

# Методы идентификации параметров электромеханической части безредукторных электроприводов с вентильными двигателями

БАЛКОВОЙ А.П., СЛИВИНСКАЯ Г.А., ЦАЦЕНКИН В.К.

*Представление безредукторного электропривода с вентильными двигателями в виде одномассовой системы позволяет относительно простыми методами идентифицировать его основные параметры. Рассматриваются процедуры определения момента инерции и коэффициента момента с использованием затухающих колебаний в микрошаговом режиме и автоколебаний в замкнутой системе. Параметры активного момента и сухого и вязкого трения вычисляются по результатам измерения выходных переменных величин в системе с наблюдателем возмущений.*

**Ключевые слова:** безредукторный электропривод, вентильный двигатель, одномассовая система, идентификация параметров

Задача идентификации параметров часто возникает в процессе разработки, изготовления и эксплуатации электропривода. При этом актуальными являются методы косвенного определения параметров без применения специально разработанных измерительных средств.

Применяемые в безредукторном электроприводе вращающиеся или линейные синхронные машины, работающие в режиме вентильного двигателя, обычно получают питание от инвертора тока. Это обеспечивает относительно быстрое протекание электромагнитных процессов по сравнению с электромеханическими. Отсутствие кинематического преобразования во многих случаях позволяет пренебречь упругими колебаниями в механических деталях. Указанные обстоятельства делают возможным рассматривать механическую часть безредукторных электроприводов с вентильными двигателями как одномассовую. По этим причинам в электромеханической части безредукторного электропривода обычно достаточно определить следующие параметры: момент инерции с инерционной нагрузкой, зависимость электромагнитного момента от тока якоря, параметры статической нагрузки в виде сухого и вязкого трения.

Методы экспериментального определения параметров электромеханической части можно разбить на два вида: определение параметров в окрестности заданной механической координаты (линейного перемещения или угла) и определение параметров при заданных угловых (линейных) скоростях. К первому виду относятся методы исследования колебаний при работе синхронной машины в шаго-

*The considered electric drive is represented as a single-mass system, due to which its main parameters can be identified using relatively simple methods. The inertia moment and the torque coefficient are determined using decaying oscillations in a microstep mode and self oscillations in a closed-loop system. The parameters of the active torque and dry and viscous friction are calculated from the results of measurements of output variables in the system with a disturbance observer.*

**Key words:** electric drive, converter-fed motor, identification of parameters

вом или микрошаговом режиме, а также искусственно возбуждаемых колебаний в автоматической системе с регулятором [1, 2]. Методы второго вида основаны на анализе процессов в системах с наблюдателями скорости и возмущений [3, 4].

**Применение режима колебаний к определению параметров.** Цифровое управляющее устройство безредукторного электропривода выполняет не только функции, связанные с осуществлением заданных законов механического движения, но и реализует вспомогательные операции, облегчающие наладку, настройку и эксплуатацию электропривода. К этим операциям относится и процедура идентификации параметров.

Параметрическая идентификация электромеханической части безредукторного электропривода обычно проводится на основе изучения характеристик или переходных процессов, или амплитудно-частотных характеристик при действии на электропривод известных задающих воздействий. Оба подхода имеют определенные недостатки, ограничивающие их эффективность. Метод временных характеристик (переходных процессов) имеет энергетические ограничения, поскольку для получения значительного отклика необходимо большое значение кратковременного задающего воздействия (скачка или импульса), что в реальных объектах может вызвать нелинейные искажения. Метод частотных характеристик обычно требует большого числа измерений, что приводит к существенным затратам времени. Препятствием для эффективного использования этого метода также может оказаться погрешность регистрации гармонических колеба-

ний на высоких частотах из-за ограниченной точности датчиков.

Своеобразным синтезом обоих методов является метод возбуждения колебаний в электроприводе или за счет использования определенных режимов работы, или за счет подбора значений параметров, влияющих на устойчивость. При таком подходе можно в определенных пределах воздействовать на параметры колебаний, согласуя их с возможностями измерительных средств. Кроме того, существует и некоторый произвол в выборе измеряемых переменных, служащих для оценки неизвестного параметра или параметров электромеханической части электропривода. Существенной особенностью режима колебаний в замкнутой системе является возможность изменять их амплитуду в пределах линейности исследуемой системы. Это позволяет во многих случаях проводить измерения в малой окрестности точки позиционирования, т.е. получать зависимости параметров системы в функции пространственных координат.

**Анализ колебаний ротора синхронной машины в шаговом или микрошаговом режиме.** В шаговом или микрошаговом режиме и питании от инвертора тока синхронную машину можно представить в идеализированной форме и записать уравнение движения:

$$J_s \frac{d^2 q_{me}}{dt^2} + B_{me} \frac{dq_{me}}{dt} + T_m \sin p(q_{me} - g_{me}) = T_c \text{sign} W_{me}, \quad (1)$$

где  $J_s$  – суммарный момент инерции;  $q_{me}$ ,  $W_{me}$  – «механические» угол и скорость ротора;  $B_{me}$  – коэффициент вязкого трения;  $T_m$  – максимальный синхронизирующий момент двигателя;  $p$  – число пар полюсов;  $g_{me}$  – заданный угол перемещения;  $T_c$  – модуль момента сухого трения.

Принятая модель двигателя не учитывает зубцовые моменты (в том числе фиксирующий), которые приводят к отклонению угловой моментной характеристики от синусоиды. Рассмотренные здесь и далее процедуры применимы и к линейным синхронным машинам.

Если момент вязкого трения в электроприводе относительно мал, то можно пренебречь его влиянием на значение периода колебаний:

$$T_0 = 4 \sqrt{\frac{J_s}{pT_m} K_{\frac{\partial}{\partial}}^2} p q_{me,m} \frac{\ddot{q}}{\partial} \quad (2)$$

где  $q_{me,m}$  – амплитуда колебаний;  $K_{\frac{\partial}{\partial}}$  – полный эллиптический интеграл 1-го рода.

Из (2) определяем момент инерции электропривода

$$J_s = \frac{pT_m T_0^2}{16 \left( \frac{\partial}{\partial} K_{\frac{\partial}{\partial}}^2 - p q_{me,m} \frac{\ddot{q}}{\partial} \right)} \quad (3)$$

и удельную динамическую добротность, т.е. отношения коэффициента двигателя  $K_T$  к моменту инерции

$$D_{\text{дин}} = K_j = \frac{K_T}{J_s} = \frac{16 \left( \frac{\partial}{\partial} K_{\frac{\partial}{\partial}}^2 - p q_{me,m} \frac{\ddot{q}}{\partial} \right)}{\frac{m}{2} p I_{f \max} T_0^2}, \quad (4)$$

где  $m$  – число фаз двигателя;  $I_{f \max}$  – максимальное значение фазного тока.

Известно, что наличие сухого трения не влияет на период колебаний, а эффект «демпфирования» связан с изменением знака момента нагрузки в функции знака скорости вала двигателя. Вязкое трение влияет на период колебаний, и в случае представления шагового двигателя линейной системой (при малых амплитудах колебаний угла) значение круговой частоты вычисляется как

$$W = \sqrt{\frac{pT_m - B_{me}^2}{J_s}}. \quad (5)$$

Из (3)–(5) следует, что из опыта отработки заданного шага можно определить только одну из величин: момент инерции, максимальный синхронизирующий момент двигателя или удельную динамическую добротность. Увеличить число определяемых параметров можно только за счет изменения механических параметров, в частности момента инерции.

Если есть возможность добавить к существующему моменту инерции  $J_s$  известный дополнительный момент инерции  $DJ_s$ , то из (5) можно получить соотношения для частот колебаний двигателя с разными моментами инерции:

$$W_1 = \sqrt{\frac{pT_m - B_{me}^2}{J_s}}; \quad W_2 = \sqrt{\frac{pT_m - B_{me}^2}{J_s + DJ_s}}, \quad (6)$$

откуда

$$J_s = \frac{W_2^2}{W_1^2 - W_2^2} DJ_s = \frac{T_1^2}{T_2^2 - T_1^2} DJ_s. \quad (7)$$

В (7), кроме дополнительного момента инерции  $DJ_s$ , не входят другие параметры, характеризующие двигатель. Поэтому достаточно провести два опыта по отработке одного шага при одинаковых максимальных значениях фазного тока и различных значениях момента инерции. При относительно малом значении коэффициента вязкого трения можно пренебречь его влиянием на период колеба-

ний при обработке заданного шага и оценить коэффициент двигателя из (4).

При преобладании в электроприводе нагрузки типа сухого трения ее можно оценить, исследовав процесс затухания колебаний при обработке единичного шага. Из теории нелинейных колебаний известно, что при наличии сухого трения затухание колебаний обусловлено смещением нулевой точки на  $a = T_m / pT_c$  для каждого полуколебания; из осциллограммы переходного процесса

$$a = \frac{|x_1| - |x_2|}{2} = \frac{|x_{n-1}| - |x_n|}{2} = \frac{|x_1| - |x_3|}{4}, \quad (8)$$

где  $x_{n-1}$ ,  $x_n$  — значения соседних «амплитуд» положения вала относительно нулевой точки.

Период полуколебания

$$T_{00} = 2K(A_n / 2) / W_0, \quad (9)$$

где  $K(\star)$  — полный эллиптический интеграл первого рода;  $A_n = (x_n - a)$  — амплитуда  $N$ -го полуколебания;  $W_0$  — частота собственных колебаний шагового двигателя при  $T_c = 0$  и  $x \in 0$ .

Оценить значения коэффициента вязкого трения и модуля момента вязкого трения в принципе можно и посредством анализа параметров затухающих колебаний при обработке единичного шага. Однако при одновременном их действии разделение на составляющие становится относительно сложной задачей, решать которую следует другими методами, в частности проведением экспериментов в системе с наблюдателем возмущений [4].

**Анализ автоколебаний в замкнутой системе.** Основы метода поясняет пример идеализированной модели привода с вентильным двигателем, питаемым от инвертора тока. В этом случае собственно электродвигатель можно представить как последовательное соединение двух интегрирующих звеньев с общей передаточной функцией

$$G_D(s) = \frac{q_{me}(s)}{I_a(s)} = \frac{K_T}{J_s s^2}, \quad (10)$$

где  $q_{me}(s)$  — выходная координата (угол);  $I_a(s)$  — эквивалентный ток якоря двигателя;  $K_T$  — коэффициент двигателя;  $s$  — оператор дифференцирования.

При отсутствии демпфирующей нагрузки и замыкании обратной связи через пропорциональный регулятор положения следящий электропривод представляет собой консервативное колебательное звено. Амплитуда колебаний определяется задающим воздействием, а частота зависит от коэффициента усиления разомкнутой системы, т.е. коэффициента усиления регулятора, коэффициента пе-

редачи вентильного двигателя и момента инерции электропривода. В реальной системе всегда присутствует демпфирующая нагрузка и колебания исполнительного вала будут затухать. Степень демпфирования может быть весьма заметной, например, при больших значениях коэффициента момента сухого трения.

В замкнутой системе можно ввести положительную обратную связь, которая будет ослаблять естественное демпфирование. При этом легко добиться такого значения коэффициента положительной обратной связи, при котором установятся практически незатухающие автоколебания, а их частота будет зависеть только от коэффициента добротности. Установив связь между значениями коэффициента положительной обратной связи и демпфирующего момента, можно определить момент сухого трения. Смещение «центра» автоколебаний от заданного задающим воздействием позволит определить активный момент небаланса.

«Положительное демпфирование» в следящей системе достигается различными способами. Наиболее простым является введение «положительного вязкого трения» за счет положительной обратной связи по механической скорости. Возможно также использование в качестве регулятора положения пропорционально-дифференциального регулятора (ПД-регулятора) с отрицательной постоянной времени дифференциатора. И в том, и в другом случаях требуется установить связь между коэффициентом сухого трения и параметром, характеризующим положительное демпфирование. Для этого целесообразно воспользоваться методом гармонической линеаризации [5].

Для примера рассмотрим идеализированную следящую систему второго порядка. Двигатель с моментом инерции нагрузки представлен передаточной функцией (10). Он нагружен активным моментом небаланса  $T_a$ , моментом сухого трения  $T_c \operatorname{sgn}(s q_{me})$  и положительным моментом вязкого трения  $B_{me} s q_{me}$ . Выходная координата системы  $q_{me}$  сравнивается с задающим воздействием  $q_{meR}$ .

Для случая компенсации сухого трения за счет положительной обратной связи по скорости передаточная функция регулятора  $G_c(s) = K_c$ . Уравнение системы при  $q_{meR} = 0$ :

$$\frac{d^2 q_{me}}{dt^2} + \left( \frac{B_{me}}{J_s} + \frac{K_c K_T}{J_s} \right) \frac{dq_{me}}{dt} + \frac{T_c}{J_s} \operatorname{sgn} \left( \frac{dq_{me}}{dt} \right) = \frac{T_a}{J_s}. \quad (11)$$

В (11) член в квадратных скобках зависит от скорости и характеризует степень демпфирования колебаний. Если подобрать значение коэффициен-

та  $B_{me}$  так, чтобы колебания не затухали, то демпфирование будет отсутствовать. Однако сухое трение является нелинейной функцией скорости, и для определения условий, при которых эквивалентный коэффициент демпфирования обращается в нуль, удобно воспользоваться методом гармонической линеаризации.

Для идеальной релейной характеристики, которой имитируется в модели сухое трение, коэффициенты ряда Фурье

$$q(A_p) = \frac{4T_c}{\rho A_p}; \quad q_{\neq}(A_p) = 0,$$

где  $A_p$  — амплитуда колебаний скорости.

Скорость системы при незатухающих автоколебаниях можно представить как

$$sq_{me} = A_p \sin W_{me}t.$$

Формула гармонической линеаризации сухого трения

$$F(sq_{me}) = q(A_p)sq_{me}, \quad (12)$$

где

$$q(A_p) = \frac{4T_c}{\rho A_p}.$$

Поскольку при исследовании нелинейной системы интерес представляют параметры колебаний переменной  $q_{me}$ , то, полагая

$$q_{me} = q_{me0} + A \sin W_{me}t; \quad sq_{me} = AW_{me} \cos W_{me}t,$$

получаем

$$A_p = AW_{me}.$$

Формулу (12) можно представить в виде:

$$F(sq_{me}) = \frac{4T_c}{\rho AW_{me}} sq_{me}. \quad (13)$$

Для выходной переменной  $q_{me}$  следует учитывать смещение «центра» колебаний. При исследовании автоколебательного режима следящей системы предполагается, что активный момент небаланса неизменен, т.е. смещение  $q_{me0}$  постоянно. Кроме того, параметры автоколебаний выбираются так, что смещение  $q_0$  не влияет на их частоту. Таким образом, линеаризованные уравнения для режима автоколебаний можно записать в виде:

$$q_{me0} = \frac{T_a}{K_c K_T}; \quad (14)$$

$$\frac{d^2 q_{me}}{dt^2} + \frac{4T_c}{\rho AW} \frac{dq_{me}}{dt} + \frac{B_{me}}{J_s} \frac{dq_{me}}{dt} + \frac{K_c K_T}{J_s} q_{me} = 0. \quad (15)$$

По смещению «центра» колебаний легко вычислить активный момент небаланса:

$$T_a = K_c K_T q_{me0}. \quad (16)$$

Момент инерции электропривода определяется по частоте автоколебаний, поскольку для системы второго порядка (15)

$$W = \sqrt{\frac{K_c K_T}{J_s}}$$

и

$$J_s = \frac{K_c K_T}{W^2}. \quad (17)$$

Из условия поддержания в системе незатухающих автоколебаний (равенство нулю члена в квадратных скобках уравнения (15)) следует

$$T_c = \frac{\rho AB_{me}W}{4}. \quad (18)$$

Видно, что точность измерения значений момента инерции и моментов нагрузки зависит в основном от коэффициента  $K_T$ , так как измерить с малой погрешностью параметры автоколебаний (частоту, амплитуду и смещение) при наличии высокоточного датчика углового положения и использовании цифровых осциллограмм нетрудно.

Применение для оценки механических параметров системы положительного демпфирования требует изменения стандартного математического обеспечения, разработанного для функционирования следящих электроприводов в рабочих режимах. При использовании ПД-регулятора для компенсации демпфирования колебаний нагрузкой нужно изменить знак постоянной времени дифференциатора на обратный. Затем следует подобрать такое значение постоянной времени, при котором установятся незатухающие автоколебания.

Уравнения идеализированной системы с ПД-регулятором получим по ранее рассмотренной структуре, приняв  $B_{me} = 0$  и применив регулятор с передаточной функцией

$$G_c(s) = K_c(1 - T_2 s). \quad (19)$$

Принимая  $q_R = 0$ , получаем

$$\frac{d^2 q_{me}}{dt^2} + \frac{4T_c}{\rho AW} \frac{dq_{me}}{dt} + \frac{K_c K_T}{J_s} q_{me} = \frac{T_a}{J_s} + \frac{K_c K_T T_2}{J_s} \frac{dq_{me}}{dt}. \quad (20)$$

Произведение в квадратных скобках (20) тождественно по своему эффекту коэффициенту вяз-

кого трения  $B_{me}$  в (11), следовательно, коэффициент сухого трения

$$T_c = \frac{\rho A K_c K_T T_2 W}{4}. \quad (21)$$

Момент небаланса и момент инерции вычисляются по (16) и (17).

Как и в случае колебаний в шаговом режиме, можно определить динамическую добротность электропривода:

$$D_{дин} = K_j = \frac{K_T}{J_s} = \frac{W^2}{K_c}. \quad (22)$$

Для определения момента инерции электропривода или коэффициента  $K_T$  следует установить известный дополнительный момент инерции  $DJ_s$ , тогда

$$J_s = \frac{W_1^2}{W_1^2 - W_2^2} DJ_s \quad (23)$$

или

$$J_s = \frac{T_2^2}{T_2^2 - T_1^2} DJ_s, \quad (24)$$

где  $W_1, T_1$  – круговая частота и период автоколебаний привода с моментом инерции  $J_s$ ;  $W_2, T_2$  – круговая частота и период автоколебаний привода с моментом инерции  $J_s + DJ_s$ .

Дальнейшее изучение возможностей метода автоколебаний для идентификации механических параметров, в частности безредукторных следящих электроприводов, связано с проведением численных экспериментов на моделях, учитывающих электромагнитные параметры фаз двигателя и инверторов тока, а также эффекты, связанные с цифровой формой представления сигналов в регуляторе положения.

**Идентификация параметров электромеханической части системы электропривода с наблюдателями.** Известно [6], что построение автоматических систем

с электроприводами и наблюдателями переменных состояния позволяет заметно улучшить их динамические и статические показатели. В то же время наличие в составе наблюдателей модели объекта управления (электропривода) требует знания его параметров. Поскольку неточность настройки наблюдателя ухудшает выходные показатели системы автоматического управления, возникает возможность коррекции параметров наблюдателя с целью приближения к его оптимальной настройке.

Например, в [3] указывается, что путем минимизации ошибки наблюдателя скорости можно идентифицировать динамическую добротность электропривода  $D_{дин}$ . В цитируемой работе исследуется также оригинальная структура наблюдателя возмущений. Дополнительный анализ показал, что на ее основе можно построить структуру электропривода, позволяющую оценить параметры нагрузки типа сухого и вязкого трения, активного момента и переменной составляющей электромагнитного момента вентильного двигателя.

Рассмотрим идеализированный случай. Применительно к вентильному двигателю с питанием от инвертора тока эта структура приведена на рис. 1. Модель двигателя состоит из двух интеграторов, в качестве множителя для одного из них используется значение коэффициента  $K_f = D_{дин}$ . Дополнительная подсистема образована интегратором с множителем -  $K_1$ . Сигнал, соответствующий выходной координате  $x_1$ , и выходной сигнал интегратора дополнительной подсистемы алгебраически суммируются и образуют сигнал ошибки  $g$ . Этот сигнал суммируется с задающим воздействием  $I_r$ , токами  $I_a$  и  $I_c$ , пропорциональными активному моменту и моменту сухого трения нагрузки, током, характеризующим момент вязкого трения с коэффициентом  $B$ , и током  $I_f(x_1)$ , пропорциональным фиксирующему моменту  $T_f$ . Ток  $I_f(x_1)$  изменяется по синусоидальному закону в функции угла перемещения ротора двигателя

$$I_f = I_{fm} \sin mx_1, \quad (25)$$

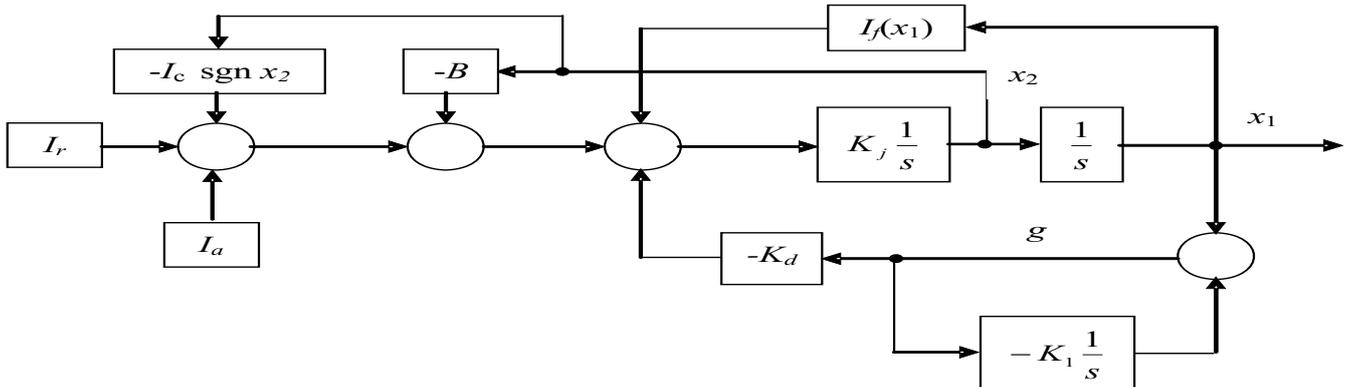


Рис. 1. Структурная схема системы с наблюдателем возмущений

где  $I_{fm}$  – амплитуда тока, пропорционального фиксирующему моменту;  $m$  – номер гармоники фиксирующего момента относительно полного оборота выходного вала вентильного двигателя.

Для этой структуры электропривода легко записать дифференциальные уравнения:

$$\begin{aligned} x_1 &= \frac{1}{s} x_2; \\ x_2 &= \frac{K_j}{s} (I_r - K_d g - Bx_2 - I_c \operatorname{sgn} x_2 + I_a + I_{fm} \sin mx_1); \\ g &= \frac{1}{s} (x_2 - K_1 g). \end{aligned} \quad (26)$$

Представим их в матричной форме без учета токов, пропорциональных моментам нагрузки и фиксирующему моменту:

$$\begin{pmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{g} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -K_j K_d & 0 & -K_1 \\ 1 & -K_1 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_1 \\ x_2 \\ g \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ I_r \\ 0 \end{pmatrix} \quad (27)$$

Используя стандартную процедуру преобразований [6], получаем передаточные функции системы:

$$\begin{aligned} G_g(s) &= \frac{g(s)}{I_r(s)} = \frac{K_j s}{s(s^2 + K_1 s + K_j K_d)} = \\ &= \frac{K_j}{s^2 + K_1 s + K_j K_d}; \end{aligned} \quad (28)$$

$$\begin{aligned} G_{x_2}(s) &= \frac{x_2(s)}{I_r(s)} = \frac{K_j s(s + K_1)}{s(s^2 + K_1 s + K_j K_d)} = \\ &= \frac{K_j(s + K_1)}{s^2 + K_1 s + K_j K_d}; \end{aligned} \quad (29)$$

$$G_{x_1}(s) = \frac{x_1(s)}{I_r(s)} = \frac{K_j(s + K_1)}{s(s^2 + K_1 s + K_j K_d)}. \quad (30)$$

Видно, что при холостом ходе установившееся рассогласование между выходными координатами объекта и дополнительной подсистемы  $g$  постоянно и обратно пропорционально коэффициенту  $K_d$ . Установившаяся скорость исполнительного вала также постоянна и пропорциональна отношению  $K_1 / K_d$ . Передаточная функция по выходной координате объекта содержит нулевой корень, т.е. в установившемся режиме  $x_1$  изменяется по линейному закону. Характер переходных процессов зависит от параметров характеристического полинома второй степени. Быстродействие и степень демпфирования определяются выбором базовой частоты  $\omega_{d0}$  и коэффициента демпфирования  $z_{d0}$  из соотношений:

$$\omega_{d0} = \sqrt{\frac{K_T K_d}{J}}; \quad K_1 = 2z_{d0} \omega_{d0}; \quad K_d = \frac{J \omega_{d0}^2}{K_T}. \quad (31)$$

Замечательным свойством рассматриваемой системы (во всяком случае, для идеального двигателя) является независимость установившейся скорости от  $K_j$ . Значения коэффициентов  $K_1$  и  $K_d$  при использовании цифрового устройства управления могут быть установлены с высокой точностью. Кроме того, при  $K_d = 1$  установившееся рассогласование между выходными координатами численно равно постоянному задающему воздействию  $I_r$ . Отметим также, что при  $K_d = 1$  и  $I_r = \text{const}$  установившаяся скорость

$$x_{2st} = K_1 g. \quad (32)$$

Предварительный анализ показал, что идентификацию параметров целесообразно проводить в режиме движения вала двигателя с установившейся постоянной скоростью. Для него справедливо уравнение токов якоря двигателя:

$$I_r - g - Bx_2 - I_c \operatorname{sgn} x_2 + I_a = 0. \quad (33)$$

Возможны шесть основных вариантов сочетаний моментов нагрузки на валу двигателя.

1.  $B = 0; I_a = 0; I_c = \text{const}$ . Уравнение токов двигателя в установившемся режиме

$$I_r - g - I_c \operatorname{sgn} x_2 = 0; \quad I_c \operatorname{sgn} x_2 = I_r - g. \quad (34)$$

Видно, что для определения  $I_c$  достаточно измерить значение установившейся ошибки  $g$  при заданном  $I_r = \text{const}$ .

2.  $B = 0; I_c = 0; I_a = \text{const}$ . Уравнение токов двигателя в установившемся режиме:

$$I_r - g + I_a = 0; \quad I_a = g - I_r. \quad (35)$$

Активный момент и момент сухого трения определяются по схожим соотношениям и при одинаковых условиях. Для того чтобы отличить характер действующего на вал двигателя момента, необходимо провести измерения при различных знаках скорости двигателя, т.е. при разных знаках тока  $I_r$ . Изменяя направление движения вала двигателя, удастся отличить активный момент от момента «сухого» трения и определить его знак.

3.  $B = 0; I_c = \text{const}; I_a = \text{const}$ . Уравнение токов двигателя в установившемся режиме

$$I_r - g - I_c \operatorname{sgn} x_2 + I_a = 0; \quad I_c \operatorname{sgn} x_2 - I_a = I_r - g \quad (36)$$

Неизвестными являются две величины, поэтому для их определения необходимо выполнить изме-

рения в двух режимах, а именно, при различных направлениях движения вала с одинаковыми по модулю задающими воздействиями  $I_r$ .

Для вычисления неизвестных составляющих тока для положительного активного момента необходимо решить систему уравнений:

$$\begin{aligned} g- I_r &= I_a - I_c; \\ g- I_r &= I_a + I_c. \end{aligned} \quad (37)$$

Во втором уравнении знак  $I_c$  положительный, так как при изменении знака  $I_r$  меняется знак скорости  $x_2$ .

4.  $I_a = 0$ ;  $I_c = 0$ ;  $B = \text{const}$ . Уравнение токов двигателя в установившемся режиме

$$I_r - g - Bx_2 = 0; \quad B = \frac{I_r - g}{x_{2st}} = \frac{I_r - g}{K_1 g}. \quad (38)$$

Теоретически для определения коэффициента вязкого трения достаточно измерить ошибку для одного значения  $I_r$ . Однако этого недостаточно, так как наличие только вязкого трения означает, что зависимость  $g = I_r - Bx_{2st}$  стремится к нулю при  $I_r \rightarrow 0$ . Это обстоятельство имеет важное значение при наличии, кроме момента вязкого трения, других составляющих нагрузки.

5.  $I_a = 0$ ;  $I_c = \text{const}$ ;  $B = \text{const}$ . Для установившегося режима движения с постоянной скоростью справедливо уравнение токов

$$I_r - g - Bx_2 - I_c \operatorname{sgn} x_2 = 0, \quad (39)$$

из которого следует, что при  $g = x_2 = 0$  легко определить  $I_c = I_r$ . Действительно, при уменьшении  $I_r$  и стремлении скорости якоря к нулю рассогласование  $g$  численно стремится к значению сухого трения  $I_c$ . Для двух значений возмущающего воздействия  $I_r$  получают установившиеся значения рассогласования  $g$  и скорости якоря  $x_2$ :

$$\begin{aligned} I_{r1}; g_1; x_{21}; \\ I_{r2}; g_2; x_{22}. \end{aligned}$$

По этим координатным точкам запишем уравнение прямой линии:

$$g = \frac{(I_r - I_{r1})(I_{r2} - I_{r1})}{I_{r2} - I_{r1}} + g_1; \quad (40)$$

она пересекает ось абсцисс при  $I_r = I_c$ . Далее можно вычислить значение вязкого трения

$$B = \frac{I_r - |I_c| - g}{x_2} = \frac{I_r - |I_c| - g}{K_1 g}. \quad (41)$$

6.  $I_a = \text{const}$ ;  $I_c = \text{const}$ ;  $B = \text{const}$ . В этом случае для определения трех неизвестных переменных не-

обходимо решать уравнение (33) путем построения как минимум двух прямых линий для аргумента  $I_r$ , с разными знаками. По полученным данным строятся прямые линии, пересекающие ось абсцисс. Определив значения  $I_r$ , по аналогии с вариантом 3 можно вычислить значения токов, пропорциональных активному моменту и моменту сухого трения, а по (33) — коэффициент вязкого трения.

В реальном вентильном двигателе практически всегда возникает неравномерность электромагнитного момента в функции положения ротора, вызванная наличием зубцовых составляющих фазных моментов. Часто причиной неравномерности служит фиксирующая составляющая, возникающая за счет взаимодействия постоянных магнитов ротора с зубцами сердечника статора. Очевидно, она может вызвать колебания выходной координаты системы рис. 1. Это, несомненно, отразится на точности оценки параметров нагрузки электропривода. Предварительные исследования показали, что при синусоидальном фиксирующем моменте закон колебаний выходной скорости и ошибки  $g$  отличается от синусоидального, особенно на относительно низких скоростях и при больших амплитудах возмущающего момента. По этой причине для идентификации параметров нагрузки необходимо проявлять определенную осторожность при выборе коэффициента демпфирования  $K_1$  и задающего воздействия  $I_r$ , точнее скорости ротора. Возрастание погрешности за счет нелинейного характера влияния возмущающего момента на закон колебаний выходной скорости и ошибки можно контролировать, анализируя гармонический состав этих колебаний и проводя сравнительный анализ посредством исследования математической модели системы. Обычно положительный результат достигается за счет увеличения демпфирования и скорости системы.

Несомненный интерес представляет исследование возможности оценки фиксирующего момента с помощью системы рис. 1. Для этого необходимо установить взаимосвязь между параметрами фиксирующего момента и параметрами колебаний ошибки  $g$ .

Исключив переменные  $x_1$  и  $x_2$  из уравнений (26) и приняв  $x_2 > 0$ , получим нелинейное уравнение для ошибки:

$$\begin{aligned} (s^2 + (K_1 + K_j B)s + K_j(K_d + BK_1))g = \\ = K_j(I_r - I_c) + I_a + I_{fm} \sin mx_1. \end{aligned} \quad (42)$$

Поскольку нелинейная составляющая входит в уравнение аддитивно, то его приближенное решение можно получить следующим образом. Прини-

мая  $I_{fm} = 0$  и  $I_r = \text{const} \neq 0$ , получаем линейное уравнение

$$(s^2 + (K_1 + K_j B)s + K_j(K_d + BK_1))g = K_j(I_r - I_c + I_a) \quad (43)$$

и определяем для него установившееся решение при  $s \rightarrow 0$ :

$$(K_d + BK_1)g_0 = I_r - I_c + I_a. \quad (44)$$

Кроме того, введем новую переменную  $g = g_0 + g_D$ , где  $g_0$  — установившееся значение ошибки;  $g_D$  — отклонение ошибки от установившегося значения.

Подставим новую переменную в (42) и получим

$$(s^2 + (K_1 + L_j B)s)g_D + K_j(K_d + BK_1)(g_0 + g_D) = K_j(I_r - I_c + I_a + I_{fm} \sin mx_1). \quad (45)$$

Вычтем из (45) выражение для установившихся значений и найдем уравнение в отклонениях:

$$(s^2 + (K_1 + K_j B)s + K_j(K_d + BK_1))g_D = K_j I_{fm} \sin mx_1. \quad (46)$$

Уравнение (46) нелинейно, так как возмущающее воздействие зависит от координаты  $x_1$ . Примем, что в установившемся режиме ротор двигателя вращается с постоянной угловой скоростью, т.е. пренебрежем влиянием детонаций скорости на частоту колебаний фиксирующего момента. Тогда уравнение в отклонениях можно записать как

$$(s^2 + (K_1 + K_j B)s + K_j(K_d + BK_1))g_D = K_j I_{fm} \sin w_f t, \quad (47)$$

где  $w_f = mx_{20}$  — «линеаризованная» частота возмущающего момента.

Из (47) можно получить выражение для амплитуды колебаний ошибки  $g_D$ . Для этого необходимо найти установившееся решение этого уравнения, воспользовавшись разложением Хевисайда для корней  $r_1 = jw_f$  и  $r_2 = -jw_f$ . В результате получим

$$g_{Dm} = K_j I_{fm} \frac{1}{\sqrt{(K_1 + K_j B)^2 w_f^2 + [K_j(K_d + BK_1) - w_f^2]^2}}. \quad (48)$$

Частота возмущающего момента определяется из уравнений для установившегося движения:

$$x_{20} = K_1 g_0; \quad g_0 = \frac{1}{K_d + BK_1} (I_r - I_c + I_a); \quad (49)$$

$$w_f = mx_{20} = \frac{mK_1(I_r - I_c + I_a)}{K_d + BK_1}.$$

Соотношения (48) и (49) позволяют оценить амплитуду  $g_{Dm}$  при относительно небольших ее значениях. Следовательно, необходимо предварительно выбрать значения параметров  $K_1$  и  $I_{r0}$  такими, при которых амплитуда колебаний ошибки была бы относительно мала, но не настолько, чтобы затруднить ее измерение по осциллограмме ошибки  $g$ .

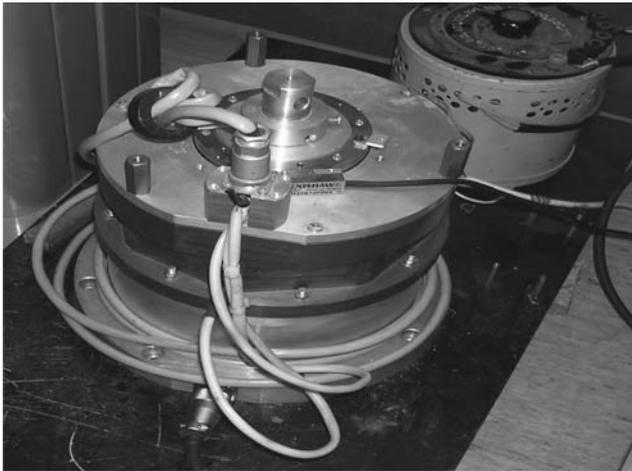
**Экспериментальная проверка методик идентификации параметров.** Проверка рассмотренных методов идентификации параметров посредством вычислительных экспериментов на математических моделях безредукторных электроприводов показала их высокую эффективность. Были проведены также физические испытания на лабораторном макете поворотного стола.

В безредукторном электроприводе поворотного стола использован трехфазный синхронный двигатель, работающий в вентильном режиме. Двигатель имеет ротор из высококоэрцитивных постоянных магнитов и статор с однослойной дробной обмоткой (число пазов статора на полюс и фазу  $q = 4/11$ ) [7, 8]. В состав поворотного стола входит также датчик угла с разрешением  $20^\circ$ . Ниже приведены паспортные значения основных параметров двигателя при напряжении силового источника питания 300 В:

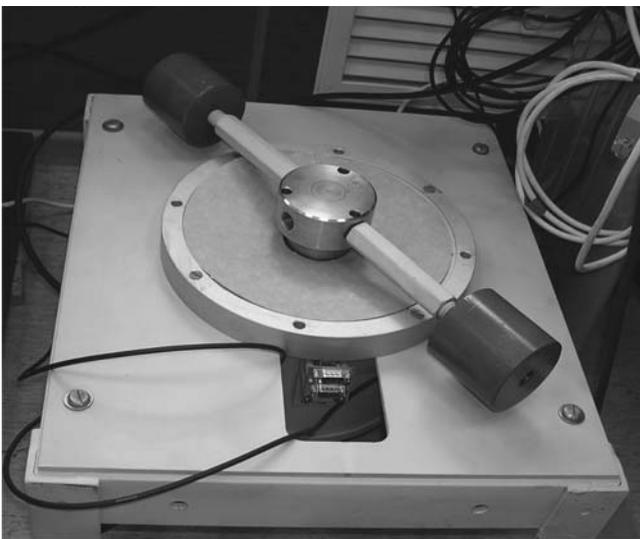
Длительный момент двигателя $T_c$ , Нж	20
Пиковый момент двигателя $T_p$ , Нж	60
Амплитуда длительного тока фазы, $I_{mc}$ , А	£ 4
Амплитуда пикового тока фазы $I_{mp}$ , А	£ 11
Число пар полюсов $p$	11
Момент инерции ротора $J$ , кгж <sup>2</sup>	0,02
Максимальная частота вращения $n_{max}$ , об/мин	> 700

Внешний вид поворотного стола со стороны выхода вала показан на рис. 2,а. Дополнительный момент инерции в виде двух стальных цилиндров на двух несущих стержнях располагается на другом выходе вала (рис. 2,б). Значение дополнительного момента инерции  $J_{S2} = 0,163$  кгж<sup>2</sup> определялось расчетным путем [9].

Заданный шаг в микрошаговом режиме обрабатывался путем задания угла поворота вектора фазных токов. Двигатель питался от инвертора тока с векторной ШИМ. Было снято две пары осциллограмм угла поворота вала двигателя при заданных значениях шага  $a$ : одна пара без дополнительного момента инерции, вторая с дополнительным. Для каждой пары назначались значения угла шага 25 и 60° при  $I_{fmax} = 3$  А (см. таблицу).



а)



б)

Рис. 2. Внешний вид поворотного стола: а – со стороны выхода вала; б – с противоположной стороны, с дополнительным моментом инерции

Значение а, град.	Результаты обработки осциллограмм				
	Dl, кгж <sup>2</sup>	T, с	J <sub>1</sub> , кгж <sup>2</sup>	K(ж)	K <sub>T</sub> , Нж/А
25	0 0,163	0,1025 0,2888	0,0235	1,5897	1,827
60	0 0,163	0,1079 0,299	0,0244	1,6858	1,926

Разброс в экспериментальных значениях момента инерции J<sub>1</sub>, образованного собственным моментом инерции двигателя и датчиком угла, и коэффициента K<sub>T</sub> не превышает 5%, что можно считать удовлетворительным для практических приложений.

Модуль момента сухого трения и коэффициент вязкого трения определялись путем обработки осциллограмм установившихся значений сигнала g при различных заданных значениях тока I<sub>r</sub>. Значения коэффициентов K<sub>d</sub>=1 и K<sub>1</sub>=15 сохранились

неизменными при проведении всех экспериментов по определению моментов нагрузки. Установившиеся сигналы g(I<sub>r</sub>, q<sub>me</sub>) усреднялись по углу q<sub>me</sub>, и для полученных значений была построена их зависимость от тока I<sub>r</sub>, представленная на рис. 3. Видно, что экспериментально полученные точки практически располагаются на прямой линии. Для вычисления модуля тока I<sub>c</sub> достаточно продолжить эту прямую линию до пересечения с осью абсцисс, они пересекаются при I<sub>r</sub> = I<sub>c</sub> = 0,15 А. Приняв за «истинное» среднее значение коэффициента K<sub>tса</sub> = (1,827+1,926)/2 = 1,877, вычислим модуль момента сухого трения:

$$T_c = \frac{m}{2} K_{tса} I_c = 1,5 \times 1,877 \times 0,15 \approx 0,42 \text{ Нж.}$$

Коэффициент вязкого трения определим, воспользовавшись соотношением (8) для точки I<sub>r</sub> = 3 А; g = 2,482:

$$B_{me} = \frac{m}{2} K_{tса} B = \frac{m}{2} K_{tса} \frac{I_r - |I_c| - g}{K_1 g} = \frac{3}{2} \cdot 1,877 \frac{3 - 0,15 - 2,482}{15 \times 2,482} = 0,0278 \text{ Нжжс.}$$

После второй серии измерений зависимости g(I<sub>r</sub>, q<sub>me</sub>) и ее аппроксимации прямой линией были получены значения параметров нагрузки: M<sub>c</sub> = 0,44 Нж и B<sub>me</sub> = 0,028 Нжжс. Разброс значений модуля момента сухого трения не превышает 5%, а коэффициента вязкого трения – 1,5%.

Значение коэффициента вязкого трения, определенное в результате обработки осциллограмм, полученных при экспериментах с системой электропривода рис. 2, мало и не оказывает ощутимого влияния на период колебаний при отработке угла в микрошаговом режиме.

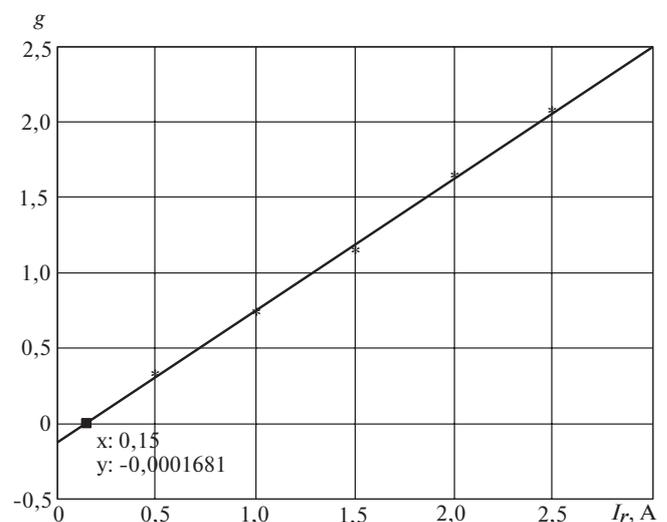


Рис. 3. К определению моментов сухого и вязкого трения

В заключение следует подчеркнуть, что успехи в идентификации обычно могут быть достигнуты при сочетании различных методов, каждый из которых наиболее приемлем для оценки определенной группы параметров исследуемой системы.

---

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

---

1. **Цаценкин В.К.** Режим автоколебаний и идентификация параметров безредукторного электропривода. — Труды МЭИ «Электропривод и системы управления». — М.: Изд. дом МЭИ, 2005, вып. № 681.
2. **Сливинская Г.А., Цаценкин В.К.** Определение параметров электромеханической части безредукторного электропривода. — Труды МЭИ. — М.: Изд. дом МЭИ, 2009, вып. №685.
3. **Kruk van der R., Scanell J.** Motion Controller Employs DSP Technology. Digital Control Applications with the TMS320 Family. — Texas Instruments, 1991.
4. **Цаценкин В.К.** Использование наблюдателей для идентификации параметров безредукторного электропривода. — Труды МЭИ. — М.: Изд. дом МЭИ, 2009, вып. №684.
5. **Попов Е.П., Пальгов И.П.** Приближенные методы исследования нелинейных автоматических систем. — М.: Физматгиз, 1960.
6. **Квакернаак Х. Сиван Р.** Линейные оптимальные системы управления. — М.: Мир, 1977.
7. **Шевченко А.Ф.** Многополюсные магнитоэлектрические двигатели с дробными зубцовыми обмотками. — Труды XII Международ. конф. «Электромеханика, электротехнологии, электрические материалы компоненты» (МКЭЭЭ—2008). — М.: Институт электротехники МЭИ (ТУ), 2008.
8. **Шевченко А.Ф.** Магнитодвижущие силы однозубцовых дробных обмоток с  $q < 1$ . — Научный вестник НГТУ, 1996, № 2.
9. **Фаворин М.В.** Моменты инерции тел. — М.: Машиностроение, 1970.

[24.02.11]

*Авторы: Балковой Александр Петрович окончил в 1977 г. факультет электрификации и автоматизации промышленности и транспорта Московского энергетического института (МЭИ). В 1982 г. защитил кандидатскую диссертацию по электроприводу с шаговыми двигателями. Старший научный сотрудник кафедры автоматизированного электропривода МЭИ.*

*Сливинская Галина Андреевна окончила в 1973 г. механико-математический факультет Московского государственного университета им. Ломоносова. Старший научный сотрудник кафедры автоматизированного электропривода МЭИ.*

*Цаценкин Виктор Кириллович окончил в 1957 г. факультет электрификации промышленности и транспорта МЭИ. В 1962 г. защитил кандидатскую диссертацию по электроприводу с шаговыми двигателями. Старший научный сотрудник кафедры автоматизированного электропривода МЭИ.*

