

у мережі, що живить агрегат ПК, виявляти якість ведення технологічного процесу. Потім, провівши порівняльні оцінки випадків, коли ступінь несиметрії був мінімальним, з урахуванням супроводжуючих ці випадки умов роботи (кваліфікації обслуговуючого персоналу, ідентичності налагодження регуляторів різних фаз, якості живильної напруги в мережі) прийняти необхідні заходи щодо забезпечення роботи агрегату ПК по $\alpha_i = \min$ і таким чином зменшити витрати електроенергії на тону виплавленого металу.

ЛІТЕРАТУРА

1. Статические компенсаторы реактивной мощности / под ред. В.А.Веникова. – М.: Энергия, 1975. – 136с.
2. Статические компенсаторы для регулирования реактивной мощности / под ред. Р.М.Матура; пер. с англ. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 160с.
3. Михеев Р.В. Повышение эффективности электроснабжения электропечей / Р.В.Михеев, А.П.Михеев, Ю.Л.Рыжиев. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 208с.
4. Иванов В.С. Режимы потребления и качество электроэнергии систем электроснабжения промышленных предприятий / Иванов В.С., Соколов В.И. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 336с.
5. Хмельницький Е.Д. Експлуатаційні дослідження роботи статичного тиристорного компенсатора реактивної потужності у разі живлення агрегату «піч-ківш» / Хмельницький Е.Д. // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету (технічні науки). – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2015. – Випуск 1(26). – С.130-137.
6. Справочник по надежности / под ред. Б.Р.Левина. – Т.1/W. GRANT IRESON. – М.: Издательство «МИР», 1969. –248с.

Надійшла до редколегії 02.03.2016.

УДК 62-83:681.513.5

КЛЮЕВ О.В., к.т.н., доцент
САДОВОЙ А.В., д.т.н., профессор

Днепродзержинский государственный технический университет

ОПТИМИЗАЦИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК АСИНХРОННОГО ВЕНТИЛЬНОГО КАСКАДА

Введение. Перспективным направлением реализации мощных электроприводов турбомеханизмов является использование асинхронной машины с фазным ротором в каскадных схемах включения. Структура системы векторного управления асинхронной машиной (АМ) с постоянным потокосцеплением может оказаться нерациональной, так как стабилизация системой управления модуля вектора потокосцепления на уровне номинального значения приводит к снижению коэффициента мощности при моментах нагрузки электропривода меньше номинального. Указанным недостатком обладают регулируемые электроприводы нагрузочных машин с вентиляторной механической характеристикой.

Аналитические выражения, позволяющие определить значения потокосцепления статора асинхронного вентиляционного каскада (АВК), при котором его энергетические характеристики достигают экстремума, получены в [1]. Однако в этой работе вычисления проводились без учёта явления насыщения магнитопровода, что выражается во влиянии величины потокосцепления на значения индуктивностей АМ. При формировании

целевых функций управления АВК и в алгоритмах нахождения их экстремальных значений для повышения точности эффект насыщения магнитной цепи желательного учитывать.

Улучшить энергетические показатели АВК можно, изменяя поток в функции момента нагрузки на валу АМ. Для оптимизации энергетических процессов в АВК необходимо построить в общем случае многоканальную систему с независимым управлением реактивным током, скоростью и потокосцеплением асинхронной машины, что возможно реализовать в векторной полеориентированной системе управления с добавлением в её состав контура экстремального регулирования. Целью регулирования можно принять достижение экстремума некоторой целевой функции и слежение за дрейфом экстремума при изменении параметров и переменных состояния электропривода.

Постановка задачи. Задача настоящей статьи состоит в формировании функций качества установившихся режимов работы АВК и исследование свойств этих функций с целью получения результатов, необходимых для синтеза систем управления АВК, оптимальных по энергетическим показателям.

Результаты работы. В асинхронном вентильном каскаде регулированием реактивной составляющей тока ротора можно добиться единичного коэффициента мощности статорной цепи, что достигается выполнением условия

$$Q_s = \frac{3}{2} \text{Im}[\bar{U}_s \bar{I}_s^*] = \frac{3}{2} (U_{sv} I_{su} - U_{su} I_{sv}) = 0. \quad (1)$$

Анализ энергетических характеристик АВК осуществим по его уравнениям в осях, ориентированных по вектору потокосцепления статора. Тогда после преобразований уравнений

$$\begin{aligned} \bar{U}_s &= R_s \bar{I}_s + p \bar{\Psi}_s + j \omega_k \bar{\Psi}_s; & \bar{\Psi}_s &= L_s \bar{I}_s + L_m \bar{I}_r; \\ \bar{U}_r &= R_r \bar{I}_r + p \bar{\Psi}_r + j(\omega_k - \omega) \bar{\Psi}_r; & \bar{\Psi}_r &= L_m \bar{I}_s + L_r \bar{I}_r, \end{aligned} \quad (2)$$

записанных для установившегося режима работы, получим следующие соотношения:

$$U_{ru} - k_s U_{su} = R'' I_{ru} - \frac{k_s}{T_s} \Psi_s - (\omega_0 - \omega) L_\delta I_{rv}; \quad (3)$$

$$U_{rv} - k_s U_{sv} = R'' I_{rv} - k_s \omega \Psi_s + (\omega_0 - \omega) L_\delta I_{ru},$$

где $R'' = R_r + k_s^2 R_s$; $L_\delta = L_s L_r - L_m^2 / L_s$; ω_0 – скорость идеального холостого хода в электрических рад/с.

Уравнение баланса напряжений статорной цепи, взятое из (2), в проекциях на оси u, v в статике запишется следующим образом:

$$U_{su} = R_s I_{su}; \quad U_{sv} = R_s I_{sv} + \omega_0 \Psi_s. \quad (4)$$

Выражение для потокосцепления статора, записанное в проекциях на оси координат с учётом того, что $\Psi_{sv} = 0$, представляется в виде следующих соотношений:

$$\Psi_s = L_s I_{su} + L_m I_{ru}; \quad 0 = L_s I_{sv} + L_m I_{rv}. \quad (5)$$

В стационарном режиме момент сопротивления на валу АМ равен электромагнитному моменту

$$M_c = -\frac{3}{2} N k_s \Psi_s I_{rv}. \quad (6)$$

Если подставить выражения (4) в (1), то после сокращения подобных слагаемых получим

$$Q_s = \frac{3}{2} \Psi_s \omega_0 I_{su}. \quad (7)$$

Из формулы (7) видно, что в режиме компенсации реактивной мощности, потребляемой двигателем со стороны статора, необходимо обеспечить условие равенства нулю реактивной составляющей тока статора, т. е. $I_{su} = 0$. Тогда из (5) и (6) следуют соотношения для токов:

$$I_{ru} = \frac{\Psi_s}{L_m}; \quad I_{sv} = -k_s I_{rv}; \quad I_{rv} = -\frac{2M_c}{3Nk_s \Psi_s}. \quad (8)$$

Сформируем целевые функции, поиск экстремума которых можно осуществить контуром экстремального регулирования при соблюдении условия (1). Для этого выразим реактивную мощность ротора, определяемую формулой

$$Q_r = \frac{3}{2} \text{Im}(\vec{U}_r \vec{I}_r^*) = \frac{3}{2} (U_{rv} I_{ru} - U_{ru} I_{rv}), \quad (9)$$

через регулируемые переменные электропривода. При подстановке выражений для токов (8) и напряжений статора (4) в соотношения (2) для напряжений ротора с учётом того, что $U_{su} = 0$ при $I_{su} = 0$, после преобразований получим следующие зависимости:

$$U_{ru} = \frac{R_s \Psi_s}{L_m} + \frac{2L_\delta M_c (\omega_0 - \omega)}{3Nk_s \Psi_s} - \frac{k_s}{T_s} \Psi_s; \quad U_{rv} = \frac{1}{k_r} \Psi_s (\omega_0 - \omega) - \frac{2R_r M_c}{3Nk_s \Psi_s}. \quad (10)$$

Если подставить выражения для токов (8) и напряжений (10) в формулу (9), то после упрощений получим следующее соотношение для реактивной мощности ротора:

$$Q_r = \frac{3}{2k_r L_m} \Psi_s^2 (\omega_0 - \omega) + \frac{2L_\delta M_c^2 (\omega_0 - \omega)}{3N^2 k_s^2 \Psi_s^2}. \quad (11)$$

Активные мощности статора и ротора рассчитываются по формулам

$$P_s = \frac{3}{2} \text{Re}(\vec{U}_s \vec{I}_s^*) = \frac{3}{2} (U_{su} I_{su} + U_{sv} I_{sv}); \quad (12)$$

$$P_r = \frac{3}{2} \text{Re}(\vec{U}_r \vec{I}_r^*) = \frac{3}{2} (U_{ru} I_{ru} + U_{rv} I_{rv}). \quad (13)$$

С учётом (4) и (8) выражение для активной мощности статора примет вид

$$P_s = \frac{2R_s M_c^2}{3N^2 \Psi_s^2} + \frac{M_c \omega_0}{N}. \quad (14)$$

Активная мощность ротора (13) с учётом соотношений (8) и (10) определяется выражением

$$P_r = \frac{3R_r \Psi_s^2}{2L_m^2} + \frac{2R_r M_c^2}{3N^2 \Psi_s^2} + \frac{M_c}{N} (\omega - \omega_0). \quad (15)$$

Коэффициент мощности роторной цепи вычисляется по формуле

$$\cos \varphi_r = P_r / \sqrt{P_r^2 + Q_r^2}. \quad (16)$$

Вычленив из соотношений (14) и (15) слагаемые, определяющие потери в обмотках АМ, и просуммировав их, получим следующее выражение:

$$\Delta P = \frac{3R_r \Psi_s^2}{2L_m^2} + \frac{2M_c^2}{3N^2 \Psi_s^2} (R_s + R_r). \quad (17)$$

Любое из выражений (11), (16) или (17) может рассматриваться как функция качества установившихся режимов работы АВК. Для исследования этих функций в их выражения нужно ввести зависимость индуктивности намагничивающей цепи от магнитного потока $L_m = f(\Psi)$. В результате аппроксимации универсальной кривой намагничивания [2] определены вид функции $L_m = f(\Psi_s)$ и её параметры

$$L_m = 1,504L_{\text{мн}} \left(\frac{\Psi_s}{\Psi_{\text{ш}}} \right) \text{ctg} \left(\frac{\Psi_s}{\Psi_{\text{ш}}} \right) = a \Psi_s \text{ctg}(b \Psi_s), \quad (18)$$

где $a = 1,504L_{\text{мн}}/\Psi_{\text{ш}}$; $b = 1/\Psi_{\text{ш}}$.

Если в выражения активных потерь (17) и реактивной мощности роторной цепи (11) вместо L_m подставить функцию (18), то в итоге получим

$$\Delta P = \frac{3R_r \text{tg}^2(b \Psi_s)}{2a^2} + \frac{2M_c^2}{3N^2 \Psi_s^2} (R_s + R_r); \quad (19)$$

$$Q_r = \frac{3\Psi_s \text{tg}(b \Psi_s)}{2K_r a} (\omega_0 - \omega) + \frac{2L_\delta M_c^2 (\omega_0 - \omega)}{3N^2 K_s^2 \Psi_s^2}. \quad (20)$$

Формулы (19) и (20) представляют зависимости активных потерь в обмотках АВК и реактивной мощности ротора от потокосцепления статора с учётом явления насыщения магнитной цепи. Для определения экстремальных значений Ψ_s требуется получить и решить уравнения $d\Delta P/d\Psi_s = 0$, $dQ_r/d\Psi_s = 0$. После приравнивания нулю результатов дифференцирования выражений (19), (20) приходим к уравнениям

$$\frac{d\Delta P}{d\Psi_s} = \frac{3R_r b \sin(b \Psi_s)}{a^2 \cos^3(b \Psi_s)} - \frac{4(R_s + R_r)M_c^2}{3N^2 \Psi_s^3} = 0; \quad (21)$$

$$\frac{dQ_r}{d\Psi_s} = \text{tg}(b \Psi_s) + \frac{b \Psi_s}{\cos^2(b \Psi_s)} - \frac{8aK_r L_\delta M_c^2}{9N^2 K_s^2 \Psi_s^3} = 0. \quad (22)$$

Решения уравнений (21) и (22) относительно потокосцепления при различных моментах статической нагрузки M_c позволили построить графики, представленные на рис.1 и 2. Экстремальные значения Ψ_s определяются только моментом нагрузки и не зависят от скорости. Расчёты выполнялись для АВК, выполненного на базе асинхронной машины типа 4АК160S4У3 со следующими техническими данными: $P_n = 11\text{кВт}$, $U_{\text{лн}} = 380\text{В}$, $n_c = 1500$ об/мин, $U_2 = 305\text{В}$. Переменные на рисунке приведены в относительных единицах: $\mu = M/M_n$, $\psi_s = \Psi_s/\Psi_{\text{ш}}$.

Если продифференцировать выражение (16) по Ψ_s и приравнять производную нулю, то после преобразований получается следующее тождество, которому должны удовлетворять значения Ψ_s , доставляющие экстремум коэффициенту мощности:

$$Q_r \frac{dP_r}{d\Psi_s} = P_r \frac{dQ_r}{d\Psi_s}. \quad (23)$$

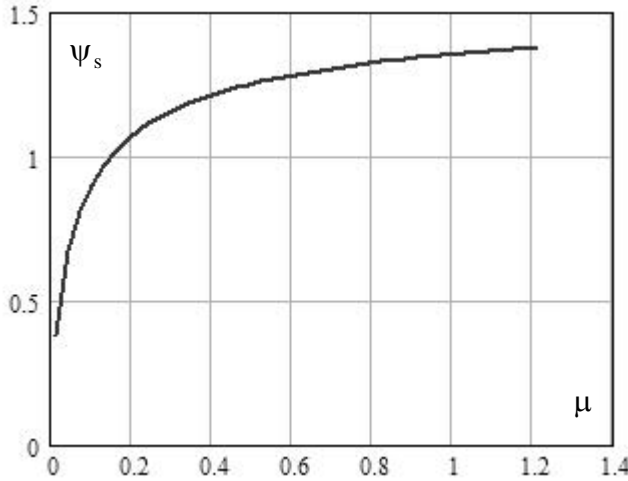


Рисунок 1 – График зависимости экстремальных значений потокосцепления статора от момента статической нагрузки, при которых активные потери АВК достигают минимума

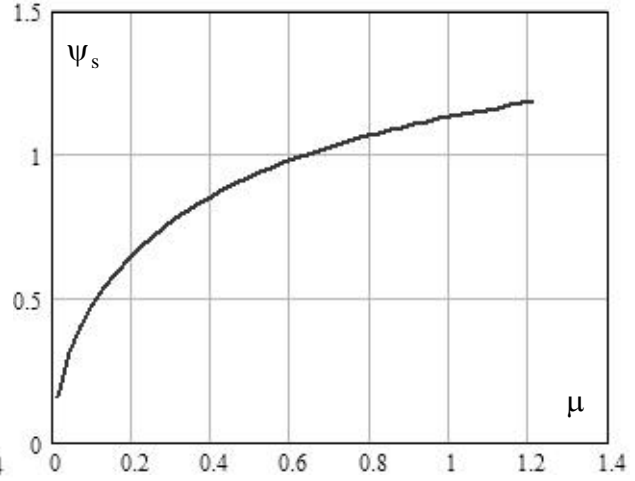


Рисунок 2 – График зависимости экстремальных значений потокосцепления статора от момента статической нагрузки, при которых реактивная мощность роторной цепи АВК достигает минимума

Выражение для активной мощности ротора (15), если подставить в него функцию (18), примет вид

$$P_r = \frac{3R_r \operatorname{tg}^2(b\Psi_s)}{2a^2} + \frac{2R_r M_c^2}{3N^2 \Psi_s^2} + \frac{M_c}{N} (\omega - \omega_0). \quad (24)$$

Если взять функции (20) и (24), а также результаты их дифференцирования и подставить эти выражения в равенство (23), то после преобразований получим уравнение

$$\begin{aligned} & \frac{3R_r M_c^2 \operatorname{tg}(b\Psi_s)}{aK_r N^2 \Psi_s^2} - \frac{9bR_r \Psi_s \operatorname{tg}^2(b\Psi_s)}{4K_r a^3 \cos^2(b\Psi_s)} - \frac{2bR_r L_\delta M_c^2 \operatorname{tg}(b\Psi_s)}{a^2 N^2 K_s^2 \Psi_s^2 \cos^2(b\Psi_s)} + \\ & + \frac{9R_r \operatorname{tg}^3(b\Psi_s)}{4a^3 K_r} - \frac{2R_r L_\delta M_c^2 \operatorname{tg}^2(b\Psi_s)}{a^2 N^2 K_s^2 \Psi_s^3} + \frac{bR_r M_c^2}{aK_r N^2 \Psi_s \cos^2(b\Psi_s)} + \\ & + \frac{M_c}{N} (\omega - \omega_0) \left(\frac{3\operatorname{tg}(b\Psi_s)}{2aK_r} + \frac{3b\Psi_s}{2aK_r \cos^2(b\Psi_s)} - \frac{4L_\delta M_c^2}{3N^2 K_s^2 \Psi_s^3} \right) = 0 \end{aligned} \quad (25)$$

В результате решения данного уравнения при заданных скоростях ω и различных моментах статической нагрузки M_c определяется семейство графиков зависимости экстремальных значений потокосцепления статора Ψ_s от момента нагрузки и скорости, при которых коэффициент мощности роторной цепи АВК достигает экстремума (рис.3). Близкое расположение кривых указывает на то, что экстремальные для коэффициента мощности роторной цепи значения потокосцепления статора от скорости зависят незначительно. Если фиксировать моменты нагрузки и решать уравнение (25) при различных скоростях, то получается семейство кривых на рис.4. Все переменные на рис.3 и 4 представлены в относительных единицах: $\mu = M/M_n$, $\psi_s = \Psi_s/\Psi_{sn}$, $\alpha = \omega/\omega_0$. Из сопоставления обоих рисунков следует, что графики зависимости $\psi_s = f(\mu)$ для скоростей $\alpha < 0,9$ и $\alpha > 1,1$ расположены между кривыми для указанных скоростей $\alpha = 0,9$ и $\alpha = 1,1$ на рис.3. Для наглядности представлены ещё две зависимости

$\psi_s = f(\mu)$ при $\alpha = 0,3$ и $\alpha = 1,5$. При скоростях ниже синхронной скорости экстремальные значения потокосцепления ψ_s немного больше, чем при скоростях выше синхронной (рис.4), что обусловлено изменением направления потока активной мощности роторной цепи при переходе через синхронную скорость.

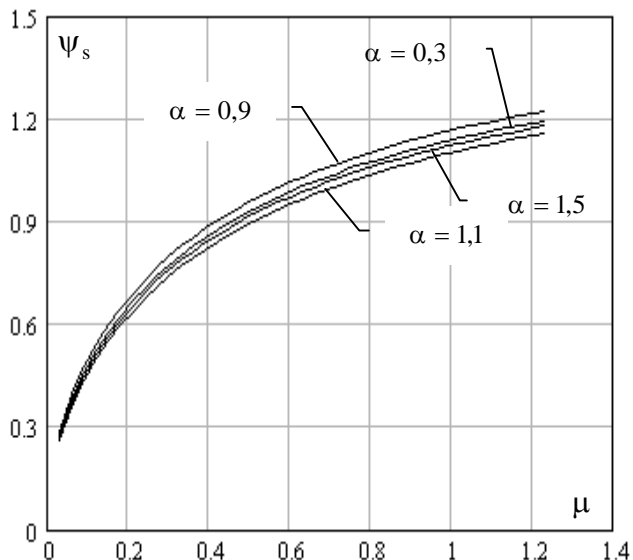


Рисунок 3 – Зависимости экстремальных для $\cos\varphi_r$ значений ψ_s от момента нагрузки при разных скоростях

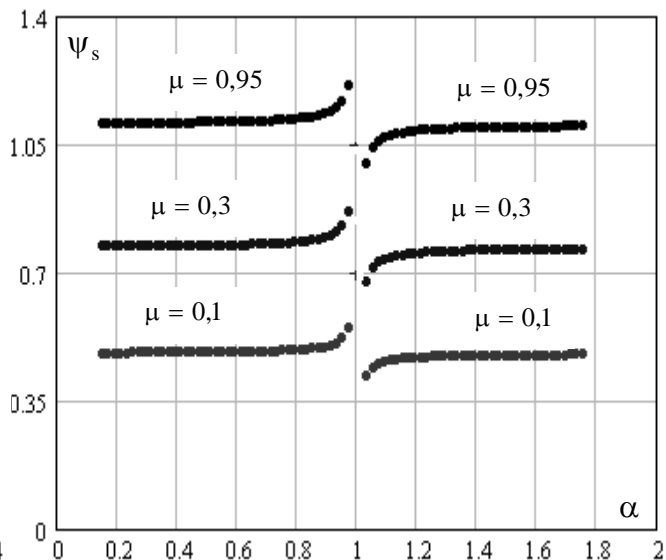


Рисунок 4 – Зависимости экстремальных для $\cos\varphi_r$ значений ψ_s от скорости при разных моментах нагрузки

Чтобы избежать шаговых алгоритмов поиска экстремума, которые могут приводить к автоколебаниям и снижению запаса устойчивости электропривода, целесообразно аппроксимировать характеристики на рис.1-3 аналитическими выражениями и использовать их в системе регулирования модуля потокосцепления статора. Для аппроксимации всех кривых удобнее всего использовать арктангенциальную функцию вида

$$\psi = d_1 + d_2 \arctg(d_3 \mu). \quad (26)$$

Коэффициенты d_i находятся методом наименьших квадратов и, например, для второй кривой сверху ($\alpha = 0,3$) на рис.3 равны: $d_1 = 0,242$, $d_2 = 0,672$, $d_3 = 3,02$.

В статье [3] для регулирования скорости, активной и реактивной составляющих тока ротора предложены следующие алгоритмы

$$U_{pc} = -I_{rv}^* \text{sign}[(A_{11} \Psi_s + A_{12} I_{ru})(\omega^* - \omega) - A_{13} \Psi_s p \omega]; \quad (27)$$

$$U_{pta} = \text{sign}[I_{rv}^* - I_{rv}]; \quad U_{ptr} = \text{sign}[I_{ru}^* - I_{ru}], \quad (28)$$

где $A_{11} = \frac{3N^2 k_s}{2JT_1}$; $A_{12} = \frac{3N^2 k_s^2 R_s}{2J}$; $A_{13} = \frac{3N^2 k_s}{2J}$; $T_1 = \frac{L_\delta}{R}$.

В этой же работе обоснована возможность изменением амплитуды напряжения статора регулировать модуль потокосцепления статора по следующему алгоритму

$$\begin{aligned} U_s &= U_m \text{ при } ((\Psi_s \cos v)^* - \Psi_s \cos v) > 0; \\ U_s &= 0 \text{ при } ((\Psi_s \cos v)^* - \Psi_s \cos v) < 0; \end{aligned} \quad (29)$$

$$(\Psi_s \cos v)^* = \frac{k_f}{T_f p + 1} \text{sign}[\Psi_s^* - \Psi_s - T_{1p} \Psi_s], \quad (30)$$

который реализуется однопозиционным реле, посредством которого статор двигателя подключается к сети, если регулируемая переменная меньше заданного значения, либо закорачивается, если переменная превышает заданное значение. В скользящем режиме среднее значение ошибки на входе реле (30) равно нулю, а фильтр нижних частот, выполненный в виде апериодического звена первого порядка, пропускает на вход регулятора (29) усреднённое значение переменной $\Psi_s \cos v$, при котором потокосцепление Ψ_s будет равно требуемой величине Ψ_s^* . Сигнал задания регулятору потокосцепления Ψ_s^* формируется не экстремальным регулятором с шаговым алгоритмом поиска экстремума, а функциональным преобразователем, реализующем зависимость (26). При этом система регулирования возбуждения статора обеспечивает максимум коэффициенту мощности роторной цепи в функции момента статической нагрузки на валу АМ.

На рис.5 представлены графики переходных процессов в АВК с трёхканальной системой управления. Взаимосвязь контуров управления реактивными мощностями цепей статора и ротора АВК заключена в том, что величина задания контуру регулирования реактивного тока ротора рассчитывается по формуле $I_{ru}^* = \Psi_s^* / L_m$, и с изменением потока статора по указанному соотношению меняется реактивный ток ротора. При реактивной составляющей тока ротора, равной $I_{ru} = \Psi_s / L_m$, характеристика АВК $I_s = f(I_{ru})$, аналогичная V-образной характеристике, достигает минимума, и ток статора становится полностью активным ($\cos \varphi_s = 1$). Таким образом, система регулирования возбуждения АВК со стороны ротора реализуется как система экстремального управления по критерию минимума модуля тока статора для текущего значения его потокосцепления.

На пониженных частотах вращения, когда момент сопротивления на валу АМ, создаваемый механизмом с вентиляторной механической характеристикой, значительно меньше номинального, амплитуда напряжения статора снижается, что приводит к уменьшению намагничивающего тока, потокосцепления статора и повышению коэффициента мощности роторной цепи. Коэффициент мощности роторной цепи рассчитывается как угол сдвига фаз между вектором тока ротора и добавочным напряжением, подводимым к фазам ротора.

Среднее значение реактивного тока статора I_{su} равно нулю, поэтому реактивная мощность статорной цепи Q_s в установившихся режимах также практически равна нулю, а в переходных процессах, когда возрастает реактивная мощность ротора Q_r , статорная цепь генерирует реактивную мощность в сеть. Возбуждение АВК с данной системой управления осуществляется исключительно со стороны ротора. В тормозном режиме роторная цепь от рекуперации активной мощности переходит к её потреблению и далее отдаётся в сеть через статорную цепь АВК вместе с активной мощностью, образованной преобразованием кинетической энергии ротора АМ в электрическую. Несмотря на изменение момента нагрузки на валу АВК, система управления регулированием потокосцепления статора обеспечивает максимально возможное значение коэффициента мощности роторной цепи.

Выводы. В данной работе получены выражения для энергетических показателей как целевых функций для экстремального управления АВК с учётом явления насыщения магнитопровода АМ. В результате решения численными методами уравнений (21), (22), (25) найдены потокосцепления статора АВК, при которых энергетические характе-

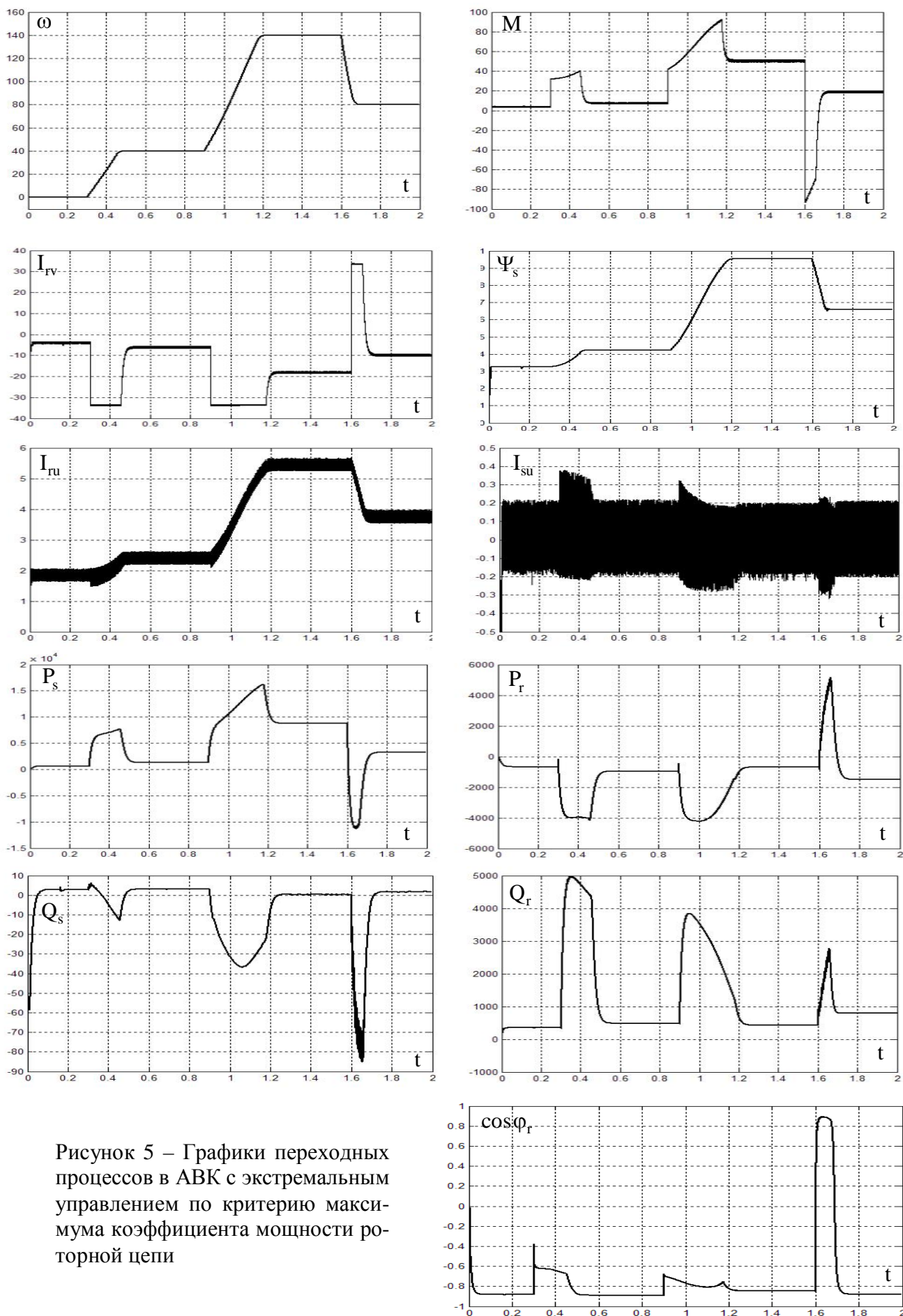


Рисунок 5 – Графики переходних процесів в АВК з екстремальним управлінням по критерію максимуму коефіцієнта потужності роторної цепи

ристики (16), (19), (20) достигают экстремума. Полученные таким образом зависимости экстремальных значений потокосцепления Ψ_s от момента нагрузки лучше всего аппроксимируются арктангенциальными зависимостями с тремя параметрами. В системах управления алгоритмы поиска экстремума целевых функций могут быть заменены функциональными преобразователями, реализующими выражения вида (26), что подтверждено математическим моделированием.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ключев О.В. Асинхронный вентильный каскад как объект экстремального управления / О.В.Ключев, А.В.Садовой // Форум гірників: міжнар. конф., 10-12 жовтня 2005 р.: матеріали конф. – Дніпропетровськ, 2005. – Том 2. – С.212-225.
2. Вешеневский С.Н. Характеристики двигателей в электроприводе / С.Н.Вешеневский. – М.: Энергия, 1977. – 432с.
3. Ключев О.В. Синтез контура регулирования потокосцепления по цепи статора в асинхронном вентильном каскаде / О.В.Ключев, А.В.Садовой // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету: наукові праці КДПУ. – Кременчук: КДПУ. – 2008. – Вип. 4(51), ч. 2. – С.24-28.

Поступила в редколлегию 02.03.2016.

УДК 62-83

ДЕРЕЦ А.Л., к.т.н., доцент
САДОВОЙ А.В., д.т.н., профессор

Днепродзержинский государственный технический университет

СИНТЕЗ РЕЛЕЙНОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ЧЕТВЁРТОГО ПОРЯДКА МЕТОДОМ N-і ПЕРЕКЛЮЧЕНИЙ ПРИ НЕОПРЕДЕЛЁННЫХ МАКСИМУМАХ ПЕРВОЙ И ВТОРОЙ ПРОИЗВОДНЫХ РЕГУЛИРУЕМОЙ КООРДИНАТЫ

Введение. Оптимальный по быстродействию переходный процесс в условиях ограничения старших производных регулируемой координаты способна сформировать релейная система подчинённого регулирования (СПР), синтезированная методом N-і переключений [1]. Настройки такой системы определяются уровнями ограничения её канонических координат. В ряде переходных режимов максимумы переменных состояния системы не заданы предварительно, а являются функциями обрабатываемого изменения выходной координаты. Такие режимы не могут быть оптимизированы регуляторами с фиксированными параметрами. Цифровая реализация систем управления позволяет в реальном времени адаптировать их настройки к различным формам динамических траекторий даже при сравнительно высоком темпе протекания переходных процессов, характерном для электроприводов. Вычислительный минимализм метода N-і переключений способствует быстрому варьированию текущих параметров регуляторов, что делает данный метод перспективным инструментом самонастройки систем оптимального управления.

Постановка задачи. Рассмотрим нейтрально-устойчивый динамический объект четвёртого порядка, моделируемый каскадом интегрирующих звеньев, вектор координат состояния которого обозначим

$$\left(\Omega, p\Omega, p^2\Omega, p^3\Omega, p^4\Omega \right) = \left(\Omega, \varphi, \omega, \varepsilon, a \right), \quad (1)$$