - \alpha_{_{\text{HAB}}}, \qquad (6)$$

где $\alpha_{_{\text{HaB}}} = -(\sigma + \alpha_{_{\text{B}}})$,

$$\dot{\alpha}_{\text{HAB}} \approx \langle \dot{\alpha}_{\text{HAB}} \rangle \approx \frac{\dot{\theta}_{\text{HAB}}}{a_4 \cdot \tau_{\pi}}$$

$$\dot{\theta}_{\text{HAB}} = \frac{g N_{\text{HAB}}}{a_4 \cdot \tau_{\pi}}$$

$$\alpha_{\rm b} \approx {{\rm g}\cos{(\theta)}\over {\rm a}_4~{\rm V}}$$
 — балансировочный угол атаки;

g — ускорение свободного падения;

•
$$\theta = \frac{V_y g (N_y - \cos(\theta))}{V^2}$$
 — угловая скорость изменения наклона траектории:

 $\mathbf{V}_{_{\mathbf{y}}}$ — вертикальная компонента поступательной скорости;

V — вектор скорости ЛА относительно Земли;

N_y — вертикальная компонента текущей перегрузки. Сигнал наведения по перегрузке (N_{нав}) сформируем с использованием параметров, характеризующих длиннопериодическое движение

$$N_{_{\rm HAB}} = K_{\theta}(\varepsilon - \theta) + K_{\bullet} \stackrel{\bullet}{(\varepsilon - \theta)}, \qquad (7)$$

т.е. в виде комбинации флюгерного и пропорционального методов наведения, где К. – коэффициенты, предстоящие определению из уравнений пролета, кинематики, а также с учетом принятого значения τ_{π} .

В результате

$$\dot{\alpha}_{\text{HaB}} = \frac{\text{gN}_{\text{HaB}}}{a_4 V \tau_{\text{II}}}, \qquad (8)$$

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

а закон самонаведения-управления фактически можно записать как

$$\delta = \mathbf{K}_{\alpha} \cdot \left[\vartheta - \theta + \sigma + \alpha_{\mathrm{B}} \right] + \mathbf{K}_{\alpha} \cdot \left(\vartheta - \vartheta - \frac{g\mathbf{N}_{\mathrm{HAB}}}{a_{4}V\tau_{\mathrm{m}}} \right). \quad \textbf{(9)}$$

Тогда, подставляя в уравнение (5) закон самонаведения-управления в общем виде (1), получим уравнение

$$\overset{\bullet}{\alpha} + \alpha \cdot (A_{02} + A_{12}) + \alpha \cdot (A_{01} + A_{11}) = 0, \quad (10)$$

неизменяемую часть СУ;

 $\int A_{12} = A_{\delta} \cdot K_{\star} = (a_3 + a_1 \cdot a_5) \cdot K_{\star}$

 $\left|A_{11}=A_{\delta}\cdot K_{\alpha}=(a_{3}+a_{1}\cdot a_{5})\cdot K_{\alpha}\right|$ — параметры, характеризующие изменяемую часть СУ;

 $A_{\delta} = a_1 \cdot a_5 + a_3$ — передаточный коэффициент ΛA по рулям.

Применяя к динамической схеме (10) подход, развитый в работе [5], а также используя положения работы [6], можно показать, что запас устойчивости (по амплитуде примерно в 1,8 и по фазе примерно в 50°, с перерегулированием угла атаки около 20 %), (табл. 1) обеспечивается следующим определением К_α и К.:

> $\begin{cases} \mathbf{K}_{\alpha} = \frac{\boldsymbol{\omega}_{0}^{2} - \mathbf{A}_{01}}{\mathbf{A}_{\delta 1}} \\ \mathbf{K}_{\alpha} = \frac{(2\lambda - \mathbf{A}_{02})}{\mathbf{A}_{\delta 2}} \end{cases}$ (11)

где

$$\omega_{0} = (n \Delta \phi)_{3} \sqrt{\frac{|a_{2} \alpha_{max}| \omega_{z1max}}{\Lambda \alpha_{TEC}^{2} \sqrt{n^{2} - 1} [8(n^{2} - 1) + 6\pi \sqrt{n^{2} - 1} + (\Delta \phi)^{2}]}} -$$

предельно возможная (с учетом ограничения по перегрузке, углу атаки и поперечной скорости ЛА) частота собственных колебаний ЛА по углу атаки $(\omega_0^2 = A_{01} + A_{11});$

Λα_{тьс} — сигнал рассогласования, зафиксированный на момент начала ближнего самонаведения (t=TБС);

 $\alpha_{\rm max} = \frac{g N_{\rm Ymax}}{a_4 \, V}$ — максимальный угол атаки;

Δφ — фаза колебания рассогласования, соответствующая времени его затухания с момента подачи ступенчатого сигнала (набег фазы);

n≈2,21∑2,24 — параметр, характеризующий соотно-

шение в системе упругого и демпфирующего факторов (при этих значениях n $\Delta \phi \approx (0,75\Sigma 1) \cdot \pi$. Со степенью колебательности (М) он связан соотношением

$$M = \frac{1}{\sqrt{n^2 - 1}});$$

 $\lambda = 0, 5 \cdot (A_{02} + A_{12}) = \omega_0 / n$ — коэффициент демпфирования;

 ω_{z1max} — максимальная угловая скорость вращения ЛА относительно поперечной оси.

Связь некоторых значений показателя колебательности со степенью затухания (ψ), перерегулированием (χ), запасом устойчивости по амплитуде (с) и по фазе (у), а также с параметром n, показана в табл. 1.

Модель со средним значением рассогласования по углу атаки. Представим теперь первую компоненту параметра рассогласования в законе (1) в виде

$$\alpha - \alpha_{_{\mathrm{HaB}}} \approx \int_{0}^{\tau_{_{\mathrm{II}}}} (\dot{\epsilon} - \dot{\theta}) \, \mathrm{dt} \approx a_4 \langle \Lambda \alpha \rangle \tau_{_{\mathrm{II}}}, \qquad (12)$$

где < $\Lambda \alpha$ > — среднее значение приращения угла атаки.

Если в этом случае принять $\langle \Lambda \alpha \rangle \approx \Lambda \alpha$, то закон самонаведения-управления фактически можно записать как

$$\delta \approx K_{\alpha} \cdot a_{4}(\vartheta - \theta + \sigma + \alpha_{B}) \tau_{n} + K_{\alpha} \cdot \left(\vartheta - \theta - \frac{gN_{\text{HAB}}}{a_{4}V\tau_{n}} \right)$$
(13)

или в общем виде

$$\delta \approx K_{\alpha} \cdot a_{4} \cdot \tau_{\pi} \cdot \Lambda \alpha + K_{\alpha} \Lambda \alpha .$$
 (14)

Подставим его в уравнение (5). В результате получим такое же, как (10), уравнение с теми же коэффициентами $A_{01^{\prime}} \; A_{02^{\prime}} \; A_{12^{\prime}}$ но с коэффициентом $A_{11}\!=\!A_{\!\delta}\!\cdot\!a_{4}\!\cdot\!\tau_{\pi}\!\cdot\!K_{\alpha}\!.$ Отсюда получаем выражение для K_{α} иК.

$$\begin{cases} \mathbf{K}_{\alpha} = \frac{\mathbf{\omega}_{0}^{2} - \mathbf{A}_{01}}{\mathbf{A}_{\delta} \mathbf{a}_{4} \tau_{\pi}} \\ \mathbf{K}_{\alpha} = \frac{2\lambda - \mathbf{A}_{02}}{\mathbf{A}_{\delta}} \end{cases}$$
(15)

Как видно, (15) отличается от (11) только первым коэффициентом.

ное, для определения необходимого взаимодействия между поступательным и вращательным движением

Таблица 1

Связь показателя колебательности (М) со степенью затухания (W). перерегулированием (χ), запасом устойчивости по амплитуде (с) и по фазе (ү), а также с параметром п

ψ	0,65	0,7	0,75	0,80	0,85	0,9	0,95	0,967
n	6,065	5,31	4,64	4,028	3,46	2,9	2,2	2,1
М	3,09	2,7	2,38	2,09	1,80	1,55	1,29	1,17
с	1,33	1,38	1,48	1,49	1,56	1,64	1,78	1,85
ү [град]	19	21	24	28	32	38	45	55,07
χ [%]	59,15	54,75	50	44,7	38,7	31,53	22,3	18,24

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

ΛА с целью минимизации его пролета, воспользуемся упрощенной моделью наведения λА в виде системы уравнений кинематики и пролета

$$\begin{cases} D_{\mu} \varepsilon \approx V (\varepsilon - \theta) \\ R \approx D_{\mu} (\varepsilon - \theta) \end{cases}.$$
(16)

Дифференцируя уравнение пролета, получим: $\dot{R} \approx \dot{D}_{\mu}(\epsilon - \theta) + D_{\mu}(\epsilon - \theta)$.

После чего, используя (16) и учитывая, что $\dot{D}_{H} = -V$, получим систему несложных уравнений

$$\begin{cases} \dot{\epsilon} - \dot{\theta} = \frac{\dot{R} + D_{H} \dot{\epsilon}}{D_{H}} \\ \dot{\epsilon} = \frac{VR}{D_{H}^{2}} \\ \dot{\theta} = -\frac{\dot{R}}{D_{H}} \end{cases}$$
 (17)

Подставляя (7) в $\hat{\theta}_{\text{нав}}$ из (6) и учитывая при этом (16) и (17), получим дифференциальное уравнение относительно пролета

$$\dot{\mathbf{R}} \frac{\left(\mathbf{V} + g \mathbf{K}_{\bullet}\right)}{g\left(\mathbf{K}_{\theta} + \mathbf{K}_{\bullet} \frac{\mathbf{V}}{\mathbf{D}_{H}}\right)} + \mathbf{R} = -\frac{\mathbf{D}_{H}}{\left(1 + \frac{\mathbf{K}_{\bullet}}{\mathbf{K}_{\theta}} \frac{\mathbf{V}}{\mathbf{D}_{H}}\right)} \quad .$$
(18)

Преобразуем его к виду

$$\tau_{\pi} \dot{\mathbf{R}} + \mathbf{R} = -\frac{\mathbf{D}_{\pi}}{\left(1 + \frac{\mathbf{K}_{\theta}}{\mathbf{K}_{\theta}} \frac{\mathbf{V}}{\mathbf{D}_{\pi}}\right)} , \qquad (19)$$

где
$$\tau_{\pi} = \frac{V + g K_{\bullet}}{g \left(K_{\theta} + K_{\bullet} \frac{V}{D_{\mu}}\right)}$$
 — постоянная времени ком

пенсации пролета ЛА.

Как уже было сказано, для того, чтобы ЛА смог скомпенсировать текущий пролет при некотором изменении угла атаки, эта постоянная времени должна быть меньше времени изменения сигнала рассогласования, но не менее значения, соответствующего ограничению по перегрузке.

По результатам моделирования установлено, что наиболее приемлемо брать эту величину в виде соотношения

$$\tau_{\pi} \approx \frac{\pi}{\omega_0} , \qquad (20)$$

т.е. примерно равной половине периода колебаний по углу атаки.

В зависимости от наличия или отсутствия коэффициентов K_{θ} и K_{t} в формуле (19) для τ_{n} можно получить различные методы формирования скорости наведения. При отсутствии K_{t} метод по аналогии можно назвать флюгерным, при отсутствии K_{θ} — пропорциональным. Решая же совместно уравнения для τ_{n} и (7) для $N_{\text{нав}}$ с учетом (20) и $N_{\text{мах}}$, можно получить решения для K_{θ} и K_{t} . В этом случае метод можно назвать совместным или флюгерно-пропорциональным.

Таким образом, коэффициенты при формировании скорости наведения получили зависимость от динамической характеристики угла атаки, т.е. короткопериодического движения, коэффициент управления по углу атаки (K_α) — от динамических характеристик длиннопериодического движения (a₄, τ_n), а сами управляющие сигналы в законе управления (1 и 14) характеризуют оба типа движений.

Таблица 2

Приращение статистических характеристик вывода ЛА на цель с использованием объединенного закона относительно традиционного (+) — увеличение, (-) — уменьшение

N⁰	Тип	Пх	[M]	Πz	[M]	P [%]
траек- тории	скорости наведения	ΔΜΟ	ΔCKO	ΔΜΟ	ΔCKO	ΔP
	$\delta_{\varphi\Lambda}$	-24,4	-23,4	-0,5	-9,3	+ 58
1	$\delta_{\rm np}$	- 22,7	-23,7	-1,4	-3,3	+ 50
	$\delta_{\rm cob}$	- 28,9	-24,5	-0,9	-9,3	+ 70
	$\delta_{\varphi \Lambda}$	- 13,0	-27,3	-0,5	-9,2	+ 44
2	$\delta_{\rm np}$	- 14,5	-29,3	-0,6	-2,8	+ 52
	$\delta_{\rm cob}$	- 14,3	-28,7	-0,9	- 9,8	+ 52
	$\delta_{\varphi\Lambda}$	-9,0	- 4,6	-0,6	-4,2	+22
3	$\delta_{\rm np}$	-9,9	- 1,7	-0,5	-1,4	+ 20
	$\delta_{\rm cob}$	- 10,0	- 3,8	-0,7	-4,0	+26
	$\delta_{\phi \Lambda}$	-0,6	- 39,0	-0,8	-11,7	+72
4	$\delta_{\rm np}$	+1,1	-34,0	0,0	- 10,7	+ 50
	$\delta_{\rm cob}$	+ 1,6	-26,5	-1,7	-11,9	+ 32

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

<u>139</u>



Рис. 1. Графики зависимостей параметров наведения при традиционном законе управления



Рис. 2. Графики зависимостей параметров наведения при объединённом законе самонаведения-управления

Проверка объединенного закона самонаведения-управления моделированием. В качестве математической модели при проведении статистического моделирования была использована математическая модель контура наведения одного из ЛА, включающая все модели шумов, сопровождающих пеленгуемые и пилотажные сигналы. Характеристики этих шумов согласованы с головной и смежными организациями.

В результате было проведено сравнение объединенного закона относительно традиционного по статистическим характеристикам наведения ЛА на цель по 50 реализациям (полетам) на всех представляющих интерес траекториях. Приведем здесь результаты, к примеру, лишь на четырех наиболее характерных траекториях с начальными условиями [D_r×H×V]

1) 110 км × 8 км × 450 м/с 2) 80 км × 8 км × 370 м/с 3) 50 км × 6 км × 370 м/с

4) 50 км × 1 км × 204м/с

Вероятность выхода изделия в круг заданного радиуса оценивалась по количеству реализаций, в которых значение пролета было меньше этого радиуса.

В данной работе для примера приведены результаты моделирования только с моделью шумов (табл. 2), в которой шумы отличаются от остальных наибольшей интенсивностью.

В табл. 2 приняты обозначения: П_х [м], П_z [м] пролет по Земле на конец полета в продольной и боковой плоскости соответственно; Р [%] — вероятность вывода ЛА в круг заданного радиуса

Результаты моделирования показали значительное преимущество объединенного закона над традиционным. В рамках этого закона было проверено три метода формирования скорости наведения. Соответственно им управляющие воздействия обозначены как $\delta_{\phi A'}$, $\delta_{np'}$, δ_{cob} .

Для характеристики эффективности объединенного закона введен показатель, означающий разность какого-либо параметра, полученного с использованием $\delta_{\phi_{A'}}$, $\delta_{_{\Pi P}}$, $\delta_{_{COB}}$ с аналогичным параметром, полученным с использованием $\delta_{_{TD}}$ (традиционного).

Сравнительный анализ показал, что все варианты объединенного закона имеют преимущество над традиционным и составляют в среднем 3 – 4-кратную величину (для 4-й траектории 8-кратную) (табл. 2). Это приводит к не менее чем 80 %-ной вероятности выхода ЛА в круг заданного радиуса на всех траекториях со всеми моделями шумов.

Из табл. 2 видно, что заметное улучшение статистических характеристик произошло, как и ожидалось, в продольной плоскости.

В ходе анализа установлено также, что объединенный закон в отличие от традиционного приводит и к меньшей величине траекторного перерегулирования, следствием чего является более высокая скорость при меньшей перегрузке на конечном участке полета. Для примера приведем графики зависимостей параметров наведения на траектории с начальными условиями 50×8×370 (рис. 1 — традиционный закон), (рис. 2 — объединенный закон).

Таким образом, объединенный закон обеспечивает существенное преимущество над традиционным как по точности наведения, так и по летно-тактическим характеристикам.

Заключение

1. Применение объединенного закона управления ЛА в процессе его самонаведения на наземную и малоподвижную цель обеспечивает более высокие точностные и летно-тактические характеристики по сравнению с аналогичными при традиционном законе.

2. Предложенный метод расчета параметров объединенного закона учитывает требуемые показатели запаса устойчивости, а также естественные технические и летные ограничения и отличается от известного меньшей трудоемкостью и меньшим временем расчета.

3. Эффективность объединенного закона повышается, главным образом, за счет синхронизации длиннопериодического и короткопериодического движения путем учета их взаимосвязи с помощью постоянной времени пролета.

Библиографический список

1. Лебедев, А. А. Динамика полета / А. А. Лебедев, Л. С. Чернобровкин. — М. : Машиностроение, 1973. — 616 с.

2. Проектирование систем наведения / Под ред. д.т.н. Е. А. Федосова. — М. : Машиностроение, 1975.— 295 с.

З. Максимов, М. В. Радиоуправление ракетами / М. В. Максимов, Г. И. Горгонов. — М. : Сов. радио, 1964. — 644 с.

4. Дворовская, Л. С. Методика выбора структуры и параметров контуров телеуправления ракетами / Л. С. Дворовская,
Е. В. Орлов. // Труды ГосНИИАС. Сер. Вопросы авионики. – 2008. – Вып. 1(18). – С. 16–42.

5. Харитонов, П. В. Метод синтеза управляющего воздействия модально-вынужденного вида с использованием системы управления переменной структуры : дис. ... канд. техн. наук / П. В. Харитонов. — Омск, 2000. — 138 с.

6. Ротач, В. Я. Расчет настройки промышленных систем регулирования / В. Я. Ротач. — М. – Л. : Госэнергоиздат, 1961. — 344 с.

ХАРИТОНОВ Павел Викторович, кандидат технических наук, ведущий инженер отдела № 2. Адрес для переписки: ckba @ omsknet.ru

Статья поступила в редакцию 25.04.2012 г. © П. В. Харитонов

Книжная полка

Хамитов, Р. Н. Системы амортизации крупногабаритных объектов с активными упругими и демпфирующими элементами : моногр. / Р. Н. Хамитов, Г. С. Аверьянов ; ОмГТУ. – Омск, 2010. – 123 с. – ISBN 978-5-8149-0963-3.

На основании анализа существующих конструктивных схем пневмоамортизаторов предложены новые схемы полуактивного и активного типа, в которых пневмоамортизатор используется как в качестве упругих элементов, так и в качестве упруго-демпфирующих элементов. Составлены математические модели данных схем и разработаны методики расчета параметров движения амортизированного объекта при свободных и вынужденных колебаниях. Активное виброзащитное устройство с электромеханическим демпфером на базе асинхронной машины рассмотрено на основе мехатронного подхода как электромеханическая система, в которой рассмотрено взаимовлияние различных подсистем друг на друга. Для научных работников и специалистов, работающих в области ударовиброзащиты крупногабаритных объектов и транспортных систем.

Белокрылов, И. В. Основы вакуумной техники. Методы измерений в вакууме : конспект лекций / И. В. Белокрылов ; ОмГТУ. – Омск : Изд-во ОмГТУ, 2011. – 56 с.

Конспект лекций по дисциплине «Основы вакуумной техники» предназначен для обучения студентов по специальности 150801 «Вакуумная и компрессорная техника физических установок» дистанционной, заочной и дневной форм обучения.

Омский государственный университет путей сообщения

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ТРУБОПРОВОДАХ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЫ ДИЗЕЛЕЙ

В статье приводятся методика и результаты экспериментальных исследований тепловых процессов в трубопроводах высокого давления топливной аппаратуры дизелей. Ключевые слова: топливная аппаратура, дизель, тепловизионный контроль, трубопровод

высокого давления, топливный насос высокого давления, форсунка.

В настоящее время на кафедре «Локомотивы» Омского государственного университета путей сообщения ведется разработка технологии тепловизионного контроля топливной аппаратуры (ТА) дизелей на основе визуализации температурных полей нагнетательных трубопроводов.

На нагрев узлов и элементов топливной системы высокого давления дизеля влияет множество факторов:

 температура в цилиндре дизеля, которая, в свою очередь, определяется состоянием цилиндропоршневой группы (компрессионные и маслосъемные кольца), характеристиками топливной аппаратуры (угол опережения подачи топлива, давление и продолжительность впрыска), температурой охлаждающей воды;

 — излучение деталей дизеля, имеющих высокую температуру поверхности (блок дизеля, выхлопной коллектор);

 техническое состояние и качество работы отдельных элементов топливной аппаратуры (нагнетательный клапан и плунжерная пара топливного насоса высокого давления (ТНВД), сопловой наконечник форсунки) [1-3].

Рассмотреть всю совокупность факторов на данном этапе исследований без каких-либо ограничений не представляется возможным.

Например, не известно, в какой степени на нагрев форсунки и нагнетательного трубопровода влияет температура в цилиндре дизеля. Очевидно предположить, что форсунка (охлаждаемая водой и циркулирующим топливом), находясь в плотном контакте с цилиндровой крышкой, воспринимает значительное количество теплоты. Кроме того, обладая определенной массой и толщиной стенок, является инерционной в скорости изменения температуры. Следовательно, контроль температуры нагрева форсунки не даст однозначной оценки, что является причиной отклонения температуры поверхности от нормы (состояние поршневых колец или изменение характеристик топливоподачи по причине ухудшения состояния отдельных элементов форсунки).

Нагнетательный трубопровод находится в плотном соединении с форсункой. Очевидно, что он так



Технические характеристики дизеля 6ЧН16-22,5

147
750
6
0,160
0,225
0,004524
13,4-13,5
1 - 5 - 3 - 6 - 2 - 4
0,241
0,00545
0,84
0,126-0,130
7,1-7,5
3,8-4,2
25,0±0,5

Технические характеристики тепловизора ИРТИС-2000

Приемник InSb, охлаждение жидким азотом Спектральный диапазон 3-5 мкм Пространственное разрешение <2mrad Поле зрения камеры 25×20 град 1,5 c Время сканирования кадра Чувствительность к перепаду температуры на уровне 30° 0.05 От минус 20 до плюс 200 °C Диапазон измерения температуры Точность измерения +1 % 5ч Время автономного режима работы Масса прибора 1.8 кг

Технические характеристики пирометра Raytek MiniTemp

Таблица З

Таблица 2

Диапазон измерений	-18 275°C (-30 200±C)
Точность (при температуре окружающей среды 23°±С)	±2 %, но не меньше ±2°С в диапазоне −1° 275°С; ±3°С в диапазоне −18±−1°С
Воспроизводимость	±2 % от ИВ, но не меньше ±2°С
Время отклика; спектральный отклик	500 мс (95 % от ИВ); 7 18 м
Коэффициент излучения	фиксированный 0,95
Рабочая температура	0 50°C
Вес / Габариты	227 г /152×101×38 мм
Лазер (Класс II)	Laser Point6

же воспринимает какую-то долю теплоты от цилиндровой крышки (через форсунку) и подвержен воздействию теплового излучения блока дизеля. Топливные системы высокого давления дизелей с ТНВД блочного типа (ПД1М, K6S310DR и т. д.) имеют нагнетательные трубопроводы длиной до 1,5 м [4]. Поэтому можно предположить, что температура в средней части трубопровода (и далее к ТНВД) в значительной степени будет определяться техническим состоянием соплового наконечника форсунки, нагнетательного клапана и плунжерной пары ТНВД и параметрами самой топливной аппаратуры (цикловая подача топлива). Главными параметрами топливоподачи, определяющими температуру поверхности (нагрева) нагнетательного трубопровода, являются давление, температура и расход циркулирующего топлива. В свою очередь, они зависят от множества других факторов (техническое состояние элементов ТА, температура окружающей среды, плотность топлива). Кроме того, давление в нагнетательном трубопроводе за цикл изменяется в значительных пределах (от 20 до 70 МПа) по сложному закону и зависит от режима работы силовой установки тепловоза (режим холостого хода, частичной нагрузки или номинальной мощности) [5].

Для подтверждения предположения о различной степени нагрева нагнетательных трубопроводов в зависимости от технического состояния топливной ОМСКИЙ НАУЧНЫЙ ВЕСТНИК № 3 (113) 2012









Рис. 3. Термограммы трубопроводов высокого давления после 20 мин работы дизеля под нагрузкой

аппаратуры (форсунка, ТНВД) и предварительной оценки о возможности проведения теплового (тепловизионного, пирометрического) контроля их работоспособности проведен ряд экспериментов на дизеле 6ЧН16/22,5 фирмы Skoda кафедры «Локомотивы» (рис. 1).

Дизель 6ЧН16/22,5 — четырехтактный, с газотурбинным наддувом, номинальная мощность — 147 кВт, при частоте вращения коленчатого вала 750 мин⁻¹. В топливной системе высокого давления используются ТНВД блочного типа. Технические характеристики двигателя приведены в табл. 1.

Для проведения бесконтактного теплового контроля использовались пирометр Raytek MiniTemp и портативный компьютерный термограф (тепловизор) ИРТИС 2000, состоящий из: ИК-приемной камеры, компьютера типа NOTEBOOK, и специального программного обеспечения (рис.1). Технические характеристики приборов приведены в табл. 2, 3.

На первом этапе для общей оценки технического состояния цилиндропоршневой группы, топливной аппаратуры и качества протекания рабочего процесса были определены (при помощи максиметра (рис. 2)) давление сжатия (P_c) и максимальное давление сгорания (P_z) по цилиндрам. Газы из цилиндра двигателя поступали к манометру, проходя через невозвратный клапан. При включенных топливных насосах манометр показывал давление сгорания, а при выключенной подаче топлива — давление в конце сжатия. Ошибка измерений не превышала 0,03 МПа и является незначительной.

-10

Установлено, что в I, II и III цилиндрах не создается необходимое давление сгорания. Очевидно, что при удовлетворительном техническом состоянии цилиндропоршневой группы причина заключается в качестве работы топливной аппаратуры.

Эксперимент по контролю температуры нагрева нагнетательных трубопроводов проводился в следующей последовательности:

— подготовка к работе тепловизора и пирометра;

— запуск дизеля; прогрев дизеля при частоте вращения 450 мин⁻¹ в течение 10 мин.;

— включение нагрузочного реостата;

— вывод дизеля на вторую ступень нагрузки;

— работа дизеля на второй ступени нагрузки в течение 20 мин;

Режим	Параметр	Цилиндр						
малых нагрузок		1	2	3	4	5	6	
N. 00.7 D	Рс, МПа	2,4	2,4	2,3	2,3	2,4	2,5	
$N_e = 22,7$ квт $n = 450 \text{ мин}^{-1}$	Р _z , МПа	2,6	3,5	3,2	4,85	4,9	5,1	
	t _{тр} , °С (40 см)	33,3	34,2	32,9	39,2	39,8	41,5	
Опыт № 2 г	юсле смены	Замена форсунок						
положения	і форсунок	4	5	6	1	2	3	
NL 04 D	Р _с , МПа	2,3	2,4	2,5	2,4	2,4	2,3	
$n = 450 \text{ мин}^{-1}$	Р _z , МПа	5,2	4,95	5,0	2,8	3,2	3,1	
	t _{тр} , °С (40 см)	41,2	40,1	39,4	35,3	35,2	34,9	

омский научный вестник №3 (113) 2012

 проведение пирометрического и тепловизионного контроля температуры поверхности нагнетательных трубопроводов;

 — переустановка форсунок по цилиндрам и повторение вышеперечисленных операций;

— анализ полученных результатов.

Результаты пирометрического контроля представлены в табл. 4, в которой приведены для различных цилиндров дизеля давления воздуха в конце процесса сжатия (P_c), максимальная величина давления сгорания топлива (P_z) и температура на поверхности трубопроводов (t_{тр}). Исследования проведены для режимов работы дизеля на малых нагрузках. Температура на поверхности трубопровода определялась на расстоянии 40 см от ТНВД.

Одновременно с пирометрическим контролем проводилось термографирование топливной аппаратуры дизеля, при первоначальном расположении форсунок по цилиндрам (рис. 3).

Эксперимент проводился на дизеле, имеющем удовлетворительное состояние цилиндропоршневой группы, следовательно, возможное влияние поршневых колец на давление и температуру в цилиндре было исключено.

Анализ результатов эксперимента показал, что температура поверхности нагнетательного трубопровода свидетельствует о неудовлетворительном техническом состоянии топливной аппаратуры (форсунок). Правомерность принятого заключения подтверждается переустановкой форсунок по цилиндрам и определением максимального давления сгорания (табл. 4).

В конце работы можно сделать следующие выводы:

1. Предложена методика оценки рабочего процесса в цилиндрах дизеля по температуре трубопроводов насоса высокого давления. 2. Необходимы дальнейшие теоретические и экспериментальные исследования влияния температуры трубопровода на оценку состояния топливной аппаратуры и цилиндропоршневой группы дизеля.

Библиографический список

 Лышевский, А. С. Питание дизелей : учеб. пособие / А.С. Лышевский. – Новочеркасск : Типография политехн. института, 1974. – 468 с.

2. Криворудченко, В. Ф. Современные методы технической диагностики и неразрушающего контроля деталей и узлов подвижного состава железнодорожного транспорта : учебник для вузов ж.-д. трансп. / Р. А. Ахмеджанов, В. Ф. Криворудченко. — М. : Маршрут, 2005. — 436 с.

3. Гуревич, А. Н. Топливная аппаратура тепловозных и судовых двигателей типа Д100 и Д50 : учебное пособие / А. Н. Гуревич, З. И. Сурженко, П. Т. Клепач. — М. : Машиностроение, 1968. — 248 с.

4. Локомотивные энергетические установки : учебник для вузов ж.-д. трансп. / А. И. Володин [и др.] ; под. общ. ред. А. И. Володина. — М. : Желдориздат, 2002. — 718 с.

5. Блинов, П. Н. Совершенствование технического обслуживания и ремонта топливной аппаратуры тепловозных дизелей : дис. ... д-ра техн. наук / П. Н. Блинов. — Омск, 1986. — 178 с.

БАЛАГИН Дмитрий Владимирович, аспирант кафедры «Локомотивы».

Адрес для переписки: <u>balagin@mail.ru</u>

Статья поступила в редакцию 02.02.2012 г. © Д. В. Балагин

Книжная полка

Белокрылов, И. В. Теория, расчет и конструирование роторных компрессоров : конспект лекций / И. В. Белокрылов, С. Н. Михайлец ; ОмГТУ. – Омск: Изд-во ОмГТУ, 2011. – 83 с- ISBN 978-5-8149-1142-1.

Конспект лекций по дисциплине «Теория, расчет и конструирование роторных компрессоров» предназначен для студентов, обучающихся по специальностям 150801 «Вакуумная и компрессорная техника физических установок» и 140401 «Техника и физика низких температур» всех форм обучения.

Б. А. ГУПАЛОВ В. В. ЗАКУРАЕВ

Новоуральский технологический институт Национального исследовательского ядерного университета «Московский инженернофизический институт»

АНАЛИЗ ПРИЧИН ПОТЕРИ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ ТОЧНОСТИ ФРИКЦИОННЫХ ДИСКОВ

Для установления причин потери стабильности геометрических параметров фрикционных дисков, а также образования искажений их геометрических форм рассмотрена теплофизическая обстановка при плоском шлифовании деталей. Проведен расчет технологических напряжений. Предложены способы повышения размерной стабильности фрикционных дисков и пути их реализации.

Ключевые слова: расчет температурных полей, остаточные напряжения, потеря точностных параметров.

Развитие машиностроения характеризуется резким ужесточением основных параметров машин. Увеличиваются скорости, мощности, нагрузки, температуры, уменьшается вес конструкций. Этот процесс закономерен. Темпы ужесточения параметров машин в дальнейшем будут нарастать. Поэтому проблема надежности машиностроительной продукции приобретает первостепенное значение.

ОАО «НПК «Уралвагонзавод» производит выпуск дорожной техники — тракторов, экскаваторов и др. Такие машины содержат элемент трансмиссии фрикционные диски. К фрикционным дискам предъявляются требования сохранения стабильной геометрической формы, качества поверхности. Недостаточное обеспечение размерной стабильности в заданном допуске приводит к снижению надежности диска, а также всего фрикционного механизма в целом, при этом увеличиваются затраты на эксплуатационный ремонт трансмиссии.

При освоении производственной программы возникли проблемы обеспечения допуска на отклонение от плоскостности (0,15 мм) [1].

Для анализа фактической точности изготовления дисков, а также характера отклонений и формы дисков были проведены замеры отклонений дисков от плоскостности (выборка из 60 дисков). Значения отклонений дисков фиксировались в трех положениях — в областях наружного, внутреннего диаметров, а также в средней части кольца, при повороте диска через каждые 30°. Измерения проводились с помощью индикатора бокового действия и инструментального микроскопа в измерительной лаборатории. Условия, поясняющие технологию измерения, приведены на рис. 1.



Рис. 1. Технология измерения отклонений фрикционных дисков от плоскостности

По данным измерений были составлены графики зависимости отклонений от плоскостности от изменения угла поворота дисков (рис. 2).

В результате проведенного анализа были сделаны следующие выводы:

1. Максимальный размах отклонений от плоскостности дисков достигает 0,5 мм.

2. Около 51 % дисков не укладываются в требуемый допуск 0,15 мм, причем по внутреннему диаметру 45,85 % бракованных деталей; по среднему диаметру 47,35 %; по наружному диаметру 50,95 %. (Обработка результатов измерений проводилась с определением точностных параметров на основании закона нормального распределения.)

3. Характер изменения графиков отклонений величины неплоскостности по окружности диска свидетельствует о возникновении «волнообразного» колебания погрешности (рис. 2), т.е. по длине окружности дисков образуется волнообразная изогнутость. Параметры углового шага волны примерно равны 90°. Важным является то, что погрешность увеличивается от внутреннего диаметра к наружному. Это свидетельствует о том, что наиболее вероятной формой диска будет «тарелчатость». Обобщив результаты измерений, можно утверждать, что преимущественным характером искажения геометрической формы дисков является «тарельчатость» с наложением волнообразной изогнутости на плоскость кольца.

Для установления причин потери стабильности точностных параметров фрикционных дисков, а также образования определенного характера отклонений геометрических форм был проведен анализ технологического процесса изготовления деталей. При технологической операции плоского шлифования изделий торцам круга на планшайбе с припуском на обработку 0,3 мм (рис. 3), в связи с конструктивными особенностями фрикционных дисков, на их поверхности возникают два участка с различными размерами контактной площадки зоны резания (рис. 4), на которых могут возникать различные температурные поля, приводящие, согласно работе [2], к неоднородности поля остаточных напряжений. В связи с этим целесообразно изучение тепловых явлений, возникающих при механической обработке деталей, в частности шлифовании. И тот факт, что при исследовании технологической наследственности изготовления фрикционных дисков, приведенные в работе [3], наибольшие отклонения от плоскостности деталей наблюдались при финишной операции чистового шлифования, также подтверждают обоснованность данного выбора.

С целью исследования теплофизической обстановки при шлифовании использовали методы теоретических оценок температурных параметров, возникающих в зоне резания поверхности контакта инструмента с изделием — А. Н. Резникова [4]. В методе математического описания тепловых явлений учитывалось то, что формоизменения обрабатываемой детали осуществляется не шлифовальным кругом в целом, а его активными зернами, расположение которых на режущей поверхности инструмента подчинено вероятностным законам, поэтому процесс обработки также относиться к стохастическим. Такая схематизация теплообмена при механической обработке деталей приближена к реальной физике процесса шлифования, что позволяет добиться, согласно работе [4], минимального расхождения между расчетными и экспериментальными данными, находящимися в пределах 12-30 %. Эти данные свидетель-



 фрикционные диски (конструкционная сталь 65Г);
 2 — планшайба (магнитная плита);
 3 — абразивный инструмент (13А40НСМ2 Бакелит. ВА, круг сегментный 10Х40Х150 мм), скорость детали — V₁=41 м/мин, скорость круга — V=22 м/с, вертикальная подача — t=0,015 мм

ствуют о приемлемой точности способов оценки теплофизической обстановки при шлифовании по методу А. Н. Резникова.

Для решения поставленных задач были приняты следующие допущения:

 идеализирована геометрическая форма детали, из предположения, что на адиабатической поверхности полупространства действуют два двухмерных (полосовых) быстродвижущихся источника равномерной интенсивности q с различными длинами дуги контакта поверхности абразивного инструмента с деталью (L). Схематизация процесса теплообмена при шлифовании фрикционных дисков представлена на рис. 5;

2) значения температур, возникающих при шлифовании, определены без учета работы СОЖ. Данный расчет включал в себя нахождение результата 38 расчетных уравнений, которые учитывали всю ОМСКИЙ НАУЧНЫЙ ВЕСТНИК № 3 (113) 2012



Рис. 4. Фрикционные диски с двумя различными участками размеров контактной площадки (LXB) зоны резания поверхности контакта инструмента с изделием





Таблица 1

Значение температур на поверхности контакта круга с деталью

Найденная величина	Значение для участка I с длиной контакта L=135 мм	Значение для участка II с длиной контакта L=34 мм	
Средняя температура на поверхности контакта круга с деталью (θ), °С	299	114	
Наибольшая температура на поверхности контакта круга с деталью (θ_{max}), °C	368	137	

динамику процесса. Некоторые значения температур представлены в табл. 1;

3) по значению θ_{\max} и расчетным формулам, которые удовлетворяют условию задачи: а) $\theta(x,y) = = \theta_{\max} \tau_1(\psi; \nu)$, (функция $\tau_1(\psi; \nu)$ — по графику для быстродвижущего полосового источника равномерной интенсивности [4, с. 264]) — в системе координат, движущейся с источником; б) $\theta(x,0) = \theta_{\max} \cdot \sqrt{\psi}$ в пределах контактной площадки (x<L, y=0), определили для двух участков глубину и интенсивность прогревания детали в процессе обработки. Графики распределения температуры по сечению тела в момент контактного периода для различного момента времени, необходимые для анализа структурных превращений и расчета остаточных напряжений в различных слоях шлифуемой детали, представлены на рис. 6.

Из графиков (рис. 6) видно, что различные длины контакта участков I и II, а следовательно, и различ-







Рис. 7. Эпюры распределения остаточных напряжений по сечению тела: а — для участка I с длиной контакта L=135 мм; б — для участка II с длиной контакта L=34 мм

ное время работы источника в данных зонах вызывают неодинаковое тепловое воздействие шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью детали, что приводит к неравномерности распределения температурного поля по сечению детали и значительного нагрева участка I.

Для анализа напряжений, создаваемых в процессе термической обработки, на границах участков I и II в различных слоях шлифуемой детали был проведен их расчет на основе метода [5], поскольку он прост и позволяет рассчитывать остаточные напряжения с учетом структурных превращений. Графики распределения остаточных напряжений первого и второго участка зоны резания представлены на рис. 7.

Анализ полученных эпюр свидетельствует, что при шлифовании образуется много тепла, происходит мгновенный нагрев тонкого наружного слоя детали, что вызывает расширение последнего. Дальнейшее очень быстрое охлаждение этого слоя сопровождается его сжатием, чему препятствует холодный нижележащий слой. В итоге, как видно на графиках (рис. 7), в наружном слое оказываются остаточные напряжения растяжения, а в нижележащем — уравновешивающие их напряжения сжатия. Поскольку при шлифовании возникают два различных участка с большей и меньшей площадью (L×B) контакта, а расчеты показывают, что уровни температур при шлифовании существенно отличаются, то тепловые деформации соответствуют уровню этих температур. Этому же условию и соответствуют эпюры и остаточных напряжений.

Вышеизложенные результаты исследования позволяют заключить следующее: различная теплофизическая обстановка приводит к неравномерности поля остаточных напряжений, равно как и структурной неоднородности. На границах участков «структурной пестроты» возникают повышенные напряжения, т.е. эти границы являются структурными концентраторами напряжений. Указанные условия являются причиной самопроизвольного изменения геометрических размеров и форм высокоточных маложестких деталей типа дисков. Их неоднородность вызывает образование определенного характера искажений геометрических форм дисков: «тарельчатости» с наложением волнообразной изогнутости на плоскость кольца с шагом около 90°.

Для стабилизации и снижения остаточных напряжений имеются два направления их реализации:

1. Создание такого технологического процесса, который может обеспечивать получение изделий и заготовок с низким уровнем остаточных напряжений, релаксация которых в готовых деталях и перераспределение при механической обработке заготовок не будут приводить к заметным изменениям форморазмеров.

Первое направление требует выбора и поддержания таких режимов технологического процесса изготовления деталей, которые обеспечили бы низкий уровень остаточных напряжений с благоприятной схемой их расположения без снижения механических свойств и других эксплуатационных характеристик материала изделия. Все сказанное может быть достигнуто при условии оснащения системами автоматического регулирования и мониторинга параметров технологических операций, а также системами автоматического неразрушающего контроля остаточных напряжений деталей в процессе их изготовления. Нам известно, что такие системы находятся на стадии исследования и их практическая реализация пока не завершена.

2. В том случае, когда особенности технологического процесса не позволяют изготавливать изделия с низким (безопасным) уровнем остаточных напряжений, необходимы дополнительные приемы, позволяющие снижать и стабилизировать остаточные напряжения. К ним можно отнести: а) термические, б) механические, в) термомеханические, г) специальные методы обработки. Одним из эффективных методов является вибрационное старение [1, 2].

НТИ НИЯУ «МИФИ» и ОАО «НПК «Уралвагонзавод» разрабатывают новый способ виброправки фрикционных дисков. В настоящее время проводятся экспериментальные исследования процесса [6].

Библиографический список

1. Гупалов, Б. А. Анализ возможности создания способа вибрационной правки деталей типа дисков / Б. А. Гупалов, В. В. Закураев // Состояние и перспективы развития сборочносварочного производства : сб. докл. Междунар. науч.-техн. конф., посвящ. 75-летию сварочного производства ОАО «НПК «Уралвагонзавод». — Нижний Тагил, 2011. — С. 203–205. 2. Вишняков, А. Д. Управление остаточными напряжениями в металлах и сплавах / Я. Д. Вишняков, В. Д. Пискарев. — М. : Металлургия, 1989. — 254 с.

Антонюк, В. Е. Динамическая стабилизация геометрических параметров деталей знакопеременным нагружением / В. Е. Антонюк. – Минск : Технопринт, 2004. – 184 с.

4. Резников, А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. — М. : Машиностроение, 1981. — 279 с.

5. Ящерицын, П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Минск : Наука и техника, 1973. – 184 с.

6. Гупалов, Б. А. Кинетика изменения геометрических параметров фрикционных дисков при вибрационной обработке / Б. А. Гупалов, В. В. Закураев // Вестник науки Сибири. — 2011. — № 1(1). [Электронный ресурс]. — С. 682–685. — Режим доступа: <u>http://sjs.tpu.ru/journal/article/view/131</u> (дата обращения: 20.01.2012).

ГУПАЛОВ Борис Алексеевич, аспирант кафедры технологии машиностроения.

ЗАКУРАЕВ Виктор Владимирович, кандидат технических наук, доцент, заведующий кафедрой технологии машиностроения.

Адрес для переписки: <u>tm@nsti.ru</u>

Статья поступила в редакцию 24.01.2012 г. © Б. А. Гупалов, В. В. Закураев

Книжная полка

Основы нанонауки и перспективы нанотехнологий : учеб. пособие для вузов по направлению 211000 «Конструирование и технология электронных средств»: в 2 ч. / О. В. Кропотин [и др.]; под ред. К. Н. Полещенко ; ОмГТУ. – Омск : Изд-во ОмГТУ, 2011. – ISBN 978-5-8149-1201-5. Ч. 1. – 76 с. – ISBN 978-5-8149-1202-2.

В первой части изложены исторические аспекты возникновения нанотехнологий, рассматриваются методологические и физические основы нанонауки, типы нанообъектов и наноматериалы, методы исследования нанообъектов и наноматериалов. Предложены контрольные вопросы по темам.

Ч. 2. – 77 с. – ISBN 978-5-8149-1203-9.

Во второй части пособия рассмотрены методы получения наночастиц, освещены вопросы применения нанотехнологий в электронике и трибологии; изложены перспективы инновационного развития нанотехнологий. Предложены контрольные вопросы по темам.

Ахметзянов, М. Х. Сопротивление материалов : учеб. для техн. вузов по направлению «Строительство» / М. Х. Ахметзянов, И. Б. Лазарев. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Юрайт, 2011. – 298 с. – ISBN 978-5-9916-1253-1.

Книга охватывает основные вопросы прочности, жесткости и устойчивости стержня при статических и динамических воздействиях. Рассмотрены простые (растяжение-сжатие, сдвиг, плоский изгиб и кручение) и сложные деформации стержня (косой изгиб, растяжение или сжатие с изгибом, кручение и изгиб), а также продольно-поперечный изгиб. Отдельная глава посвящена экспериментальным методам определения напряжений и деформаций.

Федотов А. В. Основы теории дискретных и нелинейных систем автоматического управления : учеб. пособие / А. В. Федотов ; ОмГТУ. – Омск : Изд-во ОмГТУ, 2011. – 115 с. – ISBN 978-5-8149-1144-5.

В учебном пособии рассматриваются расширенные модели и методы теории автоматического управления, позволяющие учитывать при исследовании такие особенности систем автоматического управления, как переменные параметры системы, запаздывание реакции системы, квантование сигналов по времени и нелинейность преобразования сигналов в системе.

А. Ю. КАЗАКОВ А. С. КУРОЧКИН И. Ю. ЛЕСНЯК

Омский государственный технический университет

РАЗРАБОТКА АВТОНОМНОЙ БОРТОВОЙ СИСТЕМЫ СПУСКА ОТДЕЛЯЮЩИХСЯ ЧАСТЕЙ СТУПЕНЕЙ РАКЕТ КОСМИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ

Статья посвящена разработке автономных бортовых систем спуска (АБСС) отделяющихся частей (ОЧ) ступеней ракет космического назначения (РКН) с жидкостными ракетными двигателями (ЖРД); рассмотрен основной состав и структура взаимодействия подсистем АБСС; обозначены основные критерии при проектировании каждой подсистемы; предложены рекомендации по разработке АБСС.

Ключевые слова: тепло- и массообмен, система газификации, внутрибаковые устройства, теоретико-экспериментальные исследования, граничные условия, газовый ракетный двигатель.

Работа выполнена при поддержке государственного контракта Минобрнауки 02.740.11.0178 и грантов РФФИ 10-08-00064-а, РФФИ 10-08-05016-б и РФФИ 11-08-05047-б.

Введение. Для снижения техногенного воздействия ОЧ ступеней РКН с жидкостными ракетными двигателями (ЖРД) на окружающую среду предлагается использовать АБСС, работа которой основана на использовании энергии, содержащейся в жидких остатках компонентов ракетного топлива (КРТ) после выключения ЖРД, для совершения маневров с применением газовых ракетных двигателей (ГРД). Наличие остатков КРТ обусловлено различными причинами и может составлять до 3 % от начальных запасов топлива, а остатки сжатого газа в шар-баллонах могут составлять до 30 % от начальных запасов, представляя потенциальную угрозу взрыва ОЧ на орбитах выведения полезных нагрузок или преждевременного взрыва при спусках в районы падения [1].

В работах [2] рассмотрены различные системы снижения техногенного воздействия ОЧ ступеней РКН на окружающую среду, в том числе система газификации и сброса остатков КРТ через сопла сброса в окружающее космическое пространство.

Работа АБСС определяется в первую очередь протеканием процесса газификации жидких остатков КРТ в условиях невесомости и неопределенности граничного и фазового состояния газожидкостной смеси.

1. Особенности и общая схема системы газификации жидких остатков компонентов ракетного топлива. Под понятием «газификация» подразумевается преобразование в горючие газы органической части твердого или жидкого топлива при высокотемпературном нагреве (1000...2000 °C) с окислителем или газифицирующим агентом (кислород, воздух, углекислый газ и т.д.) [3]. Все способы газификации топлив, несмотря на их большое разнообразие, характеризуются одними и теми же химическими реакциями и процессами. Для предлагаемого способа газификации характерна общность физико-химических процессов, однако имеется ряд существенных отличий в виде дополнительных ограничений, накладываемых спецификой предлагаемого способа:

 — ограничение диапазона давлений в баках ОЧ ступеней РКН из условия термопрочностного нагружения конструкции;

 — ограничение диапазона температур протекания процесса газификации из условия термопрочностного нагружения конструкции;

 — максимально возможное сохранение химического состава газифицируемых КРТ с целью достижения максимального удельного импульса ГРД.

Последнее требование накладывает дополнительные ограничения на состав теплоносителя (TH), допустимую концентрацию TH в составе газифицированных КРТ, позволяющую реализовать процесс химического взаимодействия в камере ГРД.

Функционирование предлагаемой системы газификации (СГ) жидких остатков КРТ основано на подаче ТН в бак с остатками КРТ, получаемого за счет работы газогенератора.

Состав системы газификации жидких остатков КРТ представлен на рис. 1.

Ключевым элементом в СГ является газогенератор, выбор которого осуществляется по следующим исходным данным:

— расход ТН,

— процентное соотношение продуктов газификации, входящих в состав ТН,

 — количество теплоты, необходимое для газификации заданных остатков КРТ,

- время работы системы газификации,
- параметры струи ТН.



Рис. 1. Обощённый состав системы газификации жидких остатков КРТ

В качестве критериев выбора типа ГГ и его проектно-конструктивных параметров принимаются: — масса системы газификации m_{сг},

— масса системы газификации п_{сг}, — объем системы газификации, как функция от

 \sim объем системы газификации, как функция ог массы V_{CT} = f(m_{CT}).

В качестве примера приведем схему системы газификации жидких остатков КРТ (керосин – кислород) для РКН «Русь-М».

На рис. 2 приведена пневмогидравлическая схема системы газификации жидких остатков КРТ, например керосина.

Газ высокого давления (до 25 МПа), заключенный в баллоне 1, поступает через клапан 2 в газовый редуктор 3, где его давление снижается до необходимого значения. Далее газ поступает в выжимные емкости 4,5, откуда топливо вытесняется и по трубопроводам поступает через дроссели 6 в камеру газогенератора 8, разрывая установленную на трубопроводе мембрану 7. Поступившее в газогенератор топливо воспламеняется и полученный теплоноситель поступает через газоструйный излучатель 9 в бак с остатками керосина.

Принципиальная схема системы получения ТН для газификации кислорода схожа с системой газификации керосина. Отличие лишь в используемом газогенераторе (однокомпонентный) и параметрах получаемого теплоносителя (массовый секундный расход и химический состав).

Применительно к топливной паре кислород – керосин, были рассмотрены различные типы ГГ: твердотопливные, жидкостные однокомпонентные и двухкомпонентные [4].

На основе проведенных исследований были выбраны следующие типы ГГ:

— двухкомпонентный ЖГГ, для газификации керосина, работающий на топливной паре кислород – керосин. Данный ЖГГ был выбран из условий обеспечения заданного химического состава ТН;

 — однокомпонентный ЖГГ на перекиси водорода — для газификации кислорода.

 твердотопливный ГГ (ТГГ), применение которого возможно как для газификации керосина, так и кислорода. В зависимости от вида газифицируемого компонента выбирается химический состав ТГГ.

Использование ТГГ позволяет формировать заранее заданный состав теплоносителя (ТН), при этом достигается следующее:

 — исключаются элементы жидкостного газогенератора (емкости для топлива с мембранами, сжатого газа, соответствующие магистрали и автоматика);

 — упрощается эксплуатация РН при подготовке к пуску (нет заправочных станций, этапа заправки).

Расход, температура ТН и циклограмма работы ГГ выбираются из условия полной газификации





остатков КРТ и в соответствии со схемой полета отделяющейся части РКН.

Другим ограничением при выборе ЖГГ, согласно температурно-прочностным свойствам применяемых материалов топливного бака, являются температура и параметры струи ТН.

Основными критериями при разработке системы газификации остатков КРТ являются масса и объем проектируемой системы, которые выбираются из условия заданной массы $m_{C\Gamma}^{saa}$ и заданного объема $V_{C\Gamma}^{saa}$:

$$m_{C\Gamma} = m_{T} + m_{F} + m_{\Gamma\Gamma} + m_{CR} + m_{CP} \le m_{C\Gamma}^{3aA}$$
, (1)

$$V_{CT} = V_{F} + V_{TT} + V_{CR} + V_{CP} \le V_{CT}^{3aA}, \qquad (2)$$

где $m_{_{\rm CF'}}$ V $_{_{\rm CF}}$ — масса и объем системы газификации; $m_{_{\rm T}}$ — масса топлива;

т_{Б'}, V_Б — масса и объем баллонов топлива;

 $m_{\Gamma\Gamma}$, $V_{\Gamma\Gamma}$ — масса и объем $\Gamma\Gamma$;

 $m_{_{CB^\prime}}^{-}$ масса и объем системы ввода TH в бак с остатками KPT;

 $m_{_{\rm CP'}}$ V $_{_{\rm CP}}$ — масса и объем системы регулирования подачи топлива в ГГ.

Из проведенных предварительных оценок (рис. 3) следует, что наибольшая масса в (1) приходится на массу топлива т, необходимого для газификации остатков КРТ, а максимальный объем в (2) занимают емкости под топливо для ГГ.

Исходя из этого, предлагается использовать дополнительные методы для интенсификации процесса газификации остатков КРТ, и тем самым уменьшить как затраты энергии, расходуемой на нагрев и испарение жидких КРТ, нагрев конструкции и газовой подушки, так и массы топлива m_т и m_Б, V_Б под него. В качестве возможного метода предлагается исполь-



Рис. 3. Диаграмма массы системы газификации керосина и окислителя для РКН «Русь-М»

зование акустического воздействия на ТН, с применением штуцеров ввода ТН в топливные баки ОЧ ступени РКН, снабженных газоструйными излучателями. Наиболее предпочтительным вариантом газоструйного излучателя является генератор Гартмана, работающий на сверхкритическом перепаде давления и сокращающий запасы топлива m_т для обеспечения процесса газификации на 15-20 % [5].

Внутрибаковые устройства. Существует несколько способов повысить эффективность работы системы газификации жидких остатков КРТ, используя внутрибаковые устройства. Оптимизация процесса газификации осуществляется по нескольким критериям:

полное время газификации остатков КРТ;

 время достижения концентрации паров КРТ значения, позволяющего запустить газовый ракетный двигатель;

концентрация паров топлива в баке РКН;

— энергетические затраты необходимые для полной газификации КРТ.

При протекании процесса газификации часть энергии, получаемая от теплоносителя, уходит на нагрев конструкции бака, а также газа наддува, находящегося в баке РН. Эта энергия относится к потерям, и ее минимизация приведет к увеличению эффективности системы газификации в целом. Кроме того, низкая концентрация продуктов газификации, вследствие разбавления газифицированных КРТ инертным газом наддува, приводит к снижению эффективности работы газового ракетного двигателя.

Для решения данных проблем предлагается использовать такие внутрибаковые устройства, как: — сетчатый фазоразделитель (СФ);

— клапан сброса газа наддува.

Значительное влияние на систему газификации жидких КРТ накладывает условие расположения остатков КРТ в баках ОЧ РКН. Для снижения энергетических затрат требуется целенаправленное воздействие горячего теплоносителя на КРТ. В условиях неопределенности расположения относительно небольшого количество КРТ (1-3%) сделать это весьма затруднительно. Целью разработки СФ является оптимизация расположения КРТ и уменьшение энергетических затрат при газификации КРТ.

Использование СФ позволяет ограничить объем, в котором находятся остатки КРТ, и задержать их при перегрузках в процессе отделения ОЧ. Принцип работы СФ основан на капиллярном эффекте. Размер ячеек сетки определяется из условия протекания КРТ при действии перегрузки, давления наддува, при допустимом гидродинамическом сопротивлении.

$$F_{a} = F_{H};$$

$$F_{H} = \sigma 2\pi r \cos\Theta;$$

$$F_{a} = \rho \pi h^{2}a;$$

$$r = \frac{\sigma \cdot 2\pi \cdot \cos\Theta}{\rho ha},$$

r

где г — радиус капиллярного отверстия в сетке, б сила поверхностного натяжения жидкости, Θ — угол смачивания жидкости, р — плотность жидкости, h высота столба жидкости над сеткой, а — ускорение жидкости при движении по направлению к сетке, F_a — сила, с которой жидкость воздействует на элемент сетки, $F_{\rm H}$ — сила поверхностного натяжения.

Размер ячеек разделительной сетки выбирается в зависимости от типа жидких остатков КРТ (несимметричный диметилгидразин, керосин, азотная кислота и т.д.), что связано с коэффициентом поверхностного натяжения каждого из компонентов, например, расчет сетки для РКН «Русь-М». КРТ (керосин) в баке подвергается перегрузкам при отключении двигателя первой ступени и воздействии маршевого двигателя второй ступени. Топливо с определенным ускорением движется из нижней части



Рис. 4. Зависимость размера ячейки от ускорения КРТ



Рис. 5. Зависимость остаточного давления после сброса газа наддува к конечной концентрации инертного газа в продуктах газификации

бака к верхней и сталкивается с сеткой. Сетка должна иметь размер ячейки, позволяющий ей оставаться непроницаемой (рис. 4).

Для повышения энергетической эффективности газового ракетного двигателя предложено использовать сброс газа наддува перед началом газификации жидких остатков КРТ. Сброс газа наддува позволяет:

 снизить процентное содержание инертных газов в газовой подушке бака, что, в свою очередь, позволяет обогатить конечные продукты газификации парами КРТ (рис. 5);

 — получить дополнительный импульс при сбросе инертных газов через сопла сброса (рис. 6) и осуществить маневр или получить приращение скорости;

$$\begin{split} M_{\text{rasa}} &= P \cdot \frac{V_6}{R \cdot T_{\Gamma}}; \\ \omega &= \sqrt{2 \cdot \frac{k}{k-1} \cdot R \cdot T \! \left(1 - \! \left(\frac{p_a}{p_k} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right)} \\ \Delta V &= \omega \cdot \ln \frac{M_0}{M_1}, \end{split}$$

где $M_{raзa}$ — масса газа наддува в баке РКН, Р — давление в баке, $V_{\rm b}$ — объем газа, R — газовая постоянная, $T_{\rm f}$ — температура газа в баке, ΔV — приращение скорости, M_0 — масса ОЧ до сброса газа наддува, M_1 — масса ОЧ после сброса газа наддува, р_a — давление на срезе сопла, р_к — давление в камере сгорания, T — температура газа в камере сгорания.

 — снизить давление в баке РКН, тем самым приблизив его к давлению насыщенных паров жидких КРТ. Это позволяет достичь максимально эффективного процесса газификации — кипения.

Сброс газа наддува приводит к значительной потере внутренней энергии и падению его температуры, однако при этом падение температуры жидких КРТ и металлической конструкции бака незначительно.

В результате оптимизации процесса газификации энергетические затраты сокращаются на 15-20 %, а эффективность двигателя повышается до 25 %. Энергия вырабатываемая системой газификации напрямую зависит от массы необходимого топлива, которое необходимо дополнительно включить в мас-



Рис. 6. Схема системы сброса гелия, интегрированная в систему газификации для PH «Русь»: 1 — комплект запорных клапанов и регуляторов расхода; 2 — редуктор; 3 — клапан на магистрали двигателей; 4 - газовый ракетный двигатель

су систему газификации, вследствие этого уменьшение энергетических затрат приводит и к общему уменьшению массы системы газификации.

Газовый ракетный двигатель. Одним из важнейших элементов в АБСС является газовый ракетный двигатель, работающий на нестационарных компонентах ракетного топлива. Данное научное исследование является новым и для теоретических, и для экспериментальных работ в области газовых ракетных двигателей. Необходимо отметить, что есть в отечественном ракетном двигателестроении действующие газовые ракетные двигатели как маршевые, например РД-270 [6], где газификация обоих компонентов происходит в раздельных газогенераторах, так и двигатели малой тяги, но это двигатели либо на однокомпонентном газе (сжатый воздух или азот), либо на комбинированной основе (кислород — газ или жидкий керосин) — газовый РД малой тяги М15, РД малой тяги 17Д16, разработка НИИ МАШ.

При разработке методики проектирования ГРД были приняты следующие допущения [7]:

 — распределение зон смешения и горения по длине КС остается неизменным, однако остальные зоны (распыление и испарения) отсутствуют из-за специфики подачи КРТ;

— рассматриваемая система является гомогенной газовой системой;

— при определении проектно-конструктивных параметров ГРД используют методики определения проектно-конструктивных параметров для ЖРД как функции от теплофизических характеристик (*RT*) и показателя адиабаты *k* для химически обедненных КРТ, рассчитанных в программе «Terra» [8].

На рис. 7 представлена принципиальная схема ГРД с вихревой камерой сгорания.

Выводы

1. Определен состав системы газификации, сформулированы основные теоретические положения, допущения и гипотезы, в том числе о снижении энергомассовых затрат, граничных условиях жидкого топлива в баках при протекании процесса газификации в условиях малой гравитации.

2. Определены граничные условия процесса газификации жидких остатков КРТ. Рассмотрены различные варианты схем системы газификации с учетом вида газифицируемого КРТ. Рассмотрены методы интенсификации процесса газификации жидких остатков КРТ с целью уменьшения энергомассовых затрат.



Рис. 7. Схема ГРД с вихревой камерой сгорания: 1 — форсуночная головка, 2 — камера сгорания (зона смешения и горения), 3 — сверхзвуковое сопло, 4 — патрубок подачи О, 5 — патрубок подачи Г, 6 — система воспламенения (лазерная форсунка), 7 — вихревая предкамера

3. Рассмотрены внутрибаковые устройства для увеличения эффективности работы СГ. Описан принцип работы внутрибаковых устройств.

4. Проведен обзор существующих ракетных двигателей по схеме «газ – газ», разработанных ранее, существующих и перспективных ЖРД. Определены основные допущения при проектировании ГРД с нестационарными КРТ. Представлена предварительная принципиальная схема ГРД.

Библиографический список

1. Трушляков, В. И. Снижение техногенного воздействия ракетных средств выведения на жидких токсичных компонентах ракетного топлива на окружающую среду : моногр. / В. И. Трушляков, В. В. Шалай, Я. Т. Шатров ; ред. В. И. Трушляков. — Омск : Изд-во ОмГТУ, 2004. — 220 с.

2. Трушляков, В. И. Газификация жидких остатков ракетного топлива в условиях малой гравитации / В. И. Трушляков, В. Ю. Куденцов // Полет. — 2011. — № 3. — С. 33—39.

Химическая энциклопедия. В 5 т. Т. 1 / под ред. И. Л. Кнунянца. — М. : Советская энциклопедия, 1988. — 624 с.

4. Теория ракетных двигателей : учебник для студентов высших технических учебных заведений / В. Е. Алемасов [и др.]; под ред. В. П. Глушко. — М. : Машиностроение, 1989. — 464 с.

5. Ультразвук. Маленькая энциклопедия / Гл. ред. И. П. Голямина. — М. : Советская энциклопедия, 1974. — 400 с.

6. Добровольский, М. В. Жидкостные ракетные двигатели. Основы проектирования : учеб. для вузов / М. В. Добровольский ; под ред. Д. А. Ягодникова. — 2-е изд., перераб. и доп. — М. : Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2005. — 488 с.

7. Обоснование и создание дополнительных бортовых систем РН с ЖРД из условия снижения техногенного воздействия на окружающую среду : отчет о НИР (промежуточный). Шифр «Синева-О», этап 4, Ч. 1 / ОмГТУ ; науч. рук. В. И. Трушляков; исполн. : В. Ю. Куденцов [и др.]. – Омск, 2010. – 171 с. – Инв. № 02201054123. – Гос. рег. №01200960927.

8. Теоретические и экспериментальные исследования рабочих процессов в газовом ракетном двигателе : отчет о НИР (промежуточный). Шифр «Синева-Т», этап 4, Ч. 2 / НИИПММ при ТГУ ; науч. рук. В. А. Архипов [и др.]. — Томск, 2010. — 313 с. — Инв. № 02201054123, — Гос. рег. № 01200960927.

КАЗАКОВ Александр Юрьевич, аспирант кафедры авиа- и ракетостроения.

Адрес для переписки: <u>a.yu.kazakov@gmail.com</u> КУРОЧКИН Андрей Сергеевич, аспирант кафедры авиа- и ракетостроения.

Адрес для переписки: <u>raptor686@gmail.com</u> **ЛЕСНЯК Иван Юрьевич**, аспирант кафедры авиаи ракетостроения. Адрес для переписки: tigid86@gmail.com

Статья поступила в редакцию 13.06.2012 г.

© А. Ю. Казаков, А. С. Курочкин, И. Ю. Лесняк

Книжная полка

Ракетно-космическая техника и высокие технологии : сб. материалов I Рос.-Итал. семинара, 26 апр. 2010 г. / ОмГТУ, Милан. политехн. ун-т ; редкол. : В. В. Шалай [и др.]. – Омск, 2010. – 122 с. – ISBN 978-5-8149-0956-5.

В сборнике представлены материалы Первого Российско-Итальянского семинара «Аэрокосмическая техника и высокие технологии», проведенного совместно с Миланским политехническим университетом. Содержание издания отражает основные научные направления, представляющие взаимный интерес и актуальные для развития космической техники в настоящее время. Помещены статьи по методике определения основных параметров системы получения теплоносителя, теоретические исследования по газификации жидкостей в экспериментальной модельной малой установке, выбор проектно-конструкторских характеристик тросовой системы и др.

Маневский, С. Е. Конструкционные материалы в автомобиле- и тракторостроении : учеб. пособие для вузов по специальности «Автомобиле- и тракторостроение» / С. Е. Маневский ; под ред. В. М. Зинченко ; Моск. гос. индустр. ун-т, Ин-т дистанц. образования. – М. : Изд-во МГИУ, 2010. – 230 с. – ISBN 978-5-2760-1769-3.

В учебном пособии представлены разделы по основным группам конструкционных материалов, применяемых в автомобильной и тракторной промышленности. Представлены критерии, позволяющие дать предварительную оценку конструкционной прочности металлических сплавов как наиболее востребованных в автомобилеи тракторостроении. Изложены рекомендации по обеспечению конструкционной прочности сталей.

УТОЧНЕННЫЙ РАСЧЕТ ХАРАКТЕРИСТИК ТРДД НА БАЗЕ ЗАМКНУТОЙ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ

Статья посвящена выводу уравнений параметров потока, учитывающих радиальную неравномерность потока за вентилятором ТРДД, для последующих расчетов высотноскоростных, климатических и дроссельных характеристик на основе замкнутой математической модели.

Ключевые слова: двухконтурный турбореактивный двигатель, радиальная неравномерность потока, замкнутая математическая модель.

Математические модели ГТД используются для решения широкого круга задач: выполнения проектного расчета двигателя, для оптимизации параметров его рабочего процесса, расчета высотно-скоростных, дроссельных и других эксплуатационных характеристик двигателя при известной геометрии его проточной части, для расчета неустановившихся, переходных режимов и многих других. В связи с этим математическая модель ГТД должна наиболее точно описывать процессы, протекающие в двигателе.

УДК 621.4582.3

Известная математическая модель ТРДД не замкнута, а следовательно, без дополнительных условий не имеет решений [1]. Одним из таких условий является равенство:

$$T_{KHA I}^{\cdot} = T_{KHA II}^{\cdot} . \tag{1}$$

То есть при решении такой математической модели не учитывается неравномерное распределение подводимой к потоку воздуха энергии Δi вдоль радиуса рабочего колеса компрессора низкого давления (вентилятора). Данная неравномерность зависит от режима работы двигателя и связана с изменением окружной скорости потока по высоте лопатки вентилятора и неизменной геометрией элементов КНД.

Более точный расчет параметров потока за вентилятором, учитывающий радиальную неравномерность потока, становится возможным при использовании замкнутой математической модели ГТД [2].

Задачей данной работы является вывод уравнений параметров потока, учитывающих радиальную неравномерность потока за вентилятором ТРДД для последующих расчетов высотноскоростных, климатических и дроссельных характеристик на основе замкнутой математической модели.

Энергия воздуха в КНД увеличивается за счет механической работы, подводимой к потоку в рабочем колесе *L_{pk}*:

$$\Delta \dot{I}_{KHA} = L_{PK}; \qquad (2)$$

$$L_{pK} = u\Delta C_{nJ} \tag{3}$$

где *u=*ш*r* — окружная скорость колеса на данном радиусе *r*;

$$\Delta c = u - \frac{c_a}{tg\beta_2}$$
 — закрутка воздуха в колесе;

 c_a — осевая скорость воздуха на выходе из рабочего колеса;

 β_2 — угол выходной кромки лопатки рабочего колеса.

$$\Delta \dot{t_{KHA}} = (\omega r)^2 - \frac{\omega r c_a}{tq\beta_2}.$$
 (4)

Таким образом, работа, подводимая к воздуху на данном радиусе вентилятора, зависит от окружной скорости колеса, его геометрии и осевой скорости потока на выходе из рабочего колеса.

Тогда изменение энергии потока первого и второго контуров за КНД равно:

$$\Delta \dot{i_{KHAI}} = (\omega r_{cpI})^2 - \frac{\omega r_{cpI} c_a}{tg\beta_{2cpI}};$$
(5)

$$\Delta \dot{i}_{KHA II} = (\omega r_{cp II})^2 - \frac{\omega r_{cp II} C_a}{tg \beta_{2cp II}},$$
(6)

где *r_{cp I}* — радиус точки приложения равнодействующей силы, действующей на поток воздуха, идущего в первый контур, со стороны вентилятора;

r_{ср II} — радиус точки приложения равнодействующей силы, действующей на поток воздуха, идущего во второй контур, со стороны вентилятора.

Полная энергия потока первого и второго контуров за КНД:

$$\dot{i}_{KHA} I = C_{PB}T_{H} + \Delta \dot{i}_{KHA} I; \qquad (7)$$

$$\dot{i}_{KHA II} = C_{PB}T_{H} + \Delta \dot{i}_{KHA II}.$$
(8)

Полная температура потока первого и второго контуров за КНД:

$$T_{KHA I}^{\cdot} = \frac{\dot{i}_{KHA I}}{C_{PB}}; \qquad (9)$$

машиностроение

МАШИНОВЕДЕНИЕ

z

$$T_{KHA II}^{\cdot} = \frac{\dot{t}_{KHA II}}{C_{PB}} \cdot$$
 (10)

Степень повышения давления потока первого и второго контуров за КНД:

$$\pi_{KHA}^{\cdot} = \frac{p_{KHA}^{\cdot} I}{p_{H}^{\cdot}} = \left(\frac{T_{KHA}^{\cdot} I}{T_{H}^{\cdot}}\right)^{\frac{k_{n}}{k_{n}-1}} = \left(\frac{i_{KHA}^{\cdot} I}{C_{P_{B}}T_{H}^{\cdot}}\right)^{\frac{k_{n}}{k_{n}-1}};$$
(11)

$$\pi_{KHA}^{\cdot} = \frac{p_{KHA}^{\cdot} \Pi}{p_{H}^{\cdot}} = \left(\frac{T_{KHA}^{\cdot} \Pi}{T_{H}^{\cdot}}\right)^{\frac{k_{s}}{k_{s}-1}} = \left(\frac{i_{KHA}^{\cdot} \Pi}{C_{PB}T_{H}^{\cdot}}\right)^{\frac{k_{s}}{k_{s}-1}}.$$
(12)

Полное давление потока первого и второго контуров за КНД:

$$\dot{p}_{KHA} = p_{H} \pi_{V} \pi_{KHA} \sigma_{BX}; \qquad (13)$$

$$\dot{p}_{KHA II} = p_{H} \dot{\pi}_{V} \dot{\pi}_{KHA II} \sigma_{BX} .$$
 (14)

Расход воздуха через первый контур:

$$G_{I} = m_{B} \dot{P}_{KHA I} F_{KHA I} \frac{q(\lambda_{KHA I})}{\sqrt{T_{KHA I}}}.$$
 (15)

Расход воздуха через второй контур:

$$G_{II} = m_{B} \dot{p}_{KHA II} F_{KHA II} \frac{q(\lambda_{KHA II})}{\sqrt{T_{KHA II}}} = m_{B} \dot{p}_{KHA II} F_{CP} \frac{q(\lambda_{CP})}{\sqrt{T_{KHA II}}} \sigma_{\kappa a \kappa} \sigma_{CII}.$$
(16)

Степень двухконтурности:

$$m = \frac{G_{II}}{G_{I}} = \frac{\dot{P}_{KHA II}}{\dot{P}_{KHA I}} \frac{q(\lambda_{CP})}{q(\lambda_{KHA I})} \frac{F_{CP}}{F_{KHA I}} \frac{\sqrt{T_{KHA I}}}{\sqrt{T_{KHA II}}} \sigma_{\kappa \alpha \kappa} \sigma_{CII} .$$
(17)

Используя выведенные формулы, на базе замкнутой математической модели ГТД можно будет рассчитывать характеристики двигателя на всех режимах работы с учетом радиальной неравномерности параметров потока за КНД. Это позволит производить более точный расчет характеристик двигателя на различных режимах работы, находить оптимальные программы управления и необходимые ограничения, что приведет к созданию более совершенных двигателей.

Условные обозначения

- ГТД газотурбинный двигатель;
- ТРДД двухконтурный газотурбинный двигатель;
- КНД компрессор низкого давления;
- T температура, *K*;
- *m* степень двухконтурности;
- *G* расход воздуха, кг/с;
- F площадь, м²;
- σ коэффициент восстановления полного давления;
 i энтальпия, Дж/кг;
- L удельная работа, Дж/кг;
- и окружная скорость, м/с;
- ω угловая частота вращения, с⁻¹;
- r радиус, м;
- c_a осевая скорость воздуха, м/с;
- β. угол выходной кромки лопатки рабочего колеса;
- q(λ) газодинамическая функция;
- С_р удельная теплоемкость, Дж/кг·К;
- *р* давление, Па.

Индексы

- I— первый контур;
- II второй контур;
- СР сопло реактивное;
- *КНД* компрессор низкого давления;
- *кан* канал;
- СІІ сопло реактивное второго контура;
- РК рабочее колесо;
- н невозмущенный поток;
- в воздух;
- V— набегающий поток.

Библиографический список

1. Теория и расчет воздушно-реактивных двигателей / под ред. С. М. Шляхтенко. — 2-е изд., перераб. и доп. — М. : Машиностроение. 1987. — 568 с.

2. Кузнецов, В. И. Замкнутая математическая модель рабочего процесса газотурбинных двигателей : моногр. / В. И. Кузнецов. — Омск : Науч. изд-во ОмГТУ «Омский научный вестник», 2007. — 138 с.

КЛИМОВ Виталий Николаевич, аспирант кафедры авиа- и ракетостроения.

Адрес для переписки: <u>Klimov-Vitaliy-asp@yandex.ru</u>

Статья поступила в редакцию 26.12.2011 г. © В. Н. Климов

Е. Д. КОМАРОВ С. Н. ПАРКОВА

Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия, г. Омск

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА СЕРВИСА СТРОИТЕЛЬНОГО МАНИПУЛЯТОРА В ПРОИЗВОЛЬНОЙ ТОЧКЕ ПРОСТРАНСТВА

В статье приводится алгоритм расчета коэффициента сервиса в произвольной точке, который предназначен для использования в методиках поиска оптимального положения рабочего оборудования внутри рабочей зоны строительного манипулятора.

Ключевые слова: строительный манипулятор, зона действия, однородные координаты, коэффициент сервиса.

Основные технические показатели строительных манипуляторов определяются предполагаемой областью применения и условиями производства работ.

Важными характеристиками строительного манипулятора являются рабочее пространство, рабочая зона и зона обслуживания.

Рабочее пространство строительного манипулятора — это пространство, в котором может находиться исполнительное устройство при его функционировании. То есть тот объем пространства, в котором могут перемещаться составные части манипулятора и устройства передвижения в процессе выполнения производственных операций.

Рабочая зона строительного манипулятора, определяется пространством, в котором может находиться рабочий орган манипулятора при его функционировании. Рабочая зона представляет собой фигуру, описываемую захватом при прохождении им предельно достижимых положений.

Зона обслуживания манипулятора составляет часть рабочей зоны, в которой рабочий орган способен выполнять стоящие перед ним задачи [1].

Исследование строительного манипулятора на базе его математического описания (математической модели) требует предварительного выбора обоснованных критериев качества, которые позволяют дать количественную оценку существенных для данного исследования свойств манипулятора. Использование таких критериев тесно связано с оптимизационными задачами, когда требуется выбрать наилучший для данных условий вариант манипулятора из ряда возможных [2].

Важным условием эффективности работы строительного манипулятора является соответствие его геометрических характеристик необходимым геометрическим показателям зоны обслуживания, определяемым технологией рабочего процесса.

Возможность манипулятора сориентировать схват нужным образом в данной точке пространства определяют как его манипулятивность. Характеристикой манипулятивности может служить допустимый угол ориентации в рабочей точке. Однако произвольную ориентацию рабочего органа можно осуществить далеко не во всех точках рабочей зоны. Чем больше совокупность возможных ориентаций рабочего органа в точке, тем больше круг возможных операций, которые можно осуществить в этой точке. Совокупность всех допустимых направлений образует в данной точке пространственный телесный угол ψ , отношение которого к полному телесному углу (4 π) называют коэффициентом сервиса:

$$K_c = \frac{\Psi}{4\pi} \,. \tag{1}$$

Для плоского манипулятора сервисом будет называться не телесный, а плоский угол и, соответственно, коэффициент сервиса:

$$K_c = \frac{\Psi}{2\pi} \quad . \tag{2}$$

Определение коэффициента сервиса в конкретных случаях — достаточно трудоемкая задача. Она состоит в вычислении площади поверхности, высекаемой на шаре с центром в данной точке и радиусом, равным длине последнего звена рабочей зоны манипулятора, полученного из исходного манипулятора отбрасыванием последнего звена.

В работе представлен трехзвенный строительный манипулятор (рис. 1) с конструктивными параметрами и ограничениями, описанными в табл. 1.

На рис. 2 изображена общая расчетная схема для расчета коэффициента сервиса в произвольной точке с координатами X, Y. Особенностью его рас-

Таблица 1

Элемент	Длина, L, м	qmin, °	qmax, °
1. Стрела	5,63	-45	35
2. Рукоять	2,425	-165	- 55
3. Захват	0,61	-165	15

МАШИНОВЕДЕНИЕ

z



Рис. 3. Расчетная схема строительного манипулятора для нахождения угла α

чета является то, что все звенья манипулятора ограничены в своих перемещениях, в том числе и последнее звено. На схеме штрихпунктирной линией изображена рабочая зона первых двух звеньев манипулятора, окружность построена с радиусом равным длине последнего звена, таким образом, она задает область, из которой до рассматриваемой точки можно дотянутся последним звеном. При этом есть два ограничения, которые надо учитывать: первое это ограничения, накладываемые рабочей зоной предыдущих звеньев (красный интервал), а второй это ограничение на перемещение последнего звена (голубой интервал), т.е. ограничения на q3. Найдя пересечение этих двух интервалов, можно найти зону, удовлетворяющую всем условиям, она будет характеризоваться углом θ.

Методика заключается в следующей последовательности шагов.

1. Задание численных значений исходных данных: длины звеньев строительного манипулятора, максимальные и минимальные значения угловых координат. 2. Построение области A (рис. 1), как рабочая зона первых двух звеньев манипулятора (стрела и рукоять), она задается четырьмя уравнениями секторов вида:

$$\begin{cases} (x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 = R^2 \\ a_1 < x < a_2 \\ b_1 < y < b_2 \end{cases}$$

где a и b — переменные, определяющиеся значениями начала и конца сектора, R — радиус сектора, а x_0 и y_0 — центры сектора.

3. Создается массив COR, описывающий пересечение окружности с центром в рассматриваемой точке (X, Y) и радиусом L3 с уравнениями секторов.

4. Для каждой точки пересечения решается обратная задача, и по координатам пересечения и длинам элементов находятся значения q1 и q2, заносятся в четвертую и пятую строчки массива COR.

 Для каждой точки пересечения еще раз решается обратная задача применительно к трехзвенному

Таблица 2



C	COR	1	2	3	 n
1	Х	X1	X2	X3	Xn
2	Y	Y1	Y2	¥3	Yn
3	№ уравнения				
4	q1	q11	q21	q31	qn1
5	q2	q12	q22	q32	qn2
6	q3	q13	q23	q33	qn3
7	α	α1	α2	α3	α4

Таблица З

Структурная схема массива потек	Структурная	схема	массива	INTER
---------------------------------	-------------	-------	---------	-------

INTER	1	2	:	m
q3start	COR(6,1)	COR(6,2)		COR(6, n-1)
q3end	COR(6,2)	COR(6,3)		COR(6,n)
+/-	1	0		1
θ	θ1	θ2		θm









Рис. 6. Плоскость коэффициента сервиса

манипулятору и вычислениями из координат рассматриваемой точки и значений q1, q2 находится значение q3 и заносится в шестую строчку массива COR.

6. Для каждой точки считается значение α_i путем сложения обобщенных координат $q_1 + q_2 + ... + q_n$ (рис. 3).

Таким образом, получается массив COR, структура которого отражается в табл. 2.

7. В массиве COR элементы сортируются по значениям q3, от меньшего к большему, от -180° до 180° .

8. Геометрическими вычислениями из координат рассматриваемой точки и значений q3min, q3max находится значение q1min, q2min, q1max и q2max и значения αmin, αmax, если это возможно.

9. Составляется массив элементов INTER, характеризующий интервалы, на которые можно разбить окружность, первая строчка начало интервала, вторая конец интервала.

Третья строчка в массиве INTER характеризует, входит ли п интервал в рабочую зону, и заполняется путем выбора произвольной точки на интервале и исследования, принадлежит ли она области А; если принадлежит, то принимается значение 1, если нет то 0 (табл. 3).

10. Для каждого столбца массива INTER составляется интервал [COR(6,m),COR(6,m+1)] и находится его пересечение с интервалом [q3min, q3max], изменяя содержимое массива INTER, удаляя строчку, если нет общих точек, меняя значения, если не полностью входит, и оставляет без изменения, если полностью входит в интервал [q3min, q3max].

11. Для каждого интервала считается значение θ (рис. 4).

 Определяется коэффициент сервиса как сумма всех θ, деленная на 2π.

Вышеописанный алгоритм программы для расчета коэффициента сервиса в произвольной точке с координатами Х,Ү для трехзвенного строительного манипулятора нагляднее всего представить в виде блок-схемы, оформленной согласно ГОСТ 19.701-90 (рис. 5).

Зона действия рабочего оборудования строительного манипулятора (рис. 1) предназначена для дальнейшего анализа влияния положения рабочего органа строительного манипулятора внутри рабочей зоны на характеристики строительного манипулятора.

Рассмотрим построение области коэффициента сервиса на примере трехзвенного манипулятора, конструктивные особенности которого приведены в табл. 1.

Согласно рассмотренному алгоритму, в программном продукте MATLAB была создана программа для подсчета коэффициента сервиса в произвольной точке. Она послужила основой для создания программы построения области коэффициента сервиса (рис. 6).

Коэффициент сервиса позволяет определить область допустимой ориентации и выделить направления максимальной и минимальной манипулятивности. Построение области коэффициента сервиса найдет применение при создании системы автоматизации проектирования любых манипуляторов. Рассматривая коэффициент сервиса в основной рабочей области можно ввести функцию оптимизации, основанную на его изучении.

Библиографический список

Динамика управления роботами / В. В. Козлов [и др.]. –
 М. : Наука. Гл. редакция физ.-мат. лит., 1984. – 336 с.

2. Жавнер, В. Л. Погрузочные манипуляторы / В. Л. Жавнер, Э. И. Крамской. — Л. : Машиностроение, 1975. — 160 с.

3. ГОСТ 19.701-90. Единая система программной документации. Схемы алгоритмов, программ, данных и систем. Условные обозначения и правила выполнения. Введ. 01.01.92. – М.: Изд-во стандартов, 1992. – 22с.

КОМАРОВ Евгений Дмитриевич, аспирант кафедры «Автоматизация производственных процессов и электротехника».

ПАРКОВА Светлана Николаевна, аспирантка кафедры «Автоматизация производственных процессов и электротехника».

Адрес для переписки: 644008, г. Омск, пр. Мира, 5.

Статья поступила в редакцию 29.02.2012 г. © Е. Д. Комаров, С. Н. Паркова

Книжная полка

Масягин, В. Б. Производственные наукоемкие технологии : конспект лекций / В. Б. Масягин ; ОмГТУ. – Омск : Изд-во ОмГТУ, 2012. – 50 с.

Кратко изложены теоретические основы производственных наукоемких технологий: понятия точности и качества поверхностей деталей; основные понятия и определения технологии машиностроения; общие принципы, порядок и значение построения технологического процесса механической обработки; принципы автоматизации технологической подготовки производства и механической обработки.

Н. В. КРАВЦОВ А. Н. КРАВЦОВ

ЗАО «ОНИКС», г. Ирбит

Уральский федеральный университет им. первого Президента России Б. Н. Ельцина, г. Екатеринбург

КОМПЛЕКСНЫЕ ПАРАМЕТРЫ СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ БЛОЧНО-МОДУЛЬНЫХ ТОКАРНЫХ РЕЗЦОВ

Рассмотрен ряд комплексных параметров, применяемый при технологическом обеспечении эксплуатационных свойств деталей блочно-модульных токарных резцов, их обоснование и результаты экспериментальных исследований. В настоящее время возникла необходимость применения многоступенчатых инструментов с модульными блоками, которые позволяют производить быструю и удобную замену их рабочей части. Такая задача предъявляет к инструментам повышенные требования в части их эксплуатационных свойств. Что решается за счет комплексных параметров, которые учитывают физическую картину эксплуатации, считаются безразмерными величинами и включают в себя те параметры качества поверхности, которые оказывают основное влияние на процесс эксплуатации.

Ключевые слова: комплексные параметры, блочно-модульные токарные резцы.

+

Комплексный параметр равномерного износа. Блочно-модульные конструкции предполагают периодическую замену элементов. На присоединительных деталях существуют поверхности, которые при выполнении операции замены работают как подвижные соединения. При их изготовлении необходимо обеспечить такое состояние трущихся поверхностей, которое гарантировало бы минимальный износ при эксплуатации инструмента, а также постоянство коэффициента трения.

Из теории технологического обеспечения деталей машин известны уравнения для расчета интенсивности износа и коэффициента трения [1]:

а) в период приработки:

$$J_{h} = \frac{2.5\nu^{2}R_{a}^{2/3}}{n\lambda(\nu+1)S_{m}t_{m}^{3/2}} \times \frac{P}{K^{|}\sigma_{T}} \sqrt{15\pi(2\pi W_{z}H_{max})^{1/3} \left[1 + \frac{2\pi K^{|}\sigma_{T}(1-\mu^{2})}{E}\right]}, \quad (1)$$

$$f_{\rm h} = \frac{\tau_{\rm 0}}{c^{|}K^{|}\sigma_{\rm T}} + \beta +$$

$$+\frac{4\alpha_{\rm T}R_{\rm a}^{2/3}}{S_{\rm m}t_{\rm m}}\sqrt{\frac{60\pi}{t_{\rm m}}\left(\frac{2\pi PW_{\rm z}H_{\rm max}}{K^{\rm j}\sigma_{\rm T}}\right)^{1/3}\left(1+\frac{2\pi K^{\rm j}\sigma_{\rm T}(1-\mu^{2})}{R_{\rm a}E}\right)},$$
 (2)

б) в период нормального износа:

$$J = \frac{2.5\pi \nu^{0.5} P^{7/6}}{n\lambda(\nu+1)t_{m}^{3/2} (K^{|}\sigma_{T})^{2/3}} \times$$

$$\times \sqrt{\frac{30(1-\mu^2)(2\pi R_a W_z H_{max})^{1/3}}{ES_m}},$$
 (3)

$$f = \frac{\tau_0}{c^{|K|}\sigma_T} + \beta + \frac{8\alpha_T (K^{|}\sigma_T)^{1/3}}{t_m} \sqrt{\frac{30(1-\mu^2)(2\pi PR_a W_z H_{max})^{1/3}}{ES_m t_m}}, \quad (4)$$

где v — параметр опорной кривой профиля; n — число циклов воздействия;

λ — коэффициент, учитывающий влияние поверхностных остаточных напряжений на число циклов нагружения;

σ_т — предел текучести материала;

 τ_0 — удельная сдвиговая прочность молекулярных связей;

α_г — коэффициент гистерезисных потерь при скольжении:

β — коэффициент упрочнения молекулярных связей под действием сжимающих напряжений;

Е — модуль упругости материала.

Минимальный линейный износ и стабильность коэффициента трения будет обеспечиваться в случае выполнения равенств [2]:

$$J_h \leq J_r$$
 (5)

$$f_{b} \leq f.$$
 (6)

Решив (5) и (6) таким образом, чтобы в правой части оказались параметры, зависящие от технологического обеспечения, а в левой — те из них, на которые процесс обработки не оказывает влияния, получим:

Экспериментальные данные по интенсивности износа

Материал образца	Условия проведения эксперимента и значения параметров трения					
	И≤	[И]	И≥2[И]			
	Линейный износ	Коэффициент трения	Линейный износ	Коэффициент трения		
40X	0,006	0,64	0,03	0,26		
СЧ-21	0,0012	0,51	0,012	0,14		

$$\frac{2 \cdot \pi \cdot \sigma_{\mathrm{T}} (1-\mu^2)}{\mathrm{E}} = \frac{\mathrm{R}_{\mathrm{a}}}{\mathrm{K}^{|}(\mathrm{S}_{\mathrm{m}}-\mathrm{R}_{\mathrm{a}})}.$$
 (7)

Величиной R₁ стоящей в знаменателе правой части можно пренебречь, так как при механических методах обработки они на два порядка меньше величины S_m (в формуле значение в микрометрах):

$$\frac{2 \cdot \pi \cdot \sigma_{\mathrm{T}} (1 - \mu^2)}{\mathrm{E}} = \frac{\mathrm{R}_{\mathrm{a}}}{\mathrm{K}^{|} \cdot \mathrm{S}_{\mathrm{m}}} \,. \tag{8}$$

Запишем левую часть уравнений 8 в виде комплексного параметра И, характеризующего условие равномерного износа в различных стадиях обработки:

$$M = \frac{R_a}{K^{|} \cdot S_m} \cdot$$
 (9)

Значение комплексного параметра, обеспечивающего требуемое условие, определится из выражения:

$$[\mathcal{M}] = \frac{2 \cdot \pi \cdot \sigma_{\mathrm{T}} (1 - \mu^2)}{\mathrm{E}}.$$
 (10)

Проведен эксперимент на машине трения МИ-1М над образцом из стали 40Х и чугуна СЧ-21. В качестве контртела применялась сталь 45 с молибденовым напылением с толщиной слоя (0,5÷0,7) мм. Скорость относительного движения образцов 10 м/мин. Результаты эксперимента (табл. 1) показывают, что при выполнении условия И≤[И] наблюдается меньший линейный износ и наиболее стабильное значение коэффициента трения.

Экспериментальные данные по интенсивности износа и коэффициенту трения после 3 минут приработки образцов с контртелом из стали 45 с напыленным молибденом приведены в табл. 1 для средних значений и трех опытов.

Комплексный параметр долговечности опорных пластин режущих пластин. Одной из важных характеристик инструментов является способность длительной работы их режущих пластин без разрушения, которые могут быть вызваны процессами усталости.

Влияние различных факторов на предел выносливости реальных деталей при проведении расчетов на долговечность определятся коэффициентом снижения предела выносливости [3]:

$$K_{y} = \frac{\sigma_{-1(Rz \le 1)}}{\sigma_{-1\Delta}},$$
 (11)

где $\sigma_{_{-1(Rz\leq 1)}}$ — предел выносливости неупрочненного образца с высотой неровности профиля; σ_{-1Δ} — предел выносливости деталей;

К. — коэффициент влияния факторов на сопротивление усталости.

При работе на сжатие или изгиб [3]:

$$K_{y} = \left(\frac{K_{\sigma}}{K_{d\sigma}} + \frac{1}{K_{F\sigma}} - 1\right) \cdot \frac{1}{K_{v}K_{A}},$$
 (12)

где К_d — коэффициенты, учитывающие влияние статического масштабного фактора;

 ${\rm K}_{\rm A}$ — коэффициент анизотропии; ${\rm K}_{\rm v}$ — коэффициент, учитывающий влияние отклонений структуры и твердости;

К_{Fv} – коэффициент, учитывающий влияние качества поверхности;

К_т — коэффициент снижения пределов выносливости вследствие концентрации напряжений.

Так как в процессе подготовки опорной поверхности пластин, влияние на коэффициенты $\mathbf{K}_{\mathbf{d}\sigma'}$ $\mathbf{K}_{\mathbf{A}'}$ К, оказывается незначительное, их можно принять при рассмотрении равными единице, а значение коэффициента К_v записать в виде:

$$K_{y} = K_{\sigma} + \frac{1}{K_{F\sigma}} - 1.$$
(13)

Создание поверхностного слоя приводит к изменению предела выносливости. По данным работы [3] его можно оценить по формуле:

$$K_{F\sigma} = [(1,05 \div 1,20) - 0,0005\sigma_{MIOB}],$$
(14)

который, с учетом допущения:

$$K^{|} \approx \frac{\sigma_{_{B\Pi OB}}}{\sigma_{_{B}}} \approx \frac{\sigma_{_{U\Pi OB}}}{\sigma_{_{U}}}$$
(15)

и того, что К[|] при механических методах обработки колеблется в пределах К[|] = (1,0÷1,4), а при расчетах на прочность режущих пластин принимается предел прочности на изгиб $\sigma_{_{\rm H}}$ = 1500 МПа, запишется в виде:

$$K_{E\sigma} = 0.75 \cdot K^{\dagger}, \qquad (16)$$

коэффициент унижения предела выносливости К в приблизительных расчетах можно принять [3]:

$$K_{\sigma} = 1 + g(\alpha_{\sigma} - 1), \qquad (17)$$

где $lpha_{_{\!\sigma}}$ — коэффициент концентрации напряжений по данным работ [4] рассчитывается по формуле:

$$\alpha_{\sigma} = 1 + \frac{200}{t_{m}S_{m}} [2R_{max}(R_{max} - R_{p})]^{0.5}$$
, (18)

g — коэффициент чувствительности металла к концентрации напряжений, на основании данных, приведенных в работе [3], определится зависимостью:

163

ОМСКИЙ НАУЧНЫЙ ВЕСТНИК № 3 (113) 2012

Таблица	2
---------	---

Результаты исследования и расчета параметров A_K и A_T						
№ опыта	W _а , мкм	R _a , мкм	S _{тw} , мкм	S _m , мкм	Дк	Дт
1	5	0,63	1200	16	0,004	0,580
2	5	0,63	1200	32	0,250	0,290
3	5	2,5	1200	100	0,130	0,370
4	5	2,5	1200	125	0,260	0,300
5	5	0,63	2800	62	0,130	0,120
6	5	0,63	2800	125	0,001	0,100
7	15	2,5	1200	100	0,200	0,300
8	5	2,5	2800	100	0,230	0,520
9	5	2,5	2800	125	0,370	0,420
10	15	0,63	2800	125	0,170	0,010
11	15	0,63	2800	62	0,450	0,170
12	15	2,5	1200	125	0,210	0,240
13	15	0,63	1200	62	0,410	0,120
14	15	0,63	1200	125	0,260	0,010
15	15	2,5	2800	62	0,140	0,670
16	15	2,5	2800	125	0,440	0,330





Рис. 1: — форма пластины, принятой в расчете; б— модель единичного концентратора напряжений a -









Рис. 4. Величина линейного смещения вершины резца: традиционная методика регламентации качества поверхности [5], б · регламентация при помощи комплексных параметров [6]; (Н_р — высота сглаживания макроотклонений, мкм)

$$g = (\gamma \rho)^{0,20}$$
, (19)

где ү — безразмерный коэффициент, зависящий от отношения величины σ_{T}/σ_{p} ;

ρ — радиус скругления неровности, являющийся концентратором напряжений.

При наличии волнистости неровность, выступающую в качестве концентратора (рис. 1а), представим в виде модели (рис. 1б), где в качестве радиуса скруглений принят радиус скругления волн, определяемый из соотношения [4]:

$$\rho = R_{mw} = \frac{125S_{mw}}{6R_{a}}.$$
(20)

Решим уравнение 17, выполнив соответствующие подстановки, известные из формул 18-20. С целью упрощения зависимостей используем соотношения, известные из теории технологического обеспечения при механической обработке поверхностей [4]:

$$K_{\sigma} = 1 + \frac{900 \cdot S_{mw}^{0,4} \cdot R_{max}^{0,5} \cdot R_{p}^{0,5} \cdot \gamma^{0,2}}{t_{m} \cdot W_{a}^{0,2} \cdot S_{m}}.$$
 (21)

Подставив значения 16, 21 в выражение 13 получим:

$$K_{y} = \frac{1}{0.75 K^{|}} + \frac{67.5 \cdot S_{mw}^{0.4} \cdot R_{max}^{0.5} \cdot R_{p}^{0.5} \cdot \gamma^{0.2}}{t_{m} \cdot W_{a}^{0.2} \cdot S_{m}}.$$
 (22)

Выполним подстановку зависимости 21 в уравнение 11 и решим его так, чтобы в правой части оказались параметры, формируемые при подготовке пластин, а в левой — не зависящие от технологического обеспечения:

$$\frac{1}{7.5 \cdot \gamma^{0.2}} \cdot \left(\frac{\sigma_{_{-1}}}{\sigma_{_{A^{-1}}}} - 1\right) = \frac{K^{|} \cdot S^{0.4}_{mw} \cdot R_{_{a}}}{W^{0.2}_{_{a}} \cdot S_{_{m}} \cdot t_{_{m}}}.$$
 (23)

Обозначим правую часть через комплексный параметр ${\underline{\Delta}}_{\! T'}$ характеризующий снижение порога усталости в зависимости от качества подготовки опорных поверхностей режущих пластин:

$$\Delta_{\mathrm{T}} = \frac{\mathrm{K}^{|} \cdot \mathrm{S}_{\mathrm{mw}}^{0,4} \cdot \mathrm{R}_{\mathrm{a}}}{\mathrm{W}_{\mathrm{a}}^{0,2} \cdot \mathrm{S}_{\mathrm{m}} \cdot \mathrm{t}_{\mathrm{m}}} \,. \tag{24}$$

 Левую часть обозначим $\Delta_{\rm K}$ (конструкторское значение параметра):

$$\Delta_{\rm K} = \frac{1}{7_{\rm r} 5 \cdot \gamma^{0,2}} \cdot \left(\frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{\rm A^{-1}}} - 1 \right). \tag{25}$$

В практических расчетах определения влияния параметров технологического обеспечения на усталость режущих пластин для материалов, приведенных в табл. 1, соотношение $\sigma_{T}/\sigma_{R} = 0.9$ [3] и при применении механических методов обработки t_m≈0,55; $\rho \approx (2 \div 5); \gamma \approx (0, 3 \div 0, 5); K^{|} \approx (1, 1 \div 1, 3).$

Наиболее удобно выражение 25 записать в виде:

$$S_{mw}^{0,2} \cdot R_{a} = 0,1 \cdot \left(\frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{A^{-1}}} - 1\right) .$$
 (26)

Тогда:

$$\Delta_{\mathrm{T}} = \frac{\mathrm{S}_{\mathrm{mw}}^{0,4} \cdot \mathrm{R}_{\mathrm{a}}}{\mathrm{W}_{\mathrm{a}}^{0,2} \cdot \mathrm{S}_{\mathrm{m}}},$$
(27)

$$\Delta_{\rm K} = 0.1 \cdot \left(\frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{\rm A^{-1}}} - 1\right). \tag{28}$$

С целью проверки теоретических результатов были проведены экспериментальные исследования. В качестве образцов использовались образцы, приведенные на рис. 1а и 1б. Результаты исследования и расчета параметров Д_к и Д_т приведены в табл. 2, рис. 2.

При назначении данного комплексного параметра всегда соблюдается соотношение Д_к≤Д_r.

Комплексный параметр поверхностей деталей инструментов, работающих в упор. Эксплуатационные показатели контактирующих поверхностей деталей при работе инструмента изменяют свои значения. Происходящие изменения обуславливают изменение эксплуатационных свойств инструмента в целом. Следовательно, необходимо стремиться создать состояние поверхности с минимально изменяющей свои параметры качества в процессе эксплуатации.

Изменения параметров шероховатости, являющихся определяющими при оценке эксплуатационных свойств, будут минимальными при наступлении насыщения, которое определяется из условия:

$$Y_{IIA} \ge 0.9 \cdot R_{p}.$$
 (29)

Из теории контактного взаимодействия известно, что пластическая составляющая контактных перемещений равна:

$$Y_{_{IIA}} = \pi \cdot \left(\frac{2 \cdot P \cdot R_{_{a}} \cdot W_{_{z}} \cdot H_{_{max}}}{A \cdot K^{|} \cdot \sigma_{_{T}}} \right).$$
(30)

Подставим величины из формул 29 в 30, заменив R_p≈3·R_a и выполнив преобразования так, чтобы в левой части оказались величины, не зависящие от технологического обеспечения, а в правой — формируемые в ходе изготовления:

$$\frac{P}{A \cdot \sigma_{T}} \ge \frac{R_{a}^{2} \cdot K^{\dagger}}{W_{z} \cdot H_{max}}.$$
(31)

Представим правую часть в виде комплексного параметра:

$$H = \frac{R_a^2 \cdot K^{|}}{W_z \cdot H_{max}}.$$
 (32)

Тогда выражение (31) записывается в виде:

$$H = \frac{P}{A \cdot \sigma_{T}}.$$
 (33)

Экспериментальная проверка полученных зависимостей проводилась при контактировании шероховатой поверхности из стали 3 $\sigma_T = 280$ МПа, $H_{max} = 30$ мкм и гладкой из стали Р6М5. Площадь контакта A = 600 мм².

С целью фиксации момента насыщения проводилось измерение статического напряжения различных монотонно возрастающих контактных нагрузок с помощью осциллографа С1-112. На рис. 3 приведены расчетные и экспериментальные значения усилия нагрузки Р, до момента насыщения.

Подводя итог изложенному, можно констатировать, что наиболее эффективно обеспечение эксплуатационных свойств деталей блочно-модульных инструментов осуществляется с применением комплексных параметров состояния контактирующих поверхностей.

На рис. 4а показаны зависимости изменения величины линейного смещения вершины резца Y_п после 100 смен блока, что соответствует одной минуте работы поверхностей в режиме износа при скорости движения 8 м/мин, при регламентации параметра И. На рис. 4б регламентация проводилась по параметру R.

Производственные испытания [6], проводимые авторами резцов, показывают, что такие показатели, как линейный износ, величина линейного смещения величины резца, при одних и тех же регламентируемых параметрах качества поверхности, имели меньшую дисперсию рассеяния при использовании предлагаемых рекомендаций, чем в случае традиционной регламентации состояния контактируемых поверхностей.

Библиографический список

1. Суслов, А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов — М. : Машиностроение, 1987. — 208 с.

2. Добычин, М. И. Основы расчета на трение и износ / М. И. Добычин, В. С. Комбалов — М. : Машиностроение, 1977. — 525 с.

3. Клеппов, А. А. Разработка методики оптимизации технологических процессов обработки деталей при обеспечении заданных параметров качества поверхностного слоя : дис. ... канд. техн. наук / А. А. Клепов. — М. : Мосстанки, 1979. — 195 с.

4. Рыжов, Э. В. Расчет контактной жесткости неподвижных стыков / Э. В. Рыжов, А. Г. Суслов // Механика и физика контактного взаимодействия : сб. — Калинин, 1975. — С. 37—44.

5. Хает, Г. А. Прочность режущего инструмента / Г. А. Хает. — М. : Машиностроение, 1975. — 168 с.

6. Кравцов, А. Н. Обеспечение эксплуатационных свойств поверхностей деталей при изготовлении / А. Н. Кравцов, Н. В. Кравцов / Закрытое акционерное об-во «ОНИКС» (Обние науч., инженерных и коммерческих структур). – Ирбит : ОНИКС, 2011. – 261 с.

КРАВЦОВ Николай Владимирович, директор ЗАО «ОНИКС».

Адрес для переписки: 623850, Свердловская область, г. Ирбит, ул. Первомайская, 12.

КРАВЦОВ Алексей Николаевич, аспирант кафедры «Технология машиностроения» Уральского федерального университета им. первого Президента России Б. Н. Ельцина.

Адрес для переписки: zao-oniks@yandex.ru

Статья поступила в редакцию 19.04.2012 г. © Н. В. Кравцов, А. Н. Кравцов