

Голоколос Д. А.
D. A. Golokolos

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЭКРАНА НА РАБОЧИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КАПСУЛИРОВАННЫХ АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

HOW SHIELDING ELEMENT PARAMETERS IMPACT A CANNED ASYNCHRONOUS MOTOR'S PERFORMANCE



Голоколос Дмитрий Анатольевич – аспирант кафедры «Электромеханика» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681024, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Интернациональный, 59–31; +7 (914) 2123472. E-mail: dag@land.ru.

Mr. Dmitry A. Golokolos – PhD candidate, Department of Electromechanics, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681024, Komsomolsk-on-Amur, 59 – 31, Internatsionalny Pr.; +7-914-2123472. E-mail: dag@land.ru.

Аннотация. Капсулированные асинхронные электродвигатели предназначены для применения в качестве приводов при работе в сложных условиях эксплуатации: на огнеопасных объектах, при высоких и низких давлениях и температурах, в обстановке повышенной влажности и вибрации. Характерным элементом таких электродвигателей является экранирующая гильза, устанавливаемая в зазор между статором и ротором и защищающая обмотки и магнитопровод статора от воздействия рабочей среды. В данной статье приведены результаты математического моделирования и анализ влияния параметров экрана на рабочие и эксплуатационные характеристики капсулированных асинхронных электродвигателей.

Summary. Canned asynchronous electric motors are designed to be used as drives for operation in severe environments: at fire-hazardous sites, in low/high temperatures and pressures, under high humidity conditions and under vibration. One of the characteristic elements of such electric motors is a shielding case cartridge placed in-between the stator and the rotor which protects the stator's winding and its magnetic core from the impact of the operation environment. The paper offers the results of mathematical modelling and analysis of how the parameters of the shield influences the operational and performance characteristics of canned asynchronous electric motors.

Ключевые слова: капсулированный асинхронный электродвигатель, экранирующий элемент, математическое моделирование электромагнитных процессов.

Key words: canned asynchronous motor, electromagnetic shielding element, mathematical modeling of electromagnetic processes.

УДК 621.313

В работе [2] показано влияние экранирующих элементов на выходную мощность капсулированного электродвигателя (КЭД). Для учета влияния параметров экрана на рабочие характеристики была разработана математическая модель капсулированного асинхронного двигателя, реализованная в среде Delphi XE с использованием языка Object Pascal.

Принимая за основу уравнения обобщенного электромеханического преобразователя [4], КЭД может быть представлен физической моделью, приведенной к двухфазной электрической машине в ортогональной системе координат $\alpha - \beta$ (см. рис. 1). Модель имеет две обмотки на статоре и одну обмотку на роторе.

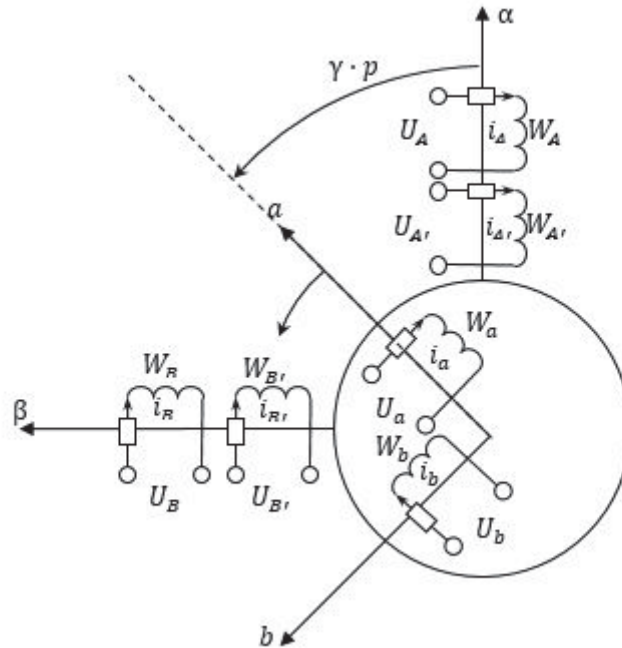


Рис. 1. Физическая модель приведенного капсулированного электродвигателя в системе координат $\alpha - \beta$:

U – напряжения обмоток; i – токи обмоток; W – количество витков обмоток; ω_p – скорость вращения ротора; γ – угол поворота ротора; p – количество пар полюсов; индексы: A – обмотка статора по оси α ; B – обмотка статора по оси β ; A' – обмотка экрана по оси α ; B' – обмотка экрана по оси β ; a – обмотка ротора по оси α ; b – обмотка статора по оси β ; в общем случае индекс обозначается как x

Дифференциальные уравнения напряжений для всех трех пар обмоток, выраженные через сопротивления и потокосцепления, в развернутой форме записываются в виде

$$\langle u \rangle = [r] \cdot [i] + \frac{d}{dt} ([\Psi]), \quad (1)$$

$$[\Psi] = \begin{bmatrix} \Psi_A \\ \Psi_B \\ \Psi_a \\ \Psi_b \\ \Psi_{A'} \\ \Psi_{B'} \end{bmatrix} = [L] \cdot [i], \quad (2)$$

$$[r] = \begin{bmatrix} r_A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & r_B & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_a & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & r_b & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & r_{A'} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & r_{B'} \end{bmatrix}, \quad (3)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} L_A & 0 & M_{Aa} & M_{Ab} & M_{AA'} & 0 \\ 0 & L_B & M_{Ba} & M_{Bb} & 0 & M_{BB'} \\ M_{aA} & M_{aB} & L_a & 0 & M_{aA'} & M_{aB'} \\ M_{bA} & M_{bB} & 0 & L_b & M_{bA'} & M_{bB'} \\ M_{A'A} & 0 & M_{A'a} & M_{A'b} & L_{A'} & 0 \\ 0 & M_{B'B} & M_{B'a} & M_{B'b} & 0 & L_{B'} \end{bmatrix}, \quad (4)$$

где i – токи; ψ – потокосцепления; r – активные сопротивления обмоток; M – взаимная индуктивность обмоток; L – полная индуктивность обмоток.

В связи с тем, что система координат жёстко закреплена на статоре электрической машины, значения взаимных индуктивностей обмотки ротора являются величиной переменной, зависящей от угла поворота ротора γ и количества пар полюсов p .

Индуктивность как количественная характеристика явления самоиндукции зависит от геометрии контура и магнитной проницаемости среды μ (характеристика ферромагнитных материалов), окружающей контур. В общем случае μ является функцией напряженности магнитного поля, создаваемого переменным током.

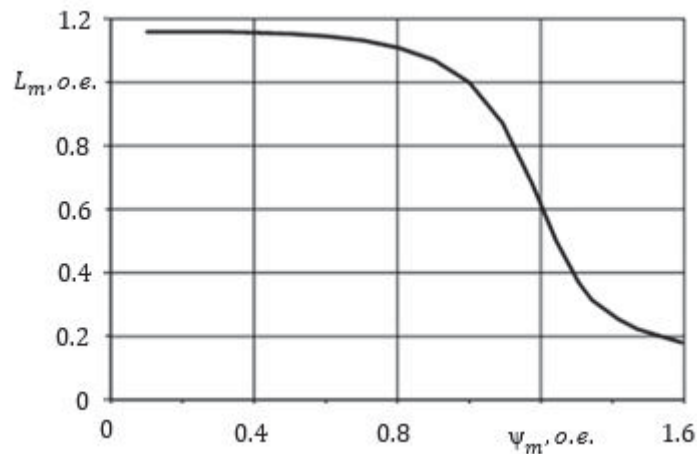


Рис. 2. Зависимость $L_m = f(\Psi_m)$

Для учета эффекта насыщения используется метод статических индуктивностей, при котором нелинейность цепи намагничивания учитывается зависимостью между потокосцеплением и током намагничивания, показанной на рис. 2.

Введем коэффициент $k_\psi = L_m(\Psi_m)$. При этом выражения для вычисления взаимной индукции примут следующий вид:

$$\begin{aligned} M_{Aa} &= M_{aA} = M_{Bb} = M_{bB} = M \cdot \cos(p \cdot \gamma), \\ M_{Ab} &= M_{bA} = -M \cdot \sin(p \cdot \gamma), \\ M_{AA'} &= M_{A'A} = M_{BB'} = M_{B'B} = M', \\ M_{Ba} &= M_{aB} = M \cdot \sin(p \cdot \gamma), \\ M_{aA'} &= M_{A'a} = M_{bB'} = M_{B'b} = M' \cdot \cos(p \cdot \gamma), \\ M_{aB'} &= M_{B'a} = M' \cdot \sin(p \cdot \gamma), \\ M_{bA'} &= M_{A'b} = -M' \cdot \sin(p \cdot \gamma), \end{aligned}$$

где $M = k_{\psi} \cdot M_{\text{H}}$, $M' = k_{\psi} \cdot M'_{\text{H}}$; M_{H} и M'_{H} – номинальные взаимоиндуктивности обмотки статора и экрана соответственно.

Так как удельное электрическое сопротивление экрана может существенно зависеть от температуры, то это приводит к необходимости учитывать ее влияние на его сопротивление. Приближенно сопротивление экрана можно вычислить по формуле

$$r \approx r_{\text{H}} \cdot (1 + \alpha\theta + \beta\theta^2 + \lambda\theta^3),$$

где r_{H} – сопротивление материала при 20 °С; α, β, λ – температурные коэффициенты сопротивления экрана; θ – превышение температуры над температурой окружающей среды (20 °С), рассчитываемое по формуле

$$\theta = I^2 \cdot \frac{r_{\text{H}}}{k_{\text{то}} S_{\text{пов}}}.$$

Здесь I – действующее значение тока протекающего в экране; $k_{\text{то}}$ – коэффициент теплоотдачи поверхности экрана; $S_{\text{пов}}$ – площадь внутренней поверхности экрана.

При изменении угловой скорости ротора в нём изменяется частота тока, что влияет на распределение плотности тока по высоте проводника, находящегося в пазу. Ток в проводнике (или проводниках, соединенных параллельно) изменяется по высоте паза за счет различного индуктивного сопротивления проводников. Таким образом, введем коэффициенты kr и kx , характеризующие изменения соответственно активного и индуктивного сопротивлений обмотки ротора при изменении его скорости вращения. Построим зависимости kr и kx от скольжения – относительной разности скорости вращения магнитного потока и ротора двигателя:

$$s = \frac{n_c - n}{n_c},$$

где n_c – скорость вращения магнитного потока; n – скорость вращения ротора.

Нелинейный характер изменения коэффициентов kr и kx от скольжения изображен на рис. 3.

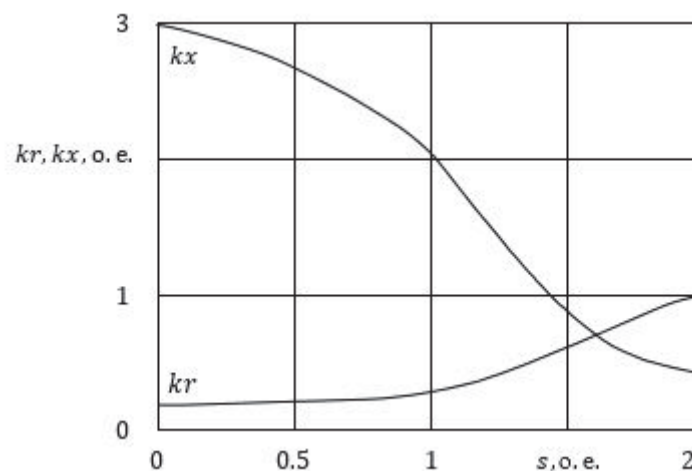


Рис. 3. Зависимость коэффициентов kr , kx от скольжения

Таким образом, индуктивности обмоток ротора:

$$L_a = L_{a\text{H}} \cdot k_x + k_{\psi} \cdot M_{\text{H}},$$

$$L_b = L_{b\text{H}} \cdot k_x + k_{\psi} \cdot M_{\text{H}},$$

где $L_{a\text{H}}$ и $L_{b\text{H}}$ – индуктивности ротора при пуске по осям α и β соответственно.

Активные сопротивления обмоток ротора:



$$r_a = r_{ан} \cdot kr \cdot (1 + \alpha f(i_a) + \beta f(i_a)^2 + \lambda f(i_a)^3),$$
$$r_b = r_{бн} \cdot kr \cdot (1 + \alpha f(i_b) + \beta f(i_b)^2 + \lambda f(i_b)^3),$$

где $r_{ан}$ и $r_{бн}$ – сопротивления ротора при пуске по осям α и β соответственно.

Полные индуктивности обмоток статора и экрана вычисляются как

$$L_x = L_{хн} + k_\psi \cdot M_H.$$

Активные сопротивления обмоток статора и экрана:

$$r_x = r_{хн} \cdot (1 + \alpha f(i_x) + \beta f(i_x)^2 + \lambda f(i_x)^3),$$

где $r_{хн}$ – сопротивление при 20 °С.

Уравнение электромагнитного момента:

$$M_{эм} = \frac{1}{2} \left([i]^T \cdot \frac{d}{dt} [L] \cdot [i] \right). \quad (5)$$

Математическая модель, составленная из уравнений (1) – (5), позволяет получить пусковые и рабочие характеристики КЭД при различных активном R_3 и индуктивном X_3 сопротивлениях экрана и провести сравнение с характеристиками аналогичного неэкранированного асинхронного электродвигателя.

Результаты расчетов представлены в относительных единицах. Базисные значения сопротивлений экрана R_3 и X_3 выбраны соответствующими сопротивлениями обмотки статора двигателя R_1, X_1 , которые определяются согласно [1].

Активное и индуктивное сопротивления экрана при моделировании процессов задавались от 0 с шагом 0,2 о.е.

На рис. 4 изображено семейство механических характеристик $M_{эм} = f(s)$ при изменении активного сопротивления экрана R_3 .

Анализ результатов расчета показал, что при увеличении активного сопротивления экрана электромагнитный момент КЭД возрастает по закону, близкому к параболическому.

На рис. показаны зависимости пускового, номинального и максимального моментов при изменении R_3 от 0 до 12 о.е.

Увеличение активного сопротивления R_3 в диапазоне от 0 до 12 о.е. приводит к нелинейному возрастанию пускового и максимального моментов. При этом скорость возрастания M_n и M_m уменьшается при увеличении R_3 . Так, при $R_3 \in (0 \dots 1)$ о.е. $\frac{dM}{dR_3} = 0.5$ о.е.,

а при $R_3 \in (11 \dots 12)$ о.е. $\frac{dM}{dR_3} < 0.05$ о.е. Согласно [2, 3], экран не обладает значительным индуктивным сопротивлением, поэтому диапазон изменения индуктивного сопротивления ограничен сверху значением 1 о.е. При одновременном изменении индуктивного сопротивления экрана X_3 от 0 до 1 о.е. значения моментов возрастают не более чем на 5 %.

При уменьшении R_3 менее 2 о.е. на характеристики двигателя по-видимому начинают оказывать заметное влияние вихревые токи, возникающие в экране. Хотя результаты расчета показали, что при $R_3 \rightarrow \infty$ и $X_3 \rightarrow 0$ характеристики капсулированного двигателя приближаются к характеристикам неэкранированного асинхронного электродвигателя (приведены на рис. 5 в виде горизонтальных линий), эти данные не учитывают толщину экрана и, следовательно, изменение толщины воздушного зазора.

При увеличении R_3 больше 12 о.е. пусковой, номинальный и максимальный моменты отличаются не более чем на 5 % от соответствующих моментов неэкранированного двигателя, т.е. $R_3 > 12$ о.е. можно не учитывать при проектировании системы управления.

Результаты исследования выявили влияние R_3, X_3 на величину критического скольжения s_k . Зависимость s_k от R_3 приведена на рис. 6.

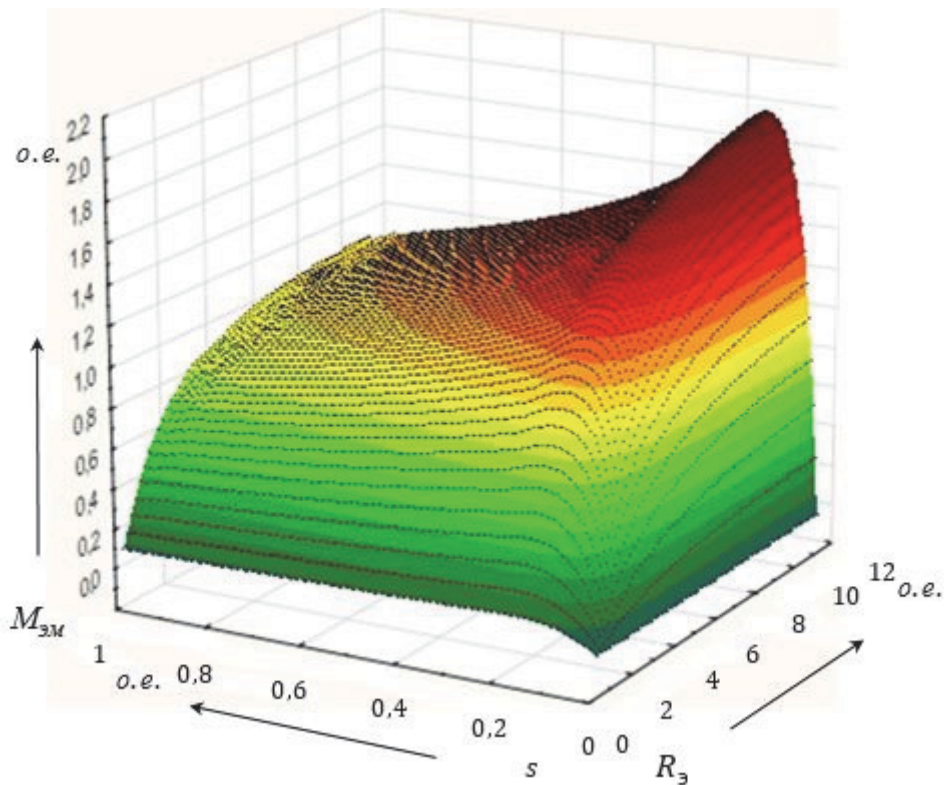


Рис. 4. Семейство механических характеристик $M_{эм} = f(s)$ при различном активном сопротивлении экрана R_3

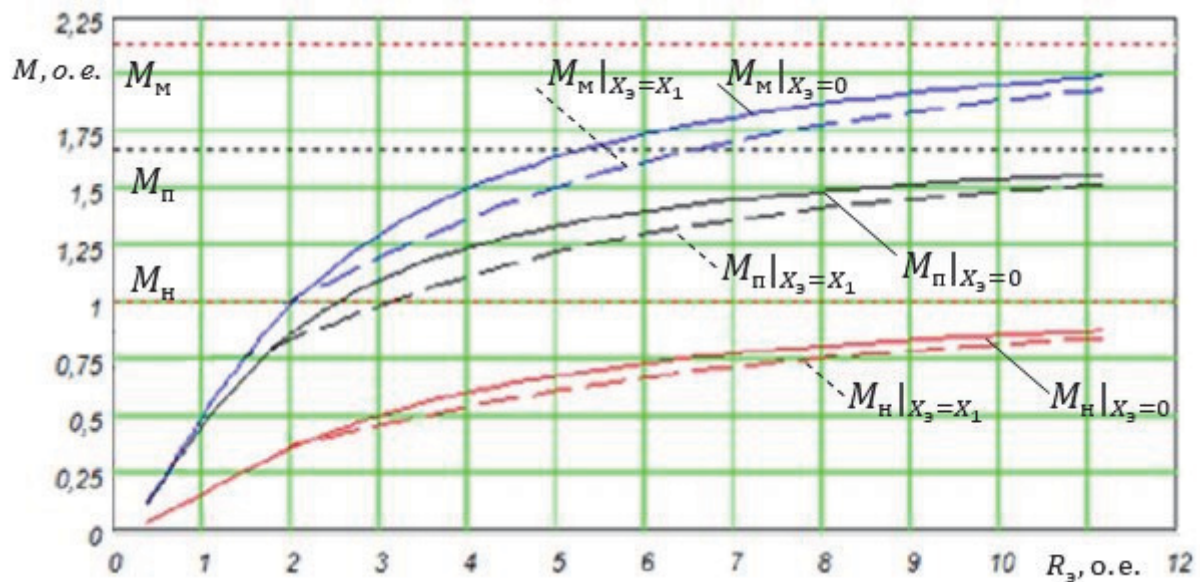


Рис. 5. Графики зависимостей максимального, пускового и номинального моментов от сопротивлений экрана R_3 , X_3

Из рис. 6 следует, что при $R_3 > 2$ о.е. активное сопротивление практически не влияет на величину критического скольжения s_k (разница в пределах 1 %). Влияние же реактивного сопротивления, при тех же условиях, полностью исключено. Однако при больших вихревых токах в экране ($R_3 < 2$ о.е.) критическое скольжение смещается значительно, достигая разницы в 15 % по сравнению с его значением для незранированного двигателя.

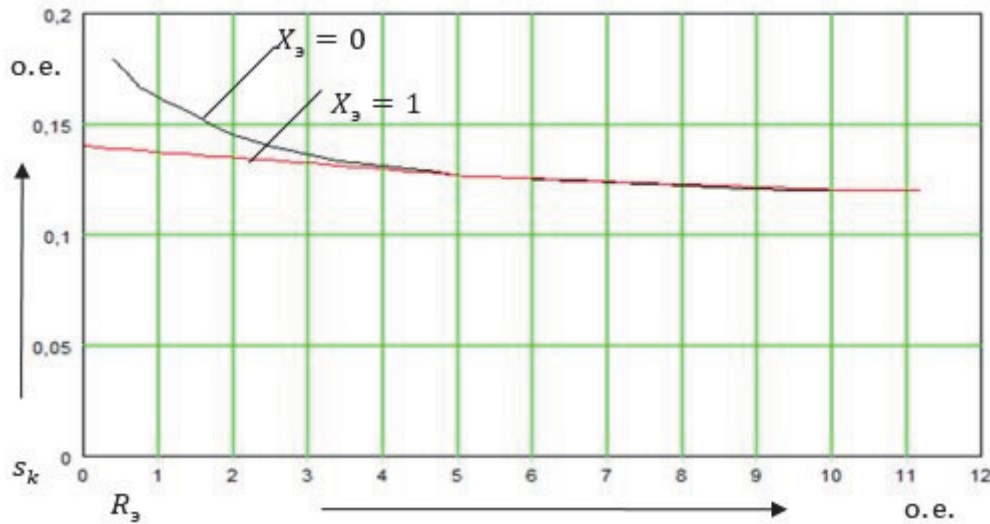


Рис. 6. Графики зависимостей критического скольжения s_k от параметров экрана R_3 , X_3

На рис. 7 изображена зависимость времени пуска от сопротивления экрана, из него видно, что при $R_3 > 2$ о.е. реактивное сопротивление экрана не оказывает заметного влияния на время пуска электродвигателя. При $R_3 < 1$ о.е. время пуска резко возрастает при уменьшении X_3 . Например, при $X_3 = 1$ и $R_3 = 0,8$ время пуска $t_{п} = 0,87$ о.е., но при $X_3 = 0$ и той же величине активного сопротивления время пуска $t_{п}$ увеличивается в два раза, достигая значения 1,75 о.е.

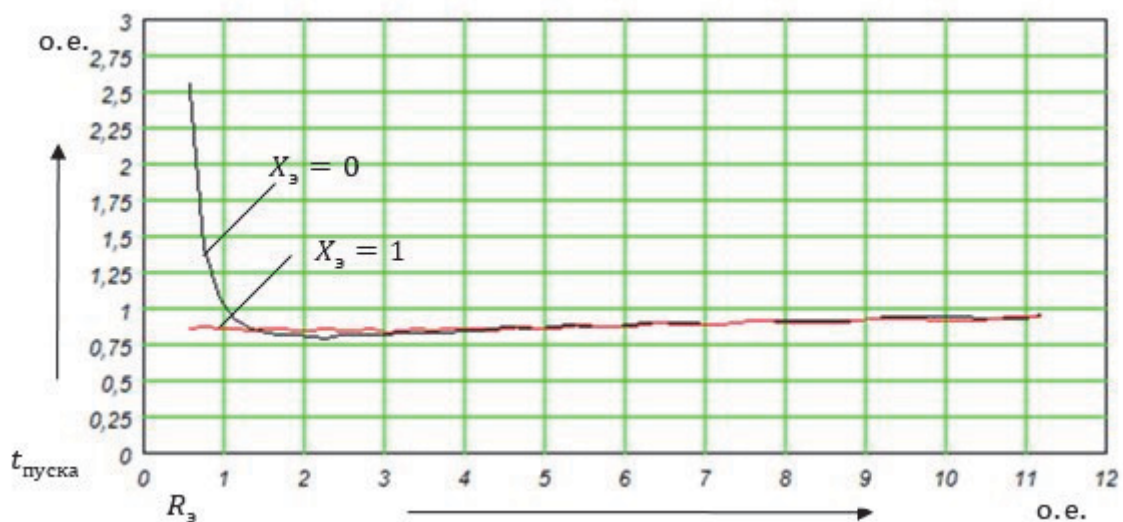


Рис. 7. Зависимость времени пуска от параметров экрана R_3 , X_3



Выводы. Результаты расчётов, выполненные с использованием математической модели, подтверждают расчеты, приведенные в [2, 3].

1. Анализ влияния параметров экрана показывает, что использование экрана из немагнитного материала с высоким удельным электрическим сопротивлением позволяет получить эксплуатационные характеристики, сравнимые с характеристиками неэкранированных асинхронных электродвигателей без учета влияния толщины экрана на величину воздушного зазора.

2. Реактивным сопротивлением экрана можно пренебречь, так как при относительно высоком активном сопротивлении экрана оно оказывает незначительное влияние на характеристики двигателя, время пуска и величину критического скольжения при промышленных частотах. Но при проектировании системы управления следует помнить, что преобразователь частоты может изменять частоту питания электродвигателя в широком диапазоне. Поэтому, хотя реактивное сопротивление и не оказывает большого влияния на характеристики КЭД при промышленной частоте, при более высоких частотах его влияние может быть значительным.

3. При использовании экранов из материала с относительно низким удельным сопротивлением ($R_э < 2$ о.е.) следует учитывать влияние реактивного сопротивления на рабочие характеристики электродвигателя. При этом необходимо проведение математического моделирования для уточнения рабочих характеристик двигателя.

ЛИТЕРАТУРА

1. ГОСТ Р 7217-87. Машины электрические вращающиеся. Двигатели асинхронные. Методы испытаний. – Введ. 1998-01-01. – М.: ИПК Издательство стандартов, 2003. – 41 с.
2. Голоколос, Д. А. Оценка влияние экранирующих элементов на характеристики герметичных электромеханических преобразователей / Д. А. Голоколос, Г. М. Гринфельд // Учёные записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. – 2013. – № I-1(13). – С. 18-25.
3. Поклонов, С. В. Асинхронные двигатели герметичных электронасосов / С. В. Поклонов. – Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1987. – 64 с.
4. Уайт, Д. С. Электромеханическое преобразование энергии / Д. С. Уайт, Г. Х. Вудсон; пер. с англ. Н. Ф. Ильинского, Л. А. Садовского, В. К. Цаценкина; под ред. С. В. Страхова. – Л.: Энергия, 1964. – 528 с.



Богуславский И. З., Забоин В. Н., Попов В. В.

I. Z. Boguslavsky, V. N. Zaboин, V. V. Popov

ПРОБЛЕМЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ НАДЕЖНОСТИ МОЩНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ПРИ ИХ РАБОТЕ В СОВРЕМЕННЫХ СЕТЯХ

ON ENSURING THE OPERATIONAL RELIABILITY OF HIGH-POWERED ELECTRICAL MACHINES IN MODERN NETWORKS



Богуславский Илья Зеликович – доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Электрические машины» Санкт-Петербургского государственного политехнического университета (Россия, Санкт-Петербург). E-mail: b-iz@yandex.ru

Mr. Ilya Z. Boguslavsky – Dr.habil. of Engineering, Professor, Department of Electrical Machines, St.-Petersburg State Polytechnic (Russia, St.-Petersburg). E-mail: b-iz@yandex.ru



Забоин Валерий Николаевич – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Электрические машины» Санкт-Петербургского государственного политехнического университета (Россия, Санкт-Петербург). E-mail: zabv@rambler.ru

Mr. Valeriy N. Zaboин – Dr.habil. of Engineering, Professor, Head of the Department of Electrical Machines, St.-Petersburg State Polytechnic (Russia, St.-Petersburg). E-mail: zabv@rambler.ru



Попов Виктор Васильевич – доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Электрические машины» Санкт-Петербургского государственного политехнического университета (Россия, Санкт-Петербург). E-mail: em_dep@spbstu.ru

Mr. Victor V. Popov – Dr.habil. of Engineering, Professor, Department of Electrical Machines, St.-Petersburg State Polytechnic (Russia, St. Petersburg). E-mail: em_dep@spbstu.ru

Аннотация. Рассмотрено влияние на допустимую мощность электрической машины гармонического состава тока статора при ее работе в нелинейной сети. Получено обобщающее уравнение для расчета указанной мощности с учетом основных и дополнительных потерь в обмотке статора и в стали машины. Предложено упрощенное выражение для оценки провала напряжения генератора при внезапном изменении его нагрузки. Даны практические рекомендации по обеспечению требуемого уровня провала напряжения в действующих и во вновь создаваемых генераторах автономных систем.

Summary. The paper considers how the harmonic composition of electric current impacts the allowable output of an electric machine operating in a non-linear network. We propose a generalized equation for the calculation of this output taking into account the main/additional power losses in the stator's winding and in the steel of the machine. We propose a simplified expression for calculating an AC generator's voltage dip at sudden load changes. Practical recommendations are offered to ensure a required level of voltage dip in already operating and newly designed stand-alone systems' power generators.

Ключевые слова: электрическая машина, допустимая мощность, гармонический состав, нелинейная сеть, потери, генератор, провал напряжения, наброс нагрузки, практические рекомендации.

Key words: electrical machine, allowable output, harmonic composition, nonlinear network, losses, power generator, voltage dip, load surge, practical recommendations.

УДК 621.313.3

Введение

Эксплуатация электрических машин переменного тока в современных электрических сетях с нелинейными элементами характеризуется возрастанием высших гармонических со-



ставляющих тока статора в них по сравнению с работой в линейных сетях, что приводит к увеличению добавочных потерь в конструктивных элементах машин и появлению дополнительных моментов на их валу. В результате повышаются нагревы обмоток и активной стали в машинах, усиливаются вибрации их корпусов. Возникающие при этом проблемы обеспечения эксплуатационной надежности машин приходится решать довольно часто, так как современная преобразовательная техника все шире внедряется в различные отрасли промышленности, транспорта и сельского хозяйства. К числу таких проблем относятся, в частности, проблемы определения допустимых режимов работы машин по мощности и ограничения снижения напряжения генераторов автономных систем при внезапных изменениях их нагрузки. Изложению результатов решения этих проблем в Санкт-Петербургском государственном политехническом университете и посвящена настоящая обобщающая статья.

Определение допустимой мощности машины переменного тока при работе ее в нелинейных электрических сетях

Необходимость ограничения мощности машин в сетях с нелинейными элементами обусловлена тем, что высшие временные гармонические составляющие токов в статоре вызывают добавочные потери в активной части машины, ее нагрев, шумы и вибрации. Эти гармонические индуцируют в обмотке и активной стали статора ЭДС и токи частотой $f_v = f_1 \cdot v$, где f_1 – частота первой ($v = 1$) гармонической составляющей тока (основная частота сети), а $v = 6k \pm 1$ ($k = 1, 2, \dots$) – порядок его высших гармонических.

Рассмотрим в качестве примера, представляющего наибольший практический интерес, работу генератора в нелинейной сети с гармоническими $v = 5$ и $v = 7$. Будем полагать также, что коэффициент Филда обмотки статора генератора равен $k_{F1} = 1,2$ при основной частоте ($v = 1$) 50 Гц. Из-за указанных высших гармонических составляющих тока основные и добавочные потери в обмотке статора этого генератора увеличатся приблизительно в 1,25 – 1,3 раза [1]. Возрастут также потери в активной стали статора и ротора. Для сохранения перегрева обмотки статора, согласно ГОСТ Р 52776 [2], необходимо будет снизить мощность генератора в рассматриваемом случае примерно в 1,15 раза (без учета потерь в роторе).

В самом общем случае допустимую мощность машины $P_{\text{доп}}$ при работе ее в нелинейных сетях удобно в практических расчетах представлять в долях ее модельной мощности $P_{\text{мод}}$, определяемой заводом-изготовителем для работы в линейной сети с номинальным значением коэффициента мощности. Причем $P_{\text{доп}}$ следует считать относительным значением номинальной мощности машины с известным (расчетным или опытным) гармоническим составом тока статора.

Мощность $P_{\text{доп}}$ можно представить в виде произведения двух сомножителей $P_{\text{дм}}$ и $P_{\text{дс}}$, первый из которых будет учитывать уменьшение модельной мощности из-за возрастания потерь в обмотке статора (потерь в меди), а второй – потерь в активной стали статора и ротора. Произведя преобразования приведенных в [3] уравнений, можно из условия равенства потерь (сохранения перегревов) при работе в линейных и нелинейных сетях получить выражение для расчета $P_{\text{дм}}$ в виде

$$P_{\text{дм}} = \sqrt{\frac{k_{F1}}{\sum k_v^2 + (k_{F1} - 1) \sum k_v^2 \cdot v^2}}, \quad (1)$$

где k_{F1} – коэффициент Филда; k_v – отношение амплитуды v -й гармонической тока к амплитуде его первой гармонической.

Выполняя аналогичные преобразования с соответствующими уравнениями [3], выражение для определения $P_{\text{дс}}$ можно записать как

$$P_{\text{дс}} = \frac{1}{\sqrt{\sum k_{sv}^2 \cdot k_v^2 \cdot v^{1.3}}}, \quad (2)$$

где $k_{sv} = s_v / s_1$; s_v равно отношению амплитуд v -х гармонических МДС результирующего магнитного поля $F_{\delta v}$ и поля обмотки статора F_{av} [3, 4] к коэффициенту насыщения магнитной цепи k_{μ} .



С учетом (1) и (2) обобщающая формула для расчета допустимой мощности машины $P_{\text{доп}}$ приобретает вид

$$P_{\text{доп}} = \sqrt{\frac{k_{F1}}{(\sum k_{sv}^2 \cdot k_v^2 \cdot v^{1.3}) \cdot (\sum k_v^2 + (k_{F1} - 1) \cdot \sum k_v^2 \cdot v^2)}} \quad (3)$$

Полученное выражение, как отмечалось выше, не учитывает потери в обмотках ротора, а поэтому для асинхронных машин с фазным ротором необходимо проводить проверку перегрева его обмотки ротора в соответствии с требованиями ГОСТ Р 52776 [2]. Несмотря на то, что перегрев стержней клетки ротора в асинхронных двигателях с короткозамкнутым ротором стандартами не нормируется (ограничивается лишь величиной 200 – 250 °С), в двигателях большой мощности с тяжелыми условиями эксплуатации необходимо также оценивать тепловую напряженность обмотки ротора [9]. Опыт эксплуатации синхронных машин показывает, что дополнительная проверка перегрева обмотки ротора и в них необходима, если в нелинейной сети значения $\cos\varphi < 0,7$.

Важно подчеркнуть, что в синхронных машинах входящая в (2) и (3) величина s_1 обратно пропорциональна индуктивному сопротивлению реакции якоря x_{ad} , а в асинхронных и синхронных двигателях с полной демпферной системой она меньше 0,1 [3]. Однако при $s_v < 1$ соответствующая (первая) сумма в знаменателе (3) и значение $P_{\text{дс}}$ в (2) стремятся к 1, а поэтому в практике инженерных расчетов достаточно учитывать снижение модельной мощности машины лишь из-за возрастания потерь в обмотке статора, определяя его по (1), или полагать $P_{\text{дс}}$ равным 0,95 – 0,9 при коэффициентах искажения формы тока $k_i > 1,2$.

В качестве примера количественной оценки допустимой мощности машины при нелинейном характере изменения тока в обмотке статора в табл. 1 приведены результаты расчета $P_{\text{доп}}$ по (3) для машины с трапецеидальной формой тока при варьировании соотношения оснований трапеции k_{oc} и различных значениях k_{F1} .

Таблица 1

k_{F1}	$P_{\text{доп}}$		
	$k_{oc} = 0,77$	$k_{oc} = 0,66$	$k_{oc} = 0,55$
1,075	0,90	0,93	0,95
1,150	0,88	0,92	0,94
1,250	0,85	0,91	0,93

Из анализа данных, представленных в табл. 1, следует, что по мере уменьшения верхнего основания трапеции (уменьшения амплитуд гармонических составляющих тока) мощность $P_{\text{доп}}$ может быть увеличена до 0,93 – 0,95. Для уменьшения амплитуд высших гармонических тока статора мощных двигателей применяют двенадцатипульсную схему инвертора вместо мостовой шестипульсной схемы, а в генераторах используют шестифазную обмотку (две «звезды» со сдвигом в 30°) вместо трехфазной. При питании двигателей от частотных преобразователей с ШИМ регулятором для защиты изоляции обмотки статора используют фильтры высших ($v > 19$) гармонических.

Проблема обеспечения переходного отклонения напряжения генератора при внезапном изменении его нагрузки

Одним из основных требований эксплуатации к синхронным генераторам автономных систем электроснабжения является ограничение величины переходного отклонения напряжения при сбросе – набросе нагрузки. Например, для низковольтных дизельных генераторов судовых электростанций провал напряжения ΔU из режима холостого хода не должен превосходить 15 % при нагрузке $P_2 = 60$ % от полной мощности генератора, время восстановления напряжения $T \leq 1,5$ с, а точность его поддержания не менее ± 3 % от номинального значения [5, п. 10.6.2.2]. Однако современные тенденции сокращения веса и габаритов синхронных генераторов за счет повышения уровня их электромагнитного использования вступают в противоречия с этими требованиями эксплуатации. Исследование данной проблемы позволя-



ет наметить пути ее решения как на стадии проектирования генераторов, так и в процессе их эксплуатации.

Используя изложенные в [6, 7] расчетные формулы и результаты обработки экспериментальных данных для ряда мощных бесщеточных дизельных генераторов, можно получить приближенное выражение для определения провала напряжения ΔU при набросе 100% нагрузки с $\cos\varphi \leq 0,4$ в виде

$$\Delta U \approx x^*/(1 + x^*), \quad (4)$$

где x^* – величина расчетного индуктивного сопротивления, лежащая в диапазоне от значения сверхпереходного индуктивного сопротивления x_d'' до значения переходного индуктивного сопротивления x_d' по продольной оси. Так, например, при набросе 80 % нагрузки и $\cos\varphi = 0,3$ в генераторе мощностью 625 кВА с $x_d'' = 0,12$ и $x_d' = 0,17$ реальный провал напряжения составил 9,85 %, а его значение по (4) равно 10,7 %. При $\Delta U = 15$ % из (4) следует, что предельное значение x^* должно быть не более 0,18. Следовательно, задача снижения ΔU сводится, по существу, к уменьшению сопротивлений по путям рассеяния продольного магнитного потока обмотки статора, так как известно [1], что

$$x_d'' = x_{\sigma a} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{\sigma f}} + \frac{1}{x_{\sigma yd}}}, \quad (5)$$

где x_{ad} – индуктивное сопротивление продольной реакции якоря, а $x_{\sigma a}$, $x_{\sigma f}$ и $x_{\sigma yd}$ – индуктивные сопротивления рассеяния обмоток якоря, возбуждения и демпферной (успокоительной).

Все входящие в (4) индуктивные сопротивления могут быть представлены в виде отношения линейной токовой нагрузки статора A к амплитуде первой гармонической индукции магнитного поля в зазоре $B_{\delta 1}$, умноженного на коэффициент пропорциональности, учитывающий геометрию и степень насыщения путей рассеяния магнитных потоков от соответствующих обмоток [1]. Поэтому для снижения ΔU необходимо уменьшать проводимости для потоков рассеяния или величину отношения электромагнитных нагрузок $A/B_{\delta 1}$.

Практика расчетов современных генераторов автономных электростанций подтверждает, что первая из отмеченных возможностей позволяет уменьшить ΔU не более чем на 5-6 %. Если же провал напряжения генератора превышает допустимый уровень на эту величину, то необходимо рассматривать и вторую возможность. Она, на первый взгляд, весьма эффективна, поскольку, при постоянной мощности в заданных габаритах активной части машины, возрастание в k раз $B_{\delta 1}$ и соответствующее уменьшение A (для сохранения неизменным тягового усилия – коэффициента Эссона) приводят к снижению x^* в k^2 раз. Однако соответствующие расчеты показали, что таким способом можно уменьшить ΔU лишь на 10-12 %, а дальнейшее увеличение k приводит к недопустимым перегревам обмоток, ухудшению электромагнитного использования и эксплуатационных показателей генератора.

Таким образом, повышение уровня электромагнитного использования генераторов за счет возрастания A с целью снижения их массы G_g и габаритов V_g (повышение конкурентоспособности на рынке) приводит, как правило, к увеличению провала напряжения $\Delta U \equiv 1/V_g \equiv 1/G_g$, превосходящего эксплуатационные требования стандартов [5].

Для вновь создаваемых генераторов автономных систем энергоснабжения с $x_d' > 0,18$ решение рассматриваемой проблемы возможно лишь приведением достигнутого уровня их индуктивных сопротивлений в соответствие с потребной в эксплуатации величиной провала напряжения ΔU , подобно тому, как это сделано для современных турбогенераторов в отношении x_d' [8]. Для каждой из возможных групп мощностей необходимо установить допустимую нагрузку, набрасываемую на генераторы из режима холостого хода. Количество таких групп может быть и больше трех, принятых [8] для турбогенераторов.

Для генераторов, находящихся в эксплуатации, эту проблему следует решать путем выделения из группы потребителей двух – трех подгрупп, отличающихся степенью их технологической необходимости. Последовательность и временные интервалы подключения этих подгрупп нетрудно рассчитать и автоматизировать. Причем запускать каждую после-

дующую подгруппу можно при достижении предыдущей подгруппой величины напряжения, меньшей номинальной. В результате могут быть достигнуты требуемые в эксплуатации значения провала $\Delta U_{гр} < 15\%$ при высоком уровне электромагнитного использования генератора в группе ($x'_d \approx 0,35 - 0,40$), поскольку эквивалентные индуктивные сопротивления группы пропорциональны отношению подключаемой мощности $P_{2гр}$ к мощности $P_{1ном}$ генератора, то есть $x_{гр}^* = x^* \cdot P_{2гр} / P_{1ном}$ и, как следствие из (4), $\Delta U_{гр} < \Delta U$.

Если выделение подгрупп не представляется возможным, то генератор выбирается подобно тому, как это делается для обеспечения «тяжелого запуска» асинхронного двигателя с большими значениями динамического момента инерции приводного механизма. В частности, для ограничения провала напряжения модельная мощность генератора $P_{1мод}$ принимается больше номинальной мощности $P_{1ном}$ так, чтобы эквивалентное значение $x''_{dмод} = x''_{dном} P_{1ном} / P_{1мод}$ было достаточным для обеспечения требуемого ΔU .

Выводы

1. Предложено обобщающее выражение для расчета допустимой мощности машины переменного тока $\bar{P}_{доп}$, позволяющее количественно оценить необходимое уменьшение ее номинальной мощности при работе в нелинейных сетях с известным гармоническим составом тока статора.

2. Тенденция к повышению уровня электромагнитного использования генераторов противоречит эксплуатационным требованиям действующих стандартов в отношении допустимой величины провала напряжения генератора ΔU при внезапном изменении его нагрузки.

3. Для вновь создаваемых генераторов автономных систем необходимо изменить эксплуатационные требования стандартов к величине ΔU или к значению набрасываемой нагрузки P_2 с учетом достигнутых в генераторах уровней электромагнитных нагрузок и параметров.

4. Требуемой величины ΔU в действующих автономных сетях можно достичь, разбивая нагрузку на подгруппы с $P_{2гр}$ или увеличивая мощность генератора $P_{1ном}$ до $P_{1мод}$, учитывая пропорциональность эквивалентных индуктивных сопротивлений отношению $P_{2гр} / P_{1ном}$ или $P_{1мод} / P_{1ном}$ соответственно.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вольдек, А. И. Электрические машины. Машины переменного тока: учеб. для вузов / А. И. Вольдек, В. В. Попов. — СПб.: Питер, 2008. — 350 с.
2. ГОСТ Р 52776-2007 (МЭК 60 034-1-2004). Машины электрические вращающиеся. Номинальные данные и характеристики. — Введ. 2008-01-01. — М.: Госстандарт России, 2004. — 74 с.
3. Богуславский, И. З. Метод определения допустимой мощности двигателя переменного тока при работе в нелинейной сети / И. З. Богуславский // Электротехника. — 2009. — № 5. — С. 22-28.
4. Особенности создания и эксплуатации мощных машин переменного тока в автономных электросетях / И. А. Арсеньев, И. З. Богуславский, В. В. Попов, В. В. Суханов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. — 2013. — № 4-1 (183). — С. 41-48.
5. НД № 2-020101-072. Правила классификации и постройки морских судов. Т. 2. — Введ. 2013-01-01. — СПб.: Российский морской Регистр судоходства, 2013. — 718 с.
6. Важнов, А. И. Переходные процессы в машинах переменного тока / А. И. Важнов. — Л.: Энергия, 1980. — 256 с.
7. Рюденберг, Р. Эксплуатационные режимы электроэнергетических систем и установок / Р. Рюденберг. — Л.: Энергия, 1981. — 578 с.
8. ГОСТ 533-2000. Машины электрические вращающиеся. Турбогенераторы. Общие технические условия. — Введ. 2002-01-01. — Минск: Межгос. совет по стандартизации, метрологии и сертификации, 2002. — 24 с.
9. Анализ влияния конструкционных факторов на надежность герметичных электромеханических преобразователей / Д. А. Голоколос, Н. С. Карпова, К. К. Ким, С. Н. Иванов // Ученые записки КНАГТУ. — 2013. — № IV-1(16). — С. 29-34.



Забойн В. Н., Чесноков Г. А.
V. N. Zaboin, G. A. Chesnokov

**СПОСОБЫ УЧЕТА РАССЛОЕНИЯ УЧАСТКОВ МАГНИТНОЙ ЦЕПИ
ПРИ РАСЧЕТЕ МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИНАХ**

**TWO METHODS FOR TAKING INTO ACCOUNT THE LAMINATION OF MAGNETIC
CIRCUITS WHEN CALCULATING MAGNETIC FIELDS IN ELECTRIC MACHINES**



Забойн Валерий Николаевич – заведующий кафедрой «Электрические машины», доктор технических наук, профессор, Санкт-Петербургский государственный политехнический университет (Россия, Санкт-Петербург). E-mail: zabv@rambler.ru
Mr. Valeriy N. Zaboin – Dr.habil of Engineering, Professor, Head of the Department of Electric Machines, St.-Petersburg State Polytechnic (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: zabv@rambler.ru.



Чесноков Григорий Алексеевич – аспирант кафедры «Электрические машины», Санкт-Петербургский государственный политехнический университет (Россия, Санкт-Петербург). E-mail: G.A.Chesnokov@gmail.com
Mr. Grigoriy A. Chesnokov - PhD student, Department of Electric Machines, St.-Petersburg State Polytechnic (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: G.A.Chesnokov@gmail.com.

Аннотация. В статье рассмотрены два способа учета различных видов расслоения магнитопровода по третьей координате z при решении двухмерных полевых задач методом конечных элементов. Показано, что наибольшая точность решения достигается в результате предварительной корректировки кривых намагничивания участков магнитной цепи. Приведена сводная таблица формул для постобработки получаемых результатов решения магнитного поля в машине.

Summary. The paper discusses two methods for taking into account different types of lamination of the magnetic circuit along the third coordinate Z during calculation of 2D magnetic fields by the finite elements method. We demonstrate that the highest accuracy of this solution is achieved by pre-adjustment of magnetization curves for magnetic circuit sections. We propose a summary table of formulas for post-processing of the obtained results of a magnetic field solutions in a machine.

Ключевые слова: метод конечных элементов, электрическая машина, магнитное поле, шихтованный сердечник, участок магнитной цепи, расслоение, кривая намагничивания.

Key words: finite elements method, electric machine, magnetic field, sheet core, section of magnetic circuit, lamination, magnetization curve.

УДК 621.313.1

Введение

Одной из основных задач электромагнитного расчета электрической машины является определение ее магнитной характеристики $\Phi_\delta = f(F_\delta)$ – зависимости основного магнитного потока в воздушном зазоре под главным полюсом Φ_δ от намагничивающей силы (НС) обмотки возбуждения F_δ [1]. Для проведения Φ_δ , как правило, применяются шихтованные магнитопроводы, набранные из листов электротехнической стали с целью уменьшения магнитных потерь и улучшения эксплуатационных свойств машины. Поэтому при решении соответствующих двухмерных магнитостатических задач с помощью прикладного пакета Elcut



возникает необходимость в учете расслоения (неоднородности) магнитопровода по третьей координате вдоль оси машины. Это может быть сделано либо путем корректировки кривой намагничивания стали, либо за счет уменьшения активной длины машины. Рассмотрению особенностей и целесообразности применения каждого из указанных способов и посвящена настоящая статья.

Учет расслоения магнитопровода путем корректировки кривой намагничивания

При неизменной осевой длине всех участков магнитной цепи машины и в предположении, что весь магнитный поток из воздушного зазора проходит только по стали, справедливо выражение $B_{\delta}S_{\delta} = B_{ш}S_{ш} = B_{м}S_{м}$, где $B_{ш}$ и $B_{м}$ – индукции магнитного поля в расслоенном и массивном участках магнитопровода, а $S_{ш}$ и $S_{м}$ – соответствующие им сечения.

Elcut для определения напряженности магнитного поля $H_{ш}$ на участке использует значение $B_{м}$ (B_{δ}), эквивалентуруя по сути расслоенный участок массивным, допуская тем самым погрешность в расчете:

$$B_{ш} = \frac{B_{м}S_{м}}{S_{ш}} = \frac{B_{м}}{K_{зс}}, \quad (1)$$

где $K_{зс} = l_{ш} / l_{\delta}$ – коэффициент заполнения участка сталью.

Величине $B_{ш}$ соответствует большее значение $H_{ш}$, которое и следует задавать в свойствах стали расслоенного блока, корректируя табличные значения реальной кривой намагничивания $B_{м} = f(H_{м})$, любому значению $B_{м}$ согласно (1) должно соответствовать $H'_{м}$ (H_{Elcut}) для $B_{м}/K_{зс} = B_{Elcut}$. Переопределенная таким образом $B_{Elcut} = f(H_{Elcut})$ является «реальной» магнитной характеристикой стали шихтованного участка с учетом $K_{зс}$. По сути, вводится в рассмотрение конкретное относительное переменное значение $\mu_{ш}$, а следовательно, и при решении задачи в линейной постановке достаточно принимаемое для массивных участков значение μ_r умножить на $K_{зс}$ для расслоенных участков. Аналогично следует поступать и при заполнении якоря машины пакетами стали при наличии радиальных вентиляционных каналов.

Для иллюстрации сказанного в табл. 1 сведены результаты аналитических и численных расчетов магнитных потоков и индукций в ферромагнитном сердечнике из стали 2411 квадратной формы $100 \times 100 \times 10$ мм, содержащем расслоенный участок длиной 80 мм, при намагничивающей силе обмотки возбуждения $F_{в} = 280$ А.

Таблица 1

Результаты аналитических и численных расчетов магнитных потоков и индукций

$K_{зс}$	$\mu_{м}$	$\mu_{ш}$	$\Phi_{ш}$ расч	$\Phi_{ш}$ Elcut	$B_{ш}$ расч	$B_{ш}$ Elcut
1,0	1000	1000	0,01000	0,0102	1,00	1,02
0,9	1000	900	0,00980	0,0099	1,09	0,99
0,8	1000	800	0,00950	0,0096	1,19	0,96
0,5	1000	500	0,00816	0,0082	1,63	0,82
Нелинейность						
1,0	1340	1339	0,01340	0,01320	1,34	1,32
0,8	2460	443	0,01190	0,01180	1,48	1,18
0,5	4940	196	0,00765	0,00756	1,53	0,76

Из рассмотрения и анализа данных табл. 1 следует, что предложенный способ учета расслоения ферромагнитных участков при использовании Elcut позволяет с высокой точностью рассчитать магнитный поток $\Phi_{ш}$ ($\Delta < 2\%$), а для нахождения реального значения $B_{ш}$ достаточно величину $B_{ш}$ Elcut просто разделить на $K_{зс}$. Очевидно, что рассмотренным переопределением кривой намагничивания или изменением μ_r можно учесть различие в длине по третьей координате и нерасслоенных участков магнитной цепи машины.



В случае значительного насыщения магнитопровода и малых $K_{зс}$ становится заметным магнитный поток, проходящий между листами через изоляцию – $\Phi_{и}$. Возникающие при этом задачи учета расслоения по оси электрической машины могут быть решены аналогично решению задачи определения магнитного поля в ее зубцовой зоне [2, 46]. В частности, если суммарный магнитный поток $\Phi = \Phi_{ш} + \Phi_{и}$ разделить на сечение листов стали $S_{ш}$, то будут справедливы следующие выражения:

$$\frac{\Phi}{S_{ш}} = \frac{\Phi_{ш}}{S_{ш}} + \frac{\Phi_{и} S_{и}}{S_{и} S_{ш}},$$

$$B_{ш} = B'_{ш} + B_{и} \frac{S_{и}}{S_{ш}} = B'_{ш} + \mu_0 H_{и} K_{и}, \quad (2)$$

$$K_{и} = \frac{S_{и}}{S_{ш}} = \frac{1 - K_{зс}}{K_{зс}}, \quad (3)$$

где $S_{и}$ – сечения между листами; $B_{ш}$ и $B'_{ш}$ – расчетное и реальное значения индукции в листе; $K_{и}$ – коэффициент изоляционного промежутка; $H_{и}$ – напряженность магнитного поля между листами, равная $H'_{ш}$.

При аналитическом расчете магнитной цепи машины или при учете расслоения участка в перпендикулярном направлении к плоскости задачи в Elcut $B'_{ш} = f(H'_{ш})$, входящая в (2), является, конечно, основной кривой намагничивания стали участка $B_{ш} = f(H_{ш})$, а при необходимости учета расслоения по третьей координате z , как было показано выше, – переопределенной $B_{Elcut} = f(H_{Elcut})$.

В результате аналогичных рассуждений в работе В. М. Гандшу [3] для определения $B_{ш} = B_{ш} K_{зс}$ было предложено выражение:

$$B_{ш}(H) = B'_{ш}(H) - (B'_{ш}(H) - \mu_0 H) \left(\frac{1}{K_{зс}} - 1 \right), \quad (4)$$

справедливость которого вызывает сомнение, поскольку из совместного решения (1), (2) и (3) или просто деля суммарный магнитный поток на $S_{ш}$ можно получить уравнение:

$$B_{ш}(H'_{ш}) = B'_{ш}(H'_{ш}) K_{зс} + \mu_0 H'_{ш} (1 - K_{зс}), \quad (5)$$

а добавляя и отнимая в его правую часть $B'_{ш}(H)$, легко привести (5) к виду:

$$B_{ш}(H) = B'_{ш}(H) - (B'_{ш}(H) - \mu_0 H) (1 - K_{зс}). \quad (6)$$

Из сравнения (4) и (6) следует, что отношение соответствующих разностей $(B'_{ш}(H) - B_{ш}(H))$ в них равно $K_{зс}$. При $K_{зс}$, близких к 1, погрешность определения $B_{ш}(H)$ невелика, однако, например при $K_{зс} = 0,5$, расчет по (4) теряет физический смысл. Действительно, после подстановки в (4) и (6) указанного значения $K_{зс}$ они примут вид:

$$B_{ш}(H) = B'_{ш}(H) - (B'_{ш}(H) - \mu_0 H) \left(\frac{1}{0,5} - 1 \right) = \quad (7)$$

$$= B'_{ш}(H) - (B'_{ш}(H) - \mu_0 H) = \mu_0 H$$

$$B_{ш}(H) = B'_{ш}(H) - (B'_{ш}(H) - \mu_0 H) (1 - 0,5) = \quad (8)$$

$$= 0,5 B'_{ш}(H) + 0,5 \mu_0 H$$

Как видно из (7), индукция в массиве $B_{ш}(H)$ становится равной индукции поля в воздухе при неизвестной к тому же величине H , а поэтому в свойствах расслоенного блока в Elcut необходимо использовать зависимость $B_{ш} = f(H'_{ш})$, рассчитанную по выражению (2) с учетом $B_{ш} = f(H_{ш})$ или $B_{Elcut} = f(H_{Elcut})$.

Реальное значение $B'_{ш}$ можно определить в результате обратного преобразования (2) с учетом (1) и (3):



$$B'_{ш}(H) = \frac{B_m}{K_{зс}} - \frac{\mu_0 H (1 - K_{зс})}{K_{зс}},$$

где B_m – рассчитанное в Elcut значение индукции в шихтованном участке.

Учет расслоения магнитопровода сокращением расчетной длины машины

Если все ферромагнитные участки магнитной цепи имеют одинаковый коэффициент заполнения сталью, то вместо перестроения кривой намагничивания можно в свойствах задачи Elcut задать не реальную длину магнитопровода $l_m = l_\delta$, а приведенную $l_{Fe} = l_m K_{зс}$. При этом будет сразу же рассчитываться истинное значение индукции в стали. Однако, из-за уменьшения площади сечения неферромагнитных участков в $1/K_{зс}$ раз, соответствующие значения индукции B и напряженности H в них будут больше реальных, а следовательно, и суммарная НС будет завышена. В электрических машинах нешихтованным участком магнитной цепи является воздушный зазор, на долю которого приходится до 70 % НС обмотки возбуждения F_b . Поэтому для определения реальной индукции на нешихтованном участке необходимо рассчитанное в Elcut значение B_{Elcut} умножить на коэффициент заполнения сталью $K_{зс}$, а для получения действительного значения НС непосредственно в Elcut необходимо в свойствах блока нешихтованного участка задать относительную магнитную проницаемость

$$\mu_r = \frac{1}{K_{зс}}. \quad (9)$$

При учете $K_{зс}$ с помощью сокращения расчетной длины машины значительно упрощается постановка задачи, особенно, если требуется получить результат для нескольких значений $K_{зс}$ без учета магнитного потока между листами стали. Допускаемая при этом ошибка, как показала практика моделирования электрических машин, не превышает 1 %.

Расчет коэффициента воздушного зазора с учетом неоднородности магнитопровода по третьей координате

В электрических машинах с большой аксиальной длиной активной зоны часто применяется радиальная система вентиляции [4]. В этом случае магнитопровод набирается из шихтованных пакетов стали, между которыми формируются каналы для охлаждающего воздуха. Рассмотренный метод учета неоднородности сердечника по третьей координате заменой кривой намагничивания можно распространить и на решение задачи с радиальными каналами. Для этого в выражениях (1) и (3) следует заменить $K_{зс}$ на коэффициент заполнения пакетами и сталью:

$$K_{зсп} = \frac{n_p b_p K_{зс}}{l_\delta} = \frac{n_p b_p K_{зс}}{n_p b_p + (n_p - 1) b_k} = K_{зп} K_{зс},$$

где n_p – число пакетов; b_p – ширина пакета; l_δ – длина магнитопровода; b_k – ширина вентиляционного канала; $K_{зп}$ – коэффициент заполнения пакетами.

Коэффициент заполнения пакетами $K_{зп}$, как правило, меньше $K_{зс}$ и составляет 0,8...0,9. Следовательно, в таких задачах требуется вводить поправку на магнитный поток, ответвляющийся в вентиляционный канал.

Радиальные вентиляционные каналы и бандажные канавки на поверхности ротора требуют учета коэффициентов воздушного зазора (отношение максимума индукции в зазоре к ее среднему значению) $K_{\delta k}$ и $K_{\delta \delta}$, которые можно вычислить по следующим формулам [2, 44]:

$$K_{\delta k} = \frac{b_p + b_k}{b_p + b_k - \gamma \delta},$$

$$\gamma = \frac{(b_k / \delta)^2}{5 + b_k / \delta},$$



$$K_{\delta\delta} = 1 + \frac{n_{\delta} b_{\delta} h_{\delta}}{l_{\delta} (\delta + h_{\delta}) - n_{\delta} b_{\delta} h_{\delta}},$$

где n_{δ} , b_{δ} , h_{δ} соответственно число, ширина и глубина бандажных канавок.

Результирующий коэффициент воздушного зазора:

$$K_{\delta} = K_{\delta\kappa}^n K_{\delta\delta},$$

где $n = 1$, если радиальные каналы выполнены только на статоре; $n = 2$, если каналы выполнены и на статоре, и на роторе.

Рассчитанное значение НС воздушного зазора в Elcut соответствует зазору без бандажных канавок и радиальных каналов. Для получения реальной НС воздушного зазора необходимо это значение умножить на K_{δ} , или задавать в Elcut в свойствах блока воздушного зазора откорректированную относительную магнитную проницаемость:

$$\mu_r = \frac{1}{K_{\delta}}. \quad (10)$$

Наличие зазора между листами стали в общем случае также требует введения коэффициента воздушного зазора для листов стали. С учетом того, что магнитопровод может содержать участки с листами разной толщины и разными коэффициентами заполнения, следует рассматривать отдельно $K'_{\delta 1}$ и $K'_{\delta 2}$, относящиеся к поверхностям по разные стороны от воздушного зазора.

Таким образом, при учете расслоения по координате z рассмотренным выше методом переопределения кривой намагничивания в блоке воздушного зазора следует задать относительную магнитную проницаемость:

$$\mu_r = \frac{1}{K_{\delta} \cdot K'_{\delta 1} \cdot K'_{\delta 2}},$$

а в случае применения метода сокращения расчетной длины ($K'_{\delta 1} = K'_{\delta 2} = K'_{\delta}$) в блоке воздушного зазора следует задать относительную магнитную проницаемость:

$$\mu_r = \frac{1}{K_{zc} K_{\delta} K'_{\delta}{}^2}.$$

На практике K'_{δ} очень мал и стремится к единице. Так, например, для $K_{zc} = 0,95$, воздушного зазора $\delta = 1$ мм и толщины листа $b = 0,95$ мм коэффициент воздушного зазора, рассчитанный методом конформных отображений [5, 284]:

$$K_{\delta L} = \frac{b}{b - \gamma \delta} = \frac{1}{1 - 4 \cdot 10^{-4} \cdot 1} = 1,0004, \quad (11)$$

где $b_{\pi} = b_c (1 - K_{zc}) = 1(1 - 0,95) = 0,05$ мм,

$$\begin{aligned} \gamma &= \frac{2}{\pi} \cdot \left\{ \frac{b_{\pi}}{\delta} \operatorname{arctg} \left(\frac{b_{\pi}}{2\delta} \right) - \ln \left[\left(\frac{b_{\pi}}{2\delta} \right)^2 + 1 \right] \right\} = \\ &= \frac{2}{\pi} \cdot \left\{ \frac{0,05}{1} \operatorname{arctg} \left(\frac{0,05}{2 \cdot 1} \right) - \ln \left[\left(\frac{0,05}{2 \cdot 1} \right)^2 + 1 \right] \right\} = 4 \cdot 10^{-4}. \end{aligned}$$

В большинстве расчетов столь малым увеличением индукции B_{δ} можно, конечно, пренебречь. Однако в тех случаях, когда величина воздушного зазора сопоставима с расстоянием между листами стали, коэффициент воздушного зазора может быть заметным. При этом следует иметь ввиду, что определение K'_{δ} по (11) не совсем корректно, так как в реальности торцевая поверхность листов после штамповки имеет сложную форму, не соответствующую геометрии области, для которой выведено данное выражение.

**Выводы**

1. Учет неоднородности магнитной цепи по третьей координате z при расчете магнитных полей в электрических машинах с помощью пакета Elcut возможен путем задания в свойствах расслоенного блока кривой $B_{Elcut} = f(H_{Elcut})$, получаемой переопределением данных реальной зависимости $B_m = f(H_m)$ для конкретных значений K_{3c} .

2. При сильном насыщении и малых K_{3c} необходимо $B_{Elcut} = f(H_{Elcut})$ корректировать в соответствии с (2) для учета магнитного потока, проходящего между листами расслоенного участка.

3. В случае одинаково расслоенных ферромагнитных участков магнитной цепи возможно простое сокращение реальной длины машины и задание в немагнитных блоках относительной магнитной проницаемости, обратной K_{3c} или K_{δ} (см. п. 3 и п. 4).

4. Расчетные данные Elcut, получаемые в результате применения предлагаемых способов учета неоднородности по третьей координате, нуждаются в последующей обработке в соответствии с табл. 2.

Таблица 2

Постобработка результатов Elcut для двух методов

Определяемая величина	Корректировка кривой намагничивания	Сокращение расчетной длины
Индукция в зазоре $\mu_r = 1$	B_{Elcut}	$B_{Elcut} K_{3c}$
Индукция в зазоре $\mu_r \neq 1$	B_{Elcut}	$B_{Elcut} K_{3c}$
Индукция в стали	$\frac{B_{Elcut}}{K_{3c}} - \frac{\mu_0 B_{Elcut} (1 - K_{3c})}{K_{3c}}$	B_{Elcut}
Напряженность в зазоре $\mu_r = 1$	$\frac{H_{Elcut}}{K'_{\delta 1} K'_{\delta 2}}$	$\frac{H_{Elcut}}{K_{3c} K'_{\delta 1} K'_{\delta 2}}$
Напряженность в зазоре $\mu_r \neq 1$	H_{Elcut}	H_{Elcut}
Напряженность в стали	H_{Elcut}	H_{Elcut}
НС магнитопровода	F_{Elcut}	F_{Elcut}
НС воздушного зазора $\mu_r = 1$	$F_{Elcut} K'_{\delta 1} K'_{\delta 2}$	$F_{Elcut} K_{3c} K'_{\delta 1} K'_{\delta 2}$
НС воздушного зазора $\mu_r \neq 1$	F_{Elcut}	F_{Elcut}

5. Выбор способа учета неоднородности магнитной системы зависит от типа решаемой задачи и необходимой при этом точности. При решении типовых учебных и научных задач целесообразнее, на наш взгляд, пользоваться методом корректировки кривых намагничивания, заранее сформировав для этого соответствующую библиотеку кривых $B_{Elcut} = f(H_{Elcut})$ для разных K_{3c} .

ЛИТЕРАТУРА

1. Степанов, А. Н. Моделирование внешнего магнитного поля трехфазной электрической машины / А. Н. Степанов // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. – 2011. – № III-1(7). – С. 13-20.
2. Вольдек, А. И. Электрические машины: учебник для вузов / А. И. Вольдек. – 2-е изд., перераб. и доп. – Ленинград: Энергия, 1974. – 839 с.
3. Гандшу, В. М. Представление шихтованных сердечников в задачах расчета магнитных полей / В. М. Гандшу. URL: <http://elcut.ru/articles/gandshou/laminate.pdf> (03.2003).
4. Вольдек, А. И. Электрические машины. Введение в электромеханику. Машины постоянного тока и трансформаторы: учебник для вузов / А. И. Вольдек, В. В. Попов [и др.]. – Питер, 2008. – 320 с.
5. Иванов-Смоленский, А. В. Электрические машины: учебник для вузов. В 2 т. Т. 1 / А. В. Иванов-Смоленский – 3-е изд., стер. – М.: Издательский дом МЭИ, 2006. – 652 с.



Тихомиров В. А., Александров С. Ю.
V. A. Tikhomirov, S. Y. Aleksandrov

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ИНФОРМАЦИОННОГО ПОТОКА БЕСПЛАТФОРМЕННОЙ
ИНЕРЦИАЛЬНОЙ СИСТЕМЫ САМОЛЁТА**

**MODELING OF INFORMATION FLOWS STRAPDOWN INERTIAL
AIRCRAFT SYSTEMS**

Тихомиров Владимир Александрович – кандидат технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Математическое обеспечение и применение ЭВМ» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-амуре); 8-914-179-0414. E-Mail: kmopevm@knastu.ru.

Tikhomirov Vladimir Aleksandrovich – PhD in technical Sciences, Professor, Head of the Department of mathematical software and applications of the computer Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 8-914-179-0414. E-mail: kmopevm@knastu.ru.

Александров Сергей Юрьевич – старший преподаватель кафедры «Математическое обеспечение и применение ЭВМ» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-амуре); 8-909-865-4647. E-Mail: sandrov@mail.ru.

Aleksandrov Sergey Yurievich – senior lecturer of the Department of mathematical software and applications of the computer Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 8-909-865-4647. E-mail: sandrov@mail.ru.

Аннотация. Рассматривается математическая модель для компьютерной имитации функционирования бесплатформенной инерциальной навигационной системы самолёта.

Summary. A mathematical model for computer simulation of the functioning of the strapdown inertial navigation system of the aircraft.

Ключевые слова: математическая модель, алгоритм, имитирование, полет, летательный аппарат.

Key words: a mathematical model, algorithm, simulation, flight, aircraft.

УДК 629.783

Введение

Бесплатформенная инерциальная навигационная система (БИНС) обеспечивает непрерывную выработку информации о курсе, координатах, скорости движения и параметрах угловой ориентации платформы, на которой установлена [1].

Объектом моделирования в данной статье является БИНС-СП-2 [2], предназначенная для определения местоположения летательного аппарата, комплексной обработки и выдачи навигационной и пилотажной информации в бортовую вычислительную машину. Требовалось разработать программно-аппаратный комплекс для имитации работы БИНС, который должен обеспечивать проведение наземных испытаний бортового оборудования самолёта с полноформатной имитацией работы БИНС в полете.

Предлагаемая в данной статье концепция полунатурного моделирования БИНС разработана с целью построения замкнутого программного комплекса имитации показаний датчиков навигационной системы.

Ценность этой методики состоит в создании *без помощи специальных стендов* информационного потока БИНС при таких условиях движения и вибрации носителя, которые близки к полетным условиям эксплуатации реальных авиационных инерциальных навигационных систем (ИНС). Статья освещает реализацию методики имитации БИНС.

**Модель информационного потока основного канала БИНС**

За основу средств имитации информационного потока основного канала БИНС выбрана модель динамики маневренного самолета, рассматриваемого как твердое тело с шестью степенями свободы, движущееся над шарообразной, не вращающейся Землей [3].

Траекторию полета и пространственное положение самолета рассчитывают с помощью системы, состоящей из тринадцати уравнений. Данная система включает в себя девять кинематических уравнений, три динамических уравнения и одно уравнение расхода масс. На начальном этапе будем считать, что ветер отсутствует ($W = 0$), т.е. земная (истинная) и воздушная скорости совпадают ($V_k = V$).

Три уравнения движения центра масс (ц.м.) самолета в стартовой системе координат имеют следующий вид:

$$\frac{dx_{ц.м.}}{dt} = V_k \cos \Theta \cos \Psi \approx \frac{\Delta x_{ц.м.}}{\Delta t}, \quad (1)$$

$$\frac{dy_{ц.м.}}{dt} = \frac{dH}{dt} = V_k \sin \Theta \approx \frac{\Delta H}{\Delta t}, \quad (2)$$

$$\frac{dz_{ц.м.}}{dt} = -V_k \cos \Theta \sin \Psi \approx \frac{\Delta z_{ц.м.}}{\Delta t}, \quad (3)$$

где ось x направлена на север параллельно географическому меридиану; ось z направлена на восток параллельно географической параллели; Ψ – угол пути (угол между проекцией скорости V_k на местную горизонтальную плоскость и направлением на север); Θ – угол наклона траектории (угол между скоростью V_k и местной горизонтальной плоскостью). Все углы определяются в соответствии с ГОСТ 20058-80 «Динамика летательных аппаратов в атмосфере. Термины, определения и обозначения».

Приведем три уравнения, описывающие вращение самолета относительно нормальной системы координат:

$$\frac{d\vartheta}{dt} = \omega_y \sin \gamma + \omega_z \cos \gamma \approx \frac{\Delta \vartheta}{\Delta t}, \quad (4)$$

$$\frac{d\gamma}{dt} = \omega_x - \operatorname{tg} \vartheta (\omega_y \cos \gamma - \omega_z \sin \gamma) \approx \frac{\Delta \gamma}{\Delta t}, \quad (5)$$

$$\frac{d\psi}{dt} = \operatorname{sec} \vartheta (\omega_y \cos \gamma - \omega_z \sin \gamma) \approx \frac{\Delta \psi}{\Delta t}, \quad (6)$$

где ϑ – угол тангажа; γ – угол крена; ψ – угол рыскания.

Кроме того, при имитировании информационного потока БИНС использовались три геометрических соотношения между углами:

$$\sin \beta = \cos \Theta [\sin \vartheta \sin \gamma \cos(\Psi - \psi) - \cos \gamma \sin(\Psi - \psi)] - \sin \Theta \cos \vartheta \sin \gamma, \quad (7)$$

$$\sin \alpha = \frac{1}{\cos \beta} [(\sin \vartheta \cos \gamma \cos(\Psi - \psi) + \sin \gamma \sin(\Psi - \psi)) \cos \Theta - \sin \Theta \cos \vartheta \cos \gamma], \quad (8)$$

$$\sin \gamma_a = \frac{1}{\cos \Theta} [(\cos \alpha \sin \beta \sin \vartheta - \cos \vartheta (\sin \alpha \sin \beta \cos \gamma - \cos \beta \sin \gamma)], \quad (9)$$

где β – угол скольжения; α – угол атаки; γ_a – скоростной угол крена.

Также использовались три динамических уравнения движения центра масс самолета:



$$m \frac{dV}{dt} = P \cos(\alpha + \varphi_p) \cos \beta - X_a - mg \sin \Theta \approx m \frac{\Delta V}{\Delta t}, \quad (10)$$

$$mV \frac{d\Theta}{dt} = P [\sin(\alpha + \varphi_p) \cos \gamma_a + \cos(\alpha + \varphi_p) \sin \beta \sin \gamma_a] + Y_a \cos \gamma_a - Z_a \sin \gamma_a - mg \cos \Theta \approx mV \frac{\Delta \Theta}{\Delta t}, \quad (11)$$

$$-mV \cos \Theta \frac{d\Psi}{dt} = P [\sin(\alpha + \varphi_p) \sin \gamma_a - \cos(\alpha + \varphi_p) \sin \beta \cos \gamma_a] + Y_a \sin \gamma_a + Z_a \cos \gamma_a \approx -mV \cos \Theta \frac{\Delta \Psi}{\Delta t}, \quad (12)$$

где m – масса самолета; P – тяга силовой установки (максимальное значение тяги $P_{\max} = 25\,000$ кГ на форсажном режиме и $P_{\max} = 15\,700$ кГ на безфорсажном режиме); φ_p – угол между вектором тяги и продольной осью самолета (в данном случае $\varphi_p = 0$).

Дополнительно в имитации участвует уравнение расхода массы топлива

$$\frac{dm}{dt} = -\frac{c_{PR} \cdot P}{3600} \approx \frac{\Delta m}{\Delta t}, \quad (13)$$

где c_{PR} – удельный часовой расход топлива (кг/кГ тяги·час), равный 1,92 на форсажном режиме; 0,75 на максимальном режиме и 0,67 на крейсерском режиме.

При выполнении имитационных расчетов набор вышеперечисленных уравнений поддерживают следующие ограничения.

1. Ограничения по полетной массе:

$$\text{Предельно допустимая масса при взлете} - 38\,800 \text{ кг}, \quad (14)$$

$$\text{Предельно допустимая масса при посадке} - 30\,000 \text{ кг}.$$

Аэродинамические силы Y_a , X_a и Z_a в формулах (10) – (12) рассчитывают следующим образом.

Подъемная сила всего самолета Y_a равна:

$$Y_a = c_{ya} \frac{\rho_H V^2}{2} S = c_{ya} (0,7 \rho_H M^2) S, \quad (15)$$

где $c_{ya} = c_{ya}(\alpha, \varphi_{ст})$ – коэффициент подъемной силы самолета, зависящий от угла атаки α и угла установки стабилизатора $\varphi_{ст}$.

Если самолет без подвесок, то коэффициент c_{ya} для $\varphi_{ст} = 0$ задается по стандартной таблице; для $\varphi_{ст} \neq 0$ коэффициент c_{ya} задается следующим образом:

– если $\varphi_{ст} > 0$ (хвостик стабилизатора отклоняется вниз), то

$$c_y = c_{y(\varphi_{ст}=0)} + 0,0138 \varphi_{ст}, \quad (\varphi_{ст.\max} = 15^\circ); \quad (16)$$

– если $\varphi_{ст} < 0$ (хвостик стабилизатора отклоняется вверх), то

$$c_y = c_{y(\varphi_{ст}=0)} + 0,0127 \varphi_{ст}, \quad (\varphi_{ст.\min} = -20^\circ). \quad (17)$$



2. Ограничения по максимальному углу атаки $\alpha_{\text{доп}}$ при различных значениях числа полета M .

Для самолета без подвесок в крейсерской конфигурации имеем:

- если $M \leq 0,5$, то $\alpha_{\text{доп}} = 24^\circ$;
- если $0,5 < M \leq 0,9$, то $\alpha_{\text{доп}}$ уменьшается линейно от 24 до 20° ;
- если $0,9 < M \leq 1,3$, то $\alpha_{\text{доп}}$ уменьшается линейно от 20 до 10° ;
- если $M > 1,3$, то $\alpha_{\text{доп}} = 10^\circ$;

Для самолета с подвесками в крейсерской и взлетно-посадочной конфигурациях имеем:

- если $M \leq 0,9$, то $\alpha_{\text{доп}} = 20^\circ$;
- если $0,9 < M \leq 1,3$, то $\alpha_{\text{доп}}$ уменьшается линейно от 20 до 10° ;
- если $M > 1,3$, то $\alpha_{\text{доп}} = 10^\circ$;

Во взлетно-посадочной конфигурации на высотах менее 50 м $\alpha_{\text{доп}} = 15^\circ$.

3. Ограничения по минимальному углу атаки $\alpha_{\text{мин}}$:

- если $M \leq 1,0$, то $\alpha_{\text{мин}} = -7^\circ$;
- если $1,0 < M \leq 2,0$, то $\alpha_{\text{мин}}$ увеличивается линейно от (-7) до $(-3,5)^\circ$;
- если $M > 2,0$, то $\alpha_{\text{мин}} = -3,5^\circ$.

Число M полета равно:

$$M = Va_H,$$

где a_H – скорость звука на высоте H (определяется по ГОСТ 4401-81 «Атмосфера стандартная. Параметры»).

4. Ограничения по $M_{\text{max}} \leq 2,25$.

Приборная (индикаторная) скорость V_i равна:

$$V_i = V \sqrt{\frac{\rho_H}{\rho_0}}, \quad (19)$$

где ρ_H – плотность воздуха на высоте H (определяется по ГОСТ 4401-81 «Атмосфера стандартная. Параметры»); $\rho_0 = 0,125 \frac{\text{кгс}^2}{\text{м}^4} = 1,225 \frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$ – стандартная плотность воздуха на высоте $H = 0$.

5. Ограничения по максимальной приборной скорости:

- в крейсерской конфигурации $V_{i\text{max}} = 388$ м/с = 1400 км/ч;
- во взлетно-посадочной конфигурации $V_{i\text{max}} = 138$ м/с = 500 км/ч.

6. Ограничения по минимальной приборной скорости в крейсерской конфигурации без подвесок и с подвесками «воздух-воздух»:

- на высотах $H \leq 10\,000$ м $V_{i\text{min}} = 56$ м/с = 200 км/ч;
- на высоте $H = 12\,000$ м $V_{i\text{min}} = 83$ м/с = 300 км/ч;
- в диапазоне высот от $10\,000$ до $12\,000$ м $V_{i\text{min}}$ линейно изменяется от 56 до 83 м/с;
- на высотах $H > 15\,000$ м $V_{i\text{min}} = 111$ м/с = 400 км/ч;
- в диапазоне высот от $12\,000$ до $15\,000$ м $V_{i\text{min}}$ линейно изменяется от 83 до 111 м/с;

Нормальная эксплуатационная перегрузка n^3 равна:

$$n^3 = \frac{Y_a}{mg}. \quad (20)$$



7. Ограничения по максимальной нормальной эксплуатационной перегрузке n_{\max}^3 .
В крейсерской конфигурации без подвесок или с подвесками «воздух-воздух»:

$$- n_{\max}^3 = \frac{206\,000}{m}, \text{ но не более } 9, \text{ если } M \leq 0,8; \quad (21)$$

$$- n_{\max}^3 = \frac{155\,000}{m}, \text{ но не более } 6,5, \text{ если } M \geq 0,9;$$

– если $0,8 < M < 0,9$, то n_{\max}^3 изменяется по линейному закону.

Во взлетно-посадочной конфигурации $n_{\max}^3 = \frac{69\,000}{m}$, но не более 3,0.

8. Ограничения по минимальной нормальной эксплуатационной перегрузке n_{\min}^3 .

В крейсерской конфигурации без подвесок или с подвесками «воздух-воздух»:

$$- n_{\min}^3 = -\frac{60\,750}{m}, \text{ но не менее } (-2,5), \text{ если } M \leq 0,8; \quad (22)$$

$$- n_{\min}^3 = \frac{24\,300}{m}, \text{ но не менее } (-1,0), \text{ если } M \geq 0,9;$$

– если $0,8 < M < 0,9$, то n_{\min}^3 изменяется по линейному закону.

Во взлетно-посадочной конфигурации $n_{\min}^3 = -0,5$.

Сила аэродинамического сопротивления самолета X_a равна:

$$X_a = c_{xa} \frac{\rho_H V^2}{2} S = c_{xa} (0,7 p_H M^2) S, \quad (23)$$

где $c_{xa} = c_{xa}(c_{ya}, M)$ – коэффициент силы аэродинамического сопротивления, зависящий от коэффициента c_{ya} и числа M полета; p_H и ρ_H – соответственно давление и плотность воздуха на высоте H (определяются в соответствии с по ГОСТ 4401-81 «Атмосфера стандартная. Параметры»); M – число Маха; $S = 62 \text{ м}^2$ – площадь крыла.

Коэффициент силы аэродинамического сопротивления c_{xa} рассчитывается по формуле

$$c_{xa} = c_{x0} + \Delta c_{x0} + c_{xi}, \quad (24)$$

где c_{x0} – коэффициент лобового и волнового сопротивления самолета на высоте $H = 11\,000 \text{ м}$ (задается по таблице); Δc_{x0} – изменение коэффициента лобового и волнового сопротивления самолета, учитывающее влияние числа Re ; $c_{xi} = c_{xi}(c_{ya}, M)$ – крейсерские индуктивные поляры с учетом потерь на балансировку (задаются по таблице);

Число Re задается по таблице или по следующим формулам:

– если $H \leq 11\,000 \text{ м}$, то

$$\Delta c_{x0} = (4,786 - 4,12M)(H - 11\,000)^2 \cdot 10^{-12} + (200,86 - 69,13M)(H - 11\,000) \cdot 10^{-9};$$

– если $H > 11\,000 \text{ м}$, то

$$\Delta c_{x0} = (1,17 + 3,167M)(H - 11\,000)^2 \cdot 10^{-12} + (312 - 96M)(H - 11\,000) \cdot 10^{-9}.$$

Боковая аэродинамическая сила Z_a создается при скольжении фюзеляжем, мотогондолами ($Z_{\text{фмг}}$), вертикальным оперением (в.о.) ($Z_{\text{в.о}}$) и определяется по следующей формуле:

$$Z_a = Z_{\text{фмг}} + Z_{\text{в.о}},$$



где

$$Z_{\text{фмг}} = c_{\text{зфмг}} (0,7 p_H M^2) S,$$

где

$$c_{\text{зфмг}} \approx 0,28 \frac{S_{\text{бок.фмг}}}{S} \beta^0,$$

где $S_{\text{бок.фмг}} = 22 \text{ м}^2$ – площадь боковой проекции фюзеляжа с мотогондолами;

$$Z_{\text{в.о}} = c_{\text{зв.о}}^\beta \beta_{\text{в.о}} S_{\text{в.о}} (0,7 p_H M^2),$$

где

$$c_{\text{зв.о}}^\beta \approx \frac{1,26(1 + 0,5\lambda_{\text{в.о}}) \cos \chi_{\text{в.о}}}{57,3} = 0,03,$$

где $\beta_{\text{в.о}}$ – угол скольжения в.о.; $S_{\text{в.о}}$ – площадь двухкилевого в.о.; $\lambda_{\text{в.о}} = 1,7$ – удлинение в.о.; $\chi_{\text{в.о}} = 40^\circ$ – угол стреловидности по передней кромке килей.

Угол скольжения в.о. определяется по формуле

$$\beta_{\text{в.о}} = \beta^0 + n_{\text{р.н}} \delta_{\text{р.н}},$$

где $n_{\text{р.н}}$ – эффективность рулей направления; $\delta_{\text{р.н}}$ – диапазон углов отклонения рулей направления.

Если $M \leq 0,7$, то $n_{\text{р.н}} = \sqrt{\frac{S_{\text{р.н}}}{S_{\text{в.о}}}} = 0,46$; если $M > 0,7$, то $n_{\text{р.н}} \approx \frac{S_{\text{р.н}}}{S_{\text{в.о}}} = 0,22$, где

$S_{\text{в.о}} = 18,424 \text{ м}^2$ – площадь двухкилевого вертикального оперения; $S_{\text{р.н}} = 3,9 \text{ м}^2$ – площадь рулей направления; $\delta_{\text{р.н}} = \pm 25^\circ$ – диапазон углов отклонения рулей направления.

Алгоритм численного интегрирования уравнений (1) – (13)

1. Для вычислений задаются начальной массой самолета m_0 , начальным положением центра масс (ц.м.) самолета $x_{\text{ц.м}0}$, $y_{\text{ц.м}0} = H_0$ и $z_{\text{ц.м}0}$, начальной географической широтой φ_0 и географической долготой λ_0 , модулем вектора скорости ц.м. V_0 и его ориентацией через угол пути Ψ_0 и угол наклона траектории Θ_0 , а также начальные углы тангажа ϑ_0 , крена γ_0 и рыскания ψ_0 в момент времени $t_0 = 0$.

Кроме того, задают программу изменения тяги $P(t)$ в течение полета, программу изменения угловых скоростей вращения самолета $\omega_z(t)$, $\omega_y(t)$ и $\omega_x(t)$ относительно связанных осей в течение полета (между этими угловыми скоростями и углами отклонения стабилизатора, рулей направления $\delta_{\text{р.н}}$ и флаперонов $\delta_{\text{фл}}$ назначена простая детерминированная зависимость, описанная далее). Выбирают временной интервал интегрирования Δt .

2. Делают первый шаг ($i = 1$). По формулам (1) – (3) находят приращения $\Delta x_{\text{ц.м}}$, ΔH , $\Delta z_{\text{ц.м}}$ и новые координаты $x_{\text{ц.м}i}$ (м), H_i (м), $z_{\text{ц.м}i}$ (м), φ_i (рад.), λ_i (рад.):

$$x_{\text{ц.м}i} = x_{\text{ц.м}(i-1)} + \Delta x_{\text{ц.м}}, \quad (25)$$

$$H_i = H_{i-1} + \Delta H, \quad (26)$$

$$z_{\text{ц.м}i} = z_{\text{ц.м}(i-1)} + \Delta z_{\text{ц.м}}, \quad (27)$$



$$\varphi_i = \varphi_{(i-1)} + \Delta\varphi = \varphi_{(i-1)} + \frac{\Delta x_{ц.м}}{R_3 + H_i}, \quad (28)$$

$$\lambda_i = \lambda_{(i-1)} + \Delta\lambda = \lambda_{(i-1)} + \frac{\Delta z_{ц.м}}{(R_3 + H_i) \cos \varphi_i}, \quad (30)$$

где $R_3 = 6\,371\,110$ м – радиус Земли.

3. По формулам (4) – (6) находят приращения угла тангажа $\Delta\vartheta$, угла крена $\Delta\gamma$, угла рыскания $\Delta\psi$ и новые углы:

– угол тангажа

$$\vartheta_i = \vartheta_{(i-1)} + \Delta\vartheta; \quad (31)$$

– угол крена

$$\gamma_i = \gamma_{(i-1)} + \Delta\gamma;$$

– угол рыскания

$$\psi_i = \psi_{(i-1)} + \Delta\psi.$$

4. По формулам (7) – (9) вычисляют угол скольжения β , угол атаки α и скоростной угол крена γ_a . По формулам (17) и (18) вводят ограничения по α .

5. Определяют параметры стандартной атмосферы, число M полета по формуле (19) и проверяют его по ограничению (20).

6. Вычисляют приборную (индикаторную) скорость по формуле (19) и проверяют ее на максимум и минимум по ограничениям (21) и (22).

7. Рассчитывают коэффициент подъемной силы c_{ya} по стандартной таблице и формуле (16), а также подъемную аэродинамическую силу Y_a по формуле (15).

8. Определяют нормальную эксплуатационную перегрузку по формуле (23).

9. Рассчитывают коэффициент аэродинамического сопротивления c_{xa} по стандартным таблицам и формуле (25), а также силу аэродинамического сопротивления X_a по формуле (24).

10. Определяют составляющие боковой силы по формулам (30) и (31), а затем суммарную боковую аэродинамическую силу Z_a по формуле (29).

11. По формуле (10) вычисляют приращение воздушной скорости ΔV , а также приращения угла наклона траектории $\Delta\Theta$ и угла пути $\Delta\Psi$ по формулам (11) и (12). Находят новые значения:

$$V_i = V_{(i-1)} + \Delta V,$$

$$\Theta_i = \Theta_{(i-1)} + \Delta\Theta,$$

$$\Psi_i = \Psi_{(i-1)} + \Delta\Psi.$$

12. И, наконец, по формуле (13) определяют Δm , m_i и проверяют на ограничения (14):

$$m_i = m_{(i-1)} + \Delta m.$$

Аналогично выполняют второй и последующие шаги: $\omega_{x\max} = 100$ град/с; $\omega_{y\max} = 50$ град/с; $\omega_{z\max} = 150$ град/с.

Моделирование вычислений местоположения самолета

Местоположение самолета в любой момент времени можно выразить в градусах долготы и широты. Текущие координаты самолета вычисляются по известным величинам дол-



готы и широты точки вылета путем изменения координат аэродрома на значения долготы и широты, изменившиеся за время полета.

Изменение долготы и широты определяется по расстоянию, пройденному самолетом, и направлению полета. Пройденное расстояние легко переводится в градусы измерения долготы и широты, если самолет летит вдоль меридиана или параллели. При полете самолета вдоль меридиана, т. е. на север или на юг, долгота остается неизменной, а изменение в градусах широты $\Delta\varphi$ равно:

$$\Delta\varphi = \Delta S_M \frac{360}{2\pi R},$$

где ΔS_M – путь, пройденный самолетом вдоль меридиана, км; $2\pi R$ – окружность меридиана, равная 40 000 км; R – радиус Земли.

Если самолет летит вдоль параллели, то широта не изменяется, а изменение долготы $\Delta\lambda$ равно:

$$\Delta\lambda = \Delta S_n \frac{360}{2\pi r} = \Delta S_n \frac{360}{2\pi R \cos\varphi},$$

где ΔS_n – путь, пройденный самолетом вдоль параллели, км; $r = R\cos\varphi$ – радиус окружности данной параллели; φ – широта данной параллели.

В случае полета вдоль экватора $\varphi = 0$, $\cos\varphi = 1$ и изменение долготы $\Delta\lambda$ равно:

$$\Delta\lambda = \Delta S_n \frac{360}{2\pi r}.$$

В общем случае самолет описывает на поверхности земли некоторую кривую, соединяющую точку вылета с точкой посадки. Выведем уравнение расчетного местоположения самолета для общего случая полета по произвольной траектории. Для выведения такого общего уравнения необходимо знать следующие элементы:

- широту места вылета φ_0 ;
- долготу места вылета λ_0 ;
- истинную воздушную скорость V ;
- истинный курс самолета $\psi_{И}$;
- направление ветра δ ;
- скорость ветра U ;
- время полета t .

Путевую скорость W можно разложить на две составляющие: вдоль меридиана W_M и вдоль параллели $W_{П}$ (см. рис. 1):

$$W_M = \cos\gamma + U \cdot \cos\delta,$$

$$W_{П} = \sin\gamma + U \cdot \sin\delta.$$

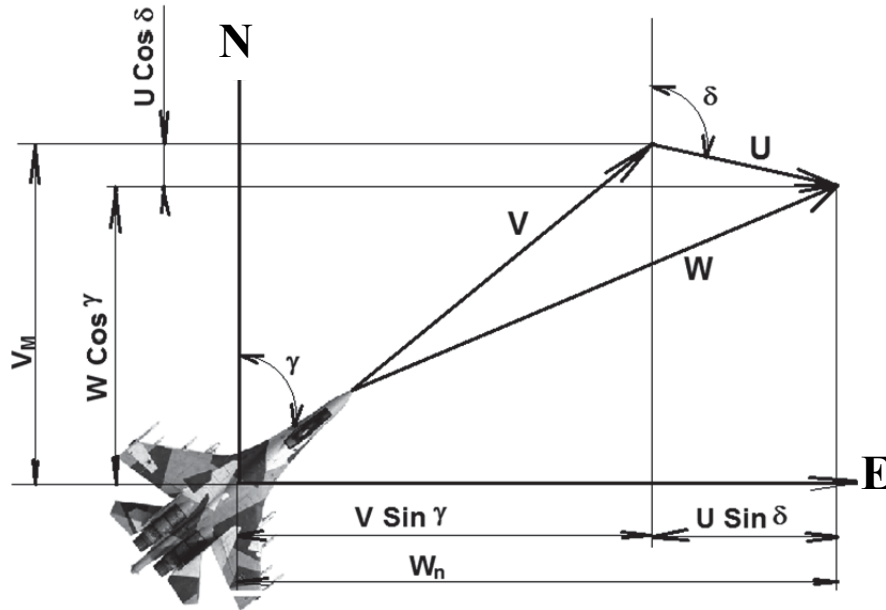


Рис. 1. Величины для вывода уравнения расчетного местоположения самолета

За бесконечно малый промежуток времени dt перемещения самолета (в км) вдоль меридиана dS_M и параллели dS_n соответственно равны:

$$dS_M = W_M dt = (V \cdot \cos \gamma + U \cdot \cos \delta) dt,$$

$$dS_n = W_n dt = (V \cdot \sin \gamma + U \cdot \sin \delta) dt.$$

Выразив линейное перемещение в угловых величинах, получим изменение долготы $d\varphi$ и широты полета $d\lambda$ за этот же промежуток времени:

$$d\varphi = \frac{360}{2\pi R} dS_M = \frac{360}{2\pi R} (V \cdot \cos \gamma + U \cdot \cos \delta) dt, \quad (32)$$

$$d\lambda = \frac{360}{2\pi R} \frac{dS_n}{\cos \varphi} = \frac{360}{2\pi R} \frac{(V \cdot \sin \gamma + U \cdot \sin \delta)}{\cos \varphi} dt. \quad (33)$$

Интегрируя выражения (32) и (33), получим уравнения расчетного местоположения самолета соответственно для текущей долготы и широты:

$$\varphi = \frac{360}{2\pi R} \int_0^t (V \cdot \cos \gamma + U \cdot \cos \delta) dt,$$

$$\lambda = \frac{360}{2\pi R} \int_0^t \frac{(V \cdot \sin \gamma + U \cdot \sin \delta)}{\cos \varphi} dt.$$

Моделирование с учетом ветра

В случае учета в аэродинамической модели ветровых возмущений вектор скорости самолета V относительно земли отличается от его истинной воздушной скорости V_{TAS} на вектор скорости ветра W , который задается как трехмерный случайный процесс с заданной корреляционной функцией. Таким образом, получаем:



$$V = V_{TAS} + W.$$

В расчете углов атаки и скольжения принимает участие вектор V_{TAS} .

Управление моделируемым движением самолета осуществляется оператором при помощи джойстика либо автопилотом. Законы управления автопилота имеют следующий вид:

$$\delta_A = K_A^1 \cdot \gamma + K_A^2 \cdot \frac{d\gamma}{dt},$$

$$\delta_E = K_E^1 \cdot \vartheta + K_E^2 \cdot \frac{d\vartheta}{dt} + K_E^3 \cdot (h - h^{ORD}),$$

$$\delta_T = \delta_{T0} - K_T \cdot (V_{LAS} - V_{LAS}^{ORD}),$$

где γ , ϑ – углы крена и тангажа соответственно; h , h^{ORD} – высота и ее заданное значение, V_{LAS} , V_{LAS}^{ORD} – приборная скорость и ее заданное значение, δ_T – отклонение ручки управления двигателем.

Передаточные числа K_i^k принимаются постоянными.

Координаты и скорости центра масс самолета определяются в географическом трехграннике $\{L\}$, оси которого E , N , Up направлены соответственно на восток, север и вверх по местной вертикали.

Угловые скорости самолета рассчитываются на основе динамических уравнений Эйлера, углы ориентации – на основе уравнения Пуассона для матрицы перехода C_B^L от связанного к географическому трехграннику [4]:

$$\frac{dC_B^L}{dt} = C_B^L \tilde{\omega}_{B-L}, \quad (34)$$

где

$$\tilde{\omega}_{B-L} = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_{ZB} & \omega_{YB} \\ \omega_{ZB} & 0 & -\omega_{XB} \\ -\omega_{YB} & \omega_{XB} & 0 \end{bmatrix}.$$

Во избежание накопления вычислительных ошибок на каждом этапе расчета выполняется ортогонализация матрицы C_B^L .

В силу принятых допущений при расчете траектории самолета не делается различий между его абсолютными линейными и угловыми скоростями и теми, которые измеряются относительно географического трехгранника. Однако на этапе формирования показаний гироскопов и акселерометров БИНС такое различие необходимо, поэтому в рассмотрение вводятся матрицы абсолютной угловой скорости самолета $\tilde{\omega}_B$ и абсолютной угловой скорости географического трехгранника $\tilde{\omega}_L$. В этих терминах уравнение Пуассона приобретает следующий вид [5]:

$$\frac{dC_B^L}{dt} = C_B^L \tilde{\omega}_B - \tilde{\omega}_L C_B^L. \quad (35)$$

Сравнивая выражения (34) и (35) для $\frac{dC_B^L}{dt}$, получаем:



$$C_B^L \tilde{\omega}_B = C_B^L \tilde{\omega}_{B-L} + \tilde{\omega}_L C_B^L,$$

$$\tilde{\omega}_B = \tilde{\omega}_{B-L} + (C_B^L)^T \tilde{\omega}_L C_B^L. \quad (36)$$

Элементы матрицы $\tilde{\omega}_B$, найденные из соотношения (36), служат идеальными значениями показаний гироскопов ИНС.

Идеальные показания акселерометров (кажущиеся ускорения) рассчитываются как ускорения самолета в географическом трехграннике после вычитания вектора ускорения силы тяжести и введения кориолисовых поправок:

$$f_E = \frac{dV_E}{dt} + (\omega_N + U \cdot \cos \varphi) \cdot V_{UP} - (\omega_{UP} + U \cdot \sin \varphi) \cdot V_N,$$

$$f_N = \frac{dV_N}{dt} + (\omega_{UP} + U \cdot \sin \varphi) \cdot V_E - \omega_E \cdot V_{UP},$$

$$f_{UP} = \frac{dV_{UP}}{dt} + \omega_E \cdot V_N - (\omega_N + U \cdot \cos \varphi) \cdot V_E + g,$$

где V_E, V_N, V_{UP} – относительные линейные скорости самолета; $\omega_E, \omega_N, \omega_{UP}$ – абсолютные угловые скорости географического трехгранника; U – угловая скорость Земли; φ – широта места.

Поскольку акселерометры, как и гироскопы, установлены в бесплатформенной ИНС по осям связанного трехгранника, то найденные значения кажущихся ускорений необходимо преобразовать к этим осям:

$$\begin{bmatrix} f_{XB} \\ f_{YB} \\ f_{ZB} \end{bmatrix} = (C_B^L)^T \begin{bmatrix} f_E \\ f_N \\ f_{UP} \end{bmatrix}.$$

Программный комплекс имитации БИНС

Схема функционирования программного комплекса (ПК) имитационного моделирования инерциальных систем на летательном аппарате представлена на рис. 2.

В состав комплекса входят следующие модули.

Имитатор БИНС станции располагается на ноутбуке и включает в себя:

- блок расчета имитационных параметров БИНС;
- блок управления БИНС станцией;
- блок графической визуализации расчетных данных БИНС.

Указанные три блока работают совместно и производят основной расчет имитационных параметров системы БИНС. Эти параметры закладываются в памяти ПЭВМ в специальный файл, отображаемый в память, который называется таблица управления программным комплексом.

С таблицей управления связаны еще три программных модуля системы, работающие в параллельных процессах:

- сервер таблицы управления;
- сервер мультиплексного канала информационного обмена (МКИО);
- сервер каналов ARINC.

Первый сервер по каналу Wi-Fi 4 связывает таблицу управления с пультом дистанционного управления 3, позволяющим оператору, находящемуся в кабине самолета 1, дистанционно управлять станцией БИНС на ноутбуке, дистанционно запускать и останавливать режимы моделирования БИНС (см. рис. 2).



Рис. 2. Схема функционирования ПК имитации БИНС

Второй сервер (МКИО) передает расчетные данные БИНС в компьютерную сеть самолета через коммутатор МКИО 5.

Третий сервер (сервер каналов ARINC) передает расчетные данные БИНС в компьютерную сеть самолета через три линии ARINC-429.

Оператор, находящийся за главным пультом управления, т.е. ноутбуком (см. рис. 3, а) или вспомогательным пультом в кабине (см. рис. 3, б), имеет возможность с помощью моделей джойстиков на дистанционном пульте управлять тангажом, креном и путевым углом полета самолета.

Имеется также управление тягой двигателя. Таким образом, производится имитация управления самолетом в полете с передачей всех имитируемых параметров в бортовую сеть самолета [6].

Заключение

Разработанный программный комплекс максимально близко к реальности воспроизводит информационный поток, поступающий с БИНС в бортовую сеть самолета при разных программах полета. В частности, при свободном полете самолета (при управлении от ручки управления) и при движении по заданным траекториям, например при выполнении режима ВОЗВРАТ на аэродром.

Комплекс обладает повышенной мобильностью, малым временем развертывания и настройки при проведении испытаний; размещается на переносных компьютерных устройствах и подключается к бортовой компьютерной сети самолета через мультиплексный канал информационного обмена и три канала ARINC-429.

а)



б)

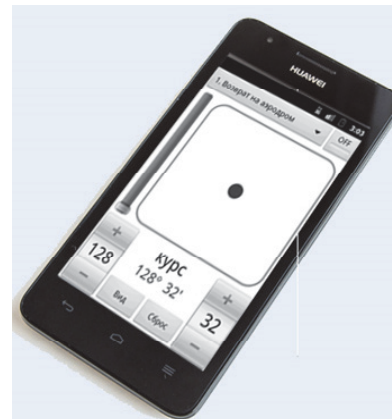


Рис. 3. Интерфейс имитатора БИНС в режиме управления станцией от ручного (внешнего) пульта:

а – станция имитатора БИНС; б – дистанционный пульт управления

Комплекс имеет возможность дистанционного управления оператором от отдельного пульта, расположенного в кабине пилота.

Комплекс поддерживает номенклатуру сигналов и протоколы их передачи в бортовую вычислительную машину самолета согласно инструкции по функционированию БИНС-СП-2.

Стиль отображения вырабатываемой и передаваемой комплексом в бортовую сеть самолета информации на программных продуктах комплекса соответствует внешнему виду приборов в реальной кабине самолета.

В целом, разработанный программный комплекс существенно снижает затраты на проведение контрольно-испытательных операций навигационного оборудования при серийном производстве самолетов на предприятиях.

ЛИТЕРАТУРА

1. Qi H., Moore J. B. Direct Kalman Filtering Approach for GPS/INS Integration // IEEE TRANSACTIONS ON AEROSPACE AND ELECTRONIC SYSTEMS. – 2002. – Vol. 38, № 2. – P. 687-693.
2. Московский институт электромеханики и автоматизации [Электронный ресурс] / Режим доступа: <http://aomiea.ru/ins.html>.
3. Миеле, А. Механика полета. Т. 1. Теория траекторий полета / А. Миеле ; пер. с англ. – М. : Наука, 1965. – 408 с.
4. Babu R., Wang J. Dynamics Performance of Carrier and Code Tracking Loops in Ultra-Tight GPS/JNS/PL Integration // IEEE Indicon 2005 Conference, Chennai, India, 11-13Dec. 2005. – IEEE: 2005. – P. 233-236.
5. Cannon, M. E. Development and Testing of an Integrated INS/GPS Cross-linked Systems for Sub-metre Positioning of a CF-188 Jet Fighter // Canadian Aeronautics and Space Journal. – 2000. – Vol. 46, №1. – P. 1-11.
6. Тихомиров, В. А. Автоматизация трассировки электрожгутов машиностроительных изделий / В. А. Тихомиров, С. Ю. Александров // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре гос. техн. ун-та. Науки о природе и технике. – 2012. – № III-1(11). – С. 12-19.



Серёгин С. В., Лейзерович Г. С.
S. V. Seregin, G. S. Leizerovitch

**СВОБОДНЫЕ КОЛЕБАНИЯ БЕСКОНЕЧНО ДЛИННОЙ КРУГОВОЙ
ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ С НАЧАЛЬНЫМИ НЕПРАВИЛЬНОСТЯМИ
И МАЛОЙ ПРИСОЕДИНЕННОЙ МАССОЙ**

**FREE VIBRATION OF INFINITE LENGTH CIRCULAR CYLINDRICAL SHELL
WITH INITIAL IMPERFECTIONS AND A SMALL ADDED MASS**

Серёгин Сергей Валерьевич – аспирант, ассистент кафедры «Строительство и архитектура» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27. E-mail: Seregin-komsHome@yandex.ru

Mr. Sergei V. Seregin – postgraduate student, Assistant Lecturer, Department of Civil Engineering and Architecture, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. Email: Seregin-komsHome@yandex.ru

Лейзерович Григорий Самуилович – доктор физико-математических наук, доцент, заведующий кафедрой «Механика и анализ конструкций и процессов» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27. E-mail: ktpm@knastu.ru

Mr. Grigoriy S. Leizerovich – Dr.habil. of Physics and Mathematics, Head of the Department of Mechanics and Analysis of Structures and Processes, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). Email: ktpm@knastu.ru

Аннотация. Теоретически и численно изучается влияние начальных отклонений от идеальной круговой формы и присоединенной массы на частоты и формы свободных колебаний бесконечно длинной круговой цилиндрической оболочки (кольца, находящегося в условии плоской деформации). В качестве математической модели используются уравнения движения, полученные из уравнений теории пологих оболочек. Предлагается новый подход к построению конечномерной модели, согласно которому считается, что рассматриваемая динамическая асимметрия уже в линейной постановке приводит к взаимодействию изгибных колебаний с радиальными. Теоретическое решение получено методом Бубнова-Галеркина. Обнаружены новые особенности влияния начальных неправильностей и присоединенной массы на частоты и формы свободных колебаний. Установлено, что эффектом расщепления изгибного частотного спектра, вызванного начальными неправильностями, можно управлять путем соответствующего подбора величины и места крепления присоединенной массы, однако полностью устранить расстройку собственных частот не удастся. Теоретические выводы качественно и количественно подтверждены численными расчетами методом конечных элементов в MSC «Nastran».

Summary. In this paper we examine – theoretically and numerically - the effect of initial deviations from the ideal circular shape and of the added mass on the natural vibrations of an infinitely long circular cylindrical shell (a ring under flat deformation). For mathematical model we use the equations of motion derived from the equations of the theory of shallow shells. We suggest a new approach to the development of a finite-dimensional model, which assumes that the dynamical asymmetry leads to interaction of radial and flexural vibrations already in the linear statement. A theoretical solution of the problem is obtained by the Bubnov–Galerkin method. New features of the influence of initial imperfections and added mass on the frequencies and forms of free vibrations are traced. We have established that the effect of splitting the frequency spectrum of the bending caused by initial irregularities can be controlled by an appropriate selection of the magnitude and the attachment points of the added mass. However, one can not completely eliminate the detuning of natural frequencies. Our theoretical conclusions are qualitatively and quantitatively confirmed by numerical calculations using the finite element method in MSC «Nastran».

Ключевые слова: круговая цилиндрическая тонкостенная оболочка, расщепление изгибного частотного спектра, радиальные колебания, начальные неправильности, присоединенная масса.

Key words: circular cylindrical thin-walled shell, splitting of the flexural frequency spectrum, radial oscillations, initial irregularities, added mass.

УДК 539.3:534.1



Введение. Известно [1-2], что начальные неправильности, неизбежные при изготовлении реальных тонкостенных круговых цилиндрических оболочек, приводят к нежелательному расщеплению изгибного частотного спектра. Удвоение частотного спектра наблюдается и у оболочек, несущих сосредоточенную массу [3-5]. Согласно [1], считается, что соответствующим подбором величины и точки крепления массы к несовершенной оболочке, эффект расщепления частотного спектра может быть полностью устранен.

В настоящей статье на примере аналитического и численного (методом конечных элементов) решения более простой (предельной) задачи о совместном влиянии начальных неправильностей и малой присоединенной массы на изгибные колебания кольца, находящегося в условии плоской деформации, возможность устранения расщепления частотного спектра ставится под сомнение.

Математическая модель. Рассматривается кольцо единичной ширины, радиусом R , толщиной h и массой M_0 . Считается, что кольцо имеет начальные отклонения от идеальной круговой формы $w_0(y)$, и к нему при $y = y_0$ присоединена малая масса M .

1) **Уравнения движения.** Анализ, как и в [1], основан на известных уравнениях движения теории пологих оболочек [6]. Устремив длину оболочки к бесконечности, получим

$$\frac{\partial N_y}{\partial y} = 0; \quad D \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{\partial}{\partial y} \left(N_y \frac{\partial(w + w_0)}{\partial y} \right) + \frac{N_y}{R} - \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} - M \delta(y - y_0) \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}, \quad (1)$$

где $w(y, t)$ – упругий прогиб; $D = Eh^3 / [12(1 - \mu^2)]$ – цилиндрическая жесткость, где E – модуль Юнга, μ – коэффициент Пуассона; ρ – массовая плотность; δ – функция Дирака; t – время.

Из первого уравнения (1) следует, что окружное погонное динамическое усилие N_y зависит только от времени

$$N_y(y, t) = N_y(t) = \frac{Eh}{1 - \mu^2} \left[\frac{\partial v}{\partial y} - \frac{w}{R} + \frac{\partial w_0}{\partial y} \frac{\partial w}{\partial y} \right] = \frac{Eh}{1 - \mu^2} \alpha(t). \quad (2)$$

2) **Условие периодичности решения.** Величины, определяющие напряженно-деформированное состояние, должны возвращаться к первоначальным значениям после обхода всего контура кольца. Для окружного перемещения $v(y, t)$ условие возврата имеет вид

$$\int_0^{2\pi R} \frac{\partial v}{\partial y} dy = \int_0^{2\pi R} \left[\frac{w}{R} - \frac{\partial w_0}{\partial y} \frac{\partial w}{\partial y} + \alpha(t) \right] dy = 0. \quad (3)$$

3) **Начальные неправильности.** Считается, что кольцо имеет начальные отклонения от идеальной круговой формы, изменяющиеся по закону:

$$w_0(y) = ha_0 \sin(\beta_0 y + \varphi_0), \quad (4)$$

где a_0 – безразмерная амплитуда; φ_0 – начальный угол; $\beta_0 = n_0/R$, где n_0 – число волн несовершенств в окружном направлении. Выражение (4) можно представить и в ином виде

$$w_0(y) = h(a_{10} \sin \beta_0 y + a_{20} \cos \beta_0 y), \quad (5)$$

где $a_{10} = a_0 \cos \varphi_0$; $a_{20} = a_0 \sin \varphi_0$.

4) **Конечномерная модель кольца.** Традиционный подход [1] к построению конечномерной модели предполагает, что начальные неправильности и (или) присоединенная масса приводят к взаимодействию сопряженных изгибных форм



$$w(y, t) = h[a_1(t) \sin \beta y + a_2(t) \cos \beta y], \quad (6)$$

где $a_1(t)$ и $a_2(t)$ – безразмерные обобщенные координаты; $\beta = n/R$.

В работе предлагается уточнение конечномерной модели (6). Будем полагать, что начальные неправильности и (или) присоединенная масса приводят не только к связанности изгибных форм, но и к взаимодействию низкочастотных изгибных колебаний с высокочастотными радиальными. Тогда упругий прогиб аппроксимируется выражением

$$w(y, t) = h[a_1(t) \sin \beta y + a_2(t) \cos \beta y + a_3(t)], \quad (7)$$

где дополнительно введенная координата $a_3(t)$ отвечает радиальным колебаниям.

Далее, в теоретических исследованиях, как и в [1], рассматривается случай, когда $n = n_0$, то есть начальные неправильности находятся в «резонансе» с волнообразованием кольца.

Традиционное решение. Подстановка (5) и (6) в (2) позволяет найти функцию $\alpha(t)$, а затем и само усилие $N_y(t)$. Ортогонализация второго уравнения (1) к форме динамического прогиба (5) приводит к системе связанных модальных уравнений

$$\begin{aligned} \ddot{a}_1 + \omega_n^2 a_1 + \frac{2M}{M_0} [\ddot{a}_1 \sin \beta y_0 + \ddot{a}_2 \cos \beta y_0] \sin \beta y_0 + 3\omega_n^2 a_{10} (2a_1 a_{10} + a_2 a_{20}) &= 0; \\ \ddot{a}_2 + \omega_n^2 a_2 + \frac{2M}{M_0} [\ddot{a}_1 \sin \beta y_0 + \ddot{a}_2 \cos \beta y_0] \cos \beta y_0 + 3\omega_n^2 a_{20} (2a_2 a_{20} + a_1 a_{10}) &= 0, \end{aligned} \quad (8)$$

где $\omega_n^2 = Dn^4 / \rho h R^4$ – приближенное значение квадрата частоты свободных изгибных колебаний динамически симметричного кольца, справедливое при $n \geq 4$.

Системе (8) отвечают две безразмерные собственные частоты изгибных колебаний $\Omega_{n1} = \omega_{n1} / \omega_n$, $\Omega_{n2} = \omega_{n2} / \omega_n$.

Рассмотрим влияние каждого из факторов динамической асимметрии в отдельности. Пусть кольцо имеет только начальные отклонения от идеальной круговой формы ($M \equiv 0$), тогда $\Omega_{n1} = 1$, $\Omega_{n2} = \sqrt{1 + 6a_0^2}$. Видно, что меньшая из расщепленных частот равна частоте колебаний идеального кольца, а большая – увеличивается с ростом амплитуды начальных неправильностей. Расстройка собственных частот $\Delta = \Omega_{n2} - \Omega_{n1}$ может быть довольно существенной. Последнее обстоятельство противоречит известным экспериментальным данным [1, 7], которые свидетельствуют о незначительной расстройке.

Если кольцо не имеет начальной погиби ($w_0(y) \neq 0$), а при $y = y_0$ к нему присоединена сосредоточенная масса, получаем следующие собственные частоты $\Omega_{n1t} = 1 / \sqrt{1 + 2M / M_0}$, $\Omega_{n2t} = 1$, не зависящие от места ее крепления. Видно, что меньшая из расщепленных частот падает с ростом M / M_0 , а большая – равна частоте колебаний кольца без массы.

Изучим теперь совместное влияние $w_0(y)$ и малой присоединенной массы на расщепление изгибного частотного спектра. Расчеты показывают, что в этом случае частоты начинают зависеть и от места крепления массы, к несовершенному кольцу.

Рассмотрев частный случай, когда $\psi = \beta y_0 = 0$, а собственные частоты $\Omega_{n2t} = 1$, $\Omega_{n1t} = \sqrt{(1 + 6a_0^2) / (1 + 2M / M_0)}$, можно прийти к выводу, что нежелательный эффект расщепления изгибного частотного спектра можно полностью устранить путем прикрепления к несовершенному кольцу массы $M = 3a_0^2 M_0$.

Новое решение.

1) **Собственные частоты.** Подстановка (5) и (7) в (3) позволяет найти сначала функцию $\alpha(t)$, а затем и окружное усилие $N_y(t)$. Ортогонализация второго уравнения (1) к форме динамического прогиба (7) приводит к системе связанных модальных уравнений

$$\begin{aligned} \ddot{a}_1 + \omega_n^2 a_1 + 2\gamma \sin \beta y_0 - \frac{12}{\varepsilon^{0,5}} \omega_n^2 a_3 a_{10} + 6\omega_n^2 a_{10} (a_1 a_{10} + a_2 a_{20}) &= 0; \\ \ddot{a}_2 + \omega_n^2 a_2 + 2\gamma \cos \beta y_0 - \frac{12}{\varepsilon^{0,5}} \omega_n^2 a_3 a_{20} + 6\omega_n^2 a_{20} (a_2 a_{20} + a_1 a_{10}) &= 0; \\ \ddot{a}_3 + \frac{12}{\varepsilon} \omega_n^2 a_3 + \gamma - \frac{6}{\varepsilon^{0,5}} \omega_n^2 (a_1 a_{10} + a_2 a_{20}) &= 0, \end{aligned} \quad (9)$$

где $\gamma = M[\ddot{a}_1 \sin \beta y_0 + \ddot{a}_2 \cos \beta y_0 + \ddot{a}_3]/M_0$; $\varepsilon = n^4(h/R)^2$ – параметр волнообразования.

Из (9) видно, что начальные неправильности и присоединенная масса приводят не только к связанности сопряженных изгибных форм, но и к взаимодействию низкочастотных изгибных колебаний с высокочастотными радиальными.

Частотное уравнение, соответствующее (9), определяет три собственные частоты Ω_{ni} ($i=1, 2, 3$). Первым двум Ω_{n1} , Ω_{n2} соответствуют преимущественно изгибные, а третьей Ω_{n3} – преимущественно радиальные колебания.

Сначала рассмотрим случай, когда присоединенная масса отсутствует. В новом решении (см. рис. 1) начальные неправильности уменьшают низшую из расщепленных частот Ω_{n1} , при этом ее снижение зависит и от амплитуды начальной погиби, и от параметра ε , большая частота Ω_{n2} равна 1. Расстройка частот оказывается незначительной. Для возможности сопоставления на этом же рисунке показано и традиционное решение, при котором меньшая из расщепленных частот Ω_{n1} равна 1, а большая Ω_{n2} – резко увеличивается с ростом амплитуды несовершенств [8].

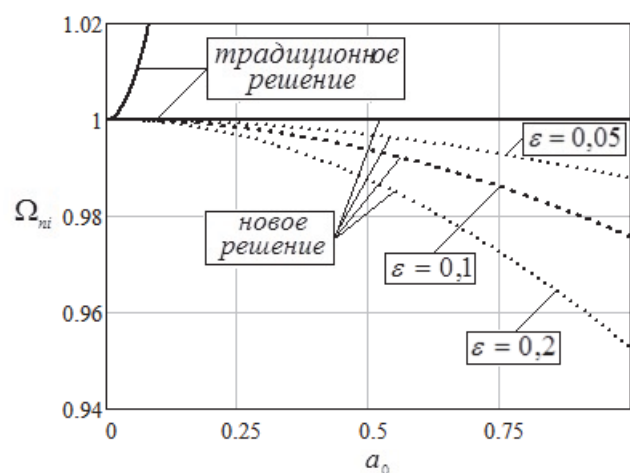


Рис. 1. Влияние амплитуды начальных несовершенств и ε на частоту колебаний

Теперь рассмотрим случай, когда к идеальному кольцу при некотором угле $\psi = \beta y_0$ присоединена масса.

В новом решении [9], учитывающем радиальные колебания, частота Ω_{n1} , в отличие от традиционного решения, зависит не только от величины присоединенной массы, но и от параметра ε . Частота Ω_{n2} и в новом, и в традиционном решениях равна 1.

Изучим теперь совместное влияние начальных неперфектностей и присоединенной массы, рассматривая, как и в [1] случай, когда масса присоединена в узлах начальных несовершенств ($\psi = \beta y_0 = 0$).

График, представленный на рис. 2, позволяет определить величину присоединенной массы, которая наиболее сильно уменьшает расстройку частотного спектра при заданном параметре волнообразования ε .

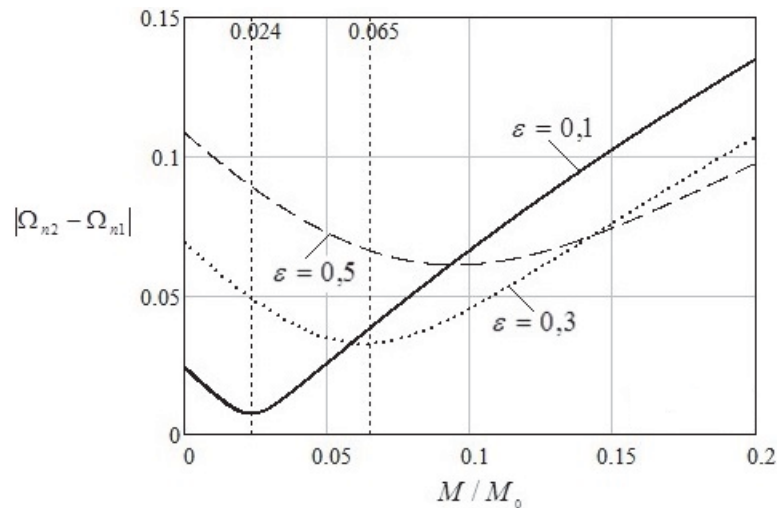


Рис. 2. Расстройка изгибного частотного спектра

Видно, что устранить нежелательный эффект расщепления в рассмотренном диапазоне изменения ε не удается.

Однако, как показывают расчеты, выполненные при $a_0 = 1$ и представленные на рис. 3, расстройкой изгибного частотного спектра несовершенного кольца можно управлять (уменьшая ее или увеличивая) путем соответствующего подбора величины и места крепления присоединенной массы. Сплошные линии на рисунке отвечают Ω_{n1} , пунктирные – Ω_{n2} . Линии без кружков относятся к случаю $\varepsilon = 0,1$ и $M = 0,024M_0$, а с кружками – $\varepsilon = 0,3$ и $M = 0,065M_0$ (см. рис. 3).

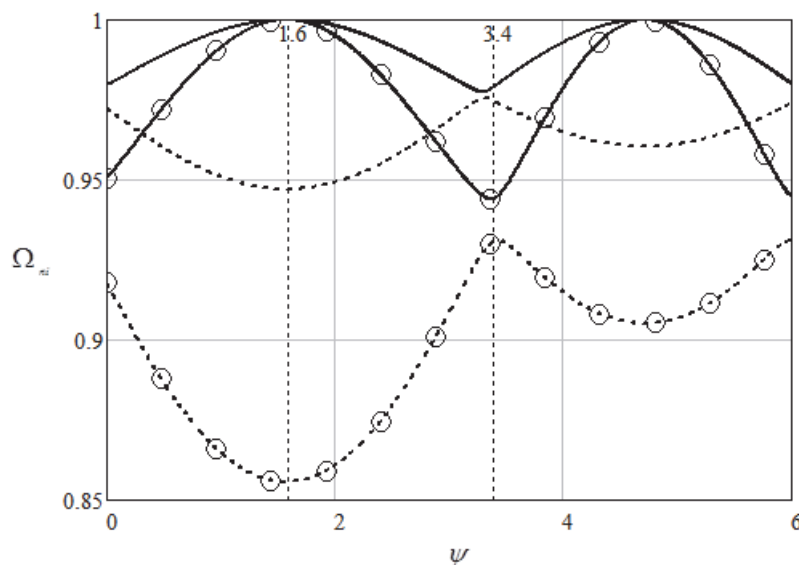


Рис. 3. Частоты собственных колебаний несовершенного кольца с массой

Видно, что частоты Ω_{n1} и Ω_{n2} зависят от места крепления массы ψ к несовершенному кольцу. В случае ее крепления в местах наибольших отклонений от круговой формы расстройка возрастает, причем в местах выпуклостей сильнее, чем в местах впадин. Наименьшая расстройка наблюдается в случае крепления массы в узлах начальных несовершенств.

Полученные теоретические результаты, представленные на рис. 3, хорошо согласуются с численными расчетами [8].

2) **Формы колебаний.** Расчеты показывают, что для несовершенного кольца без присоединенной массы меньшей из расщепленных собственных частот Ω_{n1} соответствуют синусоидальные изгибные и радиальные колебания, а большей $\Omega_{n2} = 1$ – только косинусоидальные изгибные.

Для идеального кольца с массой при колебаниях с частотой $\Omega = \Omega_{n1}$ косинусоидальная форма взаимодействует с радиальной, а при $\Omega = \Omega_{n2}$ возникает только синусоидальная изгибная форма.

Для кольца с начальными несовершенствами и присоединенной массой все три формы свободных колебаний взаимодействуют, как при $\Omega = \Omega_{n1}$, так и при $\Omega = \Omega_{n2}$.

На рис. 4 представлена зависимость отношения амплитуд a_3/a_1 , отвечающего нижней из расщепленных частоте Ω_{n1} , от M/M_0 (см. рис. 4, а) и от ψ (см. рис. 4, б). Расчеты выполнены при $a_0 = 1$.

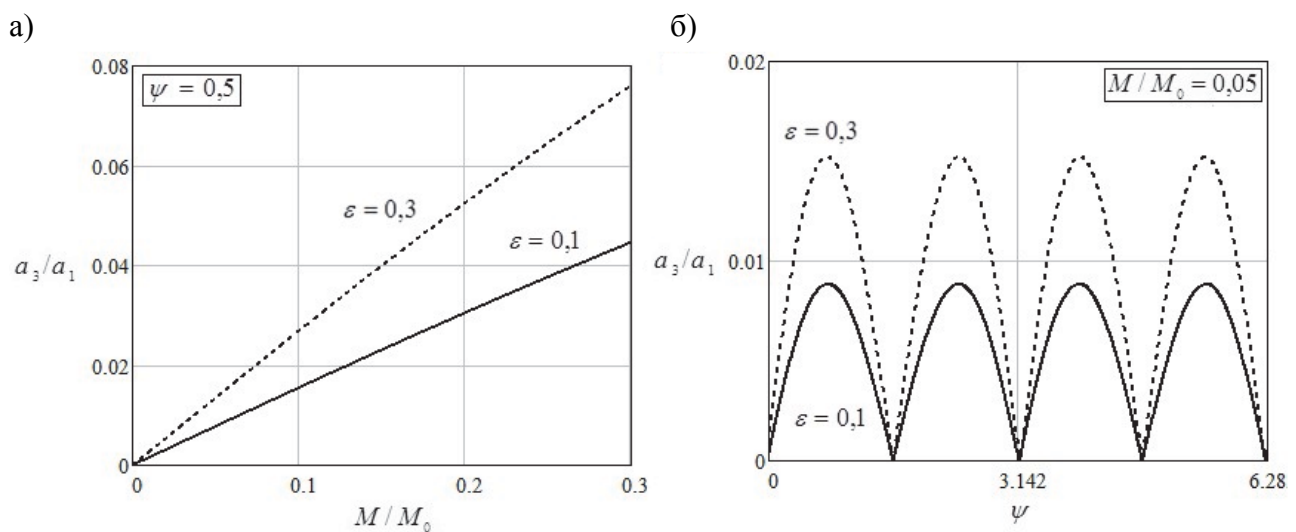


Рис. 4. Отношение амплитуд

Видно, что радиальные колебания малозаметны, однако именно их учет и позволяет установить влияние параметра волнообразования ϵ на Ω_{n1} .

Численное решение МКЭ. В программном комплексе MSC «Nastran» смоделирована и решена задача о колебаниях кольца ($R/h = 200$, $E = 2 \cdot 10^{11}$ мПа, $\rho = 7800$ кг/м³) с начальными неправильностями, изменяющимися по закону $w_0(y) = ha_0 \sin(n_0 y/R)$ при $a_0 = 1$; $n_0 = 8$. Считалось, что к кольцу в узлах начальных неправильностей и в местах наибольших отклонений от идеальной формы присоединена масса.

На рис. 5 представлена зависимость расщепленных собственных частот Ω_{n1} и Ω_{n2} от M/M_0 и числа волн n . Пунктирной линией обозначен случай крепления массы в узлах начальных неправильностей, а штриховой – в местах наибольшего отклонения (выпукло-

стей) от идеальной круговой формы. Две верхние линии отвечают Ω_{n2} , две нижние – Ω_{n1} .

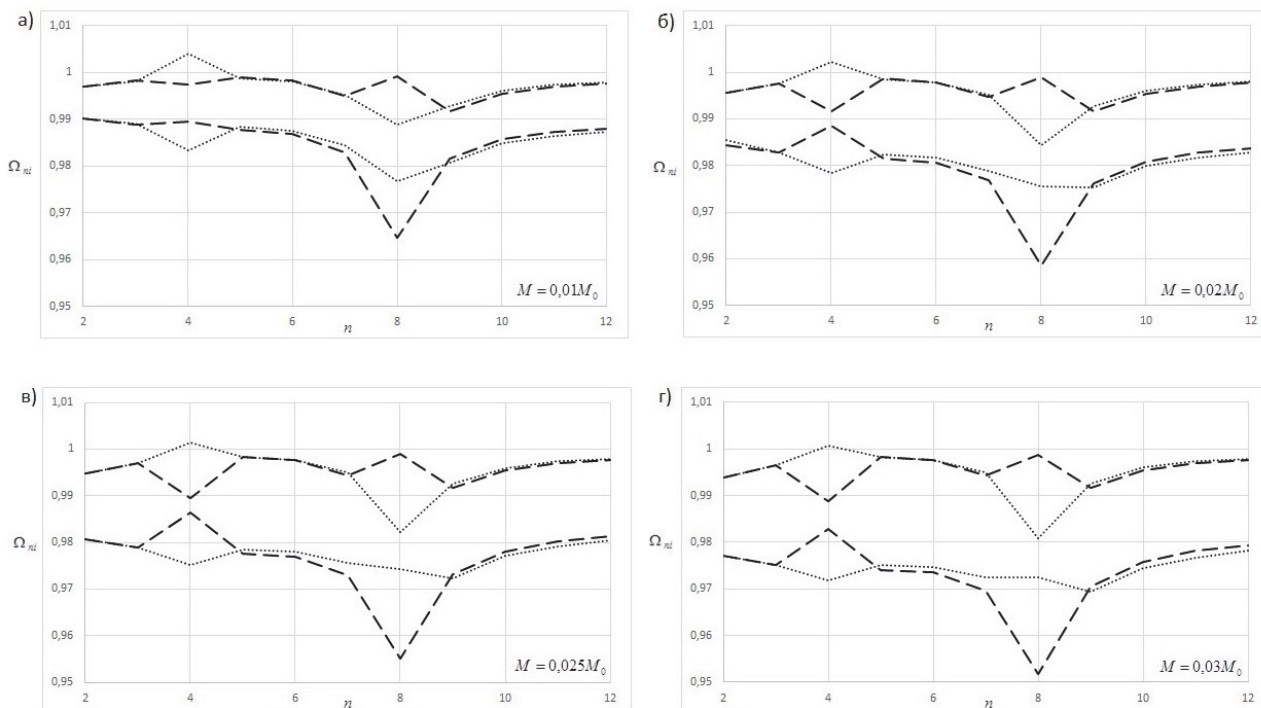


Рис. 5. Частоты колебаний кольца с начальными несовершенствами и присоединенной массой

Видно, что большая из расщепленных частот Ω_{n2} во всех случаях близка к 1. Расщепление, как и в [10-11], происходит при $n_0 = n$ и при $n_0 = 2n$. Устранить нежелательный эффект расщепления изгибного частотного спектра и при $n_0 = n$, и при $n_0 = 2n$ не удастся, однако им, как это следует из рис. 5 и нового теоретического решения, можно управлять путем соответствующего подбора величины и места крепления присоединенной массы.

Выводы. Уточнение математической модели позволило установить ряд особенностей влияния присоединенной массы на колебания как идеального, так и несовершенного кругового кольца.

- Начальные отклонения от идеальной круговой формы или присоединенная масса приводят к расщеплению изгибного частотного спектра. При этом, в теоретических расчетах, большая из расщепленных собственных частот всегда равна частоте колебаний идеального кольца, а низшая – всегда меньше частоты колебаний идеального кольца и зависит как от параметра волнообразования, характеризующего относительную толщину кольца, так и от амплитуды начальных неправильностей или от величины присоединенной массы.

- Динамическая асимметрия (начальные неправильности, присоединенная масса) приводит не только к связанности сопряженных изгибных форм, но и к взаимодействию изгибных колебаний кольца с радиальными.

- Численные расчеты показали, что расщепление изгибного частотного спектра происходит не только при $n_0 = n$, как следует из теории, но и при $n_0 = 2n$. При этом большая из расщепленных собственных частот близка к частоте колебаний идеального кольца, а меньшая – всегда снижается с ростом величины присоединенной массы.

- Теоретическое и численное исследования показали, что устранить нежелательный эффект расщепления изгибного частотного спектра несовершенного кольца не удастся,



однако им можно управлять путем соответствующего подбора величины и места крепления присоединенной массы.

Сделанные выводы, по-видимому, справедливы и для случая колебаний круговых цилиндрических оболочек конечной длины с начальными неправильностями и присоединенной массой.

Работа выполнена по НИР 11.46 в рамках государственного задания № 2014/68 Минобрнауки РФ

ЛИТЕРАТУРА

1. Кубенко, В. Д. Нелинейное взаимодействие форм изгибных колебаний цилиндрических оболочек / В. Д. Кубенко, П. С. Ковальчук, Т. С. Краснопольская // Киев. – М.: Наукова думка, 1984. – 220 с.
2. Amabili, M. Nonlinear vibrations and stability of shells and plates / M. Amabili. – New York, USA: Cambridge university press, 2008.
3. Серёгин, С. В. Исследование динамических характеристик оболочек с отверстиями и присоединенной массой / С. В. Серёгин // Вестник МГСУ. – 2014. – № 4. – С. 52-58.
4. Серёгин, С. В. Влияние присоединенного тела на частоты и формы свободных колебаний цилиндрических оболочек / С. В. Серёгин // Строительная механика и расчет сооружений. – 2014. – № 3. – С. 35-39.
5. Серёгин, С. В. Влияние площади контакта и величины линейно распределенной и сосредоточенной массы с круговой цилиндрической оболочкой на частоты и формы свободных колебаний / С. В. Серёгин // Вестник МГСУ. – 2014. – № 7. – С. 64-74.
6. Вольмир, А. С. Нелинейная динамика пластинок и оболочек / А. С. Вольмир. – М.: Наука, 1972.
7. Андреев, Л. В. Динамика пластин и оболочек с сосредоточенными массами / Л. В. Андреев, А. Л. Дышко, И. Д. Павленко. – М.: Машиностроение, 1988.
8. Тарануха, Н. А. О влиянии начальных неправильностей и малой присоединенной массы на расщепление изгибного частотного спектра тонких круговых цилиндрических оболочек / Н. А. Тарануха, Г. С. Лейзерович // Вестник Саратовского государственного технического университета. – Саратов: СГТУ, 2010. – № 1. – С. 18-23.
9. Свидетельство о регистрации программы для ЭВМ. Собственные колебания кольца с присоединенной массой / С. В. Серёгин. – № 2014611938. – 2013.
10. Лейзерович, Г. С. О влиянии малой присоединенной массы на расщепление частотного спектра кругового кольца с начальными неправильностями / Г. С. Лейзерович, Н. Б. Приходько, С. В. Серёгин // Строительная механика и расчет сооружений. – 2013. – № 6. – С. 49-51.
11. Лейзерович, Г. С. О влиянии малой присоединенной массы на колебания разнотолщинного кругового кольца / Г. С. Лейзерович, Н. Б. Приходько, С. В. Серёгин // Строительство и реконструкция. – Орел: Госуниверситет-УНПК. – 2013. – № 4. – С. 38-41.



Приходько Н. Б., Лейзерович Г. С., Коннова Г. В.
N. B. Prikhodko, G. S. Leyzerovitch, G. V. Konnova

О ДВУХ СПОСОБАХ ПОСТРОЕНИЯ ТЕОРИИ ПЛАСТИН ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНЫ

ON TWO METHODS FOR CONSTRUCTING A THEORY OF VARIABLE THICKNESS PLATES



Приходько Нина Борисовна – программист кафедры технологии самолетостроения Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27. E-mail: prikodykonina@mail.ru

Ms. Nina B. Prikhodko – programmer at the Department of Aircraft Engineering Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: prikodykonina@mail.ru.



Лейзерович Григорий Самуилович – доктор физико-математических наук, заведующий кафедрой механики и анализа конструкций и процессов Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27. E-mail: ktpm@knastu.ru

Mr. Grigoriy S. Leyzerovitch – Dr.habil. of Physics and Mathematics, Associate Professor, Head of the Department of Mechanics and Analysis of Structures and Processes, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: ktpm@knastu.ru.



Коннова Галина Витальевна – кандидат технических наук, доцент кафедры машин и аппаратов химических производств Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27. E-mail: GVKonnova@yandex.ru

Ms. Galina V. Konnova – PhD in Engineering, Associate Professor at the Department of Chemical Production Machinery and Equipment, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: GVKonnova@yandex.ru

Аннотация. В рамках классической теории упругости рассматриваются два способа вывода уравнения равновесия (движения) тонкой пластины переменной толщины. Установлено, что эти способы, приводящие для пластины постоянной толщины к одному и тому же уравнению Жермен-Лагранжа, для пластины переменной толщины приводят к отличающимся друг от друга уравнениям. Продемонстрированы недостатки одного из часто используемых способов.

Summary. Within the classical elasticity theory, we consider two ways of deriving the equation of equilibrium (movement) of a variable thickness thin plate. We establish that these two methods while leading to the same Jermaine–Lagrange equation for a plate of constant thickness, produce differing equations for a plate of variable thickness. We demonstrate the disadvantages of one of the commonly used methods.

Ключевые слова: жесткая пластина, переменная толщина, уравнения равновесия, уравнения движения.

Key words: rigid plate, variable thickness, equilibrium equations, equations of motion.

УДК 539.3

Введение. Расчет жестких пластин постоянной толщины сводится к интегрированию известного уравнения Жермен-Лагранжа



$$D\nabla^4 w = p, \quad (1)$$

где $D = Eh^3/[12(1-\mu^2)]$ – цилиндрическая жесткость пластины; E – модуль Юнга; h – толщина; μ – коэффициент Пуассона; ∇^4 – бигармонический оператор Лапласа; $w(x, y)$ – прогибы точек срединной плоскости; $p(x, y)$ – поперечная нагрузка.

Построение классической теории пластин основывается на следующих основных допущениях, предложенных Кирхгоффом:

– принимается гипотеза прямых нормалей, согласно которой нормаль к срединной плоскости пластины до деформации остается нормалью к срединной поверхности пластины в течение всего процесса деформирования, при этом элемент нормали в пределах толщины пластины не изменяет своей длины;

– считается, что поперечные нормальные напряжения существенно меньше нормальных напряжений, возникающих в слоях пластины, и поэтому ими в физических уравнениях (соотношениях закона Гука) можно пренебречь.

Эти допущения позволяют существенно упростить уравнения линейной теории упругости, свести трехмерную задачу к двумерной и в конечном итоге получить упомянутое выше дифференциальное уравнение (1).

Вывод уравнения (1) может быть осуществлен тремя известными способами: из рассмотрения равновесия элемента срединной плоскости пластины, из третьего уравнения равновесия Навье и из вариационного уравнения, полученного для пластины Кирхгоффом.

В настоящей работе представлены только первые два способа. Для пластины постоянной толщины они, как это будет показано ниже, привели к одному и тому же уравнению (1). Неожиданный результат был получен авторами для разнотолщинной пластины – дифференциальные уравнения оказались разными.

Перемещения и деформации. Формулы Коши. Введем систему декартовых координат x, y и z . Оси x и y расположим в срединной плоскости пластины. Перемещения точек пластины вдоль осей x и y обозначим u и v соответственно. Их перемещения в направлении оси z выше уже были нами обозначены через w .

Допущения Кирхгоффа, относящиеся непосредственно к деформации пластины, математически могут быть представлены в виде

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} = 0; \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} = 0; \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} = 0. \quad (2)$$

Из третьего условия (2) следует, что прогибы точек пластины не зависят от координаты z и равны прогибам точек ее срединной плоскости, то есть

$$w(x, y, z) = w(x, y, 0) = w(x, y). \quad (3)$$

Проинтегрировав первые два условия (2) по z , получим

$$u(x, y, z) = -z \frac{\partial w(x, y)}{\partial x} + f_1(x, y); \quad v(x, y, z) = -z \frac{\partial w(x, y)}{\partial y} + f_2(x, y).$$

Для нахождения функций $f_1(x, y)$ и $f_2(x, y)$ к упомянутым выше допущениям для жестких пластин добавляется и допущение об отсутствии перемещений непосредственно в срединной плоскости пластины

$$u(x, y, 0) = 0; \quad v(x, y, 0) = 0. \quad (4)$$

С учетом (4), $f_1(x, y) = f_2(x, y) = 0$, тогда

$$u(x, y, z) = -z \frac{\partial w(x, y)}{\partial x}; \quad v(x, y, z) = -z \frac{\partial w(x, y)}{\partial y}. \quad (5)$$



Следовательно, из шести компонентов тензора деформации неизвестными остаются только следующие:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} = -z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}; \quad \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} = -z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}; \quad \gamma_{xy} = \gamma_{yx} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = -2z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}. \quad (6)$$

Из (3), (5) и (6) видно, что перемещения всех точек пластины, а также деформации в окрестности этих точек выражаются через одну функцию $w(x, y)$ – прогибы точек срединной плоскости. Таким образом, нами сделан первый шаг на пути сведения трехмерной задачи теории упругости к двумерной.

Соотношения закона Гука. Напряжения. В соответствии со вторым допущением Кирхгоффа $|\sigma_z| \ll |\sigma_x|$, а также $|\sigma_z| \ll |\sigma_y|$. Тогда из соотношений закона Гука, с учетом формул (2) и (6), можно получить следующие выражения для компонентов тензора напряжений:

$$\sigma_x = -\frac{Ez}{1-\mu^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right); \quad \sigma_y = -\frac{Ez}{1-\mu^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right); \quad \sigma_z \approx 0; \quad (7)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} = -\frac{Ez}{1+\mu} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}; \quad \tau_{xz} = \tau_{zx} \approx 0; \quad \tau_{yz} = \tau_{zy} \approx 0.$$

Заметим, что касательные напряжения $\tau_{xz} = \tau_{zx}$ и $\tau_{yz} = \tau_{zy}$ в (7) не могут быть приняты равными нулю, что следует непосредственно из первых двух условий (2), так как в этом случае не будут выполняться два первых уравнения равновесия Навье. Этот факт является одним из известных противоречий классической теории пластин.

Уравнения Навье. Дифференциальные уравнения равновесия элементарного параллелепипеда, выделенного из пластины, имеют вид

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + X = 0;$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + Y = 0; \quad (8)$$

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + Z = 0.$$

Удельные силы X, Y, Z в (8) при выводе уравнения равновесия пластины принимаются равными нулю, а при выводе уравнения, описывающего ее поперечные колебания, – $X = Y = 0; Z = -\rho \ddot{w}$.

Из первых двух уравнений (8), после подстановки в них (7) и интегрирования по z , можно получить следующие выражения для касательных напряжений $\tau_{xz} = \tau_{zx}; \tau_{yz} = \tau_{zy}$:

$$\tau_{xz} = \frac{Ez^2}{2(1-\mu^2)} \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w + f_3(x, y); \quad \tau_{yz} = \frac{Ez^2}{2(1-\mu^2)} \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w + f_4(x, y). \quad (9)$$

Значения функций $f_3(x, y)$ и $f_4(x, y)$ в (9) могут быть найдены из граничных условий: $\tau_{xz} = 0$ при $z = \pm h/2$ и $\tau_{yz} = 0$ при $z = \pm h/2$. После их определения окончательно получим

$$\tau_{xz} = -\frac{E}{2(1-\mu^2)} \left(\frac{h^2}{4} - z^2 \right) \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w; \quad \tau_{yz} = -\frac{E}{2(1-\mu^2)} \left(\frac{h^2}{4} - z^2 \right) \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w. \quad (10)$$



Из (7) и (10) следует, что и компоненты тензора напряжений также выражаются через одну функцию $w(x, y)$ – прогибы точек срединной плоскости. Таким образом, нами осуществлен второй шаг на пути сведения трехмерной задачи теории упругости к двумерной.

Необходимо отметить, что формулы (10), полученные из уравнений Навье, оказываются по виду одинаковыми как для пластины постоянной, так и переменной толщины.

Первый способ получения дифференциального уравнения равновесия (движения) пластины постоянной толщины. Этот способ наиболее часто используется в научной и учебной литературе (например, в [1; 3]). Сделаем третий (и последний) шаг на пути сведения трехмерной задачи теории упругости к двумерной. Сначала приведем все внутренние усилия к срединной плоскости пластины, а затем рассмотрим равновесие элемента этой плоскости, находящегося под действием погонных изгибающих моментов M_x, M_y :

$$M_x = -D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right); M_y = -D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right), \quad (11)$$

погонных крутящих моментов $H_x = H_y = H$:

$$H_x = H_y = H = -D(1 - \mu) \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}, \quad (12)$$

погонных перерезывающих сил Q_x, Q_y , а также внешнего давления p .

В результате получим следующие уравнения равновесия:

$$\frac{\partial Q_x}{\partial x} + \frac{\partial Q_y}{\partial y} = -p; \quad \frac{\partial M_x}{\partial x} + \frac{\partial H}{\partial y} = Q_x; \quad \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{\partial M_y}{\partial y} = Q_y. \quad (13)$$

Подстановка (11) и (12) во второе и третье уравнения (13) позволяет найти погонные перерезывающие силы Q_x и Q_y

$$Q_x = -D \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w; \quad Q_y = -D \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w. \quad (14)$$

Заметим, что аналогичные выражения для Q_x и Q_y получаются и при использовании формул (10) для касательных напряжений τ_{xz} и τ_{yz}

$$Q_x = \int_{-h/2}^{h/2} \tau_{xz} dz = -D \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w; \quad Q_y = \int_{-h/2}^{h/2} \tau_{yz} dz = -D \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w. \quad (15)$$

Подстановка (14) в первое уравнение (13) приводит к дифференциальному уравнению равновесия пластины постоянной толщины (1).

Отметим, что уравнение (1) может быть получено и непосредственной подстановкой второй и третьей формул (13) в первую, то есть без предварительного получения выражений (14) для Q_x и Q_y .

В случае малых свободных изгибных колебаний пластины $p = -\rho h \ddot{w}$, где ρ – массовая плотность пластины, а точками обозначено дифференцирование по времени t . Тогда уравнение движения пластины принимает вид

$$D \nabla^4 w + \rho h \ddot{w} = 0. \quad (16)$$

Первый способ получения дифференциального уравнения равновесия (движения) пластины переменной толщины. Считается, что толщина пластины $h(x, y)$ изменяется незначительно, плавно, без резких скачков, так что выражения для погонных изгибающих



(11) и крутящих моментов (12) остаются такими же. Справедливыми остаются и уравнения равновесия (13).

Формулы для погонных перерезывающих сил разнотолщинной пластины, полученные из второго и третьего уравнений (13), имеют вид

$$\begin{aligned} Q_x &= -\frac{\partial}{\partial x}(D\nabla^2 w) + (1-\mu)\left(\frac{\partial D}{\partial x}\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - \frac{\partial D}{\partial y}\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y}\right); \\ Q_y &= -\frac{\partial}{\partial x}(D\nabla^2 w) + (1-\mu)\left(\frac{\partial D}{\partial y}\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{\partial D}{\partial x}\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y}\right). \end{aligned} \quad (17)$$

Заметим, что они существенно отличаются от формул (15), которые, по сути, вытекают из первых двух уравнений Навье, и, казалось бы, должны быть справедливыми как для пластины постоянной, так и переменной толщины.

Подстановка (17) в первое уравнение (13) приводит к следующему дифференциальному уравнению изгиба пластины переменной жесткости, впервые полученному в 1934 г. Олсоном [3]:

$$\nabla^2(D\nabla^2 w) - (1-\mu)\left(\frac{\partial^2 D}{\partial x^2}\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - 2\frac{\partial^2 D}{\partial x\partial y}\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y} + \frac{\partial^2 D}{\partial y^2}\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\right) = p. \quad (18)$$

Отметим, что уравнение (18) может быть получено и без предварительного вывода выражений для Q_x и Q_y . Для этого необходимо подставить вторую и третью формулы (13) в первую, с учетом (11) и (12).

Свободные изгибные колебания пластины переменной толщины описываются уравнением

$$\nabla^2(D\nabla^2 w) - (1-\mu)\left(\frac{\partial^2 D}{\partial x^2}\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - 2\frac{\partial^2 D}{\partial x\partial y}\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y} + \frac{\partial^2 D}{\partial y^2}\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\right) + \rho h \ddot{w} = 0. \quad (19)$$

Второй способ получения дифференциального уравнения равновесия (движения) пластины постоянной толщины. В этом случае, также часто используемом, но в учебной литературе (например, в [2]), уравнение равновесия получается непосредственно из третьего уравнения Навье, без предварительного введения в рассмотрение интегральных погонных усилий и моментов, возникающих в пластине.

В статической задаче принимается, что $Z = 0$. Из третьего уравнения Навье (8), с учетом (10), находим

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = -\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} = \frac{E}{2(1-\mu^2)}\left(\frac{h^2}{4} - z^2\right)\nabla^4 w. \quad (20)$$

Тогда

$$\sigma_z = \frac{E}{2(1-\mu^2)}\left(\frac{h^2}{4}z - \frac{z^3}{3}\right)\nabla^4 w + f_5(x, y).$$

Для нахождения функции $f_5(x, y)$ имеем следующие граничные условия: $\sigma_z = -p$ при $z = -h/2$ и $\sigma_z = 0$ при $z = h/2$.

Удовлетворение этим условиям приводит к системе уравнений

$$-\frac{D}{2}\nabla^4 w + f_5(x, y) = -p; \quad \frac{D}{2}\nabla^4 w + f_5(x, y) = 0. \quad (21)$$



Складывая первое и второе уравнения (21), можно найти, что функция $f_5(x, y) = -p/2$.

Тогда напряжение σ_z равно

$$\sigma_z = \frac{E}{2(1-\mu^2)} \left(\frac{h^2}{4} z - \frac{z^3}{3} \right) \nabla^4 w - \frac{p}{2}. \quad (22)$$

Вычитая из второго уравнения (21) первое, мы получим дифференциальное уравнение относительно прогибов точек срединной плоскости пластины

$$D\nabla^4 w = p, \quad (23)$$

которое полностью совпадает с уравнением равновесия пластины постоянной толщины (1).

Формула (22), с учетом (23), окончательно принимает вид

$$\sigma_z = -\frac{p}{2} \left[1 - 3\frac{z}{h} + 4\left(\frac{z}{h}\right)^3 \right].$$

Для случая собственных колебаний $Z = -\rho\ddot{w}$. Вместо (20) получим

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = -\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \rho\ddot{w} = \frac{E}{2(1-\mu^2)} \left(\frac{h^2}{4} - z^2 \right) \nabla^4 w + \rho\ddot{w}.$$

Тогда

$$\sigma_z = \frac{E}{2(1-\mu^2)} \left(\frac{h^2}{4} z - \frac{z^3}{3} \right) \nabla^4 w + \rho\ddot{w}z + f_6(x, y).$$

Удовлетворение граничным условиям $\sigma_z = 0$ при $z = \mp h/2$ приводит к следующей системе уравнений:

$$-\frac{D}{2} \nabla^4 w + \rho\ddot{w} \left(-\frac{h}{2} \right) + f_6(x, y) = 0; \quad \frac{D}{2} \nabla^4 w + \rho\ddot{w} \frac{h}{2} + f_6(x, y) = 0. \quad (24)$$

Складывая первое и второе уравнения (24), можно найти, что $f_6(x, y) = 0$. Вычитая из второго уравнения (24) первое, получим дифференциальное уравнение, описывающее свободные колебания пластины постоянной толщины, полностью совпадающее с (16).

Динамическое напряжение σ_z , с учетом (16), равно

$$\sigma_z = -\frac{\rho\ddot{w}z}{2} \left[1 - 4\left(\frac{z}{h}\right)^2 \right].$$

Второй способ получения дифференциального уравнения равновесия (движения) пластины переменной толщины. Частные производные от касательных напряжений, входящие в третье уравнение Навье, равны

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} = -\frac{E}{2(1-\mu^2)} \left[\frac{h}{2} \frac{\partial h}{\partial x} \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w + \left(\frac{h^2}{4} - z^2 \right) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \nabla^2 w \right];$$

$$\frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} = -\frac{E}{2(1-\mu^2)} \left[\frac{h}{2} \frac{\partial h}{\partial y} \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w + \left(\frac{h^2}{4} - z^2 \right) \frac{\partial^2}{\partial y^2} \nabla^2 w \right].$$

Тогда



$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = -\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} = \frac{E}{2(1-\mu^2)} \left[\left(\frac{h^2}{4} - z^2 \right) \nabla^4 w + \frac{h}{2} \left(\frac{\partial h}{\partial x} \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w + \frac{\partial h}{\partial y} \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w \right) \right]. \quad (25)$$

Интегрируя (25), получим

$$\sigma_z = \frac{E}{2(1-\mu^2)} \left[\left(\frac{h^2}{4} z - \frac{z^3}{3} \right) \nabla^4 w + \frac{h}{2} \left(\frac{\partial h}{\partial x} \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w + \frac{\partial h}{\partial y} \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w \right) z \right] + f_7(x, y).$$

Для нахождения функции $f_7(x, y)$ имеем следующие граничные условия: $\sigma_z = -p$ при $z = -h/2$ и $\sigma_z = 0$ при $z = h/2$. Удовлетворение этим условиям приводит к следующей системе уравнений:

$$\begin{aligned} -p &= \frac{E}{2(1-\mu^2)} \left[-\left(\frac{h^3}{12} \right) \nabla^4 w + \frac{h}{2} \left(\frac{\partial h}{\partial x} \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w + \frac{\partial h}{\partial y} \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w \right) \left(-\frac{h}{2} \right) \right] + f_7(x, y); \\ 0 &= \frac{E}{2(1-\mu^2)} \left[\left(\frac{h^3}{12} \right) \nabla^4 w + \frac{h}{2} \left(\frac{\partial h}{\partial x} \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w + \frac{\partial h}{\partial y} \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w \right) \left(\frac{h}{2} \right) \right] + f_7(x, y). \end{aligned} \quad (26)$$

Складывая первое и второе уравнения (26), можно найти, что $f_7(x, y) = -p/2$.

Тогда

$$\sigma_z = \frac{E}{2(1-\mu^2)} \left[\left(\frac{h^2}{4} z - \frac{z^3}{3} \right) \nabla^4 w + \frac{h}{2} \left(\frac{\partial h}{\partial x} \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w + \frac{\partial h}{\partial y} \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w \right) z \right] - \frac{p}{2}.$$

Вычитая из второго уравнения (26) первое, мы получим дифференциальное уравнение относительно прогибов точек срединной плоскости пластины переменной толщины, которое заметно отличается от уравнения равновесия (18):

$$D \nabla^4 w + \frac{\partial D}{\partial x} \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w + \frac{\partial D}{\partial y} \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w = p. \quad (27)$$

Свободные изгибные колебания пластины переменной толщины в этом случае будут описываться уравнением

$$D \nabla^4 w + \frac{\partial D}{\partial x} \frac{\partial}{\partial x} \nabla^2 w + \frac{\partial D}{\partial y} \frac{\partial}{\partial y} \nabla^2 w + \rho h \ddot{w} = 0. \quad (28)$$

Отметим, что уравнение (27), с учетом формул (15), может быть записано и в следующем виде:

$$\frac{\partial Q_x}{\partial x} + \frac{\partial Q_y}{\partial y} = -p. \quad (29)$$

Уравнение (29) получено нами из третьего уравнения Навье – суммы проекций всех сил, действующих по граням элементарного параллелепипеда, на ось z . Это уравнение полностью совпадает с первым уравнением (13), которое, в свою очередь, представляет собой условие равенства нулю суммы проекций всех сил, действующих на элемент срединной плоскости пластины, на ось z при первом способе получения дифференциального уравнения равновесия.

Дифференциальные уравнения равновесия (движения) балки прямоугольного поперечного сечения переменной высоты. Перейдем к более простой задаче о равновесии и собственных колебаниях балки переменной жесткости. Первый способ, после соответствующих упрощений (18) и (19), приводит к следующим известным уравнениям:



$$\frac{d^2}{dx^2} \left(EI \frac{d^2 w}{dx^2} \right) = q; \quad \frac{d^2}{dx^2} \left(EI \frac{d^2 w}{dx^2} \right) + \rho F \ddot{w} = 0,$$

в которых $I(x) = bh(x)^3/12$ – момент инерции поперечного сечения балки; $b = const$ – ширина поперечного сечения; $F(x) = bh(x)$ – его площадь; q – интенсивность погонной внешней нагрузки.

Изгибающий момент и перерезывающая сила в поперечном сечении балки соответственно равны

$$M = -EI \frac{d^2 w}{dx^2}; \quad Q = \frac{dM}{dx} = -\frac{d}{dx} \left(EI \frac{d^2 w}{dx^2} \right). \quad (30)$$

При использовании второго способа уравнения равновесия и движения балки, полученные из (27) и (28), записываются иначе

$$\frac{d}{dx} \left(EI \frac{d^3 w}{dx^3} \right) = q; \quad \frac{d}{dx} \left(EI \frac{d^3 w}{dx^3} \right) + \rho F \ddot{w} = 0.$$

Перерезывающая сила в этом случае, согласно (15), равна

$$Q = -EI \frac{d^3 w}{dx^3},$$

и ее значение отличается от второй формулы (30).

Выводы. Выполненное исследование показало, что второй способ получения дифференциального уравнения равновесия (движения) пластины из третьего уравнения Навье не может быть рекомендован.

Во-первых, этот способ приводит к неверному уравнению для пластины переменной толщины (дополнительные исследования показали, что использование этого уравнения при решении задачи методом Бубнова-Галеркина всегда приводят к несимметричной системе алгебраических уравнений, что противоречит известной теореме о взаимности работ).

Во-вторых, третье уравнение Навье представляет собой равенство нулю суммы проекций всех сил на ось z (29) и, собственно говоря, не имеет прямого отношения к изгибу пластины, который сопровождается возникновением кривизн в направлении осей x и y . Это уравнение, как и первые два, могут быть использованы, по мнению авторов, только для приближенного определения тех компонентов тензора напряжений, которые нельзя определить из соотношений закона Гука, вследствие принятых гипотез Кирхгоффа.

В-третьих, второй способ неудачен и с методической точки зрения. Общая идея построения теории пластин состоит в планомерном переходе от трехмерной задачи теории упругости к двумерной – к изгибу срединной плоскости пластины. Поэтому к срединной плоскости, согласно первому способу, и сводятся все напряжения, возникающие в поперечных сечениях пластины. Под действием полученных таким образом интегральных погонных изгибающих и крутящих моментов, перерезывающих сил и поперечной нагрузки и рассматривается изгиб элемента срединной плоскости.

Работа выполнена по НИР 11.46 в рамках государственного задания № 2014/68 Минобрнауки РФ

ЛИТЕРАТУРА

1. Доннелл, Л. Г. Балки, пластины, оболочки / Л. Г. Доннелл. – М.: Наука, 1982. – 568 с.
2. Кац, А. М. Теория упругости / А. М. Кац. – СПб.: Лань, 2002. – 208 с.
3. Тимошенко, С. П. Пластинки и оболочки / С. П. Тимошенко, С. Войновский-Кригер. – М.: Наука, 1966. – 635 с.



Мокрицкий Б. Я., Макиенко В. М., Алтухова В. В., Саблин П. А., Артёменко А. В., Харина О. П.

B. Y. Mokritsky, V. M. Makienko, V. V. Altukhova, P. A. Sablin, A. V. Artemenko, O. P. Kharina

НОВЫЙ ПОДХОД К ПОВЫШЕНИЮ ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ РЕСУРСА РЕЖУЩИХ СВОЙСТВ ЧЕРВЯЧНЫХ ФРЕЗ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ МЕТОДАХ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ

ON A NEW APPROACH TO MAXIMIZING THE USE OF CUTTING PROPERTIES OF HOB CUTTERS APPLYING DIFFERENT METHODS OF GEAR-TOOTH MILLING



Мокрицкий Борис Яковлевич – доктор технических наук, доцент, Заслуженный изобретатель РФ, профессор кафедры «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: boris@knastu.ru.

Mr. Boris Ya. Mokritsky – Dr.habil. of Engineering, Associate Professor, Honored Inventor of Russian Federation, Corr. member of the Academy of Quality Problems, Senior Research Fellow, Laboratory of Coatings, Professor at the Department of Mechanical Engineering, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail: boris@knastu.ru.



Макиенко Виктор Михайлович – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Технология металлов» Института тяги и подвижного состава Дальневосточного государственного университета путей сообщения (Россия, Хабаровск). E-mail: main_tm@festu.khv.ru.

Mr. Victor M. Makienko – Dr.habil. of Engineering, Professor, Head of the Department of Materials Technology, Institute for Railway Locomotion and Rolling Stock, under the Far Eastern State Transport University (Russia, Khabarovsk). E-mail: main_tm@festu.khv.ru



Алтухова Виктория Викторовна – старший преподаватель, аспирант кафедры «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: boris@knastu.ru.

Ms. Victoria V. Altukhova – Senior Lecturer, PhD Student, Department of Mechanical Engineering, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: boris@knastu.ru.



Саблин Павел Алексеевич – кандидат технических наук, директор Института компьютерного проектирования машиностроительных технологий и оборудования, доцент кафедры «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: pavelsablin@yandex.ru.

Mr. Pavel A. Sablin – PhD in Engineering, Director of the Institute for Computer Design of Mechanical Engineering Equipment and Machines, Associate Professor at the Department of Mechanical Engineering, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail: pavelsablin@yandex.ru.



Артёменко Алексей Васильевич – кандидат технических наук, доцент кафедры «Физика» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре).

Mr. Alexey V. Artemenko – PhD in Engineering, Associate Professor at the Department of Physics, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur).



Харина Ольга Петровна – старший преподаватель кафедры «Высшая математика» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 8(914)166-55-65. E-mail: mathlady@mail.ru.

Ms. Olga P. Kharina – Senior Lecturer, Department of Advanced Mathematics, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); + 7-914-1665565. E-mail: : mathlady@mail.ru

Аннотация. Рассмотрены вопросы оптимизации условий эксплуатации червячных зуборезных фрез с позиций максимального использования их ресурса.

Summary. The paper considers the important issues of improving the operating conditions of gear cutting hobs by way of making maximum use of their cutting properties and tool-life.

Ключевые слова: схема резания, способ зубофрезерования, полнота использования режущих свойств.

Key words: cutting pattern, gear-tooth milling method, maximum use of cutting properties.

УДК 621.9

Введение

Зубчатое колесо является наиболее геометрически сложной деталью. Соответственно, наиболее сложным из всех видов лезвийной обработки является зубонарезание. Из всех видов зубонарезания наиболее простыми являются зубодолбление и зубофрезерование. Для осуществления зубофрезерования используют производящее зубчатое колесо, т.е. червячную фрезу. Это наиболее геометрически сложный инструмент. Соответственно, очень дорогой инструмент. В силу этого необходимо полностью использовать режущие возможности такого инструмента, т.е. направлять на переточку или восстановление такой инструмент следует тогда, когда по всей длине его режущей части (длины режущей винтовой линии) лимит режущих возможностей исчерпан полностью. Это легко понять, если мысленно представить прямоугольник, в котором размещён график суммарного износа зубьев фрезы после нарезания некоторого количества колёс. По вертикали такого прямоугольника отложена величина износа зубьев по задней поверхности вплоть до предельной величины допустимого износа, по горизонтали – длина режущей части фрезы (или число зубьев фрезы вдоль её винтовой линии). Понятно, что чем более близка площадь графика износа к площади такого прямоугольника, тем более полно использованы режущие возможности фрезы. Однако не менее важно, чтобы при этом было нарезано как можно большее количество колёс.

Ниже рассмотрены вопросы эффективности использования режущих возможностей фрезы за период нарезания одинакового числа колёс при разных технологических способах зубофрезерования и схемах резания [1].

Постановка проблемы

Зубчатое колесо может быть нарезано обычным способом (когда вектор перемещения фрезы направлен вдоль оси нарезаемого колеса) зубофрезерования путём реализации любой из четырех схем резания. Схема резания формируется различием заходности фрезы и колеса, а также направлением перемещения фрезы относительно колеса. Одинаковая заходность фрезы и колеса, например, фреза правозаходная, колесо с правым наклоном линии зуба колеса – это одноимённая схема резания. Разная заходность, например, фреза правозаходная, колесо с левым наклоном линии зуба колеса – это разноимённая схема резания. Обе схемы резания могут быть реализованы при попутном фрезеровании или встречном. Таким образом, далее условимся под схемами резания понимать: одноимённую встречную, одноимённую попутную, разноимённую встречную, разноимённую попутную. Каждая из схем отлича-

ется кинематикой взаимодействия фрезы и нарезаемого колеса и, соответственно, геометрией срезаемых слоёв [2; 3]. Следовательно, отличаются схемы резания интенсивностью износа зубьев фрезы, графиком распределения износа по длине режущей части фрезы, а также точностью нарезания колеса. Некоторое представление о сказанном даёт рис. 1.

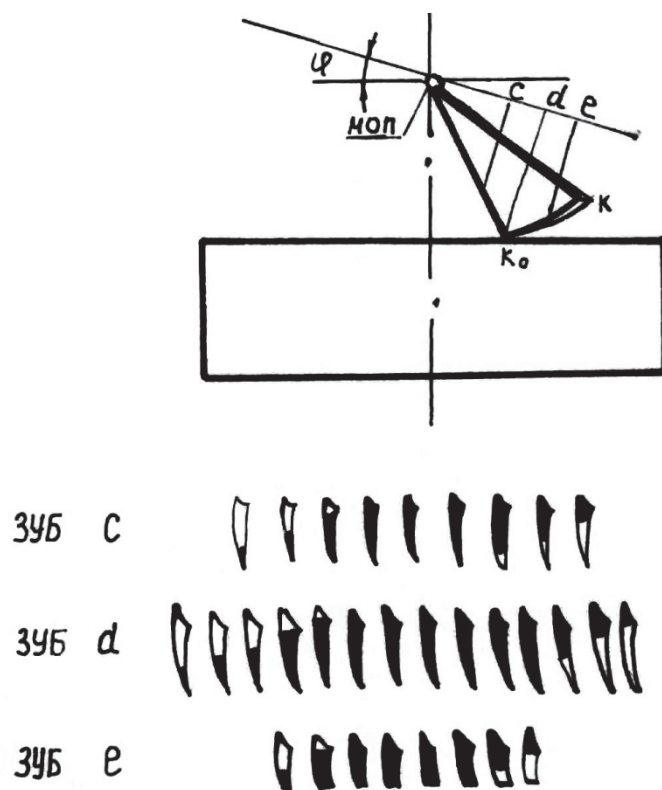


Рис. 1. Изображение фигуры зоны резания относительно контура (прямоугольник) нарезаемого колеса и геометрия слоёв (затемнены участки слоёв, срезаемые по мере прохождения фрезой ширины обода колеса), срезаемых тремя (c , d , e) произвольно выбранными зубьями фрезы: φ – угол наклона оси фрезы относительно торца колеса; МОП – межосевой перпендикуляр в зацеплении производящего и нарезаемого колёс

Кроме обычного способа зубофрезерования может быть реализовано диагональное зубофрезерование или фрезерование с подачей вдоль линии зуба нарезаемого косозубого колеса (см. рис. 2).

Оба эти способа были разработаны ради того, чтобы иметь возможность максимально использовать режущие возможности фрезы и влиять на точность нарезаемого колеса. Под диагональным зубофрезерованием понимается случай, когда вектор перемещения фрезы направлен под некоторым углом (не равным нулю) γ_{\max} к оси нарезаемого колеса. Этот угол стремятся выбрать так, чтобы за время нарезания колеса максимально использовалась длина фрезы. Фрезерование с подачей вдоль линии зуба нарезаемого косозубого колеса является частным случаем диагонального способа, отличие в том, что угол γ равен углу наклона зуба колеса, т.е. длина участка фрезы, используемого за время нарезания колеса, предопределяется величиной угла наклона линии зуба колеса и шириной его обода. По сути, и обычное зубофрезерование является частным случаем диагонального. Отличие в том, что γ равен нулю. Из сказанного следует, что процесс удаления одинакового объёма металла из впадин колеса при разных способах фрезерования и схемах резания приведёт к разным результатам по длине используемого участка фрезы, величине максимального износа зубьев фрезы и к разному графику и его площади износа. Самый короткий участок изношенной части фрезы при большей величине износа будет иметь место при обычном способе зубофрезерования.

Самый длинный участок при минимальной величине износа – при диагональном зубофрезеровании. Фрезерование с подачей вдоль зуба даёт промежуточный результат. Но это вовсе не значит, что и полнота использования, и число нарезанных колёс до исчерпания режущих возможностей фрезы будут распределены аналогично.

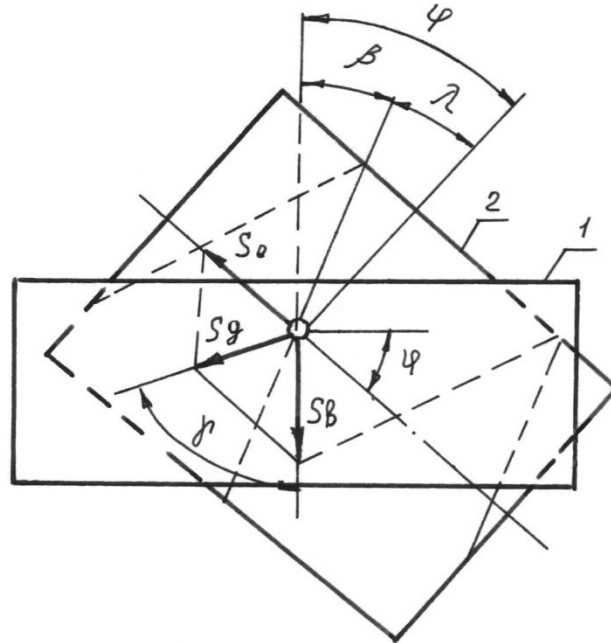


Рис. 2. Взаимное расположение червячной фрезы и нарезаемого колеса: 1 – нарезаемое колесо; 2 – червячная фреза; φ – угол наклона оси фрезы; β – угол наклона линии зуба колеса; λ – угол подъёма винтовой линии фрезы; γ – угол наклона вектора перемещения фрезы относительно оси колеса при диагональном зубофрезеровании; S_{β} – вектор перемещения фрезы вдоль оси колеса; S_0 – вектор перемещения фрезы вдоль своей оси; S_d – вектор результирующего перемещения фрезы при диагональном зубофрезеровании

Результаты и их обсуждение

Ниже рассматриваются результаты формализованного решения задачи о выборе наиболее эффективного способа зубофрезерования, обеспечивающего нарезание максимального количества колёс при сопоставимом уровне использования режущих возможностей фрезы. За основу формализации принята известная аксиома о том, что интенсивность износа (разрушения) [4; 5] зуба фрезы предопределяется размерами и формой срезаемого слоя, а также направленностью реза этого зуба по отношению к форме этого слоя (см. рис. 3). Иначе говоря, чем более благоприятные условия резания реализуются при той или иной схеме резания того или иного способа зубофрезерования, тем большее число колёс может быть нарезано фрезой за счёт более рационального использования режущих возможностей фрезы. Данные рис. 3 свидетельствуют, что эффективность может различаться в три и более раз даже в пределах одной схемы резания. На рис. 3 показаны: $\theta_{лвх}$ – угол входа зуба в материал колеса; $\theta_{лвых}$ – угол выхода; n – некоторый зуб фрезы; L_n – длина срезаемого слоя; $\delta_{лвх}$ – толщина слоя срезаемого зуба при входе в металл колеса; $\delta_{лвых}$ – то же на выходе; R_{ei} – мгновенный радиус реза зубом фрезы.

Результаты сопоставления между собой наиболее эффективных схем резания разных способов зубофрезерования приведены на рис. 4 и 5. Из них следует, что способы зубофрезерования также существенно неравноценны по эффективности использования режущих возможностей фрезы.

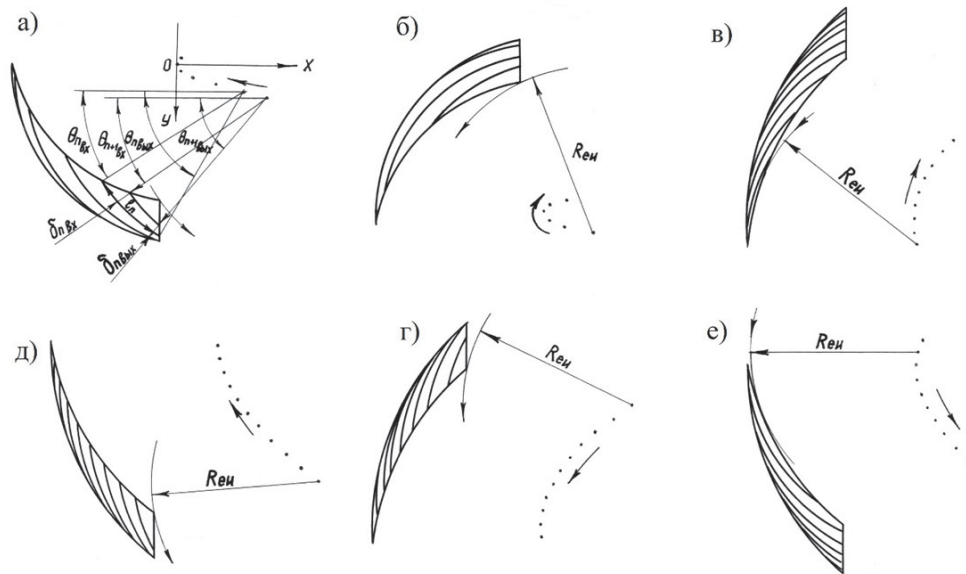


Рис. 3. Форма и размеры слоёв, срезаемых при разных схемах резания при обычном способе зубофрезерования прямозубого и косозубого колёс одинаковых размеров: а – схема последовательности срезаания слоёв при нарезании прямозубого колеса со встречной вертикальной подачей S_v ; б – то же при попутном направлении подачи S_v (стрелкой показано направление реза); в – нарезание косозубого колеса при разноимённой заходности фрезы и колеса, попутное направление подачи S_v ; г – нарезание косозубого колеса при одноимённой заходности фрезы и колеса, попутное направление подачи S_v ; д – нарезание косозубого колеса при разноимённой заходности фрезы и колеса, встречное направление подачи S_v ; е – нарезание косозубого колеса при одноимённой заходности фрезы и колеса, встречное направление подачи S_v

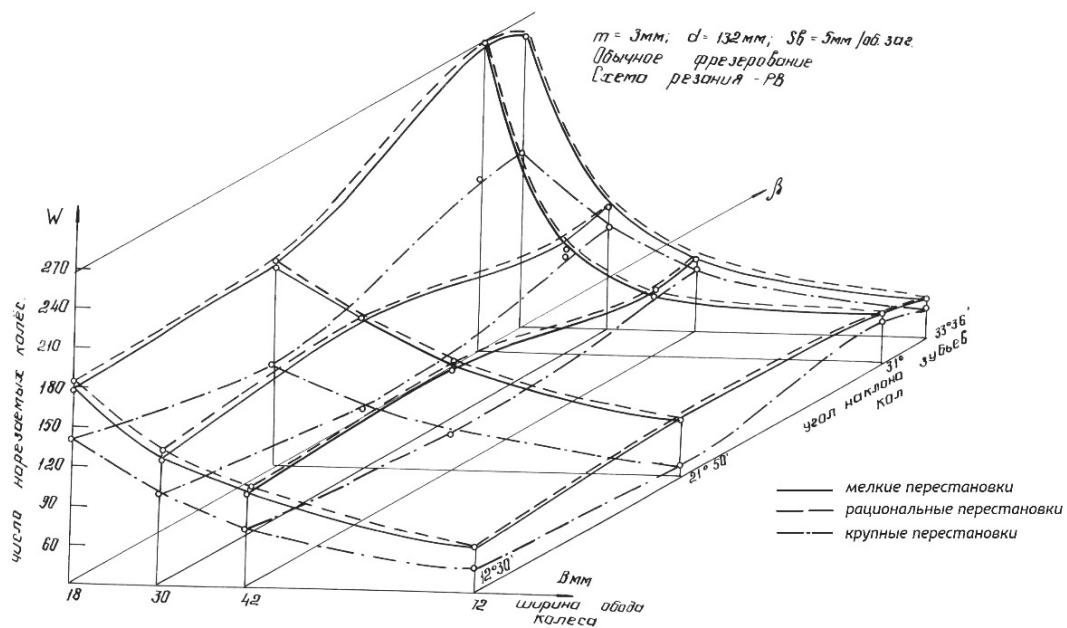


Рис. 4. Эффективность использования режущих возможностей фрезы при обычном способе зубофрезерования косозубых зубчатых колёс

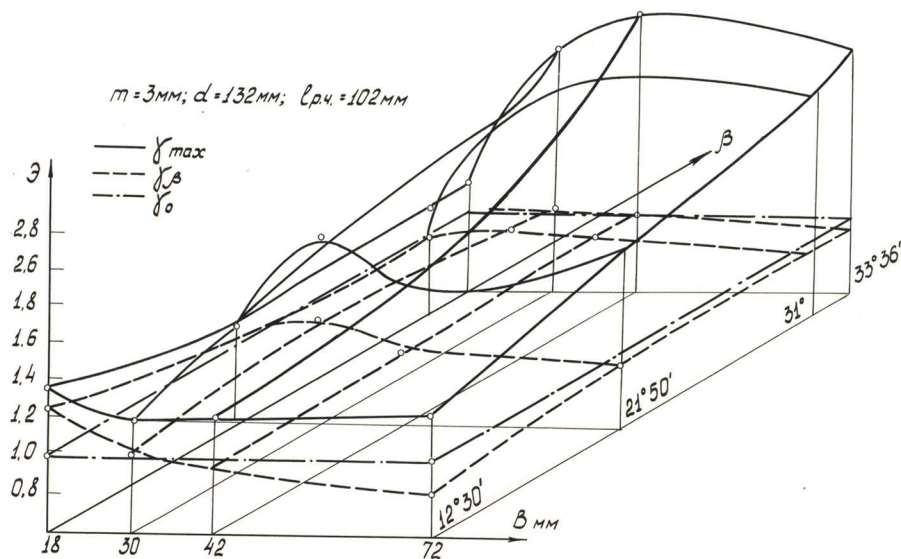


Рис. 5. Эффективность использования режущих возможностей фрезы при различных способах зубофрезерования косозубых зубчатых колёс: γ_{max} – диагональное зубофрезерование; γ_{β} – фрезерование с подачей вдоль зуба; γ_0 – обычное фрезерование; $l_{р.ч.}$ – длина режущей части фрезы

По понятным причинам технологу, выбирающему способ зубофрезерования, немаловажна точность колёс, нарезаемых по тому или иному способу зубофрезерования, по той или иной схеме резания. Для колёс, полученных зубофрезерованием, типично шевингование в качестве отделочной операции. Принципиально большими значениями погрешностей [6] может обладать колесо, нарезанное при диагональном зубофрезерованием.

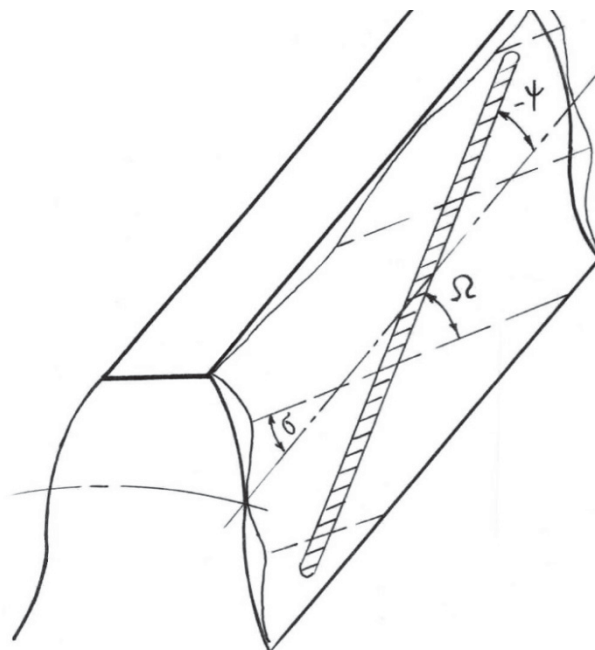


Рис. 6. Геометрические погрешности зуба колеса с мнимой идеализированной площадкой (заштрихованный участок) последующего контакта с шевером: ψ – угол пересечения линии, параллельной оси колеса, с положением контактной площадки зуба колеса с шевером; σ – угол пересечения линии волнистости эвольвенты зуба с линией, параллельной оси



колеса; Ω – угол пересечения линии волнистости эвольвентной поверхности зуба колеса с положением контактной площадки

Это связано с тем, что погрешности формируются не только по эвольвентной поверхности зуба колеса, но и по направлению линии зуба, иначе говоря, вся накопленная погрешность винтовой линии зубьев червячной фрезы переносится на направление зуба нарезаемого колеса. Расчёты показали, что шевингование в состоянии исправить все эти погрешности для любого из трёх рассмотренных здесь способов зубофрезерования (см. рис. 6).

Выводы

1. Если под эффективностью способа зубофрезерования понимать рациональность растрачивания режущих возможностей червячной фрезы, т.е. число колёс, нарезанных за период стойкости фрезы, то сравниваемые способы зубофрезерования существенно не равноценны и различие по числу нарезанных колёс растёт с ростом ширины обода и угла наклона зуба колеса. Различие может достигать трех и более раз.

2. Существенно не равноценны и схемы резания для любого из способов фрезерования. Чем меньше ширина обода и больше угол наклона зуба колеса, тем больше это различие по числу нарезаемых колёс, причём оно может достигать четырех и более раз даже при обычном способе зубофрезерования.

3. Столь существенные отличия в выборе эффективного способа зубофрезерования и схемы резания связаны прежде всего с размером и формой слоёв, срезаемых наиболее нагруженными зубьями червячной фрезы, а также направлением среза слоёв.

4. Применению любой из рассмотренных схем резания и любого способа зубофрезерования не препятствуют значения погрешностей, формирующихся на зубчатом колесе, т.к. последующее шевингование в состоянии выправить их до нормативных величин.

ЛИТЕРАТУРА

1. Мокрицкий, Б. Я. К вопросу о путях модернизации зубофрезерного оборудования / Б. Я. Мокрицкий, А. А. Бурков, А. М. Шпилёв // Учёные записки Комсомольского-на-Амуре гос. техн. ун-та. Науки о природе и технике. – 2012. – № II-1(10). – С. 56-64.
2. Мокрицкий, Б. Я. Методология и концепция проектирования эффективного технологического процесса изготовления металлорежущего инструмента под заданные условия его эксплуатации / Б. Я. Мокрицкий, А. М. Шпилёв // СТИН. – 2012. – № 6. – С. 12-19.
3. Мокрицкий, Б. Я. Методология нетрадиционного комплексного подхода к решению проблемы повышения работоспособности металлорежущего инструмента / Б. Я. Мокрицкий, А. А. Бурков // Учёные записки Комсомольского-на-Амуре гос. техн. ун-та. Науки о природе и технике. – 2011. – № IV-1(8). – С. 31-41.
4. Мокрицкий, Б. Я. Примеры решения проблемы сокращения инструментальных затрат в машиностроении / Б. Я. Мокрицкий // Проблемы машиностроения и автоматизации. – 2011. – № 3. – С. 128-133.
5. Гурин, В. Д. Особенности контактных явлений на передней поверхности инструмента с износостойким покрытием при прерывистом резании / В. Д. Гурин, С. Н. Григорьев, В. А. Синопальников // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2007. – № 7. – С. 45-51.
6. Технологические процессы поверхностного пластического деформирования: моногр. / С. А. Зайдес, А. В. Киричек [и др.]. – Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2007. – 404 с.



Олещук В. А., Любимов Н. Ю.
V. A. Oleshchuk, N. Yu. Lyubimov

**ИЗМЕРЕНИЯ ОСЕВОГО ЗАЗОРА В ОПОРАХ ШПИНДЕЛЬНОГО УЗЛА
ТОКАРНОГО СТАНКА ПРИ ВВОДЕ ЕГО В ЭКСПЛУАТАЦИЮ ПОСЛЕ РЕМОНТА**

**MEASURING THE AXIAL CLEARANCE OF SPINDEL ASSEMBLY BEARINGS
IN A LATHE MACHINE WHILE COMMISSIONING IT AFTER REPAIR**



Олещук Валентина Александровна – кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27. E-mail: tm@knastu.ru

Ms. Valentina A. Oleshchuk – PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Mechanical Engineering, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail:tm@knastu.ru.



Любимов Никита Юрьевич – студент гр. 0ТМ-1 специальности «Технология машиностроения» кафедры «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27. E-mail: apolon08_08@mail.ru

Mr. Nikita Yu. Lyubimov – undergraduate student of "Mechanical Engineering", group 0ТМ-1, Department of Mechanical Engineering, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: apolon08_08@mail.ru

Аннотация. В статье описывается способ измерения осевого зазора в шпиндельных опорах токарного станка, полученного при сборке после ремонта, при вводе его в эксплуатацию, отличающийся простотой и доступностью.

Summary. The paper describes a method of measuring the axial clearance of spindle bearings in a lathe machine that emerges during the lathe assemblage after repair at commissioning; the method is simple and reliable.

Ключевые слова: металлорежущий станок, работоспособность, ремонт, шпиндельный узел, подшипник, шпиндель, осевой зазор, индикатор, измерение, вибрации.

Key words: metal-cutting machine, performance, repair, spindle assembly, bearing, spindle, axial clearance, indicator, measurement, vibration.

УДК 621:658.5(07)

Северо-Восточный ремонтный центр (ОАО «СВРЦ») г. Вилючинск относится к ряду небольших предприятий, расположенных на периферии. Основной род деятельности – ремонт легкой, средней и тяжелой степени сложности судов самой различной тоннажности. Предприятие оснащено оборудованием, срок эксплуатации которого в основном превышает 15 лет. Как правило, это универсальные станки фрезерной, токарной групп и других, принадлежащих к 7 амортизационной группе станков. Необходимость восстановления работоспособности металлорежущих станков путем проведения ремонтов малой и средней сложности в соответствии с ППР является необходимым условием устойчивой работы предприятия.

Ремонт предполагает демонтаж отдельных узлов и механизмов станка, ремонт отдельных деталей, замену не подлежащих ремонту деталей и узлов, сборку станка, контроль работоспособности станка при вводе его в эксплуатацию.

При вводе станка в эксплуатацию после ремонта техническим регламентом ремонтных работ предусмотрена типовая номенклатура операций контроля. Должна быть проведена проверка уровня вибраций, шума, нагрева подшипников, которые в значительной степени зависят от величин зазоров в шпиндельных опорах. После завершения сборки перед вводом станка в эксплуатацию производится контроль основных параметров. Ошибки, допущенные при сборке несущих валов коробок скоростей и коробок подач, могут привести к потере жесткости станка в целом, повышению уровня вибраций и, как следствие, ухудшению эксплуатационных характеристик станка.

С особо высокой ответственностью следует отнестись к контролю результатов реставрации одной из главных деталей станка – шпинделя. И в первую очередь проверке величин зазоров в подшипниках передней и задней опор шпинделя.

Заводом-изготовителем предусмотрены величины зазоров в подшипниках в передней и задней опорах 2 – 3 мкм. При такой величине рабочих зазоров гарантируются жесткость и виброустойчивость станка, соответствующие заявленным в его технических характеристиках.

В процессе сборки станка после ремонта следует учитывать следующее:

- увеличение зазора до неприемлемых величин отрицательно сказывается на точности обработки, приводит к повышению вибраций и проскальзыванию между телами качения и дорожками качения, к появлению повышенного шума;

- слишком малая величина зазора повышает потери на трение в подшипнике и при работе на высоких скоростях проявляется в нагреве опор, что недопустимо.

Ремонты малой и средней сложности производятся силами самого предприятия, поэтому необходимо, чтобы средства измерения, применяемые при контроле основных параметров станка, после сборки отличались простотой конструкции и в то же время гарантировали высокую точность измерений контролируемого параметра.

Авторами описывается способ измерения осевого зазора в шпиндельных опорах токарного станка, полученного при сборке после ремонта, отличающийся простотой и доступностью.

Для измерения осевого зазора в подшипниковых опорах шпинделя на передней бабке токарного станка жестко крепится индикаторная стойка для крепления индикатора. Цена деления индикатора – 0,001 мм. Ножка индикатора касается торцевой поверхности патрона (см. рис. 1).



Рис. 1. Индикаторная стойка для измерения осевого зазора

В резцедержателе токарного станка перпендикулярно относительно оси шпинделя крепится брусок. В патроне станка зажимается вал с кольцевой проточкой. Ширина и глубина проточки должны быть достаточными, чтобы в неё мог войти брусок, зажатый в резцедержа-

теле. После того как брусок введен в проточку, начинаем вручную перемещать суппорт в осевом направлении, в крайнее левое и крайнее правое положения до упора, воздействуя таким образом на шпиндель (см. рис. 2).

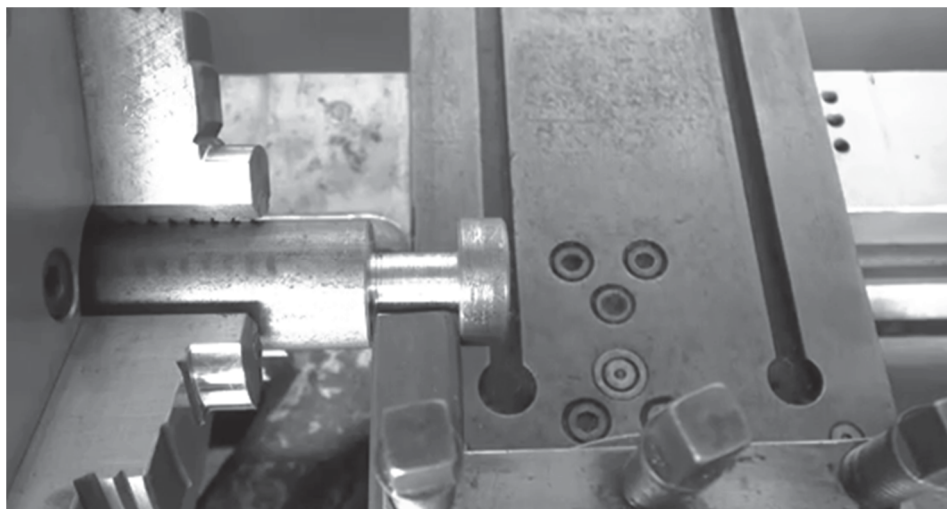


Рис. 2. Измерение величины осевого зазора

Применять большое усилие для качания шпинделя нельзя, так как на точность результатов измерений могут повлиять деформации узлов самого станка.

Отклонение стрелки индикатора покажет диапазон хода шпинделя. Это и будет величина осевого зазора. Если в результате измерений получена величина зазора, отличающаяся от рекомендованной заводом-изготовителем, производится его регулировка до тех пор, пока не будет получено необходимое значение величины зазора.

После завершения регулировки величины зазора до требуемого значения станок следует обкатать на высоких скоростях в течение часа. В процессе обкатки следует контролировать температуру передней и задней опор шпинделя.

Измерение уровня вибрации и температуры подшипников после сборки производится с помощью датчиков специальной конструкции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Экономика ремонта и обслуживания оборудования предприятий: учебник для студентов вузов / Н. Ф. Ревенко [и др.]. – Старый Оскол: ТНТ, 2012. – 456 с.
2. Ремонт технологических машин и оборудования: учеб. пособие / А. Г. Схиртладзе [и др.]. – Старый Оскол: ТНТ, 2012. – 432 с.
3. Черпаков, Б. И. Металлорежущие станки / Б. И. Черпаков. – М.: Академия, 2011. – 368 с.
4. Степаненко, В. Е. Метод прогноза и оценки состояния процессов обеспечения агрегатной сборки стандартизованными материальными ресурсами / В. Е. Степаненко, Д. Н. Фролов // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. – 2012. – № I-1(9). – С. 83-89.
5. URL: www.stanoktula.ru
6. URL: www.russerviceunion.ru/hit/metalloobrabativauwii-stankov.html



Павлинич С. П., Мысик Р. К., Бакерин С. В., Брусницын С. В., Сулицин А. В.
S. P. Pavlinich, R. K. Mysik, S. V. Bakerin, S. V. Brusnitsyn, A. V. Sulitsin

**ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ И МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ЛИТЫХ
ЛОПАТОК ТУРБИНЫ НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ ИЗ ИНТЕРМЕТАЛЛИДНОГО
ТИТАНОВОГО СПЛАВА**

**INVESTIGATION OF THE STRUCTURE AND MECHANICAL PROPERTIES
OF INTERMETALLIC TITANIUM ALLOY CAST LOW PRESSURE TURBINE BLADES**

Павлинич Сергей Петрович – доктор технических наук, заведующий кафедрой «Машины и технологии литейного производства» Уфимского государственного авиационного технического университета (Россия, Уфа); 450000, Республика Башкортостан, г. Уфа, ул. К. Маркса, д. 12. E-mail: kafedralp@mail.ru

Mr. Sergey P. Pavlinich – Dr.habil. of Engineering, Head of Department of Foundry Industrial Machinery and Technology, city of Ufa State Aviation Technical University (Russia, Ufa); 450000, Republic of Bashkortostan, Ufa, 12, Karl Marks Str. E-mail: kafedralp@mail.ru

Мысик Раиса Константиновна – доктор технических наук, профессор кафедры «Литейное производство и упрочняющие технологии» Уральского федерального университета имени первого Президента России Б. Н. Ельцина (Россия, Екатеринбург); 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, д. 19. E-mail: kafedralp@mail.ru

Ms. Raisa K. Mysik – Dr.habil. of Engineering, Professor at the Department of Foundry Engineering and Strengthening Technology, Boris Yeltsin Urals Federal University (Russia, Yekaterinburg); 620002, Russia, city of Yekaterinburg, 19, Mira Str. E-mail: kafedralp@mail.ru

Бакерин Сергей Васильевич – аспирант кафедры «Машины и технологии литейного производства» Уфимского государственного авиационного технического университета (Россия, Уфа); 450000, Республика Башкортостан, г. Уфа, ул. К. Маркса, д. 12. E-mail: kafedralp@mail.ru

Mr. Sergey V. Bakerin – postgraduate student, Department of Foundry Industrial Machinery and Technology, city of Ufa State Aviation Technical University (Russia, Ufa); 450000, Republic of Bashkortostan, Ufa, 12, Karl Marks Str. E-mail: kafedralp@mail.ru

Брусницын Сергей Викторович – доктор технических наук, профессор кафедры «Литейное производство и упрочняющие технологии» Уральского федерального университета имени первого Президента России Б. Н. Ельцина (Россия, Екатеринбург); 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, д. 19. E-mail: kafedralp@mail.ru

Mr. Sergey V. Brusnitsyn – Dr.habil. of Engineering, Professor at the Department of Foundry Engineering and Strengthening Technology, Boris Yeltsin Urals Federal University (Russia, Yekaterinburg); 620002, Russia, city of Yekaterinburg, 19, Mira Str. E-mail: kafedralp@mail.ru

Сулицин Андрей Владимирович – кандидат технических наук, доцент кафедры «Литейное производство и упрочняющие технологии» Уральского федерального университета имени первого Президента России Б. Н. Ельцина (Россия, Екатеринбург); 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, д. 19. E-mail: kafedralp@mail.ru

Mr. Andrey V. Sulitsin – PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Foundry Engineering and Strengthening Technology, Boris Yeltsin Urals Federal University (Russia, Yekaterinburg); 620002, Russia, city of Yekaterinburg, 19, Mira Str. E-mail: kafedralp@mail.ru

Аннотация: В статье исследована структура и свойства литых лопаток из интерметаллидного титанового сплава. Выполнен анализ микроструктуры лопатки. Установлен фазовый состав сплава и химический состав структурных составляющих. Установлена неоднородность распределения микротвердости по сечению литой лопатки.



Summary. In this paper we investigate the structure and properties of intermetallic titanium alloy cast turbine blades. We analyze the microstructure of a blade and establish the phase composition of the alloy and chemical composition of the blade's structural constituents. We also reveal the heterogeneity of microhardness distribution over the cross section of a cast blade.

Ключевые слова: интерметаллидный титановый сплав, литая лопатка, структура, микротвердость, фаза.

Key words: intermetallic titanium alloy, cast turbine blade, structure, microhardness, phase.

УДК 624.04.74 (35)

В настоящее время интерметаллидные титановые сплавы находят все большее применение в производстве сложнопрофильных отливок в авиадвигателестроении. Эти сплавы обеспечивают высокий уровень механических и эксплуатационных свойств деталей ответственного назначения и, как следствие, увеличение ресурса работы авиационного двигателя. Кроме того, замена жаропрочных сплавов на никелевой основе на титановые сплавы позволяет уменьшить массу двигателя, повысить его тяговые характеристики и сократить расход топлива. В связи с этим изучение структуры и свойств интерметаллидных титановых сплавов с целью повышения уровня их свойств является актуальной задачей.

Структура интерметаллидных титановых сплавов зависит от перегрева расплава над линией ликвидус, скорости кристаллизации, химического состава и др. Сильное влияние на внутризеренную структуру титановых сплавов в литом состоянии оказывает их химический состав. Важнейшим легирующим элементом в титановых сплавах является алюминий. В большинстве промышленных титановых сплавов содержание алюминия составляет от 1,5...2 % до 6...6,5 %. При более высоком содержании алюминия возможно образование промежуточной фазы α_2 (Ti_3Al , имеет ГП решетку), которая охрупчивает сплав и вызывает потерю термической стабильности при содержании алюминия более 6...8 %. Алюминий эффективно упрочняет α -Ti при комнатной и повышенной температурах, снижает плотность титановых сплавов и повышает их сопротивление окислению [1].

При введении алюминия и нейтральных упрочнителей (Sn, Zr, Th и др.) в многокомпонентные титановые сплавы улучшаются механические свойства и изменяется фазовый состав с появлением упорядоченной фазы α_2 (Ti_3Al). Ниобий и молибден относятся к β -стабилизаторам, т.е. понижают температуру $\alpha \rightarrow \beta$ превращения [2]. В сплавах с этими элементами твердый β -раствор может сохраняться до комнатной температуры, не претерпевая эвтектоидного распада. Растворимость молибдена в α -Ti не превышает 1 %, а β -стабилизирующий эффект является максимальным. Его введение эффективно повышает температуру рекристаллизации, прочность сплавов при комнатной и повышенной температурах, обеспечивает растворное упрочнение – заметно повышает модуль упругости α -Ti, что означает повышение межатомной связи.

Ранее в работе [3] изучена структура и свойства шихтовой заготовки для выплавки интерметаллидного титанового сплава Ti-Al-Nb-Mo для изготовления литых лопаток компрессора высокого давления (КВД) и турбины низкого давления (ТНД) газотурбинного авиационного двигателя. Целью настоящей работы является исследование структуры и свойств литых лопаток ТНД из интерметаллидного титанового сплава TNM-B1 следующего состава, мас. %: 28,5 Al; 8,9 Nb; 2,4 Mo; 0,025 V; Ti - остальное. Заливка керамических оболочковых форм для получения лопаток производилась на индукционной плавильно-заливочной установке «Consarc» с «холодным» тиглем центробежным способом. Металлографический анализ лопатки в литом состоянии осуществляли с помощью оптического инвертированного металлографического микроскопа «Альтами MET-1M». С этой целью лопатка разрезалась на шесть частей (см. рис. 1).

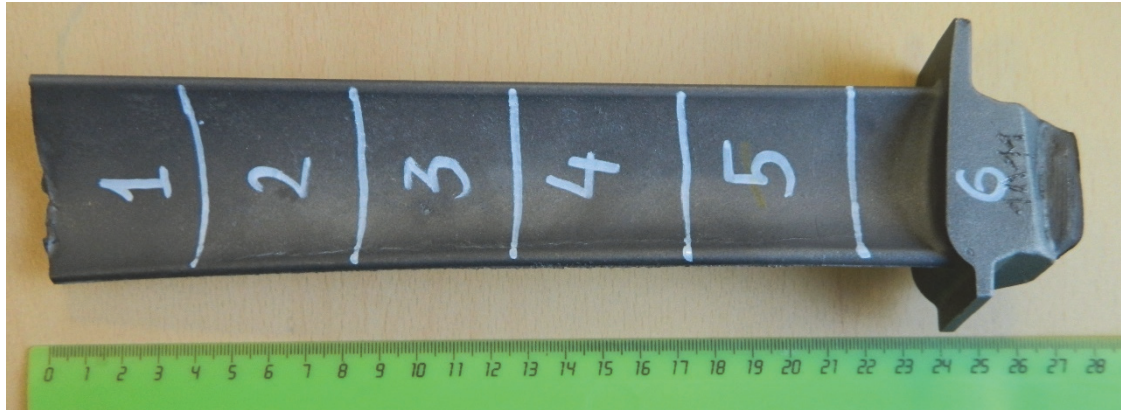
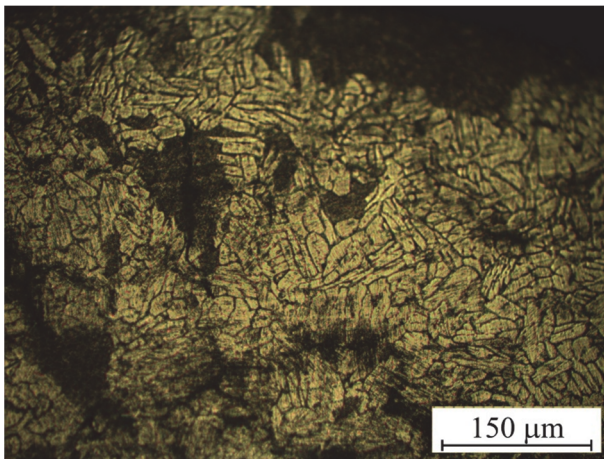
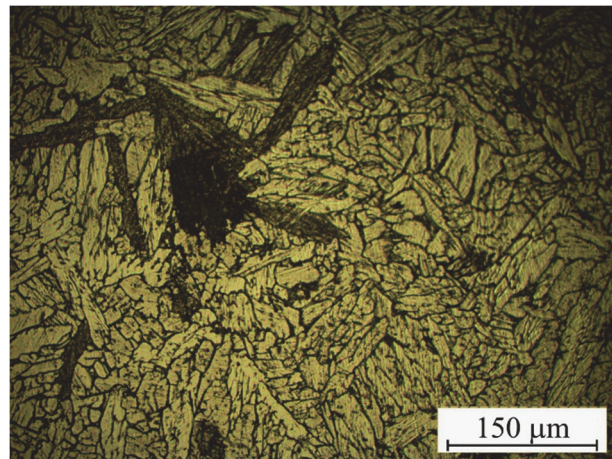


Рис. 1. Схема расположения образцов для металлографического анализа по длине лопатки

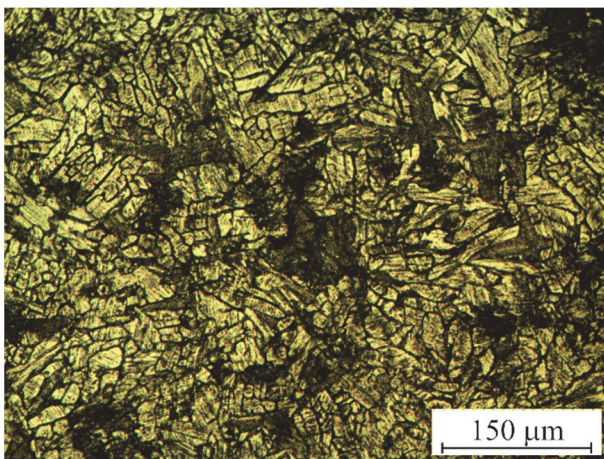
На рис. 2 приведена микроструктура литой лопатки в различных зонах по ее длине.



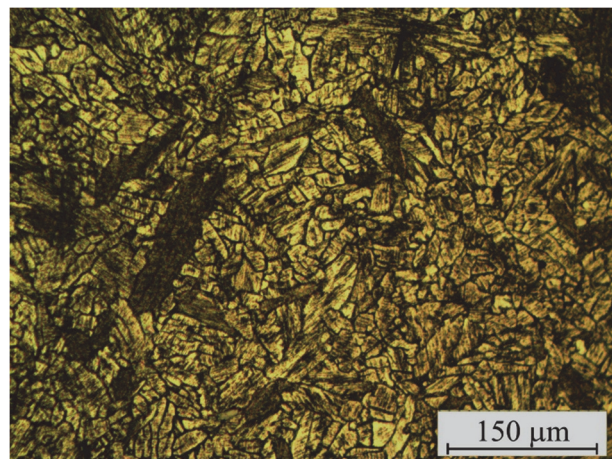
Образец № 1



Образец № 2

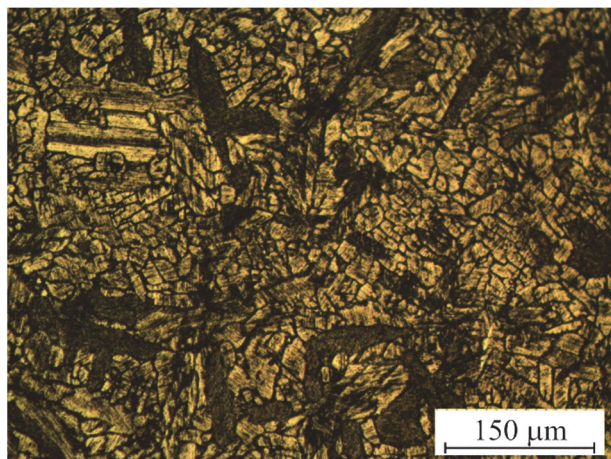


Образец № 3

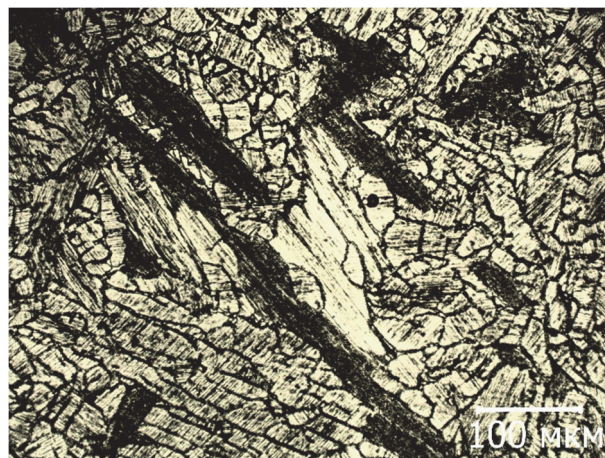


Образец № 4

Рис. 2. Микроструктура образцов лопатки (начало)



Образец № 5



Образец № 6

Рис. 2. Микроструктура образцов лопатки (окончание)

Микроструктура образцов лопатки ТНД в литом состоянии свидетельствует о том, что во всех образцах наблюдается ламельная структура, которая является признаком ее упорядочения. Рентгенофазовый анализ, выполненный на рентгеновском дифрактомере Rigaku Ultima IV позволил идентифицировать в литом сплаве следующие фазы: $(\alpha_2+\gamma)$, γ , β (B2), δ (Ti_2AlNb) и нитевидные включения борида титана TiB_2 , длина которых в среднем составляет 50...70 мкм. Установлено некоторое различие в размере пластин $(\alpha_2+\gamma)$ -фазы в представленных образцах. Так, в средней части пера лопатки их размер составляет $(10...30) \times (30...60)$ мкм, а в тонкой части – $(10...20) \times (20...40)$ мкм. В массивной части лопатки (замке) размер пластин составляет в среднем $(20...50) \times (70...100)$ мкм. Эта разница в размере пластин $(\alpha_2+\gamma)$ -фазы, по всей вероятности, объясняется различной скоростью кристаллизации по длине лопатки, обусловленной как условиями заливки, так и разной площадью сечения по высоте отливки.

Более отчетливо структурные составляющие могут быть идентифицированы при исследовании микрошлифов на растровом электронном микроскопе JEOL JSM-7001F с микро-рентгеноспектральной приставкой OXFORD INCA X-MAX 80. Микроструктура сплава в литой лопатке из интерметаллидного титанового сплава в обратно рассеянных электронах представлена на рис. 3.

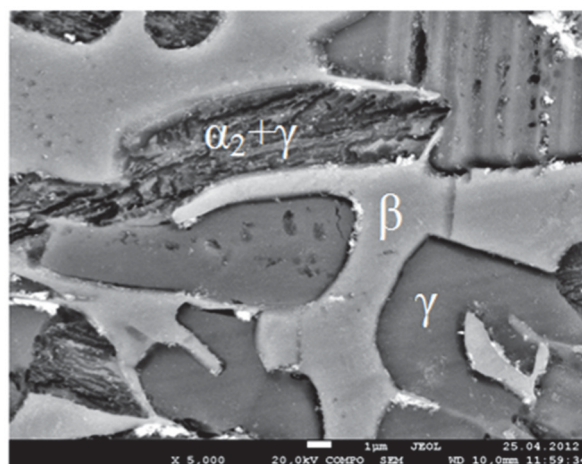


Рис. 3. Микроструктура лопатки из интерметаллидного титанового сплава в обратно рассеянных электронах

Химический состав светлых областей сплава в тонкой части отливки следующий, мас. %: 23,68 Al; 60,87 Ti; 10,91 Nb; 4,53 Mo. Эти участки представляют собой упорядоченную β -фазу с ОЦК-решеткой. Видно, что в этих областях наблюдается повышенное содержание ниобия и молибдена, которые, как отмечалось ранее, стабилизируют β -фазу [2]. Темные участки сплава в тонкой части лопатки имеют следующий химический состав, мас. %: 27,72 Al; 61,07 Ti; 9,01 Nb; 2,20 Mo и представляют собой γ -фазу. Серые участки с пластинчатым строением относятся к $(\alpha_2+\gamma)$ -фазе со следующим химическим составом, мас. %: 28,66 Al; 61,22 Ti; 8,43 Nb; 1,74 Mo.

Химический состав светлых областей сплава в среднем по длине лопатки сечения следующий, мас. %: 22,93 Al; 61,59 Ti; 10,66 Nb; 4,87 Mo. Эти участки представляют собой β -фазу, в которой наблюдается повышенное содержание ниобия и молибдена. Темные участки имеют следующий состав, мас. %: 28,69 Al; 60,71 Ti; 8,75 Nb; 1,89 Mo – это γ -фаза. Серые участки с пластинчатым строением представляют собой $(\alpha_2+\gamma)$ -фазу и имеют следующий химический состав, мас. %: 28,65 Al; 61,21 Ti; 8,42 Nb; 1,73 Mo. Такая же закономерность распределения элементов в фазовых составляющих наблюдается и в толстой части лопатки. Фаза β имеет следующий химический состав, мас. %: 22,27 Al; 61,48 Ti; 11,22 Nb; 5,05 Mo; γ -фаза: 27,50 Al; 60,47 Ti; 9,40 Nb; 2,63 Mo; $(\alpha_2+\gamma)$ -фазы: 28,40 Al; 60,05 Ti; 9,17 Nb; 2,38 Mo. Также видно, что в β -фазе наблюдается повышенное содержание ниобия и молибдена. Это нашло подтверждение в картах распределения легирующих элементов в сечении образца (рис. 4).

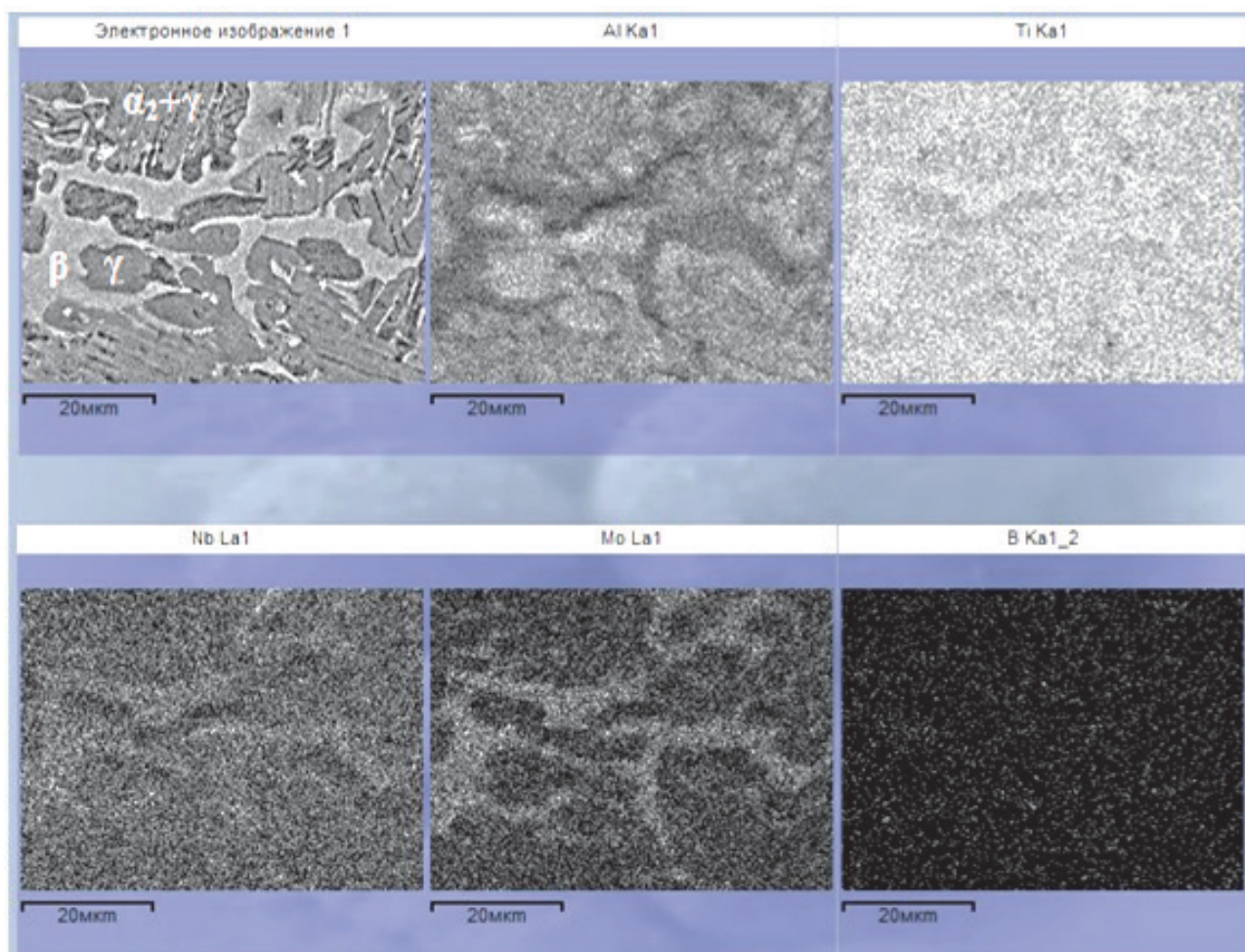


Рис. 4. Карты распределения легирующих элементов по сечению образца литой лопатки из интерметаллидного титанового сплава TNM-B1

Видно, что фаза β характеризуется повышенным содержанием ниобия и молибдена, которые отчетливо ее выделяют на картах. При этом содержание алюминия на этих участках значительно ниже, чем на остальных. Необходимо отметить, что титан в сечении образца распределен равномерно. При этом бор распределен по границам зерен.

В ходе металлографического анализа образцов литой лопатки ТНД установлено, что в сечении образцов встречаются участки с микропорами и микротрещинами, которые располагаются по границам зерен и явно обособляют одно зерно от другого (рис. 5).

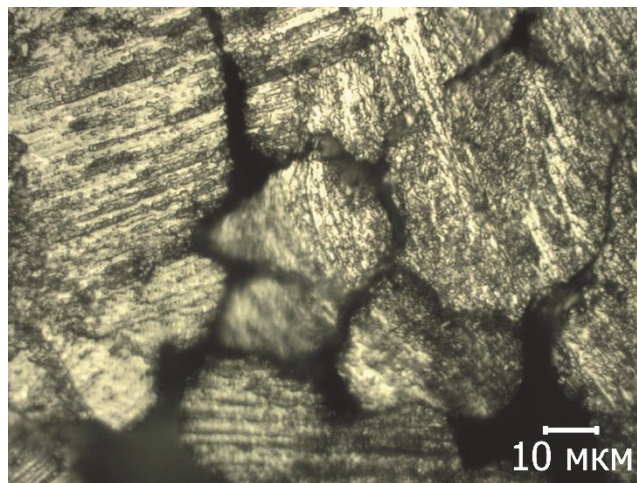


Рис. 5. Микропоры и микротрещины в структуре литой лопатки ТНД

Кроме металлографического исследования микроструктуры определялась микротвердость по сечению пера лопатки. Результаты измерения микротвердости по сечению образцов литой лопатки из интерметаллидного титанового сплава на микротвердомере LEICA VMHT AUTO при нагрузке 100 г представлены на рис. 6 – 9.

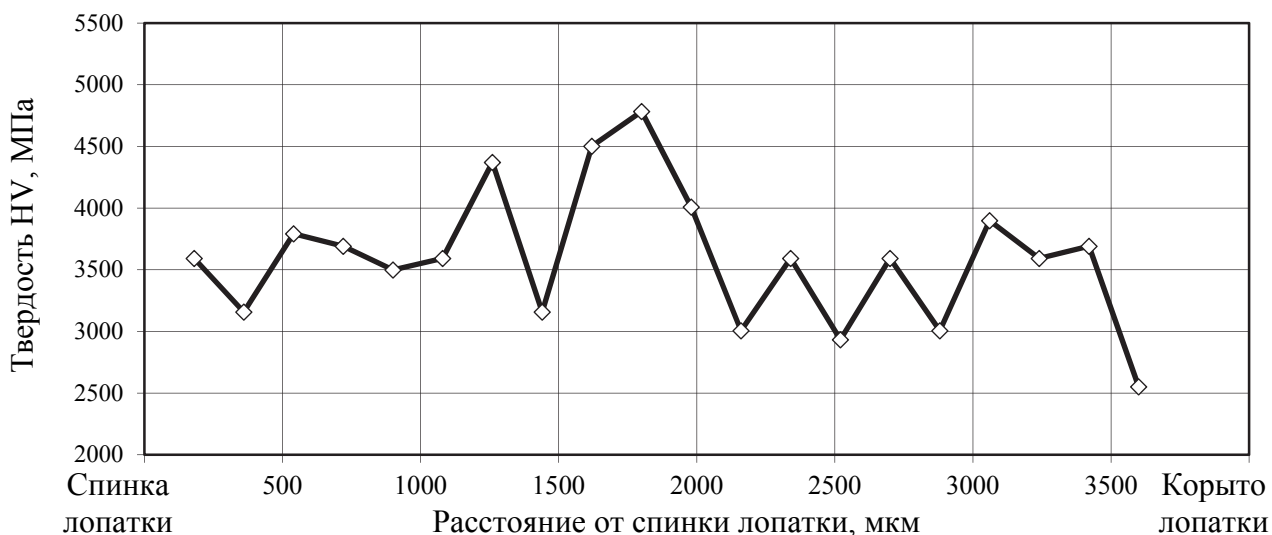


Рис. 6. Микротвердость сплава TNM-B1 по сечению литой лопатки (образец № 2)



Рис. 7. Микротвердость сплава TNM-B1 по сечению литой лопатки (образец № 3)

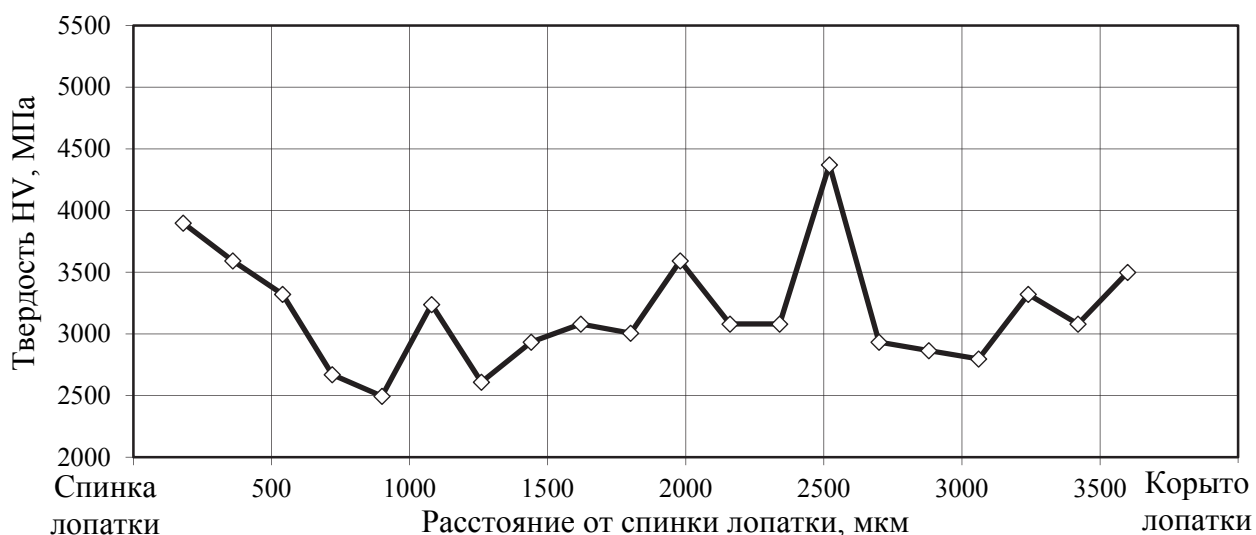


Рис. 8. Микротвердость сплава TNM-B1 по сечению литой лопатки (образец № 4)

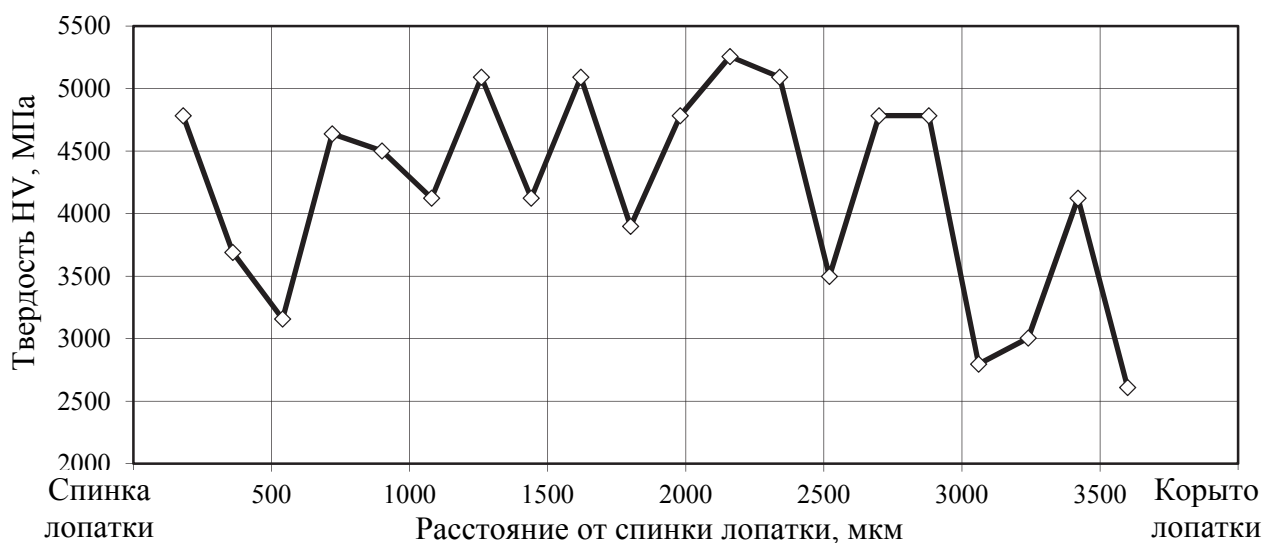


Рис. 9. Микротвердость сплава TNM-B1 по сечению литой лопатки (образец № 5)



Видно, что изменение значений микротвердости по сечению всех фрагментов пералитой лопатки носит пилообразный характер, а средние значения микротвердости литой лопатки изменяются в пределах от 3000 до 4000 МПа. Такой характер изменения значений микротвердости по сечению образцов можно объяснить различием твердости фазовых составляющих сплава, а также присутствием микропор и микротрещин.

Таким образом, в ходе работы установлен фазовый состав интерметаллидного титанового сплава и определена микротвердость, значения которой зависят от химического состава фазовых составляющих и наличия микродефектов литейного происхождения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гринберг, Б. А. Интерметаллиды Ni_3Al и $TiAl$: микроструктура, деформационное поведение / Б. А. Гринберг, М. А. Иванов. – Екатеринбург: УрО РАН, 2002. – 360 с.
2. Микроструктура и свойства слоистого композита титановый сплав-орторомбический алюминид титана / Р. М. Галеев, О. Р. Валиахметов, Р. В. Сафиуллин, В. М. Имаев, Р. М. Имаев // Физика металлов и металловедение. – 2009. – Т. 107. – № 3. – С. 331 - 336.
3. Исследование структуры и свойств шихтовой заготовки для выплавки интерметаллидного сплава / С. П. Павлинич, С. В. Бакерин, С. В. Брусницын, А. В. Сулицин, А. В. Карпинский // Литейщик России. – 2012. – № 2. – С. 17 - 19.



Смолко В. А., Антошкина Е. Г., Смолко В. В.
V. A. Smolko, E.G. Antoshkina, V. V. Smolko

ЭКСЕРГИЯ ЛИТЕЙНЫХ ФОРМ И СТЕРЖНЕЙ ИЗ СИНТЕТИЧЕСКИХ СМЕСЕЙ

EXERGY OF CASTING MOLDS AND MOLD CORES FROM SYNTHETIC MIXTURES



Смолко Виталий Анатольевич – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Неорганическая химия» Южно-Уральского государственного университета (Россия, Челябинск); 454080, г. Челябинск, пр. Ленина, 76. E-mail: smolko-2007@mail.ru.

Mr. Vitaly A. Smolko – Dr.habil. of Engineering, Professor, Head of the Department of Inorganic Chemistry, the South Urals State University (Russia, Chelyabinsk); 454080, city of Chelyabinsk, 76, Lenin Av. E-mail: smolko-2007@mail.ru.



Антошкина Елизавета Григорьевна – кандидат технических наук, доцент кафедры «Неорганическая химия» Южно-Уральского государственного университета (Россия, Челябинск); 454080, г. Челябинск, пр. Ленина, 76. E-mail: aeg-2007@mail.ru.

Ms. Elizaveta G. Antoshkina – PhD in Engineering, Associate Professor at the Department of Inorganic chemistry, the South Urals State University (Russia, Chelyabinsk); 454080, city of Chelyabinsk, 76, Lenin Av. E-mail: aeg-2007@mail.ru.



Смолко Вячеслав Витальевич – студент 5-го курса физико-металлургического факультета Южно-Уральского государственного университета (Россия, Челябинск); 454080, г. Челябинск, пр. Ленина, 76. E-mail: smolko-2007@mail.ru.

Mr. Vyacheslav V. Smolko – 3rd year student of physics and metallurgy, the South Urals State University (Russia, Chelyabinsk); 454080, city of Chelyabinsk, 76, Lenin Av. E-mail: aeg-2007@mail.ru.

Аннотация. В статье рассматривается вопрос прочности литейных форм и стержней, в качестве характеристики которой предложено использовать коэффициент работоспособности. Авторами разработаны программы расчета коэффициента работоспособности форм и стержней, которые позволяют прогнозировать возможность получения качественных отливок на стадии расчетов и разработки технологического процесса формообразования.

Summary. The paper considers the problem of the strength of casting molds and mold cores, to characterize which we suggest using the coefficient of working capacity. The authors have developed programs calculating the coefficient of working capacity of molds and cores that allow us to predict the possibility of obtaining high-quality castings at the stage of calculation and development of the shaping process.

Ключевые слова: прочность, формовочные смеси, работоспособность форм и стержней.

Key words: strength, molding mixtures, working capacity of molds and cores.

УДК 621.742

Эксергия (эксэргия) происходит от греч. *ek, ex* (приставка, означающая высокую степень) и *ergon* (работа). Иногда термин «эксергия» используется для обозначения работоспособности системы. В машиностроении под работоспособностью подразумевается безотказ-



ность, надежность и безопасность конструкции или механизма, которые должны выполнять свои функции и отвечать требованиям нормативно-технической документации.

Литейная форма из синтетических смесей должна наряду с указанными требованиями противостоять термомеханическим воздействиям при заливке металлом, обеспечивать качество поверхности, массовую и геометрическую точность отливок. После охлаждения отливок формы и стержни должны разупрочняться, обеспечивая податливость смеси, отсутствие трещин в отливках, легкость выбивки стержней и разрушения форм [1].

Ввиду этого понятие «эксергия» для литейных форм несколько иное, чем в машиностроении. При литье в разовые формы из песчано-глинистых и песчано-смоляных смесей имеют место две противоположные тенденции: первая – обеспечение технологических прочностных и физико-химических свойств смесей для получения отливок, вторая – напротив, разрушение форм и стержней после заливки. Эти две противоположные тенденции обязывают прогнозировать поведение форм и стержней как конструкций, т.е. их работоспособность на различных технологических переделах от смешеприготовления до очистки отливок.

На различных стадиях технологического процесса для описания прочностных свойств формовочной смеси определяют достаточно большое число показателей (прочность при сжатии, растяжении, изгибе, срезе, раздавливании, поверхностная прочность и т.д.), каждый из которых описывает только какую-то определенную сторону прочности. Наиболее полно, по нашему мнению, характеризует прочность литейных форм (стержней), как интегральная характеристика, коэффициент работоспособности (эксергии) R :

$$R = \frac{\sigma_{\max_{BP}}}{\sigma_{\theta_{\Sigma}}},$$

где $\sigma_{\max_{BP}}$ – предельно допустимые разрушающие напряжения; $\sigma_{\theta_{\Sigma}}$ – максимальные суммарные окружные термомеханические напряжения на опасном участке формы (стержня).

В реальных условиях при заливке форм металлом действуют одновременно термические σ_{θ_t} и механические σ_{θ_p} напряжения, однако согласно расчетам термические напряжения, например, в оболочке более чем на порядок превышают напряжения от давления металла. Поэтому основную опасность разрушения для оболочковой формы представляют термические напряжения σ_{θ_t} [2; 3].

Расчет предела прочности $\sigma_{\max_{BP}}$ (предельных окружных растягивающих напряжений) проводился с использованием теории В. Вейбулла [4]. В формовочных смесях существует большое число микротрещин и дефектов. Это дает основание считать, что неоднородность таких материалов определяется, в первую очередь, наличием в них дефектов различной «опасности», и поэтому для оценки влияния на их прочность может быть применена теория хрупкой прочности, основанная на гипотезе «слабого звена».

Распределение прочности образцов по этой теории [4] соответствует уравнению

$$P_{(\sigma)} = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma}{R} \right)^m \right],$$

где $P_{(\sigma)}$ – плотность вероятности разрушения; $R = A \cdot \sigma_0$, σ_0 и m – константы смеси, здесь A – параметр, зависящий от вида напряженного состояния, размеров образца и константы m .

Риск разрушения B определяется по формуле

$$B = \int_v \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^m dV,$$



где σ – локальные напряжения в произвольной точке формы (стержня); σ_0 – константа смеси, имеющая размерность напряжения; m – показатель, учитывающий неоднородность прочностных свойств смеси в различных участках формы или стержня; V – объем растянутой части формы (стержня).

Чем меньше m , тем больше неоднородность прочностных свойств смеси и влияние градиента напряжений на прочность формы (стержня). Зная распределение напряжений в форме (стержне), можно определить B , а затем найти математические ожидания предела ее прочности:

$$\sigma_B = \int_0^{\infty} e^{-B} d\sigma.$$

Таким образом, установлены параметры для оценки применимости синтетических смесей, характеризующие их служебные свойства: m – коэффициент неоднородности прочностных характеристик смесей и R – коэффициент работоспособности форм (стержней), а также получены выражения для их расчета.

Разработана программа для расчета коэффициента работоспособности форм (стержней), включающая следующие параметры:

- 1) внешний радиус формы (стержня), м;
- 2) внутренний радиус оболочковой формы (стержня), м;
- 3) высота формы (стержня), м;
- 4) высота сечения образца при трехточечном изгибе, м;
- 5) объем рабочей части образца при трехточечном изгибе, м³;
- 6) объем рабочей части образца при растяжении, м³;
- 7) предел прочности образцов при трехточечном изгибе, МПа;
- 8) предел прочности образцов при растяжении, МПа;
- 9) модуль упругости при изгибе образцов, МПа;
- 10) коэффициент Пуассона смеси, ед.;
- 11) коэффициент линейного расширения смеси, град⁻¹;
- 12) плотность жидкого металла, кг/м³;
- 13) температура на внутренней поверхности оболочки (для сплошного стержня – в центре), К;
- 14) температура на внешней поверхности оболочки (сплошного стержня), К.

Для расчета R и m форм и стержней, изготавливаемых из влажных и пластичных смесей, разработана программа «Sint.exe», в которую помимо указанных параметров введены величины предела прочности смеси при сжатии, а также величина предела прочности при сложноподвижном состоянии $\sigma_{из}$ (для форм).

Определено, что наибольшую опасность для форм (стержней) представляют термические расширения, которые более чем на порядок превышают напряжения от давления металла, а для оболочковых стержней из пенополистирола суммарные термомеханические напряжения примерно в два раза выше аналогичных напряжений в сплошных стержнях тех же размеров.

Установлено, что при толщине оболочек форм до 0,02 м предпочтительны смеси с относительно высокой неоднородностью прочностных свойств (с меньшим значением m), а при толщине свыше 0,02 м – со сравнительно низкой. Для оболочковых стержней, в отличие от форм с идентичными размерами, более высокая работоспособность – при толщине оболочек до 0,02 м из смесей с низким значением m и при толщинах свыше 0,02 м – из смесей с более высоким значением m . Характер зависимости R оболочковых стержней от размерного параметра аналогичен и для сплошных стержней при одних и тех же составах смеси. Коэффициент работоспособности сплошных стержней из смесей с более высоким значением m превышает в 1,5...1,9 раза величину R оболочковых стержней тех же размеров.



Для мониторинга и расчета m и R для форм и стержней из влажных и пластичных смесей получены параметры m и R из единых песчано-глинистых смесей для ОАО «КамАЗ» и ОАО «ЧТЗ-Уралтрак». Показано, что формы автозавода имеют $m = 40,5...42,18$ на $20...25\%$ и $R = 2,07...2,56$ на $50...55\%$ выше, чем формы тракторного завода. Смеси ОАО «КамАЗ» отличаются более оптимальным составом, чем смеси ОАО «ЧТЗ-Уралтрак», которые требуют их стабилизации и повышения прочностных характеристик.

Разработанные программы расчета коэффициента работоспособности форм и стержней позволяют прогнозировать возможность получения качественных отливок на стадии инженерных расчетов и разработки технологического процесса формообразования при соблюдении санитарно-гигиенических норм и безопасности труда.

ЛИТЕРАТУРА

1. Антошкина, Е. Г. Процессы формирования прочности песчаных формовочных и стержневых смесей / Е. Г. Антошкина, В. А. Смолко // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия «Металлургия». – 2012. – № 15 (274). – С. 6-8.
2. Вейбулл, В. Усталостные испытания и анализ их результатов / В. Вейбулл. – М.: Машиностроение, 1964. – 275 с.
3. Журков, С. Н. О физических основах температурно-временной зависимости прочности твердых тел / С. Н. Журков, В. А. Петров // Доклады АН СССР. – 1978. – т. 239. – № 6. – С. 1316-1319.
4. Гогоци, Г. А. К вопросу о классификации малодеформирующихся материалов по особенностям их поведения при напряжении / Г. А. Гогоци // Проблемы прочности. – 1977. – № 1. – С. 77-82.



Верхотуров А. Д., Воронов Б. А., Макиенко В. М., Коневцов Л. А.
A. D. Verkhoturov, B. A. Voronov, V. M. Makienko, L. A. Konevtsov

МИНЕРАЛОГИЧЕСКАЯ МАТЕРИАЛОГИЯ: 2 (О ПРАКТИЧЕСКОМ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ММ ПРИ СОЗДАНИИ НОВЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ИЗ МИНЕРАЛЬНОГО СЫРЬЯ ДВ РЕГИОНА В УСЛОВИЯХ ЕГО УСТОЙЧИВОГО РАЗВИТИЯ)

MINERALOGICAL MATERIALS SCIENCE (MMS), PART 2: ON PRACTICAL APPLICATION OF MMS FOR THE PURPOSES OF DESIGNING NEW COMPOSITE MATERIALS FROM MINERAL RAW IN THE FAR-EAST OF RUSSIA AS AN ELEMENT OF THE REGION'S SUSTAINABLE DEVELOPMENT



Верхотуров Анатолий Демьянович – доктор технических наук, профессор, главный научный сотрудник Института водных и экологических проблем ДВО РАН (Россия, Хабаровск). E-mail: Verhoturov36@mail.ru.

Mr. Anatoly D. Verkhoturov – Dr.habil of Engineering, Professor, Senior Research Fellow, Institute of Water and Environmental Problems, the Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences (Russia, Khabarovsk). E-mail: Verhoturov36@mail.ru



Воронов Борис Александрович – член-корреспондент РАН, доктор биологических наук, директор Института водных и экологических проблем ДВО РАН, (Россия, Хабаровск). E-mail: ivep@ivep.as.khb.ru

Mr. Boris A. Voronov – Member-corr. of the Russian Academy of Sciences, Dr.habil. of Biology, Professor, Director of Institute of Water and Environmental Problems, the Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences (Russia, Khabarovsk). E-mail: ivep@ivep.as.khb.ru



Макиенко Виктор Михайлович – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой “Технология металлов” Дальневосточного государственного университета путей сообщения (Россия, Хабаровск). E-mail: mvm_tm@festu.khv.ru;

Mr. Viktor M. Makienko – Dr.habil of Engineering, Professor, Head of the Department of Metal Technology, the Far East State Transport University (Russia, Khabarovsk). E-mail: mvm_tm@festu.khv.ru



Коневцов Леонид Алексеевич – научный сотрудник Института материаловедения Хабаровского научного центра ДВО РАН (Россия, Хабаровск). E-mail: konevts@narod.ru.

Mr. Leonid A. Konevtsov – Research Fellow with the Institute of Materials Technology, Khabarovsk Research Centre under the Far Eastern branch of the Russian Academy of Sciences (Russia, Khabarovsk). E-mail: konevts@narod.ru

Аннотация. В работе показано, что превращение ДВ региона из поставщика сырья в поставщика материалов и изделий возможно и позволит обеспечить его устойчивое развитие. Получены положительные результаты по фазовому и химическому составам материала после воздействия дугового разряда на минеральное сырьё ДВ региона (шеелитовый и бадделлитовый концентраты) с выбранными режимами обработки. Полученный материал использовался для реальных процессов наплавки и сварки.

Summary. The paper demonstrates that transformation of the Far Eastern region of Russia from mineral resource supplier into the supplier of materials and industrial products is feasible and bound to ensure its sustainable development. We have obtained positive results concerning the phase composition and chemical composition of a material after treating locally extracted mineral raw (concentrated sheelite and brazelite) by electric arc in specific treatment modes. The resulting material has been used for welding and weld deposition in a field work context.



Ключевые слова: наука о материалах, получение материалов, минеральное сырьё.

Key words: materials science, production of materials, mineral raw materials.

УДК 621.791-03

Введение

На основании разработанной методологии минералогической материаловедения (ММ) – получения материалов из минерального сырья (МС) (часть 1 статьи) [1] была предложена гипотеза использования ряда концентратов ДВ региона – шеелитового, бадделеитового, датолитового и других для получения легированной шихты. Основная гипотеза состояла в том, что при наличии предложенных концентратов в составе шихты и воздействии дуговых разрядов на неё должно наблюдаться их разложение, а также легирование наплавляемого или свариваемого материала элементами Ti, Zr, W, B или их соединениями с образованием карбидов, боридов. В соответствии с разработанной схемой методологии ММ определены пути получения материалов и изделий на этапе добычи и переработки МС. Было установлено, что в литературе отсутствуют систематические данные о получении материалов на “сырьевом” этапе производства материалов с использованием концентрированных потоков энергии. В связи с этим были предложены основные принципы ММ в соответствии с её целями и задачами на основе разработанной методологической схемы получения материалов из МС в регионе его добычи. В соответствии с методологической схемой ММ предусматриваются подходы с использованием модельных исследований и восстановления МС с использованием высоких технологий, в том числе воздействия на МС концентрированными потоками энергии:

- восстановление МС углеродическим воздействием (использование известного процесса, используемого неоднократно при получении из шеелита, датолита и других концентратов карбидов, боридов, нитридов);
- восстановление в условиях воздействия импульсных тепловых потоков с использованием следующих восстановителей: углерода, алюминия, кремния, титана и др.;
- восстановление МС в условиях воздействия дугового разряда с восстановителем или без него.

В данной работе использовался электрошлаковый переплав, дуговые разряды, алюминотермия.

Методика и материалы

Выбор легирующих концентратов по предложенной гипотезе был основан на содержании в них элементов, обеспечивающих высокий уровень свойств сталей, это металлы IV–VI групп: Ti, Zr, V, Cr, Mo, W, а также B (бор). К таким концентратам, полученным в ДВ регионе, относятся, прежде всего, шеелит (содержащий W), бадделеит (Zr), датолит (B). В качестве минерального сырья использовался шеелит Лермонтовского ГОКа, который содержал 41,4 % W в виде CaWO_4 , бадделеит содержал 41,4 % Zr в виде ZrO_2 , ZrSiO_4 , а также SiO_2 . Исследования проводились в связи с предложенной гипотезой [1], заключающейся в том, что при действии дуговых разрядов, тепловых потоков, алюминотермии, других процессов использования концентрированных потоков энергии, происходит восстановление элементов и их коагуляция. Для этого предварительно было выбрано МС, включающее тугоплавкие металлы, а также бор, для возможности легирования этими материалами получаемых сплавов. При выборе МС для получения легированных сталей использовались банки данных по МС и используемым в промышленности материалам.

Для получения материалов и изделий использовалось как стандартное, так и оригинальное оборудование – спроектированная и изготовленная установка электрошлакового переплава в ДВГУПС, алюминотермии – в ИМ ХНЦ ДВО РАН. Для исследования действия дугового разряда на МС, в соответствии с методологией, предусматривалось использование (изготовление) специальной исследовательской установки (см. рис. 1).

Созданная лабораторная установка (рис. 1), позволяла получать спёки, которые затем размалывались до фракций ~ 125 мкм, после чего изучались гранулометрический, химический, фазовый составы полученных материалов. Электрические параметры дуги приведены в табл. 1.

а)



б)

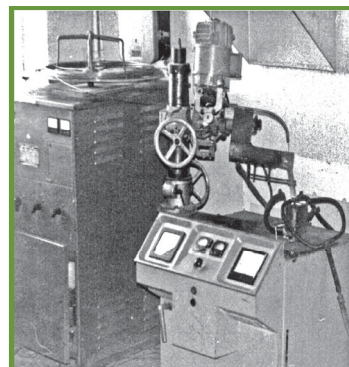


Рис. 1. Лабораторные установки: а – установка для исследования влияния дуговых разрядов на МС: 1 – переплавляемый материал, 2 – вольфрамовый электрод, 3 – кристаллизатор, 4 – каретка, 5 – пирометр, 6 – газоанализатор; б – установка электрошлакового переплава

В соответствии с методикой проведения эксперимента выполнялись два этапа: первый – воздействие дуговых разрядов преимущественно на “чистые” концентраты током $J = 50 \dots 220$ А, напряжением $U = 30 \dots 60$ В, времени действия $t = 3,0 \dots 5,45$ мин (см. табл. 3); второй – воздействие дуговых разрядов на механическую смесь шеелитового, бадделитового концентратов с графитом при режимах: $J = 140 \dots 220$ А, $U = 25 \dots 28$ В, $t = 4,16 \dots 4,25$ мин. Спёки получали при воздействии на МС после однократного прохода вдоль жёлоба спроектированной установки с различной скоростью.

Таблица 1

Режимы эксперимента

Номер эксперимента	Образцы переплавлены графитовыми электродами							
	Шеелит, мас. %	Графит, мас. %	Бадделит, мас. %	Ток, А	Напряжение, В	t_{cp} , °С	T_{max} , °С	Время, мин
2.1	100			50	60	1841	1876	5,45
2.2	100			50	60	1815	1932	4,07
2.3	100			50	60	1830	1872	3,18
2.4			100	62	40	2642	2876	5,00
2.5			100	62	40	2613	2802	4,05
2.6			100	66	30	2614	2810	3,02
Образцы переплавлены вольфрамовыми электродами								
3.1	100			150	28	1770	1866	4,02
3.2			100	140	25	2633	2781	4,00
4.1		10	90	160	55	2810	2902	4,00
4.2	90	10		220	45	1943	2011	4,00
Образцы переплавлены вольфрамовыми электродами с добавками графита								
1.1'	55	5		150	28	1820	1880	4,25
1.2'	50	10		150	28	1852	1911	4,17
1.3'	85	15		150	28	1823	1892	4,22
1.4'	88	20		150	28	1844	1899	4,25
2.1'		5	95	140	25	2422	2636	4,13
2.2'		10	90	140	25	2460	2594	4,15
2.3'		15	85	140	25	2431	2608	4,18
2.4'		20	80	140	25	2457	2681	4,16

После получения “спёков” на установке и их размола осуществлялось изучение структуры, фазового, химического состава материала. Химический состав определялся на приборах “Спектроскан-V” и “Спектроскан-МАКС-GV”, количественный химический состав определяли по ГОСТ 28033-89 методом рентгенофлуоресцентного анализа. Рентгеноструктурный анализ осуществлялся на установке ДРОН-7. Кроме того, использовали дифрактометр “D8 ADVANSE”, микроанализатор WDS / EDSXA-8100, сканирующий электронный микроскоп EVO-50XVP.

После предварительного определения состава шлаковой системы и использования для наплавки осуществлялось исследование с определением фазового, химического составов и последующего уточнения состава шлаковой системы.

На основании методологических основ ММ [1] была разработана методологическая схема получения сварочных материалов с использованием МС (см. рис. 2).

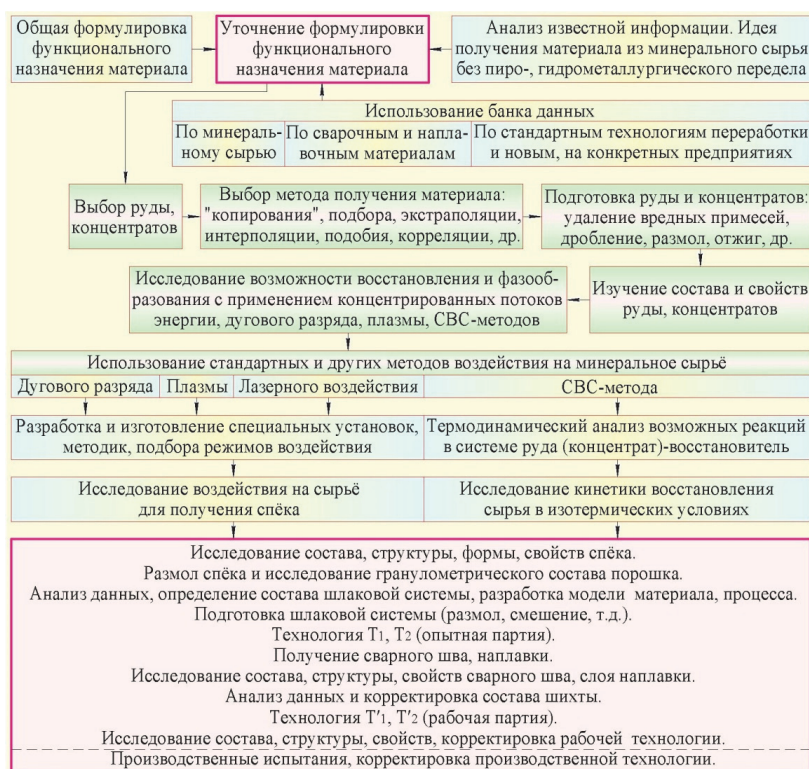


Рис. 2. Методологическая схема получения сварочных материалов из МС

Для проверки правильности предлагаемой гипотезы, в соответствии с предложенной методологической схемой, при определении состава, структуры шлаковой системы проводилось предварительное модельное исследование по изучению изменения состава, структуры и свойств МС (до и после воздействия дугового разряда), а также после углетермического восстановления (сравнительный метод).

Применительно к получению сварочных материалов проведение модельных экспериментов по действию дуговых разрядов на МС является важнейшим этапом методологической схемы. Предварительные исследования по изменению состава, структуры МС были проведены после воздействия дуговых разрядов.

После проведения предварительных и модельных исследований и уточнения режимов и условий обработки осуществлялся процесс обработки МС в реальных условиях (электрошлаковая обработка). После этих исследований определялись состав шлаковой системы и режимы обработки. Затем исследовались его состав, структура и свойства, выполнялись лабораторные, производственные испытания (исследование эксплуатационных свойств). При проведении исследований использовались дуговые и тепловые потоки, полученные в усло-

виях электрошлакового переплава. В качестве МС использовалось цирконий- и вольфрамсодержащее МС – бадделеитовый и шеелитовый концентраты.

Результаты и обсуждение

На рис. 3 представлены результаты изменения состава, структуры под действием дуговых разрядов и тепловых потоков, показана микроструктура частиц спёка после его размола.

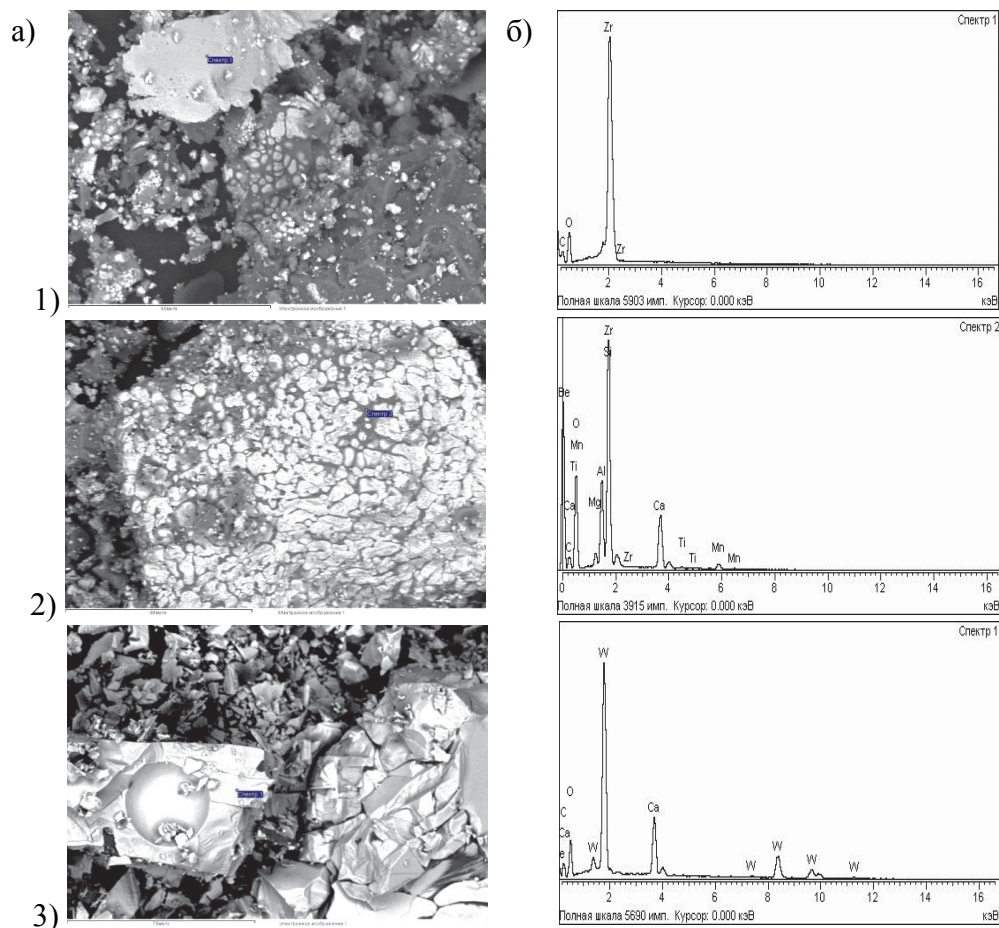


Рис. 3. Общие виды участков спёка бадделеитового (а-1, а-2); шеелитового (а-3) концентратов и химический состав их спектров (б-1, б-2) и, соответственно, (б-3)

Видно, что конгломерат частиц состоит из “тёмных” и “светлых” участков. У бадделеитового концентрата (рис. 3, а-1, а-2) как “тёмные”, так и “светлые” участки состоят из частиц размером 1...80 мкм. При этом между “светлыми” частичками располагаются тёмные прослойки, состоящие в основном из оксидов Si, Ca, Zr и незначительного количества других элементов, соответствующих содержанию концентрата (до 4,12 вес. %), тогда как светлые участки содержат преимущественно оксиды Zr (рис. 3, а-1, а-2). Можно предположить, что “светлые” частицы образовались в процессе восстановления концентрата, который происходит неодинаково в разных участках частиц (спёка). При исследовании “светлых” участков у частиц шеелитового концентрата установлено, что они состоят из W (рис. 3, а-3), тогда как “тёмные” участки состоят из оксидов W, Ca, Si.

Таким образом, можно предположить, что в процессе воздействия дугового разряда в отдельных участках спёка происходит процесс восстановления концентрата.

Следует отметить, что при действии дугового разряда на воздухе наблюдается неполное восстановление концентратов, при этом установлено интенсивное испарение оксидов SiO₂, WO₃ и осаждение их на противоположном электроде. В связи с этим представляет ин-



терес использование электрошлакового переплава, при котором восстановление концентратов происходит в “закрытом объёме” – в шлаковой расплавленной ванне.

Нами был получен ряд новых материалов с использованием электрошлакового переплава [2].

В табл. 2 представлены результаты исследований изменения химического и фазового составов шеелитового и бадделеитового концентратов с использованием рабочих электродов из С и W и режимов обработки, приведённых в табл. 1. В большинстве случаев произошли изменения фазового, химического составов концентратов по основным компонентам. Как видно из табл. 2, после воздействия дуговых разрядов фазовый, химический составы МС изменяются в большинстве случаев с образованием новых фаз. В данном случае не наблюдается преимуществ в использовании графитового электрода, который должен был способствовать восстановительным процессам, так как наблюдалось его интенсивное горение с образованием CO_2 . Более того, при малых удельных воздействиях дугового разряда с использованием графитового электрода на шеелитовый концентрат фазовый состав последнего не изменился аналогично при воздействии на бадделеит графитовым электродом, когда в спёке наблюдался кроме ZrO_2 и ZrSiO_4 .

Таблица 2

Фазовый, химический состав шеелитового и бадделеитового концентратов до и после воздействия дуговых разрядов

Обра- зец	Сочетание электродов	Химический состав, %				Фазовый состав
		Si	Zr	W	Ca	
2.1	Ш/Г	0,358	0,000	45,150	11,660	CaWO_4 , W
2.2	Ш/Г	0,372	0,012	44,630	11,360	CaWO_4
2.3	Ш/Г	0,511	0,664	46,370	11,930	CaWO_4
3.1	Ш/W	0,473	0,031	47,940	10,640	CaWO_4 , W, $\text{Ca}_3\text{WO}_6\text{C}$
4.2	Ш+10%Г/W	0,352	0,118	37,210	10,020	C, W, CaWO_4
2.4	Б/Г	7,888	33,210	1,587	0,598	ZrO_2 , ZrO_2 (терр.)
2.5	Б/Г	8,200	28,100	2,034	0,543	ZrO_2 , SiO_2
2.6	Б/Г	8,113	33,300	2,020	0,617	ZrO_2 , ZrSiO_4
3.2	Б/W	9,040	28,390	9,655	0,814	$\text{ZrO}_2(\text{M})$, $\text{ZrO}_2(\text{куб})$
4.1	Б+10%Г/W	4,409	29,420	0,051	0,435	$\text{ZrO}_2(\text{M})$, $\text{ZrO}_2(\text{терр.})$, C
5.1	Б	17,000	41,400	1,070	0,920	ZrO_2 , SiO_2 , ZrSiO_4
5.2	Ш	1,930	0,003	41,940	17,200	CaWO_4
Концентраты с добавками графита						
1.1'	Ш +5 мас. % C	W-22,6; Ca-6,71; Fe-0,7				CaWO_4 ; W
1.2'	Ш +10 мас.%C	W-16,3; Ca-7,1; Fe-0,7				CaWO_4 ; CaWO_6 ; W
1.3'	Ш +15 мас.%C	W-6,6; Ca-8,3; Fe-0,7				CaWO_4 ; CaWO_6 ; W
1.4'	Ш +20 мас.%C	W-10,0; Ca-8,1; Fe-0,3				CaWO_4 ; W_2C ; W; WC
2.1'	Ц + 5 мас. % C	Zr-28,4; Si-13,1; Al-2,8; W-2,2				ZrO_2 ; SiO_2 ; CaWO_4 ; ZrSiO_4
2.2'	Ц +10 мас. % C	Zr-33,3; Si-16,3; Al-2,9; W-2,0				ZrO_2 ; SiO_2 ; CaWO_4 ; ZrSiO_4
2.3'	Ц +15 мас. % C	Zr-35,2; Si-19,7; Al-0,9; W-2,0				ZrO_2 ; SiO_2 ; ZrSiO_4
2.4'	Ц +20 мас.% C	Zr 19,7; Si-9,8; Al-0,9; W-1,8				ZrO_2 ; ZrO; SiO_2
	Ш	W-47,4; Ca-17,2; Si-1,93; Fe-2,89				CaWO_4 , ZrO_2 ; SiO_2 ; ZrSiO_4
	Ц (Б)	Zr-33,27; Si-14,56; Al-1,27				ZrO_2 , CaWO_4

X – остальные элементы Mg, Al, P, Mn, Fe, Ni, Cu, Se, Y, Nb, Hf, как правило, < 1 %

Примечания. Ш/Г; Б/Г – шеелитовый, бадделеитовый концентраты переплавлены графитовым (Г) электродом соответственно;

Ш/W; Б/W – шеелитовый, бадделеитовый концентраты переплавлены вольфрамовым (W) электродом соответственно;

Ш+10%Г/W; Б+10%Г/W – шеелитовый, бадделеитовый концентраты с 10 % добавкой графита (Г) переплавлены вольфрамовым электродом соответственно.



Исследования химического состава графитового и вольфрамового электродов показали, что на их поверхности после дугового процесса обнаружены летучие оксиды SiO_2 , WO_3 . Кроме того, установлено значительное изменение фазового состава бадделеитового концентрата, состоящего из SiO_2 , ZrO_2 , ZrSiO_4 . При воздействии дугового разряда происходит практически полное удаление SiO_2 . При этом происходит вскрытие концентрата до образования циркониевой керамики, которая при наплавке должна обеспечить высокий уровень свойств ($\text{ZrO}_2(\text{Me})$, ZrO_2 (куб)). Такая керамика получается по сложной технологии порошковой металлургии и используется для жаростойкости керамического материала при стабилизации бадделеита [3].

При обработке шеелитового концентрата графитовым электродом (см. табл. 2) содержание W увеличивается до 44,6...46,3 %, в составе полученного спёка наблюдается значительное содержание углерода (12...14 %). Количество Si значительно уменьшается предположительно за счёт испарения SiO_2 , количество Ca уменьшается до 11,36 % за счёт частичного разложения CaWO_4 и его испарения после образования CaO.

Обращает внимание факт неизменности фазового состава шеелитового концентрата до и после обработки для образцов 2.2 и 2.3, тогда как в аналогичных условиях при повышенном времени воздействия дугового разряда (до $t = 5,45$ мин) фазовый состав изменяется – появляется W: на процесс восстановления влияет время воздействия дугового разряда. При использовании W-электрода содержание W в спёке увеличивается до 48 % за счёт его переноса в спёк (образец 3.1).

При обработке Б (бадделеита) графитовым электродом (см. табл. 2, образцы 2.4-2.6) наблюдается изменение как фазового, так и химического составов. Также уменьшается содержание Si, при этом содержание углерода в спёке даже несколько выше, чем при обработке шеелитового концентрата: 12,2...19,1 вес.%. Однако содержание Zr с его содержанием в концентрате уменьшается до 28,1 %. Этот факт требует более детального изучения и, в частности, состава продуктов испарения. В качестве рабочей гипотезы можно предположить, что при разложении концентратов Zr под действием дугового разряда происходит испарение летучих окислов и, прежде всего, разложение ZrSiO_4 в присутствии углерода.

Анализ фазового состава показан на рис. 4.

В большинстве случаев отсутствуют на рентгенограммах линии SiO_2 , присутствуют отдельные линии ZrSiO_4 (образцы 2.6; 5.1; 2.1'; 2.2'; 2.2', др.). Для образца 2.6 фазовый состав состоит только из ZrO_2 и ZrSiO_4 . Такой фазовый состав наблюдается при обработке W-электродом.

На всех режимах обработки при использовании графитового электрода на его поверхности обнаружены летучие оксиды SiO_2 , WO_3 , которые обнаруживались также и на W-электроде. Обращает внимание значительное изменение фазового состава бадделеитового концентрата, в котором происходит практически полное удаление SiO_2 .

При обработке концентрата с добавками 10 % Г вольфрамовым электродом состав спёка состоит из ZrO_2 (с моноклинной и кубической решётками) и C (образец 4.1). При обработке шеелитового и бадделеитового концентратов с содержанием углеродного восстановителя от 5 до 20 масс.% (табл. 4) видно, что при обработке Ш-концентрата в спёке всегда наблюдается W, а при использовании в 20 % C – уже образуются карбиды W_2C . Однако содержание W в спёке меньше, чем в концентрате и снижается до 7...10 %. Можно предположить, что в результате разложения концентрата, особенно при использовании тока $J = 100$ А, происходит удаление летучих оксидов WO_3 . В связи с этим содержание W в спёке резко уменьшается, особенно при повышении содержания углерода в шихте. При обработке Б-концентрата содержание Zr в спёке также уменьшается, особенно при содержании в шихте 20 % C (образец 2.4). При этом наблюдается полное разложение ZrSiO_4 на ZrO_2 и SiO_2 . В спёке наблюдается появление W за счёт переноса его из электрода в процессе дуговых разрядов и образование в спёке CaWO_4 . Таким образом, при использовании графита процесс восстановления концентрата закономерно улучшается.



3. Показано, что при небольших токах 50...66 А и небольшом времени воздействия не наблюдается процесс разложения концентрата (не меняется фазовый состав).

4. При повышении времени воздействия $t > 4$ мин и $J > 50$ А наблюдается уменьшение содержания Zr и W в спёке за счёт испарений их оксидов.

5. При значительном содержании восстановителя до 20 % наблюдается появление карбидов вольфрама WC, W₂C.

6. Полученные первичные данные по фазовому и химическому составам спёка использовались при выборе режимов обработки и состава шихты с бадделеитовым и шеелитовым концентратами для наплавки и сварки сталей. Получены положительные результаты. Использование даже этих начальных данных по составу шеелитового и бадделеитового концентратов после воздействия дугового разряда позволило назначать режимы обработки и состав шихты для использования реальных процессов наплавки и сварки.

7. Выполненные исследования использовались при создании и работе Научно-исследовательского центра по производству сварочных материалов при ДВУПС (г. Хабаровск).

ЛИТЕРАТУРА

1. Минералогическая материаловедение: 1. Научная база создания новых композиционных материалов из минерального сырья ДВ региона в условиях его устойчивого развития / А. Д. Верхотуров, Б. А. Воронин, В. М. Макиенко, Л. А. Коневцов // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. – 2014. – № II-1(18). – С. 86-94.

2. Бабенко, Э. Г. Разработка новых сварочных материалов на основе минерального сырья Дальневосточного региона / Э. Г. Бабенко, А. Д. Верхотуров. – Хабаровск : Изд-во ДВГУПС ; Владивосток: ДВО РАН, 2000. – 144 с.

3. Получение керамики из цирконийсодержащего сырья, стабилизированного бруситом / С. В. Николенько, А. Д. Верхотуров, Н. М. Власова, В. А. Баранов // Вестник Приамурского регионального отделения РАЕН. – 2000. – № 1. – С. 45-50.



Двойченко Ю. А., Кулепов В. Ф.
Yu. A. Dvoychenko, V. F. Kulepov

**ВЫБОР ФОРМЫ И РАЗМЕРОВ СЕГМЕНТНОГО ГИБКОГО ОГРАЖДЕНИЯ
ДЛЯ ЛЕДОКОЛЬНОЙ ПЛАТФОРМЫ НА ВОЗДУШНОЙ ПОДУШКЕ**

**THE CHOICE OF FORMS AND SIZES FOR A SEGMENTED FLEXIBLE SKIRT
AT ICEBREAKING HOVER PLATFORMS**



Двойченко Юрий Александрович – доцент Нижегородского государственного технического университета им. Р. Е. Алексеева (Россия, Нижний Новгород). E-mail: edbas@sandy.ru.

Mr. Yuri A. Dvoychenko – PhD in Engineering, Associate Professor, Nizhniy Novgorod State Technical University (Russia, Nizhniy Novgorod). E- mail: edbas@sandy.ru



Кулепов Виктор Федорович – профессор Нижегородского государственного технического университета им. Р. Е. Алексеева (Россия, Нижний Новгород). E-mail: sekretar@dfngtu.nnov.ru.

Mr. Victor. F. Kulepov – Professor, Nizhniy Novgorod State Technical University (Russia, Nizhniy Novgorod). E- mail: sekretar@dfngtu.nnov.ru

Аннотация. С использованием методов классической теории остойчивости судов приведены методы и приемы, позволяющие выбрать геометрические параметры гибкого ограждения ледокольной платформы на воздушной подушке, оценить начальную и остойчивость на больших углах крена, остойчивость при переходе из режима плавания в режим парения на подушке при камерной схеме формирования подушки.

Summary. In this paper, proceeding from the principles of the classic theory of ship stability, we suggest methods and techniques allowing us to choose geometrical parameters for a segmented flexible skirt at an hovercraft intended for ice breaking. Stability is appraised initially and at large angles of heel, also stability in transition from floating mode to hovering on a chamber-cushion system.

Ключевые слова: проектирование гибкого ограждения, остойчивость камерного судна на воздушной подушке (СВП), ледокольное СВП.

Key words: segmented flexible skirt design, ship stability, stability of chamber-cushion hovercraft, ice breaking hovercraft.

УДК 629.12.011

Акватории внутренних водных путей РФ в течение длительного периода покрываются льдом. Ледяной покров препятствует мореплаванию, заставляя использовать для обеспечения навигации дорогостоящие услуги ледоколов. Это заставляет обращаться к нетрадиционным средствам прокладки судоходных каналов в ледяном покрове. Существует ряд необычных способов разрушения льда, например, ледорезными машинами [1]. Однако практически испытанным из таких способов является разрушение ледяного покрова платформами на воздушной подушке (ЛПВП) [4].

Одной их главных проблем, связанных с проектированием СВП, является обеспечение остойчивости при парении на подушке, которое определяется способом формирования подушки и конструкцией гибкого ограждения (ГО). В некоторых источниках [2] неоспори-

мым является мнение, что при чисто однокамерной схеме формирования подушки, без баллонно-сегментного ГО, остойчивость обеспечить нельзя. Наши исследования [3; 4], проведенные с моделями ЛПВП и натурными платформами, показали, что используемое поперечно-расчлененное сегментное ГО простейшей конструкции даже без баллонов позволяет получить остойчивость, достаточную для эксплуатации. Главной проблемой было обеспечение подъема платформы из воды в режим парения. Теоретическое обоснование этого вопроса не было получено, остойчивость в режиме парения не рассматривалась и не оценивалась.

Этот пробел в общей теории проектирования ЛСВП можно восполнить на основе классической теории остойчивости, предложенной Леонардом Эйлером.

Рассмотрим вначале остойчивость камерного СВП в режиме парения (см. рис. 1). Свободная поверхность воды за пределами подушки определяет положение конструктивной ватерлинии (КВЛ) в режиме парения. Объем впадины под СВП равен водоизмещению судна в режиме плавания. Дно впадины является свободной поверхностью. Такая схема эквивалентна схеме в известной задаче об остойчивости судна, имеющего свободную поверхность воды в трюме [6].

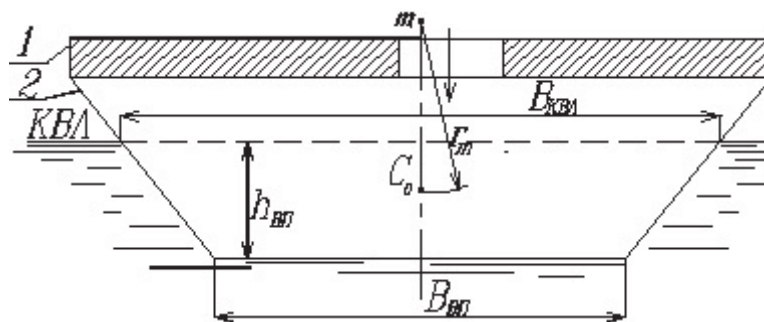


Рис. 1. Схема ЛПВП в режиме парения на воде: 1 – жесткий корпус, 2 – ГО

Первым условием обеспечения остойчивости является положительное значение метacentрического радиуса r_m . Величина метacentрического радиуса при наличии свободной поверхности в трюме определяется формулой, вытекающей из известного вывода величины метacentрического радиуса на базе постулата о равнообъемных наклонениях [6]:

$$r_m = \frac{J_{\text{КВЛ}} - J_{\text{ВП}}}{V}, \quad (1)$$

где $J_{\text{КВЛ}}$ – момент инерции площади действующей ватерлинии (КВЛ при парении на подушке); $J_{\text{ВП}}$ – момент инерции площади свободной поверхности во впадине; V – водоизмещение судна.

Считаем форму площадей КВЛ и впадины прямоугольной. Тогда, без учета скругления углов, получим

$$J_{\text{КВЛ}} = \frac{B_{\text{квл}}^3 \cdot L_{\text{квл}}}{12}; \quad J_{\text{ВП}} = \frac{B_{\text{вп}}^3 \cdot L_{\text{вп}}}{12},$$

где $B_{\text{КВЛ}}$, $L_{\text{КВЛ}}$ – длина и ширина подушки по КВЛ соответственно; $B_{\text{ВП}}$, $L_{\text{ВП}}$ – длина и ширина свободной поверхности во впадине под СВП соответственно.

Таким образом, если величина угла развала ГО $\beta_{\text{ГО}} < 90^\circ$, то $B_{\text{КВЛ}} > B_{\text{ВП}}$ и первое условие $r_m > 0$ выполняется.

Для удобства дальнейшего изложения рассмотрим участок СВП единичной длины ($L_{\text{КВЛ}}$ и $L_{\text{ВП}}$ равны единице; $V_1 = \frac{B_{\text{квл}} + B_{\text{вп}}}{2} \cdot h_{\text{вп}}$, где $h_{\text{вп}}$ – глубина впадины под СВП), тогда

$$r_m = \frac{\hat{A}_{\text{еае}}^3 - \hat{A}_{\text{аи}}^3}{12 \cdot V_1} \quad (2)$$

Рассмотрим основные соотношения между геометрическими параметрами, определяющими форму впадины, и величиной метацентрического радиуса. Для повышения общности получаемых результатов перейдем к безразмерным параметрам:

$$\bar{B}_{\text{квл}} = B_{\text{квл}}/h_{\text{вп}}; \quad \bar{B}_{\text{вп}} = B_{\text{вп}}/h_{\text{вп}}; \quad \bar{V}_1 = V_1/h_{\text{вп}}^2 = (\bar{B}_{\text{квл}} + \bar{B}_{\text{вп}})/2; \quad \bar{r}_m = r_m/h_{\text{вп}}.$$

При заданном значении $B_{\text{квл}}$ величина $B_{\text{вп}}$ определяется углом β развала ГО:

$$B_{\text{вп}} = B_{\text{квл}} - 2 \cdot h_{\text{вп}}/\text{tg}\beta,$$

и безразмерный метацентрический радиус вычисляется по формуле

$$\bar{r}_m = \frac{4 + 3\text{tg}\beta \cdot \bar{B}_{\text{еае}}^2 - 6\text{tg}^2\beta}{12 \cdot \text{tg}^2\beta(\text{tg}\beta \cdot \bar{B}_{\text{еае}} - 1)}.$$

Наглядный вид этой зависимости показан на рис. 2. Численные значения функции $\bar{r}_m = f(\bar{B}_{\text{еае}}, \beta)$ в виде линий равного уровня даны на рис. 3. Локальный максимум при $\bar{B}_{\text{квл}} < 3$ и $\beta < 20^\circ$ обусловлен малой величиной объема V_1 и практического значения не имеет.

Опыт проектирования и испытания ЛПВП показал, что рациональные значения β лежат в пределах $45 \dots 50^\circ$, а $\bar{B}_{\text{квл}}$ – в интервале $15 \dots 25$.

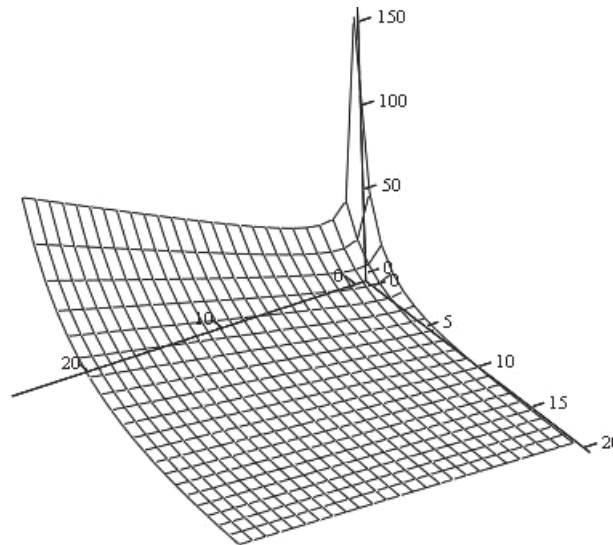


Рис. 2. Наглядный вид функции $\bar{r}_m \approx f(\bar{B}_{\text{еае}}, \beta)$: ось $\bar{B}_{\text{квл}}$ – слева, ось β – справа

Таким образом, из рисунка можно видеть, что метацентрический радиус при парении на воздушной подушке имеет довольно большие значения, хотя и существенно меньшие (см. рис. 4), чем при плавании в водоизмещающем режиме.

Это позволяет выбирать положение центра масс ЛПВП в широких пределах, обеспечивая положительное значение начальной метацентрической высоты, что является *вторым условием* обеспечения остойчивости.

Третье условие связано с остойчивостью на больших углах крена. Решающую роль в этом играет конфигурация гибкого ограждения выше уровня $h_{\text{вп}}$. Основа этой конфигурации – обратный завал верхней части ГО к корпусу (см. рис. 4) – сложилась эмпирически, из жела-

ния уменьшить ширину жесткого корпуса, обуславливающую транспортный габарит, и при этом сохранить ширину воздушной подушки, которая определяет наряду с другими параметрами ледокольную способность платформы.

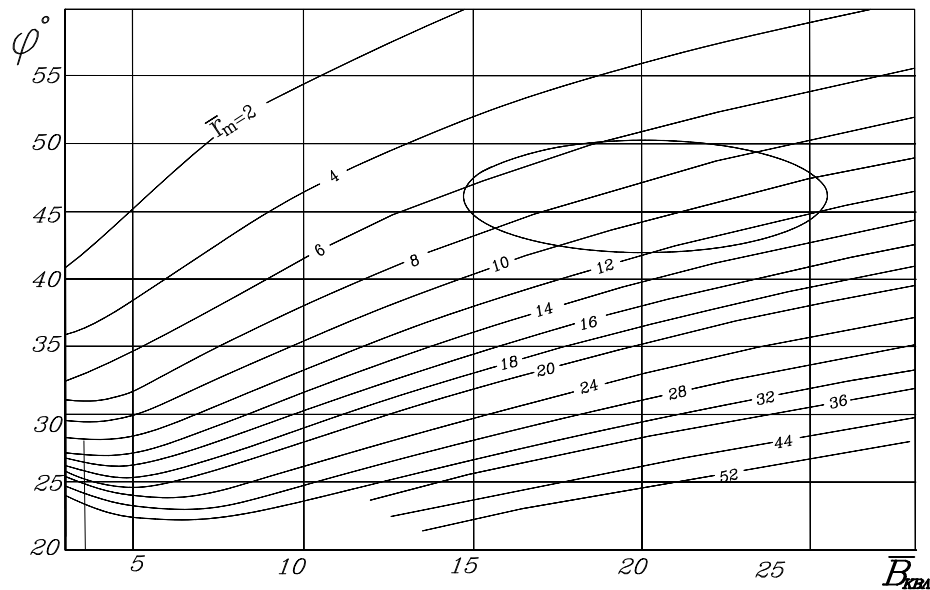


Рис. 3. Функция $\bar{r}_m \approx f(\bar{B}_{\text{квл}}, \beta)$, представленная линиями уровня:

○ – область значений $\bar{B}_{\text{квл}}, \beta$, характерная для реальных ЛПВП

При наклонении платформы в режиме парения на подушке из-за завала ГО в верхней части происходит уменьшение $B_{\text{квл}}$ и возрастание $B_{\text{вп}}$, как показано на рис. 4. В соответствии с формулой (2) уменьшается r_m и метацентрическая высота h_m . Закат диаграммы не означает опрокидывания ЛПВП, поскольку в воду начинает входить жесткий корпус, однако, получив такой крен (или дифферент), платформа при определенных условиях уже не сможет вернуться в исходное положение после снятия кренящего момента.

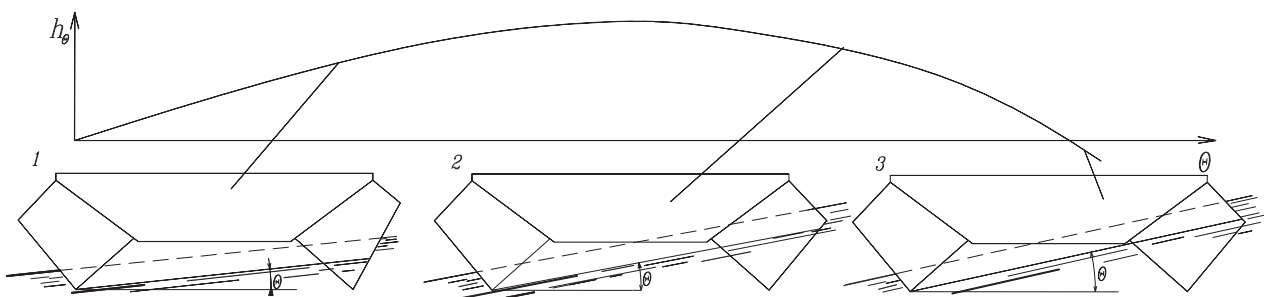


Рис. 4. Связь характера изменения диаграммы статической устойчивости с соотношением $B_{\text{квл}}$ и $B_{\text{вп}}$: 1 – разность $(B_{\text{квл}} - B_{\text{вп}})$ больше нуля и возрастает; 2 – разность $(B_{\text{квл}} - B_{\text{вп}})$ больше нуля, но убывает; 3 – разность $(B_{\text{квл}} - B_{\text{вп}})$ приближается к нулю и убывает далее

Опыты на моделях показали, что при неудачной форме ГО требовалось приложение определенного сосредоточенного усилия (вручную) для возврата платформы в режим парения. Кроме этого, модель не поднималась на подушку, принимая наклонное положение с погруженной в воду частью корпуса. Такой же эффект возник и при испытаниях натурного судна, только приложить к его корпусу усилие для выправления крена было нечем.

Найти приемлемую конфигурацию ГО удалось авторам работы [3] на основе экспериментов и интуитивных соображений. Теоретически этот вопрос не был разрешен, поскольку понятия метacentра и метacentрической высоты не использовались.

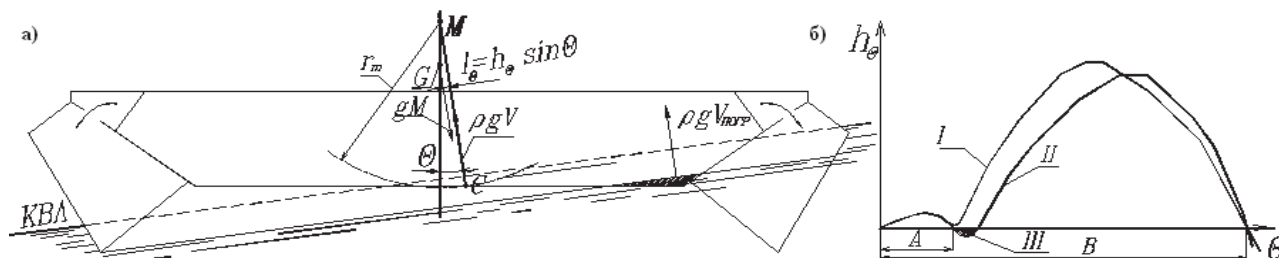


Рис. 5. Остойчивость камерного СВП на больших углах крена при парении на воздушной подушке: а – схема возникновения восстанавливающего момента при действии дополнительного восстанавливающего момента от входа в воду жесткого корпуса; б – диаграмма статической остойчивости (ДСО) при различных вариантах действия дополнительного восстанавливающего момента; I – СВП остойчиво при любых углах крена; II – СВП не обладает остойчивостью на больших углах; III – диапазон, где остойчивость на подушке и подъем на подушку не обеспечиваются; A – ДСО при парении на подушке; B – полная ДСО

С позиций классической теории остойчивость (возвращение в исходное положение без крена и дифферента при снятии кренящего момента) при больших наклонениях платформы обеспечивается за счет возникновения дополнительного восстанавливающего момента, возникающего при входе в воду жесткого корпуса, как это показано на рис. 5, а. Этот эффект оказывает положительное действие только в том случае, если к этому моменту не был достигнут закат диаграммы в режиме парения на подушке. Если обычное судно после достижения угла заката переворачивается вверх килем, то СВП останавливается в наклонном положении благодаря входу в воду жесткого водоизмещающего корпуса. Однако вернуться в исходное положение оно не сможет из-за наличия участка III (см. рис. 5, б) с отрицательной метacentрической высотой.

Поскольку при подъеме на подушку всегда возникает крен или дифферент, компенсируемые восстанавливающим моментом от жесткого корпуса, то СВП с такой диаграммой не сможет выходить на подушку. Чтобы исключить участок III на диаграмме при проектировании ЛСВП, следует поднимать колено ГО вверх.

Однако произвольно сделать это нельзя, поскольку может быть потеряна устойчивость формы элемента ГО, показанного на рис. 6, при выходе на подушку, контакте со льдом или твердой поверхностью. Можно рекомендовать следующие параметры геометрии элемента, обеспечивающие устойчивость формы:

$$\alpha \geq 90^\circ; \quad 55^\circ > \beta > 45^\circ; \quad \psi < 105^\circ.$$

Из рис. 6 видно, что выдержать эти углы и поднять точку A, увеличив высоту колена $h_{\text{кол}}$, не удастся без увеличения высоты жесткого корпуса $h_{\text{к}}$.

Для $\bar{B}_{\text{эаэ}} > 10$, $\beta = 45^\circ$ и $\bar{h}_{\text{кол}} > 1$ приближенное значение максимального метacentрического радиуса при выходе на режим парения может быть найдено по формуле

$$\bar{r}_{\text{max}} = \frac{(\bar{B}_{\text{квл}} + \bar{h}_{\text{кол}} - 1)^3 - (\bar{B}_{\text{квл}} + \bar{h}_{\text{кол}} - 3)^3}{12(\bar{B}_{\text{квл}} - 1)}.$$

Результат расчета показан на рис. 7, откуда видно, что увеличение ширины $B_{\text{квл}}$ дает больший эффект, чем повышение высоты $h_{\text{кол}}$. Однако увеличение габаритов судна в плане, как правило, имеет большие ограничения, чем габарит корпуса по высоте.

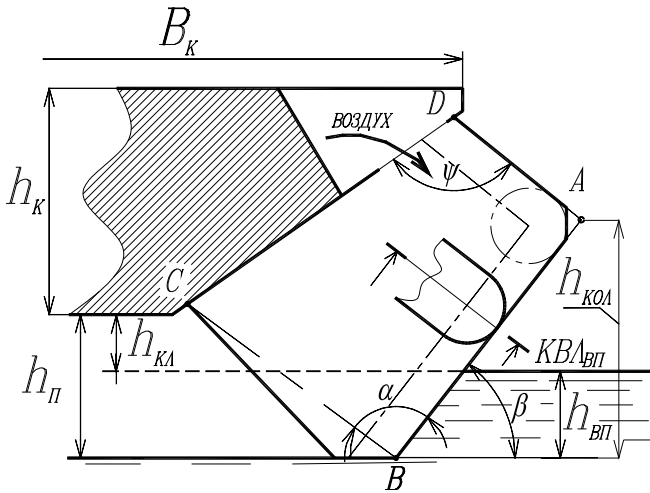


Рис. 6. Геометрические параметры элемента ГО ЛПВП

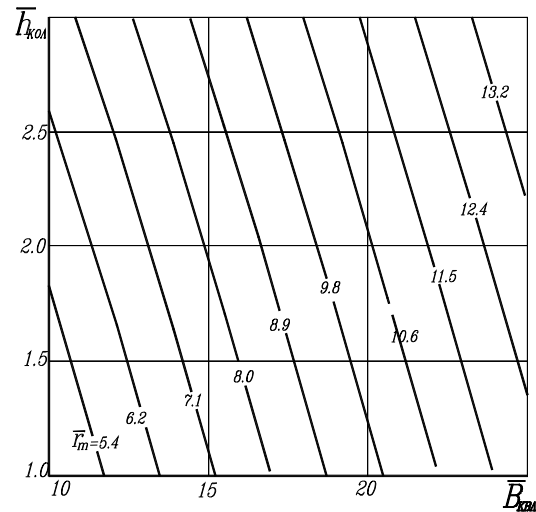


Рис. 7. Максимальный метацентрический радиус в режиме выхода на подушку

$$\bar{r}_m = f(\bar{B}_{\text{квл}}, \bar{h}_{\text{кол}})$$

Метацентрическая высота h_m выражается так же, как и для водоизмещающего судна, только следует понимать, что центр величины C находится за пределами корпуса СВП, как показано на рис. 5. Метацентрическая формула остойчивости примет вид (основная плоскость совпадает с днищем СВП)

$$h_m = r_m - z_c - z_g.$$

Интересно сравнить остойчивость обычного водоизмещающего судна (в виде прямоугольного понтона) и СВП камерного типа, парящего на подушке, имеющего форму жесткого корпуса, показанную на рис. 5. Примем ширину судов 12 м, осадку обычного судна $T = 1,2$ м (для СВП глубина впадины 0,8 м) и высоту борта $H = 2$ м. Длину судов принимаем равной 1 м (на величину поперечной метацентрической высоты длина понтона не влияет). Положение центра тяжести примем на уровне палубы ($z_g = H$).

Для водоизмещающего судна получим $r_m = 10$ м и $h_m = 9$ м, для СВП в режиме парения $r_m = 4,8$ м и $h_m = 2,5$ м. Это достаточно большое значение, Речной Регистр ограничивает минимум h_m для судов класса «М» величиной 0,25 м.

Для обеспечения остойчивости при проектировании ЛПВП прежде всего следует выбрать ширину и длину подушки, а также давление в ней, достаточные для разрушения ледяного покрова заданной толщины, как это предложено, например, в работе [5]. Кроме этого, задается высота клиренса корпуса надо льдом $h_{\text{кл}}$, которая в совокупности с глубиной впадины $h_{\text{вп}}$ определяет высоту парения ЛПВП $h_{\text{п}}$. После этого составляется схема ГО, подобная изображенной на рис. 1, и производится оценка величины начального метацентрического радиуса. На следующем этапе выполняется компоновочная схема общего расположения с размещением вентиляторной установки, балласта и прочих составляющих нагрузки масс. Далее определяется положение центра тяжести и в соответствии со схемой на рис. 5, а оценивается величина начальной метацентрической высоты. Если она положительна, то производится оценка максимального метацентрического радиуса по рис. 7 и выбирается высота



колена ГО $h_{\text{кол}}$. В первом приближении можно принять $h_{\text{кол}} = 2h_{\text{п}}$, что позволяет определиться с высотой корпуса $h_{\text{к}}$.

Затем необходимо построить участок ДСО режима парения на подушке для угла крена, когда корпус начинает входить в воду (район III ДСО на рис. 5, б), и убедиться в отсутствии отрицательных значений метацентрической высоты на всех близлежащих углах крена с помощью формулы (1).

Выводы, полученные для судна единичной длины, не претерпят существенных изменений при дальнейшем уточнении реальных значений $J_{\text{квл}}$, $J_{\text{вп}}$ и V , входящих в формулу (1). Кроме того, уточнение величины V ведет к ее уменьшению по сравнению с моделью СВП единичной ширины, что, как следует из (1), увеличивает метацентрический радиус. Поэтому рассмотренное выше упрощение при оценке остойчивости дает ошибку в безопасную сторону и может использоваться в практическом проектировании.

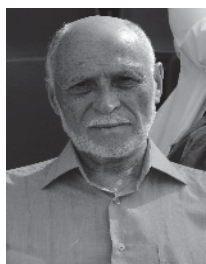
ЛИТЕРАТУРА

1. Кулепов, В. Ф. Применение методов теории проектирования судов для разработки параметрического ряда плавающих ледорезных машин / В. Ф. Кулепов, Ю. А. Двойченко, А. Л. Малыгин // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. – 2013. – № III-1(15). – С. 78-85.
2. Колызаев, Б. А. Справочник по проектированию судов с динамическими принципами поддержания / Б. А. Колызаев, А. И. Косоруков, В. А. Литвиненко. – Л.: Судостроение, 1980. – 472 с.
3. Дехтяр, М. Б. Остойчивость ледокольных платформ на воздушной подушке / М. Б. Дехтяр, В. К. Рыбаков // Вопросы теории прочности и проектирования судов, плавающих во льдах. – Горький: Горьковский политехнический институт им. А. А. Жданова, 1984. – С. 75-81.
4. Некоторые вопросы проектирования ледокольных приставок на воздушной подушке / В. А. Зуев, Ю. А. Двойченко, С. Г. Мохонько, Г. М. Перельгина, А. В. Саватеев // Теория и прочность ледокольного корабля. – Горький: Горьковский политехнический институт им. А. А. Жданова, 1982. – С. 41-48.
5. Двойченко, Ю. А. Численная модель разрушения ледяного покрова при движении СВП с низкой скоростью // Ю. А. Двойченко // Вопросы теории прочности и проектирования судов, плавающих во льдах. – Горький: Горьковский политехнический институт им. А. А. Жданова, 1984. – С. 81-88.
6. Семенов-Тянь-Шанский, В. В. Статика и динамика корабля. Теория плавучести, остойчивости и спуска // В. В. Семенов-Тянь-Шанский. – Л.: Судпромгиз, 1960. – 576 с.

Крадин Н. П., Иванова А. П.
N. P. Kradin, A. P. Ivanova

**АРХИТЕКТУРНОЕ ОФОРМЛЕНИЕ ГОСУДАРСТВЕННОЙ ИДЕИ
НА ДАЛЬНЕВОСТОЧНЫХ РУБЕЖАХ (СЕРЕДИНА XIX – НАЧАЛО XXI ВВ.)**

**ARCHITECTURAL FORMS EMBODYING STATE IDEOLOGY AT THE FAR EAST
OF RUSSIA (MID. XIX – EARLY XXI C.)**



Крадин Николай Петрович – Заслуженный архитектор РФ, доктор архитектуры, член-корр. РААСН, профессор кафедры архитектуры и урбанистики Тихоокеанского государственного университета (Россия, Хабаровск).

E-mail: n_kradin@mail.ru

Mr. Nikolay P. Kradin – Honoured Architect of the Russian Federation, Dr.habil. of Architecture, Corr. Member of the Russian Academy of Architecture and Construction Sciences, Professor at the Department of Architecture and Urbanistics, the Pacific State University (Russia, Khabarovsk). E-mail: n_kradin@mail.ru.



Иванова Алина Павловна – кандидат архитектуры, доцент кафедры дизайна архитектурной среды Тихоокеанского государственного университета (Россия, Хабаровск). E-mail: iva.nova@mail.ru

Ms. Alina I. Pavlova – PhD in Architecture, Associate Professor at the Department of Graphic Design, the Pacific State University (Russia, Khabarovsk). E-mail: iva.nova@mail.ru.

Аннотация: Рассматриваются две стадии освоения российского Дальнего Востока: *фронтир* (характеризуется «гарнизонной архитектурой») и *внутренняя колонизация* (характеризуется редуцированными версиями ар-деко). Постулируются предпосылки формирования оптимальной государственной эстетики на ДВ.

Summary. In the paper we consider two phases of reclamation and development of new territories in the Far East of Russia: the “frontier” with military-camp looking settlements like defensive posts, etc., and the “internal colonization” relaying on architectural forms remindful of downgraded versions of *art-deco* - since colonization of Russia’s Far East till a period before the Perestroika. We reveal the characteristic typology of buildings and structures, the features of the “general urban development plan” and of spatial architectural decorations. Barracks and officers’ quarters are separately examined.

Ключевые слова: колониализм, ар-деко, дальневосточный классицизм, ордер, гарнизонная архитектура.

Key words: colonialism, art deco, Far Eastern classicism, order, military camp architecture.

УДК 711(571.6)

Введение

Настоящая статья представляет собой фрагмент научного исследования, посвященного архитектурно-пространственному оформлению русской колонизации Дальнего Востока. Основная цель исследования состоит в необходимости раскрытия моделей, лежащих в основе социальных и культурных явлений, характерных для русской колонизационной политики на Тихоокеанском побережье. В связи с этим сформулированы и основные задачи исследования, включающие следующие положения:

- анализ архитектурных объектов, репрезентирующих власть, на общероссийском (федеральном) и региональном уровнях;



- выявление оптимальной архитектурно-композиционной схемы, закрепляющейся в русском коллективном сознании как Знак Власти;

- вычленение в городской структуре и ее элементах (*муниципальный уровень*) частного пространства и попытка его описания.

В качестве рабочей терминологии авторами вводятся условные термины «пространство власти» – сфера государственной архитектурно-градостроительной политики и «частное пространство», самоорганизующееся стихийно в целях выживания населения.

Степень изученности проблемы. Исследования колониальной архитектуры давно стали актуальными в университетах западных стран [1, 2, 3], тема «Архитектура и власть» также активно разрабатывается в отечественной и западной литературе [4]. Из русскоязычных источников следует выделить журнал «Проект Россия» [5], приуроченный к окончанию второго президентского срока В. В. Путина и полностью посвященный теме «Архитектура как средство репрезентации власти». Опыт дальневосточной колонизации описан в работах Н. П. Крадина [6], где рассматривается адаптация русской архитектурной традиции к своеобразным культурным особенностям бывшей Желтороссии (КВЖД в районе Маньчжурии). Владивостокская крепость – главный форпост России на Тихоокеанском побережье, стала темой диссертации Н. В. Касьянова [7].

В данной статье дальневосточная архитектура рассматривается как способ конструирования социальной реальности; подобный подход позволяет ввести узкопрофессиональные исследования в более широкий культурный контекст.

1. Фронтир. «Казармы, парки и дворцы» – этой формулой Мандельштама исчерпывающе описывается пространство власти в Российской Империи. Однако на этапе колонизации Дальнего Востока, условно названного «фронтир» (данный термин аналогичен эпохе освоения свободных земель на западе США во второй половине XIX в.), государство обозначало свое присутствие исключительно через «казармы».

Большинство дальневосточных поселений основывались как военные посты, но если в Сибири торговые и жилые постройки концентрировались внутри крепостей (острогов), в Приморье гарнизоны и формирующиеся значительно позже гражданские кварталы существовали автономно друг от друга. Специальный указ 1844 г., регламентирующий планировку пограничных поселений, требовал соблюдения «обязательных разрывов между крепостью и обывательскими домами» минимум в 600 саженей, поэтому бинарность «гарнизон» / «гражданская селитьба» до сих пор прочитывается во многих дальневосточных поселениях. Военные городки, возводимые по единому регулярному плану, контрастировали с хаотичной застройкой жилых слободок и азиатских кварталов. Практически все капитальные кирпичные здания в приморских поселках 70-х годов XIX в. принадлежали военному ведомству. Казармы, штабы, офицерские клубы, военные госпитали возводились из камня или кирпича и, как правило, являлись образцами подражания для гражданских построек. «Казарменный» стиль и сегодня доминирует в исторической части Посыета, Славянки, Раздольного, Кипарисово, Барабаша, Зайсановки, Новокиевска; кварталы, застроенные на рубеже XIX – XX столетий военным ведомством, хорошо сохранились в Хабаровске, Владивостоке, Спасске-Дальнем и более всего в Никольск-Уссурийске.

Типичными чертами и признаками гарнизонной архитектуры являются:

– красный кирпич как основной строительный материал; в отдельных случаях в декоративных целях – вставки из серого кирпича и серый бутовый камень для облицовки цоколя; иногда штукатурные вставки;

– прямоугольный одно-, двух-, реже трехэтажный объем, сильно развитый по горизонтали фасад со слабовыраженной трехчастной композицией и главным входом, расположенным чаще всего по оси симметрии фасада и зафиксированным, как правило, ступенчатым фронтоном;

– боковые части фланкируются выступающими ризалитами с прямоугольными фронтонами, ризалиты, и центральная часть обрамлены пилястрами (лопатками);



– наиболее распространенный декор: кирпичные сухарики, двойные ряды которых служат горизонтальным членением фасада, они подчеркивают линию карниза и обрамляют фронтоны; пояски, как правило, прямые и скругленные; разнообразные ниши с поребриками и накладками; наличники, подоконные доски на камушках и без них; карнизы разнообразных форм. Типичным примером «гарнизонной» архитектуры служит здание офицерского штаба в Новокиевске – первая двухэтажная кирпичная постройка этого поселка (1891 г.).

Военное ведомство в обязательном порядке использовало при строительстве альбомы типовых проектов. Тем не менее в «гарнизонной архитектуре» встречаются интересные подварианты, например, так называемые «Офицерские флигели», (г. Владивосток, Светланская 78, 1903 г. Архитектор И. И. Зеештрандт), фасады которых представляют собой удивительное сочетание кирпичного стиля и барокко. Кроме того, влияние гарнизонной архитектуры можно проследить также на целом ряде гражданских объектов с их разнообразными функциями.

От первых форпостов середины XIX и до конца XX в. военные городки оставались наиболее закрытой и в то же время самой распространенной формой расселения, откровенно репрессивным «пространством власти». Однако с ростом гражданского населения советское государство стало позиционировать себя через *этактическую* архитектуру, осуществляемую государственными институциями с представительскими целями (5, с. 201-207).

2. Внутренняя колонизация. Перед тем как рассматривать архитектурное оформление дальневосточного «пространства власти» второй половины XX вв., попробуем исследовать генезис объектов, визуализирующих идею отечественной государственности в целом.

Советская *этактическая* архитектура в России имела два истока: классицизм Карла Росси, мощно разившийся в 1940-50-е годы в период так называемого “сталинского ампира” и дворцы А. И. Штакеншнейдера периода эклектики в Петербурге (преимущественно дворцы Мариинский 1839-44 гг. и Николаевский 1853-61 гг.), послужившие прототипами для целого ряда советских построек, ставших символами предвоенного времени.

Здание Государственной Думы в Москве (1932-1935 гг., арх. А. Лангман) и ленинградский Дом Советов (1936-41 гг., арх. Н. Троцкий) были построены архитекторами-конструктивистами, которые первыми успешно адаптировались к новой культурной парадигме. Оба объекта имеют трехчастную классицистическую композиционную схему, гипертрофированный ордер и аттики с колоссальным геральдическим знаком, подчеркивающим и закрепляющим ось симметрии. Если постройка А. Лангмана, как более ранняя, отличается компактным объемом и отчетливым вертикальным вектором развития, то Н. Троцкий строит композицию по горизонтали, прямо отсылая к архитектурному наследию николаевской эпохи. Именно эта пограничная эстетика, балансирующая между сдержанным историзмом Штакеншнейдера и жестким схематизмом конструктивизма, получила развитие после известного постановления о борьбе с архитектурными излишествами. Апофеозом советского ар-деко, удивительно напоминающего итальянскую архитектуру времен Бенито Муссолини, стал конкурс на проект кремлевского Дворца Съездов [10, 11]. Построенный в итоге идеальный периптер не поддавался дальнейшим трансмутациям, поэтому развитие государственной эстетики вновь вернулось к схеме Штакеншнейдера-Лангмана.

На Дальнем Востоке конструктивистское наследие, замаскированное под ар-деко, окончательно замещается «советским эллинизмом» только в послевоенный период: треугольные фронтоны становятся обязательным архитектурным элементом (что, возможно, символизирует завершение формирования иерархической пирамиды власти), квадратные в сечении колонны с условно-геометричными капителями в массовом порядке сменяются ионическим и коринфскими ордерами, а большие квадратные окна с частыми переплетами – арочными проемами с архивольтами. Дальнейшее развитие дальневосточной официальной архитектуры шло в русле брежневского модернизма, который в своей основе имел не свободное пластическое формотворчество, а жесткие “прогрессивные принципы”, положенные в основу социалистического реализма как метода архитектурного проектирования. Впрочем, наиболее ре-



презентативные объекты, возведенные в 70-80-х годы XX столетия, обладали родовыми признаками классицизма: взаимоотношение главного и второстепенного, масштабный, ритмический и пропорциональный строй, правдивое и понятное выражение тектоники.

“Белый дом”, возведенный в Хабаровске на площади Ленина (1984-86 гг.), локализовал сокращающееся, как шагреневая кожа, пространство власти. Геральдический знак вопреки традиции убран с главного фасада (герб края, размещенный на фоне картуша из красного мрамора, размещен на стене в фойе), что косвенно указывает на обреченность советского строя. В зале заседаний наибольший интерес представляет подвесной металлический потолок, перфорированный геометрическим орнаментом и украшенный цилиндрическими каскадными люстрами в лучших традициях ар-деко. Интерьер так называемого “мраморного зала” прямо отсылает к римским термам: белый мрамор облицовки, арочные ниши, утопленные в стены, странные пропорции.

Для стилистической атрибуции хабаровского Белого дома предлагается условное название “дальневосточное пост-ар-деко”. К сожалению, этот замечательный стиль не успел полностью развиваться, однако конференц-зал на берегу Амура (архитектор Ю. В. Подлесный) свидетельствует о мощном потенциале, таившемся в этой эстетике.

Весьма выразителен и 72-метровый «Белый дом», возведенный чуть раньше (в 1983 г.) во Владивостоке по типовому проекту Е. Г. Розанова, но этот объект менее классицистичен, несмотря на то, что академик Розанов учился в МАРХИ у Г. А. Захарова и З. С. Чернышевой. В отличие от хабаровского Белого дома, внутри и снаружи декорированного белым мрамором, владивостокский объект облицован навесными керамзитобетонными панелями, что, конечно же, снижает пафос государственной идеи, который он призван был собой выражать.

Эстетическая система ар-деко оказалась вновь востребованной в начале XXI века. В 2008-09 годы в Хабаровске и Владивостоке появилось несколько построек, символизирующих ренессанс государственной власти. Новостройки отличаются значительными размерами, их венчающие части решены как гипертрофированные колоссальные карнизы, а цоколи декорированы редуцированными ордерными элементами или аркадами. Экспрессивность образа, полученного в результате столкновения двух противоречивых эстетических систем (сверхнового транснационального “зеркального” модернизма и крайне условного, но безошибочно опознаваемого “неогиперклассицизма”), позволяют говорить о третьей волне ар-деко. В качестве наиболее показательного примера следует назвать здание Таможни, расположенное в Хабаровске на ул. Карла Маркса, 94-а. Здание, лишенное намека на ордерные элементы, тем не менее опознается как “классическое”, так как предлагает зрителю вытканную иерархическую схему, отражающую модель социальной структуры. Сегодня любой объект, имеющий отчетливую трехчастную структуру объемов, трехчастное членение фасада по вертикали (цоколь, средняя часть и венчающая часть – карниз), акцентированный главный вход, расположенный на оси симметрии, редукцию ордерных элементов (пилоны или межколонные простенки) – воспринимается как “классицистическое” и “государственное”. Эта вечная тяга к государственному классицизму воплотилась в белоснежном здании хабаровского Краевого Суда, где эстетика Троцкого-Лагмана-Штакеншнейдера нашла свою окончательную реализацию и государственный герб вернулся на фасад, закрепляя вертикаль власти.

Суммируя результаты, полученные в ходе исследования, можно сформулировать следующие (предварительные) выводы, требующие дальнейших обоснований:

1) Архитектурным оформлением русской государственности традиционно является бесконечная редукция классицизма, так как именно эта эстетическая система наиболее убедительно визуализирует идею иерархичности.

2) В результате анализа объектов, манифестирующих идею государственности на региональном уровне, можно прийти к выводу о реставрации официального стиля позднесоветского времени, что свидетельствует о неизменности властной парадигмы.

3) Попытка отказа власти от сакрализованной архитектуры прочитывается архаизированным обществом как отказ от легитимности, дарованной свыше.



4) Традиционная для Российской империи архитектура власти и травестирующая ее современная «феодалная» архитектура могут рассматриваться как ресентимент, – сублимация европейских культурных кодов, вызванная пониманием собственной вторичности.

5) Культурная гетерогенность России (не в географическом, а в социальном измерении) вызывает серьезные сомнения.

6) Приватное пространство русского человека en masse маргинализированно.

ЛИТЕРАТУРА

1. Gwendolyn Wright. The Politics of Design in French Colonial Urbanism. University Of Chicago Press. 1991.
2. Sayyad, Nezar, ed. Forms of Dominance. On the Architecture and Urbanism of the Colonial Enterprise. Aldershot (England): Avebury, 1992.
3. Crinson, Mark. Empire Building: Orientalism and Victorian Architecture. London/New York: Routledge, 1996.
4. Architecture, Power, and National Identity [Hardcover]. Routledge, 2008.
5. Проект Россия. – 2008. – № 49.
6. Крадин, Н. П. Харбин – русская Атлантида / Н. П. Крадин. – Хабаровск: Издатель Хворов А. Ю., 2001. – 352 с.
7. Касьянов, Н. В. Формирование системы и архитектура оборонительных сооружений Владивостока (Владивостокская крепость): дис. ... канд. архитектуры / Касьянов Николай Владимирович. – М., 2004.
8. Творческое наследие Н. Троцкого. URL: <http://sovarch.ru>.
9. Материалы, связанные с творчеством И. Г. Лангбарда на сайте «Архивы Белоруссии». URL: <http://archives.gov.by/index.php?id=398471>; <http://archives.gov.by/index.php?id=398471>
10. Конкурс на проект здания Дворца Советов в Москве // Архитектура СССР. – 1958. – № 11. – С. 15 - 21.
11. Конкурс на проект Дворца Советов // Архитектура СССР. – № 1. – 1960. – С. 9 - 40.
12. Посохин, М. Кремлевский дворец съездов / М. Посохин, А. Мндоянц, Н. Пекарева. – М.: Стройиздат, 1966.



Сокачев А. В., Марьин Б. Н., Сысоев О. Е., Шпорт Р. В.
A. V. Sokachev, B. N. Maryin, O. E. Sysoyev, R. V. Shport

**ПРИМЕНЕНИЕ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ ТОНКОСТЕННЫХ
КОМПОЗИТОВ ЗАМКНУТОГО КОНТУРА В ВЫСОКОПРОЧНЫХ
СТРОИТЕЛЬНЫХ И АВИАЦИОННЫХ КОНСТРУКЦИЯХ**

**PRACTICAL APPLICATION OF THEORETICAL STUDIES OF THIN-WALLED
COMPOSITE ELEMENTS WITH A CLOSED CROSS-SECTION BOUNDARY
IN HIGH-STRENGTH CIVIL ENGINEERING AND AVIATION STRUCTURES**

Сокачев Алексей Валентинович – генеральный директор ЗАО "СТРОЙСТАЛЬ" (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681005, г. Комсомольск-на-Амуре, ул. Павловского, д. 19, корп. 2; 89098640475. E-mail: stroistal55@mail.ru.

Mr. Aleksey V. Sokachev – Director General, Ltd. "STROYSTAL" (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681005, Komsomolsk-on-Amur, 19/2 Pavlovskogo Str.; +7-909-8640475. E-mail: stroistal55@mail.ru.

Марьин Борис Николаевич – доктор технических наук, профессор кафедры «Машиностроение и металлургия» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27; 89141778755. E-mail: maryinsb@knastu.ru.

Mr. Boris N. Maryin – Dr.habil. of Engineering, Professor, Department of Foundry Machinery and Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681013, Komsomolsk-on-Amur, 27 Lenina Av.; +7 (9141) 778755. E-mail: maryinsb@knastu.ru.

Сысоев Олег Евгеньевич – доктор технических наук, профессор, декан факультета кадастра и строительства Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27; +7(4217)241-141. E-mail: fks@knastu.ru

Mr. Oleg Ye. Sysoyev – Dr.habil. of Engineering, Professor, Head of the Department of Cadastre and Civil Engineering, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681013, Komsomolsk-on-Amur, 27 Lenina Av.; +7 (4217) 241-141. E-mail: fks@knastu.ru.

Шпорт Роман Вячеславович – кандидат технических наук, заместитель первого вице-президента по производству ЗАО «Гражданские самолеты Сухого» (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27. E-mail: R_Shport@scac.ru

Mr. Roman V. Shport – PhD in Engineering, Deputy First Vice-President, CJSC Sukhoi Civil Aircraft (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681013, Komsomolsk-on-Amur, 27 Lenina Av. E-mail: R_Shport@scac.ru.

Аннотация. Рассмотрена задача определения осевых перемещений при расчете композитного стержня с многозамкнутым контуром поперечного сечения.

Summary. The paper deals with the task of determining axial displacements during calculation of a composite rod with multi-closed cross-section boundary.

Ключевые слова: композиционные стержни, деформация контура сечения, депланация сечения.

Key words: composite rods, cross-section boundary deformation, cross-section distortion.

УДК 629.7:539.4

В настоящее время композиционные материалы находят все более широкое применение в изготовлении тонкостенных строительных конструкций, в частности труб или других стержневых элементов, тонкостенных оболочек, длина которых значительно превышает раз-

меры поперечного сечения. Композиционные стержни изготавливаются намоткой или выкладкой однонаправленной или тканой ленты под различными углами к продольной оси стержня и используются в качестве элементов конструкций ферм, подкосов, лонжеронов, винтов летательных аппаратов, карданных валов автомобилей и т.д. [1, 2].

Тонкостенные оболочки обеспечивают сочетание высокой прочности и жесткости при относительно небольшой массе. При изготовлении изделий широкое применение получили тонкостенные оболочки, представляющие собой удлиненные цилиндрические и конические конструкции. В большинстве случаев конструкции подкрепляются стальной арматурой, а ответственные конструкции – арматурой из углепластиков или комбинированной [2, 3].

В зависимости от типа сечения стержни разделяются на системы с открытым, закрытым или многократно замкнутым (многозамкнутым) контуром поперечного сечения.

Рассмотрим балочную систему, подкрепленную композитными оболочками. Предполагается, что оболочки воспринимают изгибающие моменты, поперечные силы и крутящие моменты, работая как тонкостенные балки. Балочная (стержневая) теория справедлива для удлиненных оболочек регулярной конструкции, т.е. для оболочек, длина которых значительно больше размеров поперечного сечения, причем отсутствуют вырезы и резкое изменение жесткости изделия и дополнительных элементов по длине [4, 5].

Типовая расчетная модель стержня (см. рис. 1) представляет собой цилиндрическую оболочку, образованную из слоев композита с углами армирования $\pm\varphi$ ($i = 1, 2, 3, \dots$) и толщинами h_i , причем длина этой оболочки значительно больше размеров ее сечения, а последние значительно больше толщины стенки.

Введем систему координат x, y, z с началом в произвольной точке O . В общем случае в сечении стержня действуют осевая сила N , перерезывающие силы Q_x и Q_y , изгибающие моменты M_x и M_y и крутящий момент M_z .

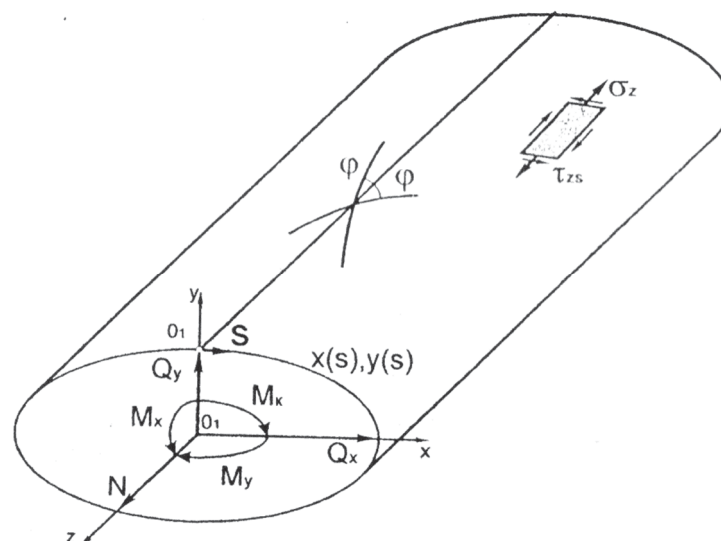


Рис. 1. Расчетная схема композитного стержня

Кривая, которая получается при пересечении срединной поверхности (поверхность, делящая толщину стержня пополам) плоскостью, перпендикулярной оси стержня, называется контуром поперечного сечения. Положение любой точки M стержня характеризуется криволинейной координатой S , отсчитываемой по контуру поперечного сечения от некой начальной образующей, и продольной координатой Z . Контур поперечного сечения задается параметрическими уравнениями $x(s), y(s)$ или явными $y = y(x)$.

В теории изгиба и кручения тонкостенных стержней, как правило, не учитывается деформация контура сечения в своей плоскости, т.е. $e_s = 0$. Жесткий в своей плоскости контур может лишь поступательно смещаться вдоль осей x, y, z и поворачиваться относительно осей

на углы $\theta_x, \theta_y, \theta_z$ (закон плоских сечений). Положительные направления перемещений и углов поворота соответствуют направлениям сил и моментов, показанных на рис. 1. Для получения распределения упругих деформаций по контуру сечения введем радиус-вектор ρ точки М (см. рис. 2). Тогда имеют место следующие геометрические соотношения:

$$\begin{aligned} x &= \rho \cdot \sin\alpha; & y &= \rho \cdot \cos\alpha; \\ \sin\beta &= -\frac{dy}{ds} = -\dot{y}; & \cos\beta &= -\frac{dx}{ds} = \dot{x}; \end{aligned} \quad (1)$$

Упругие деформации произвольной точки М контура сечения в направлении осей x, y можно записать в виде (см. рис. 3)

$$\begin{aligned} u_x &= u(z) + u_x(\theta); \\ u_y &= v(z) + u_y(\theta), \end{aligned}$$

где $u(z), v(z)$ – упругие деформации полюса (точка O) вдоль осей x, y ;

$u_x(\theta), u_y(\theta)$ – упругие деформации, зависящие от угла поворота сечения $\theta_z(z)$.

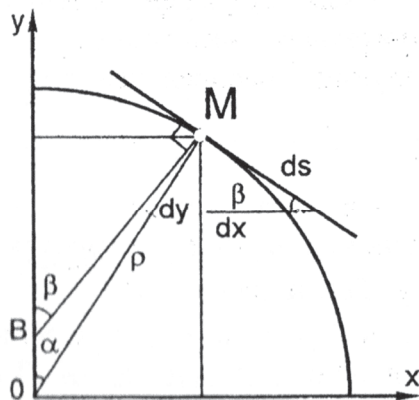


Рис. 2. Геометрические параметры контура поперечного сечения

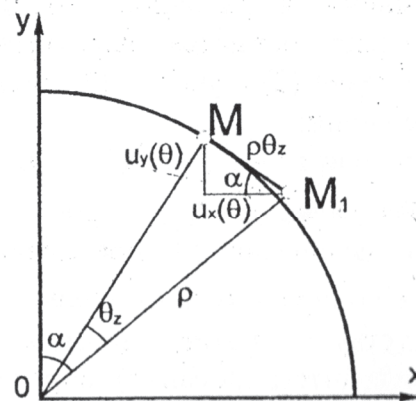


Рис. 3. Смещение точки контура при повороте сечения

Из рис. 3 с учетом равенств (1) получим:

$$\begin{aligned} u_x &= u + \rho \cdot \theta_z \cdot \cos\alpha = u + \theta_z y; \\ u_y &= v - \rho \cdot \theta_z \cdot \sin\alpha = v - \theta_z x. \end{aligned}$$

В дальнейшем потребуются также выражения для контурных упругих деформаций u_s по касательной к контуру (см. рис. 4).

Из рис.4 получим

$$\begin{aligned} u_s &= u_x \cdot \cos\beta - u_y \cdot \sin\beta; \\ r &= x \cdot \sin\beta + y \cos\beta. \end{aligned}$$

С учетом соотношений (1) получим

$$u_s = u_x \dot{x} + u_y \dot{y} = u \dot{x} + v \dot{y} + (y \dot{x} - x \dot{y}) \theta_z = u \dot{x} + v \dot{y} + r \theta_z.$$

Деформация стенки стержня определяется двумя компонентами: относительной деформацией в осевом направлении (ϵ_z) и деформацией сдвига (γ_{zs})

$$\epsilon_z = \frac{\partial u_z}{\partial z}, \quad \gamma_{zs} = \frac{\partial u_s}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial s}. \quad (2)$$

Предполагаем, что продольная деформация ϵ_z распределяется по сечению по закону плоскости, т.е. она линейно зависит от координат x, y (см. рис. 1):

$$\varepsilon_z = w' + \theta'_x y + \theta'_y x. \quad (3)$$

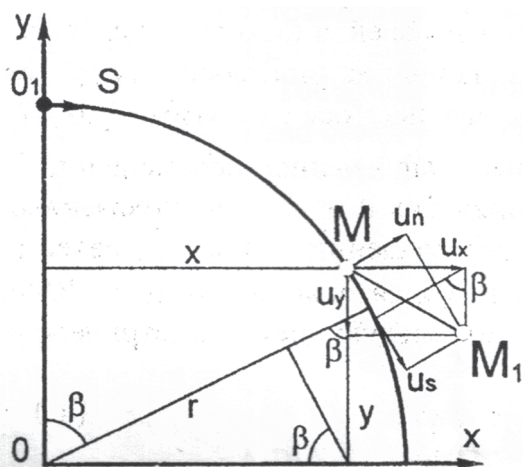


Рис. 4. Составляющие смещения точки контура

Штрихом здесь и далее будем обозначать производную по z .

Соотношение (3) аналогично закону плоских сечений теории изгиба балок, однако, поскольку оно записывается для относительных деформаций, в балочной теории тонкостенных стержней сечения не обязательно остаются плоскими. Действительно, интегрируя первое соотношение (2) с учетом (3), получим следующее распределение упругих деформаций:

$$u_z = w(z) + \theta_x(z)y + \theta_y(z)x + f(x,y). \quad (4)$$

Из равенства (4) и рис. 1 можно заключить, что w определяет поступательное продольное смещение сечения, а θ_x и θ_y являются его углами поворота относительно осей x и y . Три первых слагаемых в (4) соответствуют закону плоских сечений, а последнее (произвольная функция интегрирования) определяет отклонение от плоскости. Такое отклонение называется депланацией сечения.

Данная теория может использоваться при проектировании строительных конструкций, летательных аппаратов, автомобилей и т.п., так как композиционные материалы являются прочными, легкими и коррозионностойкими в эксплуатации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Немировский, Ю. В. О некоторых особенностях уравнений оболочек, армированных волокнами постоянного поперечного сечения / Ю. В. Немировский, А. П. Янковский // Механика композиционных материалов и конструкций. – 1997. – Т. 3. – № 2. – С. 15-39.
2. Янковский, А. П. Идентификация структур армирования композиционных конструкций на основе результатов теплофизических экспериментов об установившихся колебаниях температуры / А. П. Янковский // Инженерно-физический журнал. – 2011. – Т. 84. – № 2. – С. 324-333.
3. Смердов, А. А. Оптимизация характеристик демпфирования многослойных композиционных материалов / А. А. Смердов // Авиационная промышленность. – 2006. – № 2. – С. 12-18.
4. Немировский, Ю. В. Равнонапряженное армирование металлокомпозитных пластин волокнами постоянного поперечного сечения в условиях установившейся ползучести / Ю. В. Немировский, А. П. Янковский // Механика композиционных материалов и конструкций. – 2008. – Т. 44. – № 1. – С. 11-35.
5. Лейзерович, Г. С. О взаимодействии форм изгибных колебаний тонких круговых цилиндрических оболочек с разными параметрами волнообразования / Г. С. Лейзерович, В. С. Симонов // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. – 2012. – № IV-1(12). – С. 9-12.



Ахметова А. В.
A. V. Akhmetova

ТЕХНОФЕСТ КНАГТУ – ТЕРРИТОРИЯ БУДУЩЕГО

TECHNOFEST AT KOMSOMOLSK-ON-AMUR TECHNICAL UNIVERSITY – TERRITORY OF THE FUTURE

Ахметова Анна Валинуровна – кандидат исторических наук, доцент, начальник научного центра социально-экономических и гуманитарных проектов, Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681035, Россия, Хабаровский край, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Октябрьский, 36 – 55; 89622960095. E-mail: wyrds@rambler.ru.

Ms. Anna V. Akhmetova – PhD in History, Associate Professor, Head of the Research Centre for Social Economic and Humanities Projects, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681035, Russia, Khabarovsk Region, Komsomolsk-on-Amur, 36-55, Oktyabrsky Pr.; +7-962 2960095. E-mail: wyrds@rambler.ru.

В Комсомольском-на-Амуре государственном техническом университете 17 мая 2014 г. состоялся «Технофест-2014» – первый краевой фестиваль технического творчества, проводимый в рамках Всероссийского фестиваля науки. Организаторами фестиваля «Технофест-2014» стали Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет, Хабаровский краевой центр развития творчества детей и молодежи, участники программы «Робототехника: Инженерно-технические кадры инновационной России» и Центр юных техников г. Комсомольска-на-Амуре.

Фестиваль прошел при поддержке Союза Машиностроителей России, сети цифровых супермаркетов «DNS», интернет-магазина «DVROBOT», ОАО «Сбербанк России», оператора сотовой связи «Билайн», компании ООО «Домофон-сервис», малых инновационных предприятий КНАГТУ (ООО «ЭСКО», ООО «Композит-ДВ»), а также при информационной поддержке радио «Звезда» и радио «Европа +».

Фестиваль технического творчества «Технофест-2014» является молодежным мероприятием в области инновационных технологий, авиамоделирования, робототехники, автомоделирования и судомоделирования. Основная идея организаторов фестиваля – возродить и популяризировать инженерно-технические специальности среди детей и молодежи.

Мероприятие открыл ректор КНАГТУ Эдуард Анатольевич Дмитриев, который в приветственном слове сказал, что целью проведения фестиваля «Технофест-2014» было повышение интереса у молодежи к научно-техническому творчеству. «Ведь в КНАГТУ есть все условия и возможности для того, чтобы заниматься научно-техническим творчеством, конструировать и воплощать свои самые фантастические идеи». Э. А. Дмитриев также отметил, что фестиваль научно-технического творчества станет ежегодным.

Ведущим мероприятия был Мешков Александр Сергеевич, заместитель директора Технопарка КНАГТУ по организационной работе.

В рамках фестиваля можно выделить следующие направления:

- 1) первенство Хабаровского края по авиационным кордовым моделям;
- 2) открытые соревнования судомodelистов (в классах EH, EK, EL);
- 3) открытый городской турнир по робототехнике;
- 4) краевой турнир по робототехнике;
- 5) открытый турнир по автомоделированию.

Центральным событием фестиваля стали соревнования по робототехнике среди учащихся образовательных учреждений Хабаровского края (Открытый городской турнир по робототехнике и Краевой турнир по робототехнике), которые прошли в спортивном зале КНАГТУ. Здесь были представлены роботы, которые выполняли разнообразные функции



(различали цвета, выбирали маршрут, выталкивали противника, танцевали брейк и играли в шахматы). Соревнования среди школьников проводились по следующим категориям:

- «Биатлон»;
- «Траектория»;
- «Сумо»;
- «Кегельринг».

В краевых соревнованиях по робототехнике приняли участие школьники из Хабаровска (МБОУ Лицей инновационных технологий, КГБОУ ДОД ХКЦРТДиЮ), Комсомольска-на-Амуре (МОУ ДОД «Центр Юных Техников», Центр робототехники и авто моделирования Технопарка ФГБОУ ВПО «КНАГТУ», МБОУ СОШ с углубленным изучением предметов художественно-эстетического цикла № 23, МБОУ Лицей № 1), Николаевска-на-Амуре (МБОУ ДОД «Центр детского юношеского технического творчества»).

По итогам краевых соревнований призовые места были распределены следующим образом:

- «Биатлон» (младшая группа): 1 место получили Юлия Полионова и Александра Иванова (Центр робототехники и авто моделирования Технопарка ФГБОУ ВПО «КНАГТУ»);
- «Биатлон» (старшая группа): 1 место получил Анатолий Ярошенко (МБОУ ДОД «Центр детского юношеского технического творчества» г. Николаевска-на-Амуре);
- «Траектория» (младшая группа): 1 место получили Гурулев Артем, Лаврушин Алексей (Центр робототехники и авто моделирования Технопарка ФГБОУ ВПО «КНАГТУ»);
- «Траектория» (старшая группа): 1 место получили Максим Яковлев, Дмитрий Белов (учащиеся МБОУ Лицея инновационных технологий г. Хабаровска);
- «Сумо»: 1 место получил Семен Головин (КГБОУ ДОД ХКЦРТДиЮ г. Хабаровска);
- «Кегельринг»: 1 место получили Максим Яковлев, Дмитрий Белов (МБОУ Лицей инновационных технологий г. Хабаровска).

Победителям и призерам были вручены дипломы и призы от спонсоров.

Самой эффектной площадкой на фестивале «Технофест-2014» стал автомобильный трек, построенный незадолго до проведения мероприятия с помощью сотрудников кафедры «Технология сварочного производства» ИКП МТО КНАГТУ. Здесь авто моделисты продемонстрировали свои модели радиоуправляемых автомобилей. Зрелищный показ вызвал бурную реакцию зрителей, не побоявшихся встать около трека.

Также была организована стендовая выставка, на которой были представлены модели рыболовного траулера, торпедного, разъездного и лоцманского катеров. Модели кораблей были выполнены школьниками 5 – 11 классов.

На базе опытового бассейна КНАГТУ прошли Открытые краевые соревнования судомоделлистов. Особый интерес у присутствующих вызвали модели подводных лодок. В классе ЕН-600 (модель гражданского судна) лучшим стал Влад Стельмашук (Центр юных техников г. Комсомольска-на-Амуре). В классе ЕЛ-600 (модель подводной лодки) победу одержал Андрей Клопов (Центр юных техников г. Комсомольска-на-Амуре). В классе ЕК-600 (модель военного корабля) 1 место досталось Александру Госумову (ЦТТ г. Хабаровска).

Помимо конкурсных работ участников фестиваля, в качестве выставки работ студентов и аспирантов КНАГТУ было показано оборудование Технопарка КНАГТУ. Благодаря этому зрители могли на практике лицезреть вполне серьезную материально-техническую оснащенность вуза. Например, был представлен станок для резки пенопласта с числовым программным управлением, который вызвал огромный интерес у публики школьного возраста возможностью получить резные фигурки животных, птиц и т.д.

Была показана и новая техника (3D-принтер и 3D-сканер). Особое внимание участников и зрителей мероприятия привлек 3D-сканер благодаря не только зрелищному показу, но и своим возможностям практического применения 3D-моделей. Технологию 3D-сканиро-



вания можно использовать в медицине, архитектуре, промышленности. Не менее важным является использование 3D-моделей и в науках, например в археологии.

В целом, мероприятие краевого масштаба, каким и был «Технофест-2014», стало очень полезным для нашего города, как известно, являющегося промышленным центром Дальневосточного региона. Проблема будущих научно-технических кадров, озвученная руководством вуза на встречах различного уровня, вполне может решаться с помощью проведения таких праздников науки и техники, ведь именно на них участники учатся не только создавать свои модели, но и представлять их на всеобщее обозрение и делать первые попытки практического применения. Инженерно-технические специальности и направления являются сегодня не самыми популярными для абитуриентов, поэтому многолетняя работа с потенциальными студентами, начиная с младших классов средней школы, может стать мощным фундаментом для будущего развития Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета.



Киба Д. А.
D. A. Kiba

**НАУКА МОЛОДЫХ – ОСНОВА БУДУЩЕГО РОССИИ.
ВЕСЕННИЙ КОНКУРС НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИХ РАБОТ
АСПИРАНТОВ И МОЛОДЫХ УЧЕНЫХ**

**YOUNG SCIENTISTS - A BASIS FOR RUSSIA'S FUTURE. THE SPRING CONTEST
OF PAPERS BY PHD STUDENTS AND YOUNG RESEARCHERS.**

Киба Дарья Валерьевна – кандидат исторических наук, доцент кафедры истории и архивоведения Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (г. Комсомольск-на-Амуре), Россия, г. Комсомольск-на-Амуре, 681021, ул. Комсомольская, 50 - 336, (84217)591640, E-mail: kibadv@komsomama.ru.

Ms. Darya V. Kiba - PhD in History, Associate Professor at the Department of History and Archival Science, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Komsomolsk-on-Amur), Russia, Komsomolsk-na-Amur, street: Komsomolskaya, build: 50, office: 336. Phone: (84217)591640. kibadv@komsomama.ru.

Весной 2014 года, с 22 по 28 апреля, в Комсомольском-на-Амуре государственном техническом университете состоялся конкурс научно-исследовательских работ аспирантов и молодых ученых.

Конкурс проводился в рамках мероприятия «Организация и проведение конкурсов в образовательной и научно-исследовательской деятельности для аспирантов и молодых научно-педагогических работников вуза» Программы стратегического развития КНАГТУ на период 2012-2016 гг.

Организатором конкурса традиционно выступил отдел аспирантуры и докторантуры КНАГТУ под руководством его заведующей – Е. В. Чепухалиной. Исследовательские работы, представленные на конкурс, всесторонне оценивались экспертными комиссиями. В составе комиссий работали: С. И. Феокистов д. т. н., профессор кафедры ТС, декан ССФ; Н. А. Тарануха д. т. н., профессор, зав. кафедрой КС; В. А. Ким д. т. н., профессор, зав. кафедрой МТНМ; В. А. Соловьев д. т. н., профессор, зав. кафедрой ЭПАПУ; В. В. Петров д. т. н., профессор, зав. кафедрой ТПНГ; О. С. Амосов д. т. н., профессор, зав. кафедрой ПЭ; Г. С. Лейзерович д. ф.-м. н., профессор кафедры МАКП; А. А. Хусаинов д. ф.-м. н., профессор кафедры МОП ЭВМ; Т. Е. Наливайко д. пед. н., профессор, декан ФППО; М. В. Шинкорук к. пед. н., доцент ПППО; О. А. Шабурова к. пед. н., доцент ПППО; В. В. Литовченко д. экон. н., профессор, декан ФЭМ; Т. А. Яковлева к. экон. н., зав. кафедрой ЭТ; О. А. Булавенко д. пед. н., профессор кафедры ЭФ.

В рамках конкурса работали четыре секции: техническая, физико-математическая, экономическая и педагогическая. Следует отметить, что наполнение секций представленными на конкурс работами было достаточно равномерным, пропорциональным численности научно-педагогических кадров КНАГТУ, работающих в соответствующих областях науки. Это свидетельствует об одинаково высокой активности аспирантов и молодых учёных на всех факультетах университета.

Среди научных исследований, заявленных на участие в конкурсе, экспертной комиссией были выделены наиболее актуальные, выполненные с наивысшим качеством, соответствующие всем требованиям, предъявляемым к современной научно-исследовательской и практической работе.

Участники конкурса, занявшие призовые места, были награждены грамотами и поощрены денежными премиями.

В секции "Технические науки" первое место заняла научно-исследовательская работа "Анализ сероорганической части дизельных топлив с помощью газовой хроматографии и хро-



матомасс-спектрометрии". Автором – старшим преподавателем кафедры ТПНГ А. В. Моисеевым – представлена методика объективной оценки детального состава сероорганической части дизельных топлив и динамики его изменения в процессе гидроочистки. Эта научно-исследовательская работа выполнялась на современном хроматомасс-спектрометре Shimadzu GCMS-2010 QP Ultra, установленном в Центре коллективного пользования технопарка КНАГТУ.

Два вторых места присуждены экспертной комиссией научно-исследовательским работам "Исследование каталитической активности НМ/Pt-катализатора при переработке прямых бензиновых фракций" (автор исследования – старший преподаватель кафедры ТПНГ А. В. Кириллов) и "Экспериментальное исследование процессов разрушения гололеда на проводах ЛЭП" (аспирант кафедры ЭПиАПУ С. И. Сухоруков).

Три третьих места распределились между работами "Комбинированная деформационно-лазерная обработка высокопрочного чугуна" (аспирант А. А. Рыбалкин), "Определение формы технологической оснастки для изготовления деталей летательных аппаратов из пресованных профилей" (М. М. Погарцева) и "Исследование объединённой системы городского энергоснабжения" (Д. В. Пименов).

В секции "Физико-математические науки" первое место было занято научно-исследовательской работой "Влияние малой разнотолщинности на осесимметричные колебания круговой цилиндрической оболочки" (автор – Н. Б. Приходько, программист кафедры ТС). Результатом этого исследования стало создание математической модели и разработка универсальной методики расчёта осесимметричных колебаний в цилиндрических оболочках и "Моделирование волновых вычислений" (аспирантка Е. С. Кудряшова, второе место). Научно-исследовательская работа Е. С. Кудряшовой посвящена изучению времени вычислений в волновых вычислительных системах с помощью специально созданной для этого математической модели, а результаты этой работы могут использоваться при проектировании быстродействующих вычислительных систем.

В секции "Педагогические науки" призовые места были присуждены двум научно-исследовательским работам. "Разработка комплексной модели развития информационной культуры студентов вуза в системе многоуровневого образования" (аспирантка Н. М. Гранина). Разработанная модель позволяет обоснованно выбирать направления воздействий на учебно-воспитательный процесс с целью улучшения качества подготовки выпускников. Ценность результатов данной научно-исследовательской работы заключается в их применимости в первую очередь к учебному процессу, осуществляемому в КНАГТУ.

Вторая научно-исследовательская работа, удостоенная призового места, "Взаимодействие системы профессионального образования и рынка труда" (автор – А. В. Одинец).

Призовые места в четвёртой секции, закрывающей весенний конкурс, распределились следующим образом: первое место – научно-исследовательская работа аспирантки В. О. Вахрушевой "Формирование концепции управления стоимостью компании как основы разработки финансовой стратегии роста". Второе место – научно-исследовательская работа "Формирование профессиональной компетентности у будущих экономистов в условиях реализации ФГОС 3 +" аспирантки А. В. Одинец. Третье место в этой секции присуждено научно-исследовательской работе Г. В. Нагаева – старшего преподавателя кафедры ЭФ "Проблема совершенствования комплекса услуг в сфере жилищно-коммунального хозяйства".

Все участники конкурса, представившие доклады, не только продемонстрировали высокий уровень своей компетентности, но и были уверены в актуальности поставленных перед собой задач, показали искреннюю заинтересованность в решении заявленных проблем.

Материалы представленных докладов были опубликованы в сборнике [1].

Прошедший в апреле конкурс не единственный в 2014 году. Согласно Приказу ректора ФГБОУ ВПО КНАГТУ д.т.н. Э. А. Дмитриева, до 28 ноября 2014 г. состоится новый, осенний Конкурс научно-исследовательских работ аспирантов и молодых ученых ФГБОУ ВПО «КНАГТУ».



ЛИТЕРАТУРА

1. Наука молодых – основа будущего России: материалы докладов конкурса научно-исследовательских работ аспирантов и молодых ученых Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (г. Комсомольск-на-Амуре, 2014 г.) / редкол.: Э. А. Дмитриев (отв. ред.) [и др.]. – Комсомольск-на-Амуре: ФГБОУ ВПО «КнАГТУ», 2014. – 139 с.



Моисеев А. В., Иващенко Я. С.
A. V. Moiseev, Y. S. Ivaschenko

**ИННОВАЦИОННЫЙ ПОТЕНЦИАЛ КОМСОМОЛЬСКА-НА-АМУРЕ:
УЧЕБНО-НАУЧНЫЙ ЦЕНТР ХИМИЧЕСКОЙ ТЕХНОЛОГИИ МАТЕРИАЛОВ,
СОЗДАНЫЙ НА БАЗЕ ФГБОУ ВПО «КОМСОМОЛЬСКИЙ-НА-АМУРЕ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»**

**KOMSOMOLSK-ON-AMUR'S INNOVATION POTENTIAL: RESEARCH
AND TRAINING CENTRE FOR CHEMICAL ENGINEERING OF MATERIALS,
AT THE PREMISES OF KOMSOMOLSK-ON-AMUR STATE TECHNICAL UNIVERSITY**

Моисеев Андрей Владимирович – старший преподаватель кафедры «Технология переработки нефти и газа» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27; +7(4217) 24-11-57. E-mail: angus777@mail.ru.

Mr. Andrey V. Moiseev – Senior Lecturer, Department of Oil and Gas Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681013, Komsomolsk-on-Amur, 27, Lenina Av.; +(4217) 241157. E-mail: angus777@mail.ru

Иващенко Яна Сергеевна – доктор культурологии, доцент кафедры «Культурология» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27; +7(4217) 24-11-57. E-mail: iva_ya@mail.ru.

Ms. Yana S. Ivaschenko – Dr.habil. of Cultural Studies, Assistant Professor at the Department of Cultural Studies, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681013, Komsomolsk-on-Amur, 27, Lenina Av.; + (4217) 241157. E-mail: iva_ya@mail.ru.

Сдерживающим фактором развития экономики Дальнего Востока России признается ее ресурсная направленность и невысокая степень инновационности. Программа развития этого региона на ближайшее десятилетие предусматривает поддержку производств, прежде всего, по переработке сырья, становление которых должно способствовать качественным изменениям в структуре экономики, ускоренному росту экономического потенциала Дальнего Востока, что возможно при масштабном внедрении в производство инновационных технологий. Продвижение инновационных идей предлагается осуществлять в рамках локальных технопарков, инновационно-производственных центров, образовательных и научных центров (см. прим. 1).

Реализации этой программы в пределах агломерации Комсомольск-на-Амуре – Амурск – Солнечный могут способствовать инновационные структуры, созданные при Комсомольском-на-Амуре государственном техническом университете, ориентированные на перспективные направления развития науки, технологий и техники. Их деятельность регулируется Программой развития инновационной инфраструктуры КнАГТУ.

Важная роль в этом направлении деятельности университета принадлежит учебно-научному центру химической технологии материалов, главным направлением которого является проведение научной работы в области каталитических процессов нефтепереработки и углеродных материалов. Следует отметить, что в России имеется только три аналогичные этому центру научно-исследовательские базы. Ближайший к г. Комсомольску-на-Амуре научный центр с подобными оснащением и спектром научно-практических задач расположен в г. Новосибирске, поэтому значимость этой инновационной структуры КнАГТУ не ограничивается рамками агломерации Комсомольск-на-Амуре – Амурск – Солнечный; она в некотором роде уникальна для всего Дальнего Востока и Байкальского региона.



Учебно-научный центр химической технологии материалов создавался на базе научного направления «Применение новых типов каталитических систем в нефтеперерабатывающей промышленности» кафедры «Технология переработки нефти и газа» факультета экологии и химической технологии. Это научное направление определилось одним из первых при реализации Программы развития инновационной инфраструктуры КнАГТУ. Главными его задачами было создание лабораторной базы для проведения научно-исследовательских работ в области каталитических процессов нефтепереработки (гидроочистки дизельного топлива и гидроизомеризации бензиновой фракции), организация химической лаборатории, способной решать химико-аналитические задачи для ученых КнАГТУ (материаловедов, металлургов, литейщиков, сварщиков, машиностроителей и др.).

На сегодняшний день учебно-научный центр оснащен самым современным оборудованием для решения научно-теоретических и научно-практических задач в областях катализа, органической, аналитической химии, химии и технологии нефти, материаловедения, экологических проблем. Он является уникальным ресурсом для реализации образовательных технологий по программам подготовки и повышения квалификации специалистов для наукоемких производств региона. На базе центра в формате Студенческого конструкторского бюро (СКБ) и под руководством преподавателей факультета экологии и химической технологии КнАГТУ выполняются научно-исследовательские работы студентов и аспирантов по следующим направлениям:

- получение носителей для катализаторов на основе оксида алюминия в шариковой форме методом аммиачно-углеводородной формовки;
- получение синтетических цеолитов из золы ТЭЦ;
- разработка хроматографических методов анализа нефтяных фракций;
- получение углерод-минеральных сорбентов;
- испытание катализаторов нефтепереработки.

Важной проблемой, на решение которой направлена работа центра, является создание конкурентоспособных катализаторов, способных к импортозамещению и смягчению неблагоприятной экологической обстановки, создаваемой вредными выхлопными выбросами автомобилей, что отвечает требованиям новейших мировых стандартов качества топлива.

Студенты и аспиранты, принимающие участие в научно-исследовательских работах в рамках СКБ, представляют результаты своего труда на конференциях, проводимых ООО «РН – Комсомольский НПЗ», на научно-практических конференциях студентов и аспирантов, на конкурсе УМНИК, в научно-технических журналах (в том числе в ведущих рецензируемых изданиях).

Сегодня перед коллективом учебно-научного центра поставлен ряд важнейших задач:

- синтез и испытание катализаторов гидроочистки с улучшенными гидродесульфидирующими свойствами для получения компонентов дизельного топлива, имеющего высокие экологические показатели (ЕВРО-4 и ЕВРО-5);
- синтез и испытание высокоактивных катализаторов гидроконверсии бензиновых фракций для производства автомобильных бензинов с пониженным содержанием бензола и высоким октановым числом;
- разработка методики анализа дизельной фракции методом двухдетекторной газовой хроматографии-масс-спектрометрии;
- изучение процессов коксообразования и регенерации катализаторов гидроочистки.

Эти направления исследований, кроме фундаментальной области науки и нефтеперерабатывающей отрасли экономики, востребованы для развития транспортной инфраструктуры региона, которое определяется в качестве приоритетного направления развития Дальнего Востока.



Одной из важнейших перспектив Учебно-научного центра химической технологии материалов КНАГТУ является создание совместно с ООО «РН – Комсомольский НПЗ» научно-образовательного центра нефтегазовых технологий. Это взаимодействие позволит КНАГТУ повысить качество подготовки бакалавров по направлению «Химическая технология», обеспечит более тесную связь образовательного учреждения и производства, кадровый потенциал которого формируется из выпускников КНАГТУ, создаст новые условия и возможности для повышения квалификации инженерно-технических работников, сотрудников лабораторий за счет применения новейшего оборудования, технологий и большого научного и творческого потенциала коллектива будущего центра нефтегазовых технологий.

Перспективным в развитии этого центра и подобных ему научных объединений, работающих в рамках приоритетных направлений науки и техники, представляется также сотрудничество в области инноваций с научными лабораториями, центрами, производствами других регионов России, а также стран Азиатско-Тихоокеанского региона.

ПРИМЕЧАНИЯ

1. «Стратегия социально-экономического развития Дальнего Востока и Байкальского региона на период до 2025 года»; Федеральная целевая программа «Экономическое и социальное развитие Дальнего Востока и Байкальского региона на период до 2025 года». Режим доступа: // <http://minvostokrazvitia.ru/activities/theprogram/index.php>