
ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ И КОМПЛЕКСЫ

УДК 621.313.323

А.И. Байков¹, А.Л. Жеребцов², А.Г. Захаров³, Д.В. Ковалев³

ПРИМЕНЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ АНАЛИЗА ЭФФЕКТИВНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ ВОЗБУДИТЕЛЕМ СИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ГАЗПЕРЕКАЧИВАЮЩЕГО АГРЕГАТА

Нижегородский государственный технический университет им. Р. Е. Алексеева¹,
ООО «Газпром трансгаз Сургут»²,
ЦТЭ НТЦ РУ и ЭЭО компании «НИПОМ»³

Предмет работы: совершенствование системы управления возбуждением на основе математического моделирования участка газоперекачивающей станции в среде Matlab Simulink.

Методы: получено математическое описание синхронного двигателя для разных режимов работы на основе координатного преобразования Парка-Горева, разработана схема замещения высоковольтного трансформатора, идентифицируемая по данным опыта короткого замыкания, введены искусственные цепи связи, обеспечивающие разрешение преобразованных и не преобразованных величин через токи общих узлов подсхем статоров и питания.

Результаты: воспроизведены согласующиеся с экспериментальными осциллограммами просадки напряжений питания, которые приводят к выпадению из синхронизма работающих двигателей, если не предпринимать необходимых действий по форсировке их токов возбуждения.

Применение: обоснованы практические рекомендации по совершенствованию алгоритмов цифрового управления существующими возбудителями и намечены пути их дальнейшего развития.

Ключевые слова: математическое моделирование, синхронный двигатель, газоперекачивающий агрегат, управление возбуждением, Matlab, Simulink

Электроприводы газоперекачивающих агрегатов (ГПА) магистральных газопроводов относятся к наиболее мощным и ответственным электроустановкам [1]. В условиях электроснабжения с первой категорией надежности применение эффективных систем управления возбуждением обеспечивает высокие функциональные показатели энергосбережения и безотказности компрессорных станций [2]. Сокращение числа опасных ситуаций, возникающих в конкретных условиях работы, способствует выполнению высоких требований, предъявляемых к этим объектам.

Математическое моделирование позволяет выполнять необходимый количественный анализ технических решений при условии достаточно высокой точности и достоверности, предусматривающей учет нескольких параллельно работающих электрических машин, схемы электроснабжения и микропроцессорных систем управления возбудителями. Ввиду возрастания размерности и сложности предмета анализа требуется применение обоснованных упрощений и идеализаций при представлении отдельных элементов и узлов, т.е. корректная идентификация применяемых математических моделей. Предложения по совершенствованию существующих систем возбуждения могут иметь практическое значение только при условии детального анализа и обобщения опыта эксплуатации данных установок в Западной Сибири и на европейской части Российской Федерации.

Расчетная схема участка компрессорного цеха включает сетевой трехфазный трансформатор с расщепленной обмоткой со схемой соединения обмоток "звезда/треугольник-

треугольник" и присоединенные к его вторичным обмоткам статоры синхронных двигателей (рис. 1).

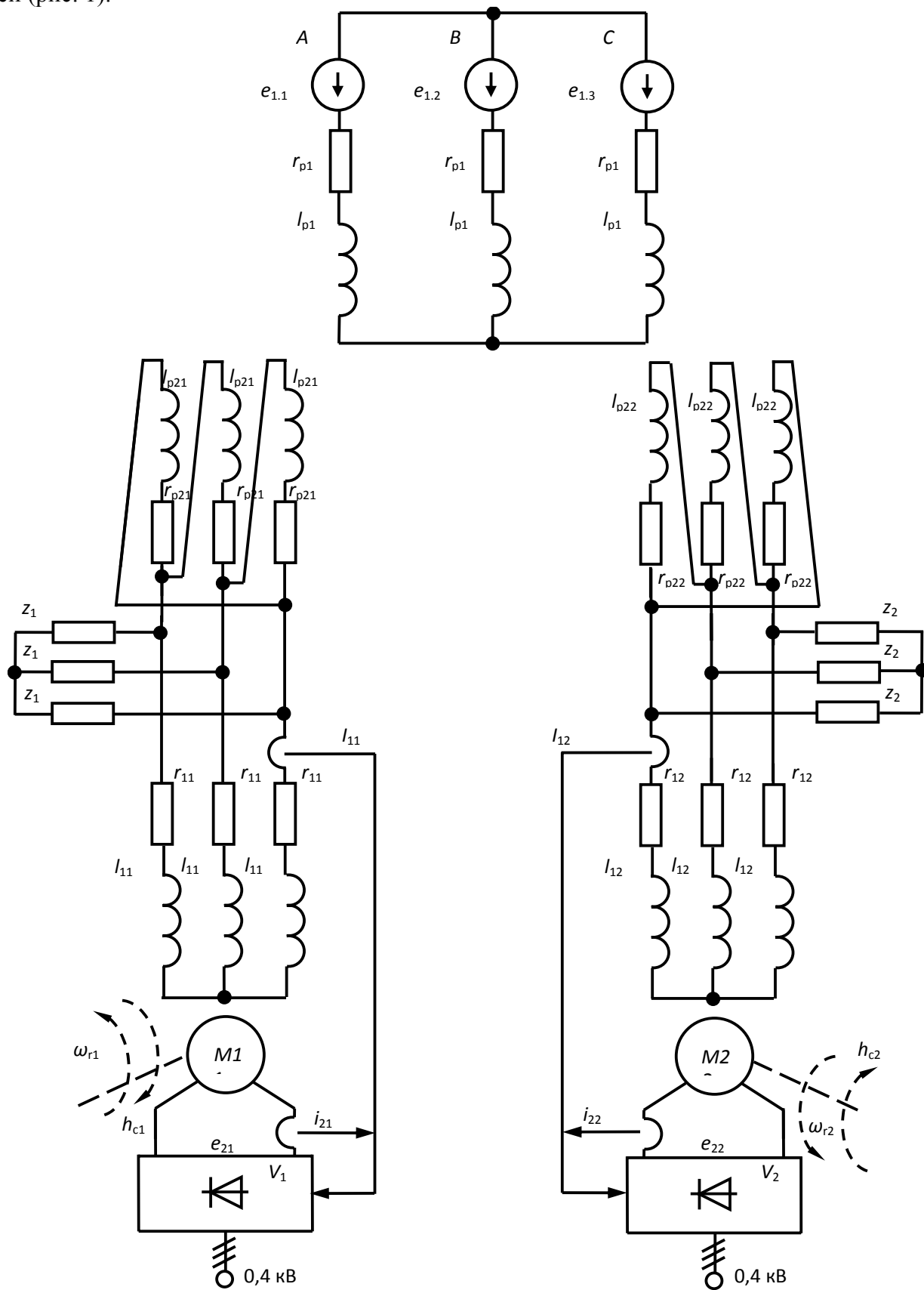


Рис. 1. Расчетная схема участка компрессорного цеха с двумя параллельно работающими двигателями

Исходные уравнения электрического равновесия трансформатора могут быть представлены относительно вектора напряжений трехфазных обмоток высокого напряжения U_{p1} и двух секций вторичной обмотки U_{p21} U_{p22} как суммы ЭДС индукций фаз по контурам намагничивания стержней и рассеяния обмоток и падений напряжений на активных сопротивлениях

$$U_{p1} = W_{p1} \frac{d}{dt} B_p + L_{p1\sigma} \frac{d}{dt} I_{p1} + L_{p1.21\sigma} \frac{d}{dt} I_{p21} + L_{p1.22\sigma} \frac{d}{dt} I_{p22} + R_{p1} I_{p1}, \quad (1)$$

$$U_{p21} = W_{p21} \frac{d}{dt} B_p + L_{p1.21\sigma} \frac{d}{dt} I_{p1} + L_{p21\sigma} \frac{d}{dt} I_{p21} + L_{p21.22\sigma} \frac{d}{dt} I_{p22} + R_{p21} I_{p21}, \quad (2)$$

$$U_{p22} = W_{p22} \frac{d}{dt} B_p + L_{p1.22\sigma} \frac{d}{dt} I_{p1} + L_{p21.22\sigma} \frac{d}{dt} I_{p21} + L_{p22\sigma} \frac{d}{dt} I_{p22} + R_{p22} I_{p22}, \quad (3)$$

где B_p – вектор индукций стержней, I_{p1} , I_{p21} , I_{p22} , – вектора индукций стержней и фазных токов обмоток, W_{p1} , W_{p21} , W_{p22} , – диагональные матрицы чисел витков, собственных $L_{p1\sigma}$, $L_{p21\sigma}$, $L_{p22\sigma}$ и взаимных $L_{p1.21\sigma}$, $L_{p1.22\sigma}$, $L_{p21.22\sigma}$ индуктивностей рассеяния обмоток. Важно, что исходные уравнения предусматривают возможность учета пофазной асимметрии параметров обмоток.

Равновесие намагничивающих сил стержней с осевыми размерами l_{ps} выражается по закону полного тока:

$$l_{ps} H_p = W_{p1} I_{p1} + W_{p21} I_{p21} + W_{p22} I_{p22}, \quad (4)$$

где H_p – вектор напряженностей стержней при условии отсутствия насыщения в рассматриваемых процессах можно считать нулевым. Отсюда получается выражение для вектора токов первичной обмотки через токи секций вторичной обмотки:

$$I_{p1} = -W_{p1}^{-1} W_{p21} I_{p21} - W_{p1}^{-1} W_{p22} I_{p22}. \quad (5)$$

Вычитанием соотношения (1) из соотношений (2) и (3) с соответствующим приведением по числам витков исключаются ЭДС индукций стержней и выводятся выражения напряжений фаз секций вторичной обмотки:

$$U_{p21} = k_{pT} U_{p1} + l_{kp2.1} \frac{d}{dt} I_{p21} + l_{kp2.12} \frac{d}{dt} I_{p22} + r_{kp2.1} I_{p21} + r_{kp2.12} I_{p22}, \quad (6)$$

$$U_{p22} = k_{pT} U_{p1} + l_{kp2.12} \frac{d}{dt} I_{p21} + l_{kp2.1} \frac{d}{dt} I_{p22} + r_{kp2.12} I_{p21} + r_{kp2.1} I_{p22},$$

где для случая пофазной симметрии обмоток индуктивности и активные сопротивления выражаются через паспортные данные опытов коротких замыканий обмоток трансформатора:

$$l_{kp21.1} = l_{p21\sigma} - 2k_{pT} l_{p1.21\sigma} + k_{pT}^2 l_{p1\sigma}, \quad l_{kp22.1} = l_{p22\sigma} - 2k_{pT} l_{p1.22\sigma} + k_{pT}^2 l_{p1\sigma}, \quad (7)$$

$$l_{kp21.22} = l_{p21\sigma} - 2l_{p21.22\sigma} + l_{p22\sigma} \approx \frac{2}{3} l_{kp21.1},$$

где через числа витков обмоток w_{p1} , w_{p21} , w_{p22} определено выражение коэффициента трансформации $k_{pT} = \frac{w_{p21}}{w_{p1}} = \frac{w_{p22}}{w_{p1}}$.

Фазные напряжения первичной обмотки, ввиду большой мощности сети 220 - 110 кВ, могут считаться идеальными синусоидальными, так, что при значении угла первой фазы Δ_1 принимается

$$k_{pT} U_{p1} = E_{p1} = E_{p\max} \begin{bmatrix} \sin(\omega_1 t + \Delta_1) \\ \sin(\omega_1 t + \Delta_1 - \Delta) \\ \sin(\omega_1 t + \Delta_1 + \Delta) \end{bmatrix}, \quad (8)$$

где $\Delta = 2\pi/3$, $\omega_1 = 2\pi f_1$ – угловая частота; f_1 – частота питающей сети. В табл. 1 приведены пас-

портные данные широко используемого трансформатора ТРДЦН - 630000/220/10 [3]. В таблице также рассчитаны по упрощенной методике параметры схемы замещения в абсолютных единицах.

Таблица 1

Исходные паспортные и расчётные данные трансформатора ТРДЦН - 630000/220/10

Обозначение	Формула	Значение	Наименование
S_{Tnom}		63	Номинальная мощность трансформатора, МВА
U_H		220	Линейное напряжение обмотки высокого напряжения, кВ
U_L		10,5	Линейное напряжение обмотки низкого напряжения, кВ
I_L		1732	Ток вторичной обмотки номинальный, А
U_{kHLL}		11,5	Напряжение короткого замыкания для обмоток Н-LL, %
U_{kHL}		21	Напряжение короткого замыкания для обмоток Н-L, %
ΔP_k		265	Потери короткого замыкания, кВт
k_{pT}	U_L / U_H	0,048	Коэффициент трансформации L/H
R''_H	$\Delta P_k U_L^2 / (2 S_{Tnom}^2)$	0,0037	Активное сопротивление обмотки высокого напряжения, приведенное к L, Ом
R''_L	$2 R_H$	0,0070	Активное сопротивление обмотки низкого напряжения, приведенное к L, Ом
R''_k	$1,5 R_H$	0,0055	Активное сопротивление опыта короткого замыкания L/H, Ом
Z''_k	$U_{kHLL} / (100 U_L / I_L)$	0,4025	Полное сопротивление короткого замыкания, приведенное к L, Ом
X_{kLH}	$\sqrt{Z_k^2 - R_k^2}$	0,402	Индуктивное сопротивление короткого замыкания обмоток L/H, приведенное к L, Ом
$L_{kp2.1}$	X_{kLH} / ω_1	0,00130	Собственная индуктивность секций вторичной обмотки в схеме замещения, Гн
$L_{kp2.12}$	$2 X_{kLH} / (3 \omega_1)$	0,00085	Взаимная индуктивность секций вторичной обмотки в схеме замещения, Гн
$R_{kp2.1}$	$R_L + R_H$	0,0107	Собственное активное сопротивление секций вторичной обмотки в схеме замещения, Ом
$R_{kp2.12}$	R_H	0,0037	Взаимное активное сопротивление секций вторичной обмотки в схеме замещения, Ом

Полученные соотношения позволяют применить подсхему замещения трансформатора без первичной стороны. Тогда для участка, включающего два синхронных двигателя, питаемых от разных секций вторичной обмотки, предлагается схема замещения (рис. 2). Взаимные индуктивные и активные элементы отражают влияние разных частей обмоток друг на друга. При этом цепи секций вторичной обмотки гальванически развязаны, что имеет место в реальной схеме участка компрессорного цеха. В схему включены активно-индуктивные сопротивления z_{b1} , z_{b2} , учитывающие подсадки напряжений и потери в шинпроводах.

Также в схему введены дополнительные цепи z_{21} , z_{22} , обеспечивающие возможность воспроизведения работы подсхем питания и статоров двигателей при различных методах математического представления двигателей. Известно [4], что использование координатных преобразований превращает цепи статоров их трехфазных в двухфазные и потребляемые токи I_{21} , I_{22} становятся зависимыми переменными, которые не могут быть включены непосредственно в уравнения электрических цепей, внешних для статоров двигателей. Введение цепей из емкостей и резисторов добавляет в схему узлы, разрешение баланса токов которых

позволяет учесть совместное функционирование подсхем с разнородными математическими описаниями. Таким образом, эти искусственно введенные цепочки играют роль подсхем связи. Чтобы уменьшить влияние токов связи на рабочие токи, величины сопротивлений этих цепей принимаются достаточно большими. Можно отметить, что включение параллельно с активными сопротивлениями емкостей, на первый взгляд, функционально избыточных, оправдано улучшением сходимости методов интегрирования уравнений состояния, приводящим к сокращению затрат машинного времени.

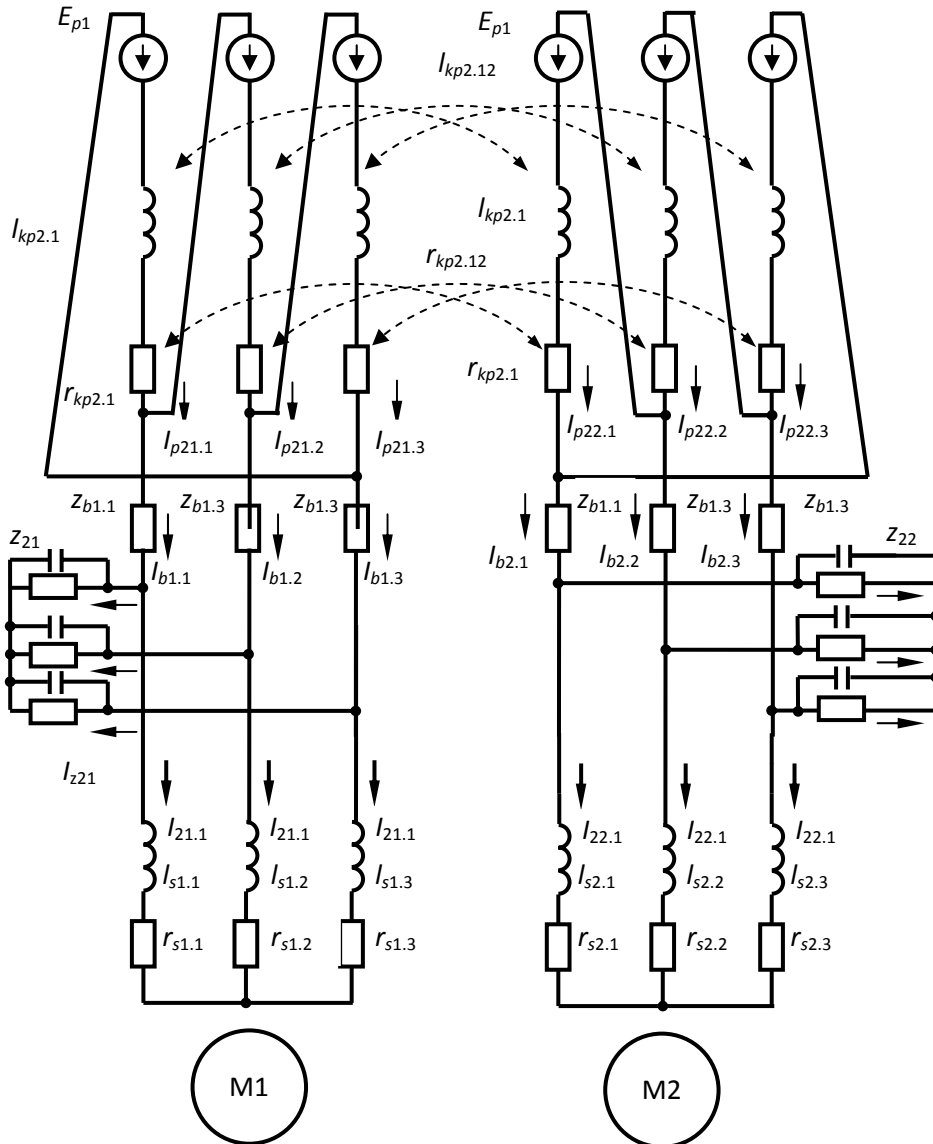


Рис. 2. Схема замещения силовых цепей участка турбокомпрессорного цеха

Предлагаемая схема замещения имеет общий характер для различных случаев анализа функционирования ГПА. В частности, возможно добавление схем замещения параллельно работающим двигателям в подсхемы секций, учет пофазной асимметрии параметров цепей и имитация других ситуаций, интересующих разработчиков электроприводов и специалистов по их эксплуатации.

Известно, что при анализе сложных объектов с большим количеством исходных параметров целесообразно использование относительных единиц. В данной работе эти единицы вводятся на основе применения основных базисных величин (табл. 2), определяемых паспортными данными двигателей СТД2 12500 мощностью 12,5 МВт с линейным напряжением

статора 10 кВ [5]. Производные базисные величины рассчитываются по известным физическим формулам через основные базисные величины, так, что все абсолютные значения параметров табл. 1, приведенные в схеме рис. 2, а также параметры двигателей переведены в относительные единицы и их исходные значения представлены в табл. 3.

Таблица 2

Базисные величины синхронного двигателя СТД2 12500

Базисная величина	Обозначение	Значение	Ед. изм	Примечание
Базисное напряжение цепей статора	U_B	8165	В	$\sqrt{2} \cdot U / \sqrt{3}$
Базисный ток цепей статора	I_B	1160	А	$\sqrt{2} \cdot I_{ном}$
Базисная частота	ω_B	314,1593	1/с	$2 \cdot \pi \cdot f_1$
Базисный угол поворота	θ_B	1	рад	1
Базисный электромагнитный момент	H_B	47599	Нм	С уточнением по результатам воспроизведения номинального режима
Базисное напряжение цепей ротора	U_{Bf}	19273	В	
Базисный ток цепей ротора	I_{Bf}	215	А	

Таблица 3

Параметры схем замещения синхронного двигателя и трансформатора в относительных единицах

Параметр	$l_d = l_q$	l_2	l_4	l_m	$l_{kp2.1}$	$l_{kp2.12}$	r_1	r_2	r_4	$r_{kp2.1}$	$r_{kp2.12}$
Значение	2,185	2,70	2,208	2,09	0,057	0,038	0,0049	0,0082	0,0065	0,0015	0,0005

На интервала одиночной работы М1 функционирует только одна левая секция вторичной обмотки (рис.2). При использовании преобразования Парка-Горева [4] для двухфазного представления синхронного двигателя уравнения состояния имеют вид

$$\begin{aligned}
 \frac{d}{dt} I_{p21} &= L_{hpLE1}^{-1} (E_{hLE1} - U_{chLE1} - R_{hLE1} I_{p21}), \\
 \frac{d}{dt} U_{c1} &= c_1^{-1} I_{c1}, \\
 \frac{d}{dt} \Psi_{dq1} &= E_{dq1} - \omega_{r1} B \Psi_{dq1} - r_1 I_{dq1} \\
 \frac{d}{dt} \Psi_{f1} &= e_{f1} - r_{f1} i_{f1}, \\
 \frac{d}{dt} \omega_{r1} &= j_{pr1}^{-1} (h_{em1} - h_{c1}), \\
 \frac{d}{dt} \theta_{r1} &= \omega_1,
 \end{aligned} \tag{9}$$

где токи внешних цепей двигателя состоят из независимых токов первой секции вторичной обмотки и зависимых токов шин b_1 , связанных топологическим соотношением

$$I_{LE1} = \begin{bmatrix} I_{p21} \\ I_{b1} \end{bmatrix} = H'_{LE1} I_{p21}, \text{ где } H_{LE1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 \end{bmatrix}. \tag{10}$$

ЭДС вращения двухфазной машины M_1 рассчитываются с использованием веществ-

венной матрицы B , ее преобразованные токи статора I_{dq1} и возбуждения i_{f1} вычисляются через потокосцепления Ψ_{dqf1}

$$B = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix}, I_{dqf1} = \begin{bmatrix} I_{dq1} \\ i_{f1} \end{bmatrix} = L_{dqf1}^{-1} \Psi_{dqf1}, L_{dqf1} = \begin{bmatrix} l_{m1} + l_{\sigma s1} & 0 & l_{m1} \\ 0 & l_{m1} + l_{\sigma s1} & 0 \\ l_{m1} & 0 & l_{m1} + l_{\sigma f1} \end{bmatrix}, \quad (11)$$

где l_{m1} , $l_{\sigma s1}$, $l_{\sigma s1}$, $l_{\sigma f1}$, - индуктивности главного контура намагничивания М1 и контуров обмоток двухфазного статора и возбуждения, не относящихся к главному контуру.

Следует отметить, что при сложной взаимозависимости между индуктивностями контуров статора и ротора должно выполняться соотношение, определяющее наличие в них полей рассеяния согласно формулам (10.9) и (10.11) из [4]:

$$\mu_1 = \frac{3}{2} \frac{l_{m1}^2}{(l_{m1} + l_{\sigma s1})(l_{m1} + l_{\sigma f1})} < 1, \quad \sigma_1 = 1 - \mu_1, \quad (12)$$

где μ_1 – продольный коэффициент магнитной связи, а σ_1 – продольный коэффициент рассеяния системы контуров двигателя М1.

Непреобразованные токи фаз статора рассчитываются через токи двухфазной машины с использованием матрицы преобразования A_{dq1}

$$I_{s1} = H'_s A_{dq1}^{-1} I_{dq1}, \text{ где } H_s = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & -1 \end{bmatrix}, A_{dq1} = 2/\sqrt{3} \begin{bmatrix} \sin(\theta_{r1} + \pi/3) & \sin(\theta_{r1}) \\ \cos(\theta_{r1} + \pi/3) & \cos(\theta_{r1}) \end{bmatrix}, \quad (13)$$

Токи цепей связи и остальные зависимые переменные и матрицы, необходимые для определения правых частей уравнений состояния (9) вычисляются согласно топологии схемы по соотношениям

$$\begin{aligned} I_{x1} &= I_{b1} - I_{s1} - r_{x1}^{-1} U_{c1}, U_{chLE1} = H_{LE1} U_{c1}, E_{dq1} = A_{dq1} \begin{bmatrix} U_{c1.1} \\ U_{c1.2} \end{bmatrix}, \\ L_{hLE1} &= H_{LE1} L_{LE1} H'_{LE1}, R_{hLE1} = H_{LE1} R_{LE1} H'_{LE1}, \\ L_{LE1} &= \text{diag}[l_{kp} \ l_{kp} \ l_{kp} \ l_{b1} \ l_{b1} \ l_{b1}], R_{LE1} = \text{diag}[r_{kp} \ r_{kp} \ r_{kp} \ r_{b1} \ r_{b1} \ r_{b1}]. \end{aligned} \quad (14)$$

Электромагнитный момент двигателя рассчитывается по формуле

$$h_{em1} = l_{m1} i_{q1} i_{f1}, \quad (15)$$

j_{pr1} - момент инерции на валу ротора.

Наиболее актуальным случаем функционирования рассматриваемой схемы является параллельное функционирование двух двигателей, когда первый (M_1) работает в статическом нагрузочном режиме и в это время подается напряжение на статор второго двигателя (M_2), включенного в ту же либо в другую секцию вторичной обмотки трансформатора. Так возникает переходный процесс пуска M_2 , в котором из-за больших пусковых токов в схеме происходит подсадка напряжения на шинах двигателя M_1 .

На этом интервале происходит питание цепей обоих статоров, в связи с чем изменяется первое уравнение системы (9), а также добавляются уравнения, отображающие асинхронный пуск двигателя М2 с двумя контурами статора, двумя контурами ротора и уравнениями движения. Новая система уравнений состояния оказывается расширенной. Первое уравнение отображает наличие шести контуров, конфигурация которых зависит от типа схемы питания: от разных секций вторичной обмотки трансформатора, или от одной секции. Также дополнительно учитываются индуктивности l_{42} и сопротивления r_{42} пусковой обмотки, которые определяют соотношения между потокосцеплениями и токами двигателя M_2 , работающего в режиме асинхронного пуска, получается система уравнений

$$\begin{aligned}
\frac{d}{dt} I_{hLE} &= L_{hLE}^{-1} (E_{hLE} - U_{chLE} - R_{hLE} I_{hLE}) , \\
\frac{d}{dt} U_{c1} &= c_1^{-1} I_{c1} , \\
\frac{d}{dt} U_{c2} &= c_2^{-1} I_{c2} , \\
\frac{d}{dt} \Psi_{dq1} &= E_{dq1} - \omega_{r1} B \Psi_{dq1} - r_1 I_{dq1} \\
\frac{d}{dt} \Psi_{f1} &= e_{f1} - r_{f1} i_{f1} , \\
\frac{d}{dt} \omega_{r1} &= j_{pr1}^{-1} (h_{em1} - h_{c1}) , \\
\frac{d}{dt} \theta_{r1} &= \omega_1 \\
\frac{d}{dt} \Psi_{dq2} &= E_{dq2} - \omega_1 B \Psi_{dq4.2} - r_{s2} I_{dq2} \\
\frac{d}{dt} \Psi_{42} &= -\beta_{r2} B \Psi_{4.2} - r_{42} I_{42} \\
\frac{d}{dt} \omega_{r2} &= j_{pr2}^{-1} (h_{em2} - h_{c2}) , \\
\frac{d}{dt} \theta_{r2} &= \omega_2 ,
\end{aligned} \tag{16}$$

где

$$I_{dqf42} = \begin{bmatrix} I_{dq2} \\ I_{dq4} \end{bmatrix} = L_{dq42}^{-1} \Psi_{dq42} , L_{dq42} = \begin{bmatrix} l_{m2} + l_{\sigma s2} & 0 & l_{m2} & 0 \\ 0 & l_{m2} + l_{\sigma s2} & 0 & l_{m2} \\ l_{m2} & 0 & l_{m2} + l_{\sigma 42} & 0 \\ 0 & l_{m2} & 0 & l_{m2} + l_{\sigma 42} \end{bmatrix} , \tag{17}$$

Электромагнитный момент второго двигателя М2, развиваемый под действием токов пусковой обмотки, вычисляется по формуле

$$h_{em2} = l_{m2} (i_{q2} i_{d42} - i_{d2} i_{q42}) . \tag{18}$$

На рис. 3 приведена расчетная диаграмма токов и напряжений статора двигателя М1 в статическом режиме при номинальном моменте сопротивления и коэффициенте мощности 0,99, полученная в среде МАТЛАБ-СИМУЛИНК [6]. Воспроизведение на основе (16) ряда режимов пуска двигателя М2 с разными вариантами параметров силовых элементов, возбуждения и управления возбуждением М1 показали, что уровень напряжения на статоре М1 спадает от 10,5 кВ ($E_p=1,05$) до 9 кВ ($E_p=0,9$), т.е. ниже границы статической устойчивости.

Это можно наблюдать и на экспериментальной осциллограмме (рис. 4). Тем самым подтверждается полученный на практике вывод о необходимости включения форсировки тока возбуждения, как только напряжение снизится до уровня 9,4 кВ ($E_p=0,94$). Вычислительные эксперименты показали, что нарастание напряжения питания возбуждения e_{r2} до уровня 1,6 E_p обеспечивает статическую устойчивость двигателя М1, работающего в режиме номинальной нагрузки.

Опыт эксплуатации возбудителей ВТЦ РЭ, разработанных ОАО НИПОМ, показал, что критической ситуацией в процессе запуска двигателей ГПА является процесс отключения форсировки при восстановлении уровня напряжения статора до 9600 В ($E_p=0,96$). Простое переключение уставки ЭДС возбуждения с максимальной до значения, вычисленного,

исходя из обеспечения заданного рабочего значения коэффициента мощности, может приводить при неблагоприятном сочетании факторов к нарушению статического режима.

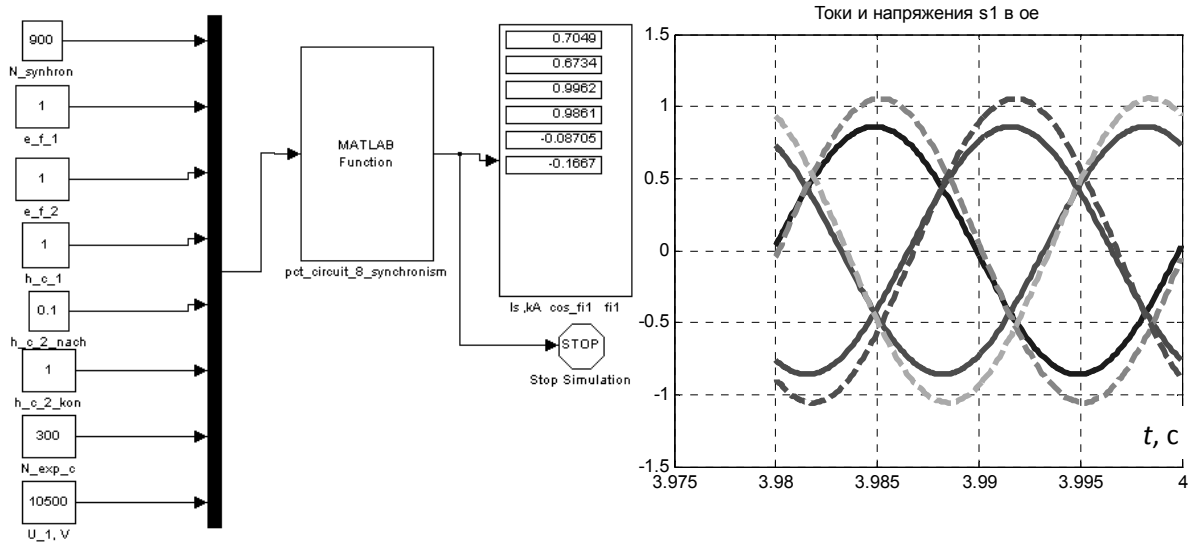


Рис. 3. Модель в среде МАТЛАБ-СИМУЛИНК и расчетная диаграмма мгновенных значений токов (—) и напряжений (- -) статора М1 в отн.ед. в рабочем статическом режиме

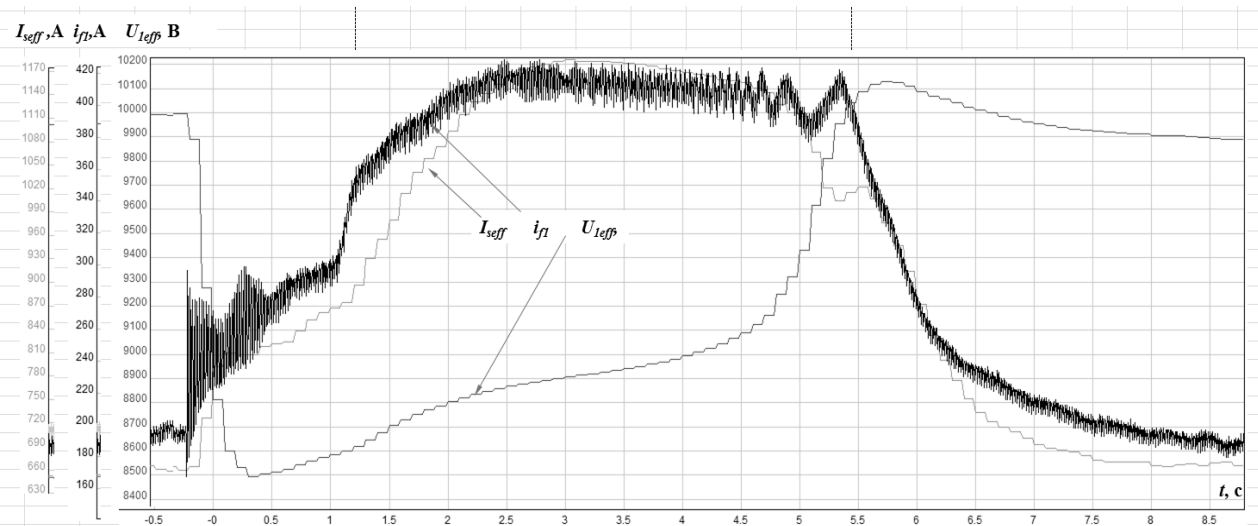


Рис. 4. Осциллограмма (021014 152817.nxg ГПА31) ОАО НИПОМ процесса запуска двигателя М₂ в одной секции с работающим двигателем М₁

На рис. 5 показаны расчетные осциллограммы процесса неудачного запуска двигателя М₂ параллельно с работающим двигателем М₁. Имитируется провал ЭДС возбуждения из-за перерегулирования системы автоматического регулирования. Детальное рассмотрение процесса показало, что энергия, передаваемая по каналу возбуждения, оказывается недостаточной для поддержания баланса мощности передаваемой статору, механической мощности на валу и мощности потерь. Недостаток начинает восполняться за счет кинетической энергии вращающегося ротора. Происходит замедление скорости вращения ротора двигателя М₁, и он выпадает из синхронизма.

При измененном алгоритме выхода из форсировки обеспечивается задержка на несколько секунд включения автоматического регулятора возбуждения, в результате чего ЭДС возбуждения спадает от форсировочного до рабочего значения с определенной интенсивностью и двигатель М₁ остается в синхронном режиме (рис. 6).

Вычислительные эксперименты с имитацией различных вариантов изменения момен-

тов сопротивления, напряжения питания, времени перехода двигателя M_2 в режим синхронизации показали высокую статическую устойчивость двигателя M_1 .

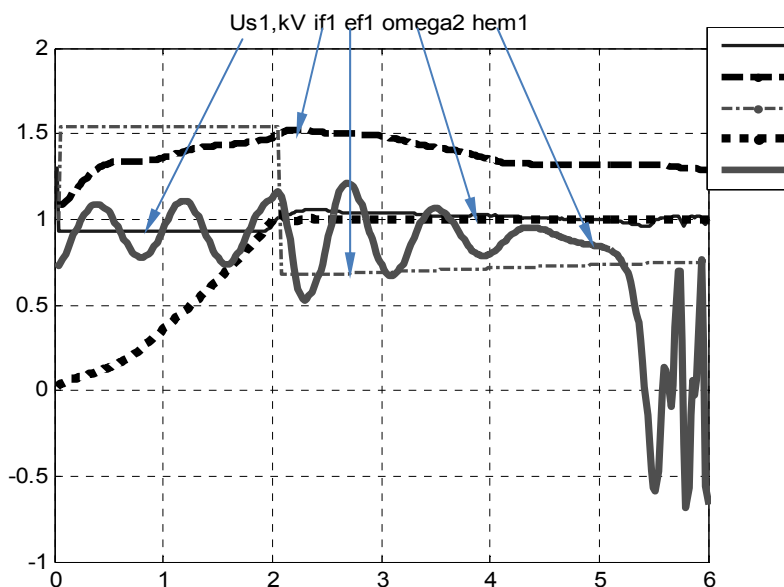


Рис. 5. Расчетная диаграмма процесса пуска двигателя M_2 , сопровождающегося опрокидыванием параллельно работающего двигателя M_1 при замедленном восстановлении ЭДС возбуждения после провала в процессе выхода из форсировки

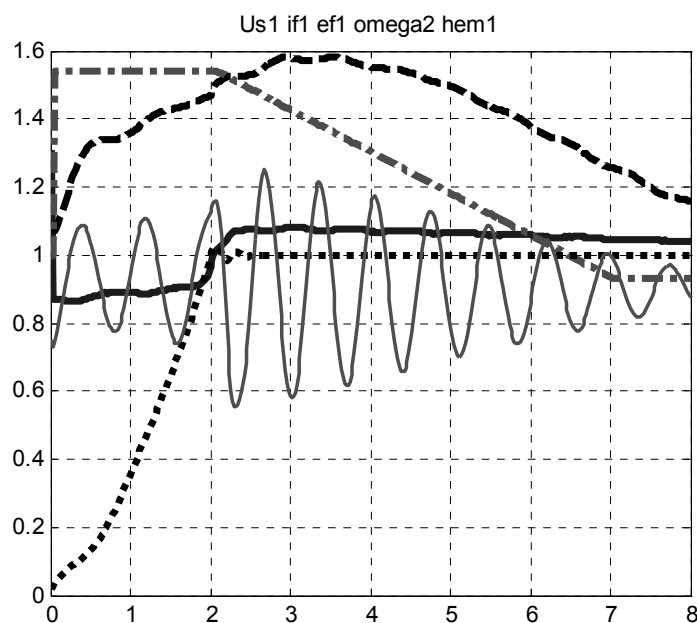


Рис. 6. Временная диаграмма моделирования процесса пуска двигателя M_2 , включенного в одну секцию вторичной обмотки трансформатора с двигателем M_1 при использовании измененного алгоритма отключения форсировки возбуждения

Выводы

Выполнен количественный анализ характерных статических и переходных режимов функционирования СТД2 12500 с тиристорным возбудителем ВТЦ-СД-Щ. Результаты согласуются с имеющимися паспортными данными и данными эксплуатации. Показана возможность применения разработанных моделей для исследования показателей работы привода в статических и пере-

ходных процессах. В том числе получены результаты исследования устойчивости электропривода компрессора при воздействии токов параллельно запускаемого двигателя. В частности:

1. Показано, что в схеме включения двигателей в разные секции вторичной обмотки трансформатора проявляется несущественное взаимовлияние двигателей.

2. Установлено, что при включении двигателей в одну секцию вторичной обмотки трансформатора при пуске двигателя М2 во многих случаях происходит выпадение из синхронизма двигателя М1, работающего в статическом режиме.

3. Доказано, что применение форсировки является эффективным средством обеспечения статической устойчивости двигателя М1. Однако, при резком выключении форсировки в отдельных случаях происходит выход из синхронизма двигателя М1.

4. Подтверждено, что применение измененного алгоритма форсировки, когда спадающие напряжения, подаваемого на обмотку возбуждения, от значения форсировки до значения, обеспечивающего требуемый коэффициент мощности, происходит с заданным темпом, в большинстве практических ситуаций предотвращает потерю статической устойчивости М1.

5. Сформировано представление о возможности включения математической модели в цифровую систему управления возбудителем с целью вычисления оптимального времени гашения и включения возбуждения с учетом параметров функционирования группы двигателей цеха.

Библиографический список

1. Типовые технические требования к газотурбинным ГПА и их системам. – М.: ВНИИГАЗ, 1997. – 68 с.
2. Справочник по газоснабжению и использованию газа / Н.Л. Стаскевич [и др.]. – Л.: Недра. 1990. – 762 с.
3. Трансформаторы трехфазные двухобмоточные масляные класса напряжением 220 и 330 кВ. ОАО «ЭЛЕКТРОЗАВОД». Документ завода-изготовителя: 107023, Москва, ул. Электrozаводская, 21. – 6 с.
4. Горев, А. А. Переходные процессы синхронной машины / А. А. Горев: – Л-М.: ГЭИ, 1950. – 552 с.
5. Двигатели трехфазные асинхронные СТД. Техническое описание и инструкция по эксплуатации. Документ завода-изготовителя: Лысьва, ОВЖ. 412.041 ТО. – 70 с.
6. Дьяконов, В. П. MATLAB и SIMULINK для радиоинженеров / В.П. Дьяконов. – М: «ДМК-Пресс», 2011.

Дата поступления
в редакцию 31.10.2017

A.I. Baikov¹, A.L. Gherebtsov², A.G. Zaharov³, D.V. Kovalev³

THE APPLICATION OF MATHEMATICAL MODELING FOR ANALYSIS OF EFFECTIVENESS OF CONTROL OF THE EXCITER OF THE SYNCHRONOUS MOTOR GAS PUMPING UNIT

Nizhny Novgorod state technical university n.a. R.E. Alekseev¹,
Limited Liability Company “Gazprom Transgaz Surgut”²,
Scientific and Technical Center NIPOM JSC³

Purpose: improvement of the system excitation control based on mathematical modelling of a part of the gas pumping station in Matlab Simulink.

Methods: mathematical description of the synchronous motor for different modes of operation based on a coordinate transformation of the Park-Gorev is obtained. An equivalent circuit of the high voltage transformer, which is identified according to the experience of the short circuit is developed. Artificial communication circuits, providing the resolution of the transformed and untransformed values of the currents through the common nodes of the subcircuits of stators and power supply are introduced.

Results: the drawdown of the supply voltage consistent with the experimental waveform is reproduced, resulting in the loss of synchronism of the engine, if necessary measures to boost their excitation currents are not taken.

Application: practical recommendations for the improvement of algorithms for digital control of the existing exciter-sare offered and the ways of their further development are validated.

Key words: mathematical modeling, synchronous motor, gas pumping, control of the excitation, Matlab, Simulink.