

ТРУДЫ
НАМИ

Выпуск 126

**НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ПРИМЕНЕНИЯ
ЭЛЕКТРОПРИВОДА НА КОЛЕСНЫХ
МАШИНАХ БЕЗРЕЛЬСОВОГО
ТРАНСПОРТА**

Сборник четвертый

————— 1970 —————

ЦЕНТРАЛЬНЫЙ ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ НАУЧНО-
ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ АВТОМОБИЛЬНЫЙ И АВТОМОТОРНЫЙ ИНСТИТУТ

~~НАМИ~~

ТРУДЫ

НАМИ

Выпуск 126

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ПРИМЕНЕНИЯ
ЭЛЕКТРОПРИВОДА НА КОЛЕСНЫХ МАШИНАХ
БЕЗРЕЛЬСОВОГО ТРАНСПОРТА

Сборник четвертый

ОТДЕЛ НАУЧНОЙ И ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ИНФОРМАЦИИ

Москва

1 9 7 0

*Канд-ты техн. наук А. И. Яковлев, А. Н. Максимов,
инж. А. Б. Козловский*

О ДИНАМИЧЕСКИХ НАГРУЗКАХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПЕРЕДАЧИ МОТОР-КОЛЕС

Постановка вопроса

Механическая передача мотор-колеса, как и любая силовая передача автомобиля, подвержена действию динамических нагрузок. Условия протекания по времени динамических процессов в механической передаче имеют существенные особенности, обусловленные конструкцией мотор-колеса.

Механическая передача мотор-колеса отличается от силовой передачи автомобиля весьма малой податливостью отдельных ее элементов. По величине этого параметра только торсионный вал, связывающий электродвигатель с редуктором (если применен этот способ соединения), может быть сопоставлен с деталями силовой передачи автомобиля.

Наряду с этим в мотор-колесе есть элемент с большим моментом инерции — якорь (ротор) электродвигателя, который в большинстве конструкций имеет постоянное кинематическое соединение с входным звеном редуктора. Механизмы переключения двухскоростных мотор-колес и механизмы сцепления мотор-колес периодического действия, имеющие фрикционные элементы, функционально отличаются от механизма сцепления автомобиля, поскольку они осуществляют кинематическую связь электродвигателя с колесами при обесточенном электродвигателе.

Наибольшего уровня динамические нагрузки механической передачи мотор-колеса могут достигать при пусковых и тормозных режимах, а также установившемся резонансе свободных и вынужденных колебаний. Последние обусловлены возмущающими моментами, приложенными к массам крутильной системы механической

передачи. Вынужденные колебания при установившемся процессе в линейной динамической системе имеют частоту, равную частоте возмущающих моментов. С изменением скорости вращения электродвигателя пропорционально меняется частота возмущающих моментов и вынужденных колебаний.

Наибольшего развития вынужденные колебания достигают при установившемся резонансе, когда частота возмущающих моментов совпадает с какой-либо частотой свободных колебаний системы. Проход механической передачи через резонанс сопровождается динамическими процессами, отличающимися от процессов при установившемся резонансе, в частности, тем, что амплитуды колебательного процесса в этом случае меньше.

Чтобы избежать установившегося резонанса, определяются те скорости вращения электродвигателя, которые соответствуют частотам главных свободных колебаний крутильной системы мотор-колеса, и принимаются меры к удалению резонансных зон за пределы тех значений скорости вращения электродвигателя, при которых вероятна его достаточно длительная работа.

Смещение резонансных зон можно осуществлять изменением моментов инерции масс и податливости связей крутильной системы. Увеличение момента инерции масс и податливости связей снижает частоту свободных колебаний, а уменьшение их повышает эту частоту. Соответствующим выбором элементов крутильной системы можно сместить резонансную зону из области рабочих скоростей вращения электродвигателя.

Динамические процессы в механической передаче мотор-колеса, возникающие при движении машины с пробуксовкой мотор-колес или при буксовании без поступательного движения машины, носят характер автоколебаний.

Особенность автоколебательного процесса состоит в многократном действии динамических нагрузок, которые, как показали исследования, проведенные применительно к трансмиссиям автомобилей, составляют обычно 30—60% от нагрузок, соответствующих моменту сцепления колеса с опорной поверхностью [3].

При известных условиях динамические ударные нагрузки, обусловленные весьма быстрым переходом кинетической энергии якоря электродвигателя в потенциальную энергию упругих деформаций деталей механической передачи мотор-колеса, могут достигать значительной величины в нестационарных режимах его работы. Предпосылкой возникновения ударных нагрузок является износ деталей механической передачи, обуславливающий большой суммарный окружной зазор механической передачи. За время выборки окружного зазора в период пуска или при электрическом торможении якорем электродвигателя накапливается кинетическая энергия, которая после окончания выборки зазора и обуславливает появление ударного момента. Явления динамического удара могут возникать и в некоторых других случаях, например при переключении передач двухскоростного мотор-колеса.

В последние годы при расчетах динамических нагрузок стали использовать вычислительные машины, особенно тогда, когда процесс имеет принципиально нелинейный характер. Однако для единичных расчетов определенных видов динамических нагрузок механической передачи сохраняют практическое значение аналитические методы.

Эквивалентная схема мотор-колеса

При расчете динамических нагрузок механической передачи полная крутильная система мотор-колеса заменяется эквивалентной схемой, получаемой уменьшением числа сосредоточенных масс и упругих связей полной системы, а также линеаризацией податливостей связей. При составлении эквивалентной схемы учитываются, естественно, как сосредоточенные моменты инерции и податливости элементов мотор-колеса, так и внешние по отношению к крутильной системе мотор-колеса факторы, например, масса транспортной машины, от которой зависят инерционные свойства крутильной системы, и податливость системы подвески мотор-колеса, а если нужно, то и упруго-пластические свойства грунта. Масса транспортной машины (отнесенная к числу мотор-колес), движущаяся поступательно, заменяется имеющей вращательное движение эквивалентной массой. Податливость системы подвески учитывается введением связи с соответствующей величиной податливости.

Параметры двигатель-генератора и системы регулирования электропривода наряду с электромеханическими характеристиками электродвигателя определяют момент последнего, который является внешней силой по отношению к крутильной системе мотор-колеса.

Для составления эквивалентной схемы мотор-колеса аналитическим или экспериментальным путем определяются моменты инерции элементов мотор-колеса, входящие в эквивалентную схему в качестве сосредоточенных масс, а также податливости всех валов и соединений механической передачи. При определении среднечастотных динамических нагрузок механической передачи можно использовать двухмассовую или трехмассовую эквивалентную схему, причем отнесение масс и податливостей элементов крутильной системы к массам и связям эквивалентной схемы выполняется для большинства мотор-колес аналогичным образом.

Приведение моментов инерции сосредоточенных масс и податливостей связей к основной части эквивалентной схемы, за которую целесообразно принять якорь электродвигателя и участок, включающий вал электродвигателя, производится по формулам:

$$\vartheta_k = \frac{\Theta_k}{i_k^2}$$

и

$$E_{k, k+1} = e_{k, k+1} i_k^2,$$

где Θ_k и ϑ_k — действительный и приведенный моменты инерции;
 $e_{k, k+1}$, $E_{k, k+1}$ — действительная податливость элемента и приведенная податливость связи;
 $i_k = \frac{\omega_d}{\omega_3}$ — передаточное число между валом электродвигателя и осью вращения приводимого элемента, расположенного после ступени зацепления, где ω_d и ω_3 — угловые скорости вала электродвигателя и соответствующего элемента мотор-колеса.

Выбор двухмассовой или трехмассовой эквивалентной схемы зависит от величины передаточного числа редуктора мотор-колеса. Из формул приведения следует, что с увеличением передаточного числа все большее значение в эквивалентной схеме приобретает момент инерции якоря электродвигателя и податливость элементов, расположенных за редуктором (тангенциальная податливость шины и изгибная податливость системы подвески мотор-колеса), и все меньшую роль — параметры всех остальных элементов крутильной системы мотор-колеса. При выборе эквивалентной схемы следует рассмотреть двухмассовый и трехмассовый варианты и в зависимости от соотношения величин приведенных моментов инерции и податливости связей решить вопрос об использовании того или другого варианта эквивалентной схемы.

В системах, состоящих из p сосредоточенных масс, возможно $p-1$ собственных колебаний, отличающихся друг от друга угловой частотой $\sqrt{\Delta}$ и формой колебаний.

Замена поступательно движущейся массы эквивалентной вращающейся и приведение последней к валу электродвигателя производится на основе равенства кинетической энергии в обоих случаях. После несложных преобразований получим:

$$\vartheta_a = \frac{G_a r_k^2}{i_p^2 g m_d},$$

где ϑ_a — эквивалентный момент инерции части массы автомобиля, приведенный к валу электродвигателя;

G_a — вес автомобиля;

r_k — расчетный радиус качения колеса;

i_p — передаточное число редуктора;

g — ускорение силы тяжести;

m_d — число мотор-колес транспортной машины.

Податливостью вала e на данном участке называется отношение угла закручивания φ этого участка к величине крутящего момента (к моменту упругих сил) $M_{yч}$, приложенного на его концах:

$$e = \frac{\varphi}{M_{yч}},$$

причем φ выражается в радианах. Момент $M_{yч}$ принимается постоянным по всей длине участка.

Податливость участков при объединении сосредоточенных масс определяется с учетом следующих соображений: если участки следуют друг за другом последовательно, то их податливости складываются; если участки имеют общую точку, то эквивалентная податливость объединенного участка вычисляется по формуле:

$$E_{z, z+1} = \frac{E_{k, k+1} E_{k+1, k+2}}{E_{k, k+1} + E_{k+1, k+2}}.$$

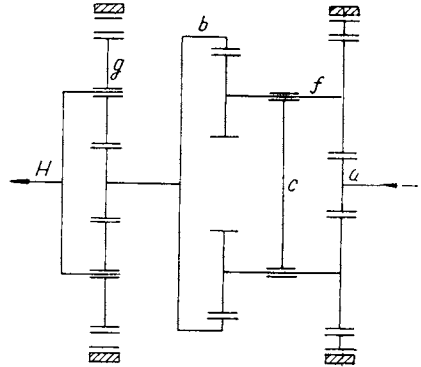
При расчете динамических нагрузок системы с редуктором принято считать шестерни редуктора абсолютно жесткими.

Рассмотрим пример составления эквивалентной схемы для мотор-колеса, кинематическая схема которого приведена на фиг. 1.

Механизм сцепления мотор-колеса включается до появления момента на валу электродвигателя и поэтому в крутильной системе не учтен. В нашем случае мотор-колесо крепится непосредственно на раме машины, вследствие чего в крутильную систему не входит изгибная податливость системы подвески мотор-колеса. Податливость обода, ступицы и некоторых других деталей мотор-колеса не учитывается из-за их малой величины.

К массе вращающихся деталей редуктора после приведения к валу электродвигателя может быть присоединена масса входной солнечной шестерни редуктора и половины торсионного вала. Приведение моментов инерции каждой из этих деталей осуществляется с учетом передаточного числа i_k . Податливостью соединений между этими деталями можно пренебречь. Указанные выше массы могут быть объединены в одну, называемую массой механической передачи.

Маховые массы ступицы, обода и шины после приведения могут быть также объединены в одну, называемую массой колеса. Если приведенный момент инерции массы механической передачи незначителен по сравнению с моментом инерции якоря электродвигателя и приведенным моментом инерции массы колеса, то им следует пренебречь. В противном случае приведенные моменты инерции механической передачи и колеса следует объединить.

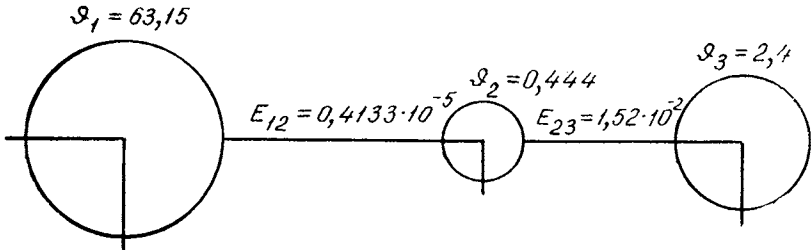


Фиг. 1. Кинематическая схема мотор-колеса:

a — солнечная шестерня; b — коронная шестерня первого ряда; f — двойные сателлиты; g — сателлиты второго ряда; H — водило, связанное со ступицей колеса.

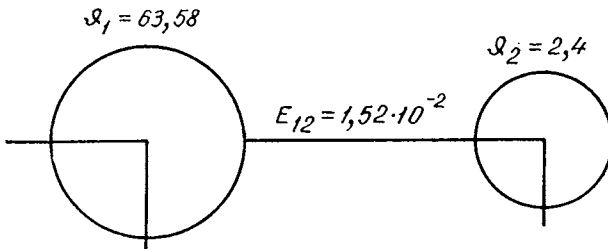
В результате получится трехмассовая эквивалентная схема крутильной системы мотор-колеса (фиг. 2).

В трехмассовой эквивалентной схеме масса с приведенным моментом инерции ϑ_2 существенно меньше масс с моментами инерции ϑ_1 и ϑ_3 , а податливость первого участка E_{12} на три порядка



Фиг. 2. Трехмассовая эквивалентная схема крутильной системы мотор-колеса:

ϑ_1 — момент инерции ротора электродвигателя; ϑ_2 — приведенный момент инерции массы механической передачи и массы колеса; ϑ_3 — приведенный момент инерции части эквивалентной массы транспортной машины, движущейся поступательно; E_{12} — податливость вала ротора тягового электродвигателя и торсионного вала, E_{23} — приведенная тангенциальная податливость шины.



Фиг. 3. Двухмассовая эквивалентная схема крутильной системы мотор-колеса:

ϑ_1 — момент инерции ротора электродвигателя и приведенный момент инерции механической передачи и колеса; ϑ_2 — приведенный момент инерции части эквивалентной массы транспортной машины; E_{12} — приведенная тангенциальная податливость шины.

ниже податливости второго участка E_{23} . Подобное соотношение в значительной степени объясняется значительным передаточным числом редуктора $i_p = 175,6$.

Поэтому для данного мотор-колеса можно принять двухмассовую эквивалентную схему (фиг. 3).

Расчет частоты собственных крутильных колебаний

При расчете собственных колебаний крутильной системы мотор-колеса может быть сделано допущение, что система обладает абсолютной упругостью, т. е. не учитываются силы трения, возникающие в соединениях при колебательных процессах.

Распространенным методом расчета собственных крутильных колебаний в системе с наложенными связями является применение уравнений Лагранжа. Для получения дифференциальных уравнений движения необходимо составить выражения для кинетической и потенциальной энергии системы в функции выбранных координат, используя трехмассовую эквивалентную схему.

Кинетическая и потенциальная энергии трехмассовой системы соответственно равны:

$$K = \frac{\vartheta_1 \dot{\varphi}_1^2}{2} + \frac{\vartheta_2 \dot{\varphi}_2^2}{2} + \frac{\vartheta_3 \dot{\varphi}_3^2}{2}$$

и

$$\Pi = \frac{(\varphi_1 - \varphi_2)^2}{2E_{12}} + \frac{(\varphi_2 - \varphi_3)^2}{2E_{23}}.$$

Уравнения собственных крутильных колебаний системы получаются путем применения уравнений Лагранжа, записанных для данного случая в виде:

$$\frac{d}{dt} \cdot \frac{\partial K}{\partial \dot{\varphi}_k} + \frac{\partial \Pi}{\partial \varphi_k} = 0,$$

причем индекс k может принимать значения, равные 1, 2, 3.

Соответствующие производные от функций кинетической и потенциальной энергии будут:

$$\frac{d}{dt} \cdot \frac{\partial K}{\partial \dot{\varphi}_1} = \vartheta_1 \ddot{\varphi}_1; \quad \frac{d}{dt} \cdot \frac{\partial K}{\partial \dot{\varphi}_2} = \vartheta_2 \ddot{\varphi}_2; \quad \frac{d}{dt} \cdot \frac{\partial K}{\partial \dot{\varphi}_3} = \vartheta_3 \ddot{\varphi}_3;$$

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \varphi_1} = \frac{\varphi_1 - \varphi_2}{E_{12}}; \quad \frac{\partial \Pi}{\partial \varphi_2} = -\frac{\varphi_1 - \varphi_2}{E_{12}}; \quad \frac{\partial \Pi}{\partial \varphi_3} = -\frac{\varphi_2 - \varphi_3}{E_{23}}.$$

Таким образом, дифференциальные уравнения собственных колебаний примут вид:

$$\left. \begin{aligned} \vartheta_1 \ddot{\varphi}_1 + \frac{\varphi_1}{E_{12}} - \frac{\varphi_2}{E_{12}} &= 0; \\ \vartheta_2 \ddot{\varphi}_2 - \frac{\varphi_1}{E_{12}} - \frac{\varphi_2}{E_{12}} &= 0; \\ \vartheta_3 \ddot{\varphi}_3 - \frac{\varphi_1}{E_{23}} + \frac{\varphi_3}{E_{23}} &= 0. \end{aligned} \right\}$$

$$\ddot{\varphi}_3 = -\alpha_3 \Delta_z \sin(\sqrt{\Delta_z} t + \xi_2),$$

получим после сокращения на общий множитель $\sin(\sqrt{\Delta_z} t + \xi_2)$ следующую систему уравнений относительно амплитуд колебаний:

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{E_{12}} - \vartheta_1 \Delta_z\right) \alpha_1 - \frac{\alpha_2}{E_{12}} &= 0; \\ -\frac{\alpha_1}{E_{12}} + \left(\frac{1}{E_{12}} + \frac{1}{E_{23}} - \vartheta_2 \Delta_z\right) \alpha_2 - \frac{\alpha_3}{E_{23}} &= 0; \\ -\frac{\alpha_2}{E_{23}} + \left(\frac{1}{E_{23}} - \vartheta_3 \Delta_z\right) \alpha_3 &= 0. \end{aligned}$$

Составим определитель $D(\Delta_z)$ из коэффициентов при значениях α :

$$D(\Delta_z) = \begin{vmatrix} \frac{1}{E_{12}} - \vartheta_1 \Delta_z & -\frac{1}{E_{12}} & 0 \\ -\frac{1}{E_{12}} & \frac{1}{E_{12}} + \frac{1}{E_{23}} - \vartheta_2 \Delta_z & -\frac{1}{E_{23}} \\ 0 & -\frac{1}{E_{23}} & \frac{1}{E_{23}} - \vartheta_3 \Delta_z \end{vmatrix}.$$

Раскрывая этот определитель по неизвестному Δ_z и приравняв его к нулю, после необходимых преобразований получим частное уравнение

$$\Delta_z^2 - \left(\frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{E_{12}\vartheta_1\vartheta_2} + \frac{\vartheta_2 + \vartheta_3}{E_{23}\vartheta_2\vartheta_3}\right) \Delta_z + \frac{\vartheta_1 + \vartheta_2 + \vartheta_3}{E_{12}E_{23}\vartheta_1\vartheta_2\vartheta_3} = 0.$$

Это уравнение может быть представлено в виде:

$$\Delta_z^2 - p\Delta_z + q = 0.$$

Уравнение данного вида имеет два положительных действительных корня, если $q - \frac{p^2}{4} < 0$, равных:

$$\Delta_{12} = \frac{p}{2} \mp \sqrt{\frac{p^2}{4} - q}.$$

После подстановки значений p и q получается выражение для определения частот собственных крутильных колебаний трехмассовой системы:

$$\sqrt{\Delta_z} = \sqrt{\frac{1}{2} \left(\frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{E_{12}\vartheta_1\vartheta_2} + \frac{\vartheta_2 + \vartheta_3}{E_{23}\vartheta_2\vartheta_3} \right)} \mp \sqrt{\frac{1}{4} \left(\frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{E_{12}\vartheta_1\vartheta_2} + \frac{\vartheta_2 + \vartheta_3}{E_{23}\vartheta_2\vartheta_3} \right)^2 - \frac{\vartheta_1 + \vartheta_2 + \vartheta_3}{E_{12}E_{23}\vartheta_1\vartheta_2\vartheta_3}}$$

Подставив в это уравнение численные значения параметров эквивалентной схемы, можно определить угловые частоты $\sqrt{\Delta_1}$ и $\sqrt{\Delta_2}$, а пользуясь формулой (2), частоты f_{01} и f_{02} :

$$\sqrt{\Delta_z} = \sqrt{\frac{1}{2} \left(\frac{63,6}{0,4133 \cdot 10^{-5} \cdot 63,15 \cdot 0,444} + \frac{2,84}{1,52 \cdot 10^{-2} \cdot 2,4 \cdot 0,444} \right)} \mp \sqrt{\frac{1}{4} \left(\frac{63,6}{0,4133 \cdot 10^{-5} \cdot 63,15 \cdot 0,444} + \frac{2,84}{1,52 \cdot 10^{-2} \cdot 2,4 \cdot 0,444} \right)^2 - \frac{66}{1,52 \cdot 10^{-2} \cdot 0,4133 \cdot 10^{-5} \cdot 63,15 \cdot 2,4 \cdot 0,444}}$$

Для двухмассовой системы выражение для определения частоты собственных крутильных колебаний имеет следующий вид:

$$\sqrt{\Delta} = \sqrt{\frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{E_{12}\vartheta_1\vartheta_2}}$$

Числовое значение частоты собственных колебаний для двухмассовой схемы будет (см. фиг. 3):

$$\sqrt{\Delta} = \sqrt{\frac{63,6 + 2,4}{1,52 \cdot 10^{-2} \cdot 63,6 \cdot 2,4}} = \sqrt{28,5} = 5,34 \text{ рад/сек}$$

и

$$f_0 = \frac{\sqrt{\Delta}}{2\pi} = 0,85 \text{ 1/сек, или } f_0 = 51 \text{ 1/мин.}$$

Поскольку максимальная скорость вращения электродвигателя мотор-колеса составляет 3900 об/мин, нет оснований опасаться установившегося резонанса в рабочем диапазоне скоростей вращения.

Расчет динамических нагрузок при наличии внешних сил, приложенных к двухмассовой крутильной системе

Движение двухмассовой системы при наличии внешних сил, приложенных к сосредоточенным массам, описывается дифференциальными уравнениями:

$$\left. \begin{aligned} \vartheta_1 \ddot{\varphi}_1 + \frac{\varphi_1 - \varphi_2}{E_{12}} &= M_1; \\ \vartheta_2 \ddot{\varphi}_2 + \frac{\varphi_1 - \varphi_2}{E_{12}} &= M_2, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

- где M_1 — внешний момент, приложенный к первой массе;
 M_2 — внешний момент, приложенный ко второй массе и равный приведенной к валу якоря сумме моментов сил сопротивления движению;
 E_{12} — суммарная податливость крутильной системы мотор-колеса.

Для определения динамических моментов в упругих связях необходимо и достаточно найти решение системы уравнений (3) относительно разности углов поворота смежных масс ($\varphi_1 - \varphi_2$). Обозначим

$$\begin{aligned} \varphi_1 - \varphi_2 &= q; \\ e_{11} &= \frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{E_{12} \vartheta_1 \vartheta_2}; \\ Q &= \frac{M_1 \vartheta_1 - M_2 \vartheta_2}{\vartheta_1 \vartheta_2}. \end{aligned}$$

Для решения уравнений (3) вычтем из первого уравнения второе и с учетом принятых обозначений получим:

$$\ddot{q} + e_{11} q = Q. \quad (4)$$

Общее решение уравнения (4) состоит из суммы решений однородного уравнения без правой части и частного решения. Решение однородного уравнения имеет вид:

$$q_k = \alpha_k \sin(\sqrt{\Delta_z} t + \xi_z).$$

Если Q не зависит от времени, то частное решение уравнения (4) примет вид:

$$q^{(0)} = \frac{Q}{e_{11}} = \frac{E_{12} (M_1 \vartheta_2 - M_2 \vartheta_1)}{\vartheta_1 + \vartheta_2}.$$

Общее же решение уравнения (4) будет:

$$q = \alpha \sin(t\sqrt{\Delta} + \xi) + \frac{E_{12}(M_1\vartheta_2 - M_2\vartheta_1)}{\vartheta_1 + \vartheta_2},$$

причем

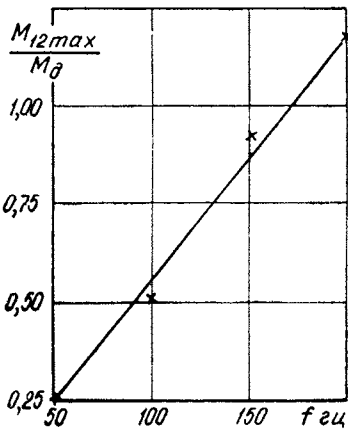
$$\sqrt{\Delta} = \sqrt{e_{11}} = \sqrt{\frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{E_{12}\vartheta_1\vartheta_2}}.$$

Постоянные α и ξ находятся по начальным условиям при $t=0$, когда $\varphi_1 = 0$, $\varphi_2 = 0$, $\dot{\varphi}_1 = \omega_d = \frac{\pi n_d}{30}$ и $\dot{\varphi}_2 = 0$ или, с учетом принятых обозначений, $q_{10} = 0$, $\dot{q}_{10} = \omega_d$. Внешний момент равен моменту электродвигателя, т. е. $M_1 = M_d$. Момент сил сопротивления движению при трогании с места $M_2 = 0$, поскольку скорость $\dot{\varphi}_2 = 0$.

Подставляя в уравнение для α и ξ значения постоянных и учитывая принятые обозначения, после преобразований и упрощений получим:

$$\alpha = \frac{\omega_d}{\sqrt{\Delta} \cos \xi};$$

$$\xi = \arctg \left[-\frac{M_d \vartheta_2 \sqrt{\Delta} E_{12}}{(\vartheta_1 + \vartheta_2) \omega_d} \right].$$



Фиг. 4. Зависимость $\frac{M_{12\max}}{M_{d\max}}$ от частоты питающей сети.

Момент упругих сил

$$M_{12} = \frac{\omega_d}{E_{12} \sqrt{\Delta} \cos \xi} \sin(\sqrt{\Delta} t + \xi) + \frac{M_d \vartheta_2}{\vartheta_1 + \vartheta_2}.$$

Момент M_{12} имеет максимальное значение при $\sin(\sqrt{\Delta} t + \xi) = 1$,

т. е. при $t = \frac{\frac{\pi}{2} - \xi}{\sqrt{\Delta}}$.

$$M_{12\max} = \frac{\omega_d}{E_{12} \sqrt{\Delta} \cos \xi} + \frac{M_d \vartheta_2}{\vartheta_1 + \vartheta_2}.$$

Исключив $\cos \xi$, получим:

$$M_{12\max} = \sqrt{\frac{\omega_d^2}{\Delta E_{12}^2} + \left(\frac{M_d \vartheta_2}{\vartheta_1 + \vartheta_2}\right)^2} + \frac{M_d \vartheta_2}{\vartheta_1 + \vartheta_2}.$$

Эта формула справедлива при условии, что движение колеса по опорной поверхности происходит без проскальзывания.

Амплитуда динамического момента в механической передаче мотор-колеса (см. фиг. 1) при максимальном моменте и номинальной (максимальной) частоте асинхронного двигателя, т. е. при условиях, наиболее благоприятных для развития динамических процессов, составляет:

$$M_{12\max} = \sqrt{\frac{318,3^2}{28,4 \cdot 1,52^2 \cdot 10^{-4}} + \left(\frac{3440 \cdot 2,4}{66}\right)^2} + \frac{3440 \cdot 2,4}{66} = 40,6 \text{ кг} \cdot \text{м}$$

и, следовательно, существенно превосходит момент, передаваемый от электродвигателя (34,4 кг·м при $n_d = 3040$ об/мин).

На фиг. 4 показано, как зависит от частоты отношение момента $M_{12\max}$ к максимальному моменту асинхронного двигателя $M_{d\max}$ при данной частоте. С увеличением частоты отношение $\frac{M_{12\max}}{M_{d\max}}$ существенно увеличивается.

Расчет ударных нагрузок в механической передаче мотор-колеса

Динамический ударный момент можно рассматривать как сумму двух моментов, а именно:

$$M_y = M_{д.у} + M_{к\max}, \quad (5)$$

где $M_{д.у}$ — момент электродвигателя, нагружающий механическую передачу мотор-колеса при ударе;

$M_{к\max}$ — динамический момент в передаче, обусловленный изменением кинетической энергии якоря (максимальное значение).

Изменение кинетической энергии якоря при выборке окружного зазора и закручивания передачи можно подсчитать (не учитывая механические потери в электродвигателе) по формуле

$$K_{я} = M'_{д.ср} \alpha_z + M''_{д.ср} q_{\max},$$

где $M'_{д.ср}$ и $M''_{д.ср}$ — средние моменты электродвигателя соответственно за время выборки окружного зазора и за время закручивания;

α_z и q_{\max} — измеренные со стороны вала электродвигателя соответственно угол окружного зазора и максимальный угол закручивания передачи, выраженные в радианах.

Как показано в работе [2], при расчете ударного момента можно принять, что якорь электродвигателя к моменту закручивания передачи на угол q_{\max} останавливается. Тогда, если пренебречь механическими потерями в передаче, найденное значение $K_{я}$ будет

численно равно работе, затраченной на создание упругих деформаций в деталях передачи, т. е.:

$$M'_{д.ср} \alpha_3 + M''_{д.ср} q_{\max} = \frac{M_{\max} q_k}{2}, \quad (6)$$

где q_k — максимальный угол закручивания передачи в радианах, обусловленный изменением кинетической энергии якоря.

Моменты $M'_{д.ср}$ и $M''_{д.ср}$ могут быть точно определены из уравнений неустановившегося режима работы электродвигателя, однако этот метод для решения инженерных задач чрезмерно трудоемок. В работе [2] рекомендуется упрощенный метод, основанный на том, что сложные функции $M_d = \varphi(\alpha)$ и $M_d = \varphi(q)$ заменяются уравнением прямой линии, причем полагается

$$M_{д.ср} = \frac{M_{д1} + M_{д2}}{2},$$

где $M_{д1}$ и $M_{д2}$ — моменты электродвигателя в начале и конце периодов выборки окружного зазора и закручивания передачи, найденные по статическим характеристикам электродвигателя.

Момент $M'_{д1}$ в начале выборки окружного зазора принимается равным расчетному пусковому моменту электродвигателя при определенном напряжении (и частоте — в системах переменного тока), момент в конце выборки окружного зазора равен моменту в начале закручивания передачи, т. е. $M'_{д2} = M'_{д1}$, а момент в конце закручивания передачи $M''_{д2} = M_{д.у}$ принимается равным моменту электродвигателя с остановленным якорем при данном напряжении (и частоте).

Момент в конце выборки окружного зазора определяется из соотношения

$$M'_{д2} = M'_{д1} \pm a \omega_d,$$

причем знак плюс принимается для асинхронных двигателей при пуске с постоянной частотой по неустойчивой части механической характеристики, не имеющей ярко выраженного провала при низких скольжениях, а знак минус — для электродвигателей постоянного тока и асинхронных двигателей при частотном пуске по устойчивой части характеристики. Коэффициент $a > 0$ характеризует изменение момента электродвигателя в зависимости от его угловой скорости при определенных значениях напряжения и частоты и согласно [2] может быть найден из статических характеристик электродвигателя или путем несложного эксперимента.

Угловая скорость якоря ω_d' для данного значения α_3 определяется из следующего уравнения:

$$\omega_d'^2 + \frac{a}{\Theta_{я}} \omega_d' \alpha_3 - \frac{2M'_{д1}}{\Theta_{я}} \alpha_3 = 0,$$

где $\Theta_{я}$ — момент инерции якоря электродвигателя.

Величины углов закручивания q_{\max} и q_k в уравнении (6) заметно отличаются только при малых углах α_3 , т. е. когда ударные моменты вообще невелики. Обычно в случаях, представляющих практический интерес, можно принять $q_{\max} \approx q_k$, что соответствует условию $M_{k \max} \gg M_{д.у.}$. Поэтому заменим во втором члене левой части уравнения (6) q_{\max} на q_k . Чтобы определить момент $M_{k \max}$, найдем зависимость между $M_{k \max}$ и q_k через параметры крутильной системы мотор-колеса и решим совместно полученное уравнение и уравнение (6). Для этого заменим крутильную систему мотор-колеса двухмассовой эквивалентной схемой. Примем, что внутреннее трение (при коэффициенте трения $f_{тр}$) в элементах крутильной системы мотор-колеса подчиняется линейному закону и зависит лишь от скорости деформаций. Тогда уравнения движения двухмассовой системы будут:

$$\vartheta_1 \ddot{\varphi}_1 + f_{тр} \frac{d(\varphi_1 - \varphi_2)}{dt} + \frac{\varphi_1 - \varphi_2}{E_{12}} = -M_k; \quad (7)$$

$$\vartheta_2 \ddot{\varphi}_2 - f_{тр} \frac{d(\varphi_1 - \varphi_2)}{dt} - \frac{\varphi_1 - \varphi_2}{E_{12}} = 0.$$

Учтем, что $\varphi_1 - \varphi_2 = q$, и обозначим:

$$\frac{f_{тр}(\vartheta_1 + \vartheta_2)}{\vartheta_1 \vartheta_2} = 2c;$$

$$\frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{E_{12} \vartheta_1 \vartheta_2} = \Delta;$$

$$- \frac{M_k}{\vartheta_1} = Q.$$

Подставим эти обозначения в систему (6) и, вычитая из первого уравнения второе, получим:

$$\ddot{q} + 2c\dot{q} + \Delta q = Q. \quad (8)$$

Решение дифференциального уравнения (8) состоит из суммы двух слагаемых, причем первое слагаемое представляет собой решение однородного уравнения без правой части, а второе — частное решение уравнения (8).

Решение однородного уравнения $\ddot{q} + 2c\dot{q} + \Delta q = 0$ при $c < \sqrt{\Delta}$ соответствует периодическому процессу со значительными амплитудами.

Если положить, что $\frac{c}{\sqrt{\Delta}} = \beta$, причем $\beta < 1$, потому что $c < \sqrt{\Delta}$, то уравнение (8) преобразуется следующим образом:

$$\ddot{q} + 2\beta\sqrt{\Delta}\dot{q} + \Delta q = Q. \quad (9)$$

Решение уравнения (9) имеет вид [1]:

$$q = \alpha e^{-\beta \sqrt{\Delta} t} \sin [\sqrt{\Delta(1-\beta^2)} t + \xi] + \frac{Q}{\Delta}, \quad (10)$$

где α и β — произвольные постоянные интегрирования, которые определяются из начальных условий: $t=0$, $q=0$, $\dot{q}=0$.

Значение \dot{q} из выражения (10):

$$\begin{aligned} \dot{q} &= \alpha \sqrt{\Delta(1-\beta^2)} e^{-\beta \sqrt{\Delta} t} \cos [\sqrt{\Delta(1-\beta^2)} t + \xi] - \\ &- \alpha \beta \sqrt{\Delta} e^{-\beta \sqrt{\Delta} t} \sin [\sqrt{\Delta(1-\beta^2)} t + \xi] = 0 \end{aligned}$$

или
$$\sqrt{1-\beta^2} \cos \xi - \beta \sin \xi = 0.$$

Полагая, что $\beta = \cos \xi$, получим $\xi = \arccos \beta$.

Из равенства (10) после подстановки начальных условий получим:

$$\alpha = -\frac{Q}{\Delta \sqrt{1-\beta^2}}.$$

Тогда решение уравнения (9) может быть выражено формулой:

$$q = \frac{Q}{\Delta} \left[1 - \frac{e^{-\beta \sqrt{\Delta} t}}{\sqrt{1-\beta^2}} \sin (\sqrt{\Delta(1-\beta^2)} t + \xi) \right].$$

Поскольку

$$\cos \xi = \beta;$$

$$\Delta = \frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{E_{12} \vartheta_1 \vartheta_2};$$

$$Q = -\frac{M_K}{\vartheta_1},$$

то
$$q = -\frac{M_K \vartheta_2 E_{12}}{\vartheta_1 + \vartheta_2} \left[1 - \frac{e^{-\beta \sqrt{\Delta} t}}{\sqrt{1-\beta^2}} \sin (\sqrt{\Delta(1-\beta^2)} t + \xi) \right].$$

Максимальное значение угла закручивания вала с учетом $q_K \approx q_{\max}$:

$$q_K = \frac{M_{K \max} \vartheta_2 E_{12}}{\vartheta_1 + \vartheta_2} \left[1 + e^{-\frac{\beta \pi}{\sqrt{1-\beta^2}}} \right].$$

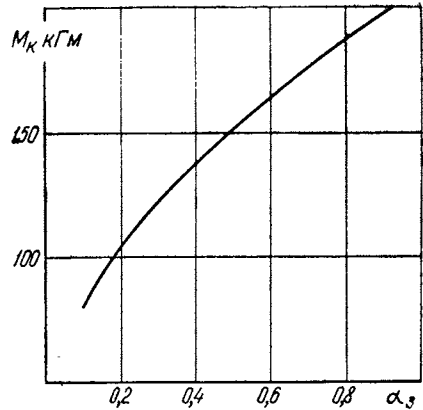
Если принять $f_{тр} = 0$, то $\beta = 0$ и $\xi = \frac{\pi}{2}$, а значение q_k определится выражением:

$$|q_k| = \frac{2M_{к\max}\vartheta_2 E_{12}}{\vartheta_1 + \vartheta_2}. \quad (11)$$

Исключив из выражений (6) и (11) величину q_k , получим уравнение:

$$M_{к\max}^2 \vartheta_2 E_{12} - 2M_{к\max} M_{д.ср} \vartheta_2 E_{12} - M'_{д.ср} \alpha_3 (\vartheta_1 + \vartheta_2) = 0,$$

из которого можно определить значение момента $M_{к\max}$ при пуске без учета демпфирующей способности системы. Поэтому эта формула дает несколько завышенные результаты. Очевидно, что физический смысл имеет решение, при котором $M_{к\max} > 0$.



Фиг. 5. Зависимость $M_{к\max}$ от величины окружного зазора механической передачи.

Момент $M_{к\max}$ для мотор-колеса, показанного на фиг. 1, при $\alpha_3 = 0,4$, $M'_{д.ср} = 19,5$ кГ·м, $M''_{д.ср} = 18$ кГ·м равен (отрицательное решение не рассматривается):

$$M_{к\max} = \frac{18 \cdot 2,4 \cdot 1,52 \cdot 10^{-2} + \sqrt{(18 \cdot 2,4 \cdot 1,52 \cdot 10^{-2})^2 + 2,4 \cdot 1,52 \cdot 10^{-2} \cdot 0,4 \cdot 19,5 \cdot 66}}{2,4 \cdot 1,52 \cdot 10^{-2}} = 138 \text{ кГ}\cdot\text{м}.$$

На фиг. 5 показан график изменения момента $M_{к\max}$ в зависимости от величины окружного зазора механической передачи мотор-колеса.

Ударный момент может быть найден по формуле (5).

ЛИТЕРАТУРА

1. Выгодский М. Я. Справочник по высшей математике. М., Госиздат, 1956.
2. Марковников В. Л. Автомобильные передачи на электрическом транспорте. М., Машгиз, 1949.
3. Семенов В. М., Армадеров Р. Г. Работа грузового автомобиля в тяжелых дорожных условиях. М., Автотранспорт, 1962.

Канд. техн. наук А. И. Яковлев,
инж-ры Ю. Е. Сафаров, А. Б. Козловский

ОБ УТОЧНЕНИИ ВЕЛИЧИНЫ КРИТИЧЕСКОГО СКОЛЬЖЕНИЯ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПЕРИОДИЧЕСКОГО ДЕЙСТВИЯ АВТОПОЕЗДА

Величина критического скольжения асинхронных двигателей s_k , работающих при питании от синхронного генератора соизмеримой мощности в системе электропривода периодического действия автопоезда, относится к числу основных параметров системы. От него зависит выбор рабочего скольжения [7], которое непосредственно влияет на передаточные числа редуктора генератора и механической передачи полуприцепа автопоезда.

Известные методы определения критического скольжения асинхронных двигателей, работающих в автономных системах [2; 5], не учитывают зависимость s_k от частоты f_1 и тока возбуждения генератора $i_{в.г}$. Это приводит к погрешности при определении критического скольжения и в итоге к выбору рабочего скольжения, отличного от оптимального. Поэтому при расчете параметров системы электропривода периодического действия предварительно необходимо определить критическое скольжение асинхронного двигателя для заданных значений частоты и тока возбуждения генератора, а также величину напряжения и максимального момента, соответствующих критическому скольжению. Эти величины необходимы для определения закона регулирования тока возбуждения от частоты $i_{в.г} = \varphi(f_1)$, соответствующего заданному распределению момента теплового двигателя между тягачом и полуприцепом.

Для решения этой задачи необходимо с помощью графоаналитического метода* построить графическое изображение функции

* См. А. И. Яковлев, Ю. Е. Сафаров, А. Б. Козловский. «Метод расчета напряжения электропривода периодического действия полуприцепа автопоезда» на стр. 30 настоящего сборника.

$U = \varphi(s)$, выражающей зависимость напряжения системы U от скольжения асинхронного двигателя s при принятых значениях частоты и тока возбуждения генератора, а затем найти аналитическое выражение этой функции, что позволит вывести формулу для критического скольжения.

На фиг. 1 в качестве примера приведено графическое изображение функции $U = \varphi(s)$ при $f_1 = 100$ гц и $i_{в.г} = 40$ а, построенное графоаналитическим методом для системы электропривода, включающей синхронный генератор и два тяговых асинхронных двигателя.

Для аналитического выражения приведенной функции ее следует разделить на два участка и для каждого подобрать эмпирическую зависимость $U = \varphi(s)$.

С целью определения диапазона скольжений, в котором применяются выбранные эмпирические зависимости, используется метод выравнивания [1; 3], заключающийся в замене действительных переменных x, y новыми переменными $X = \varphi(x, y)$ и $Y = \varphi(x, y)$, зависимость между которыми в плоскости OXY выражается прямой линией.

Рассмотрим методику выбора эмпирических выражений для каждого из двух участков функции $U = \varphi(s)$ и проведем исследование применимости этих выражений в определенном диапазоне скольжения.

Участок функции $U = \varphi(s)$, соответствующий малым значениям скольжения, может быть описан показательной функцией вида

$$y = ae^{b \cdot x}, \quad (1)$$

причем $a > 0$.

Логарифмируя это выражение, получим:

$$\lg y = \lg a + b_1 x \lg e$$

или, заменяя переменные x, y переменными рассматриваемой задачи s, U , получим:

$$\lg U = \lg a + b_1 s \lg e$$

и найдем значение постоянной a при $s=0$:

$$\lg U_{|s=0} = \lg a; \quad U_{|s=0} = a; \quad a = E_{0r}.$$

Тогда выражение (1) в соответствии с условиями данной задачи может быть переписано в виде

$$U = E_{0r} e^{b_1 s}, \quad (2)$$

или после логарифмирования —

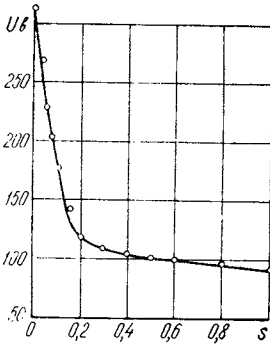
$$\lg U = \lg E_{0r} + b_1 s \lg e.$$

В показательной функции вида (1) следует принять $X = s$ и $Y = \lg U$ [1; 3]. Выравнивание, определяющее применимость выбран-

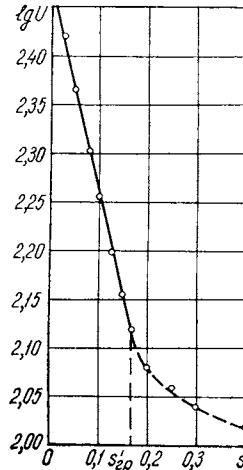
ной функции вида (2) и диапазон ее применимости, производим таким образом.

Возьмем на графическом изображении функции $U = \varphi(s)$, приведенной на фиг. 1, ряд точек (при малых скольжениях) с определенными U и s , отложим в координатах $\lg U, s$ (фиг. 2) значения соответствующих величин и получим ряд точек.

В соответствии с исходными положениями метода выравнивания уравнение (2) описывает функцию $U = \varphi(s)$ в том диапазоне скольжений, в котором точки с координатами $\lg U, s$ (см. фиг. 2) располагаются на прямой линии. Наибольшее скольжение, при котором еще применимо уравнение (2), назовем граничным скольжением $s'_{гр}$ первого участка.



Фиг. 1. Пример функции $U = \varphi(s)$ при $f_1 = 100$ гц и $i_{в.г} = 40$ а, полученной графоаналитическим методом.



Фиг. 2. Определение степени выравнивания зависимости $Y = \lg U$ от $X = s$.

Участок функции $U = \varphi(s)$, соответствующий большим значениям скольжения, может быть описан иррациональной функцией гиперболического вида:

$$y = ax^{b_2}, \quad (3)$$

причем переменные $x > 0$ и $y > 0$.

Прологарифмировав выражение (3)

$$\lg y = \lg a + b_2 \lg x$$

и заменив переменные x, y физическими величинами s, U получим:

$$\lg U = \lg a + b_2 \lg s.$$

Найдем значение постоянной a при $s=1$:

$$\lg U_{|s=1} = \lg a; \quad U_{|s=1} = a; \quad a = U_n,$$

где U_n — напряжение системы при пуске асинхронного двигателя, т. е. при $s=1$.

Выражение (3) в соответствии с условиями задачи может быть записано, как

$$U = U_n s^{b_2}, \quad (4)$$

а после логарифмирования —

$$\lg U = \lg U_n + b_2 \lg s.$$

В функции вида (3) следует принять $X = \lg s$ и $Y = \lg U$ [1; 3]. Выравнивание для определения диапазона применимости функции (4) произведем так же, как и для функции (2), с той лишь разницей, что в координатах $\lg U$, $\lg s$ (фиг. 3) откладываются точки, представляющие логарифмы выбранных на кривой $U = \varphi(s)$ значений U и s по фиг. 1. Наименьшее скольжение, при котором еще применимо уравнение (4), назовем граничным скольжением $s''_{гр}$ второго участка.

Коэффициенты b_1 и b_2 характеризуют кривизну соответствующего участка функции $U = \varphi(s)$ при $f_1 = \text{const}$ и $i_{в.г} = \text{const}$, а следовательно, зависят от параметров как синхронного генератора, так и асинхронного двигателя.

Эти коэффициенты можно определить согласно работе [4], решив так называемые условные уравнения для указанных функций. Для функции (2) коэффициент b_1 можно найти из условного уравнения:

$$\lg U = \lg E_{ор} + b_1 s \lg e,$$

которое характеризует среднюю кривизну функции $U = \varphi(s)$ при малых скольжениях. Для определения величины b_1 из этого уравнения следует рассчитать графоаналитическим методом напряжение U , соответствующее скольжению $s'_{гр}$, и по характеристике холостого хода генератора определить величину $E_{ор}$ при данном $i_{в.г}$. Тогда

$$b_1 = \frac{\lg U_{|s=s'_{гр}} - \lg E_{ор}}{s'_{гр} \lg e}. \quad (5)$$

Для функции (4) коэффициент b_2 можно определить из условного уравнения:

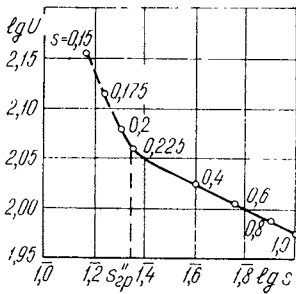
$$\lg U = \lg U_n + b_2 \lg s,$$

которое характеризует среднюю кривизну функции $U = \varphi(s)$ при больших скольжениях. В этом случае следует рассчитать величину U при скольжении $s''_{гр}$ и величину U_n при $s=1$.

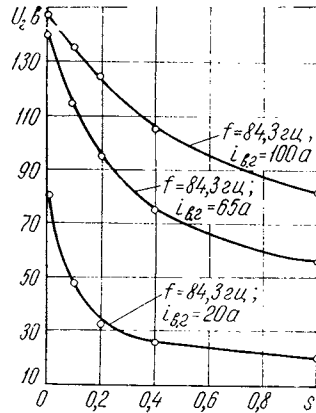
Тогда

$$b_2 = \frac{\lg U|_{s=s''_{гр}} - \lg U_{II}|_{s=1}}{\lg s''_{гр}}. \quad (6)$$

Из выражений (5) и (6) следует, что как $b_1 < 0$, так и $b_2 < 0$. При этом величины b_1 и b_2 не являются постоянными, а зависят от частоты и тока возбуждения генератора. С увеличением тока $i_{в.г}$ уменьшается кривизна функции $U = \varphi(s)$ как при малых, так и при больших скольжениях, как это показано на фиг. 4.



Фиг. 3. Определение степени выравнивания зависимости $Y = \lg U$ от $X = \lg s$.

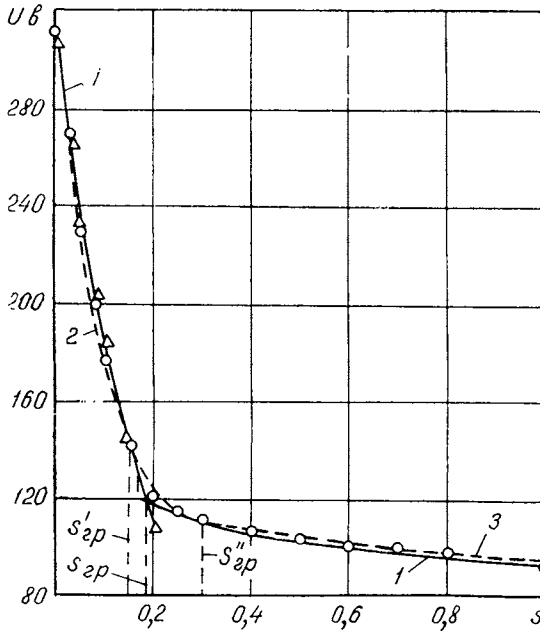


Фиг. 4. Изменение кривизны функции $U = \varphi(s)$ при различных значениях $i_{в.г}$ и $f_1 = \text{const}$.

Используя аналитические формулы (2) и (4) с учетом выражений (5) и (6) построим участки функции $U = \varphi(s)$ для тех же условий, для которых графоаналитическим методом построена кривая зависимости $U = \varphi(s)$, приведенная на фиг. 1. Соответствующие кривые, полученные графоаналитическим и аналитическим методами, приведены на фиг. 5. Нетрудно видеть, что разность скольжений $s''_{гр} - s_{гр} = \Delta s$ будет всегда отлична от нуля и положительна. Чтобы не создавать разрыва функции $U = \varphi(s)$ при ее аналитическом расчете по формулам (2) и (4), продолжим кривые зависимостей (2) и (4) до пересечения в точке, соответствующей граничному скольжению $s_{гр}$ (см. фиг. 5).

Итак, функция $U = \varphi(s)$ может быть выражена аналитически с помощью уравнений (2) и (4). Рассчитав графоаналитическим методом ряд точек этой функции в зоне скольжений примерно от 0,15 до 0,25, а также определив значения $E_{ог}$ и U_{II} , определим величины $s''_{гр}$ и $s'_{гр}$. Для этих скольжений также графоаналитичес-

ким методом найдем величины U , после чего можно определить коэффициенты b_1 и b_2 . Построив аналитические зависимости (2) и (4), можно найти скольжение $s_{г.р.}$. Соответствующую ему величину U найдем по участку функции $U = \varphi(s)$, построенному графоаналитическим способом.



Фиг. 5. Вид участков функции $U = \varphi(s)$, определенных аналитическим методом:

1 — вид функции, полученной графоаналитическим методом; 2 и 3 — вид участков функции при малых и больших скольжениях, полученных аналитическим методом.

Перейдем теперь к выводу формулы для критического скольжения $s_{к.}$. Последнее определится приравниванием к нулю производной выражения для электромагнитного момента электродвигателя $M_{д.}'$ по скольжению, т. е. [6]

$$\frac{dM_{д.}'}{ds} = \frac{m_{\phi} r_2'}{\omega} \cdot \frac{d}{ds} \left\{ \frac{U^2}{s \left[\left(\frac{c_0 r_2'}{s} \right)^2 + x_{к.}^2 \right]} \right\} = 0, \quad (7)$$

где

m_{ϕ} — число фаз асинхронного двигателя;
 ω — угловая частота системы;
 r_2' — приведенное активное сопротивление обмотки ротора асинхронного двигателя;

$x_k = x_1 + c_0 x_2'$ — общее индуктивное сопротивление асинхронного двигателя, причем

$$c_0 = 1 + \frac{x_1}{x_m} \approx 1,04 \div 1,08;$$

x_1 и x_2' — индуктивное сопротивление обмотки статора и приведенное индуктивное сопротивление обмотки ротора;

x_m — индуктивное сопротивление, обусловленное магнитным потоком взаимоиנדукции статора и ротора.

При определении критического скольжения асинхронного двигателя, получающего питание от синхронного генератора соизмеримой мощности, под величиной U в выражении (7) следует понимать значение напряжения, определяемое формулами (2) или (4) в зависимости от соотношения между величинами s_k и $s_{гp}$.

При $s_k > s_{гp}$, используя формулу (4), получим:

$$\begin{aligned} \frac{dM_{г'}}{ds} = \frac{m_{\phi} r_2'}{\omega} \cdot \frac{d}{ds} \left[\frac{U_n^2 s^{2b_2}}{s \left(\left(\frac{c_0 r_2'}{s} \right)^2 + x_k^2 \right)} \right] = \frac{m_{\phi} r_2' U_n^2 s^{2b_2-2}}{\omega} \times \\ \times \left\{ \frac{x_k^2 (2b_2 - 1) + 2 \left(\frac{c_0 r_2'}{s} \right)^2 (1 + 2b_2)}{\left[\left(\frac{c_0 r_2'}{s} \right)^2 + x_k^2 \right]^2} \right\} = 0. \end{aligned}$$

Из этого выражения найдем

$$s_k = \frac{c_0 r_2'}{x_k} \sqrt{\frac{1 + 2b_2}{1 - 2b_2}}. \quad (8)$$

При $s_k < s_{гp}$ заменим в выражении (7) величину U его значением из формулы (2) и получим:

$$s_k^2 \frac{1 - 2b_1 s_k}{1 + 2b_1 s_k} = \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k} \right)^2. \quad (9)$$

Это уравнение может быть представлено в следующем виде:

$$2b_1 s_k^3 - s_k^2 + 2s_k \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k} \right)^2 b_1 + \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k} \right)^2 = 0. \quad (10)$$

Число действительных решений кубического уравнения вида $ax^3 + bx^2 + cx + d = 0$ можно определить в зависимости от знака дискриминанта $D = q^2 + p^3 [1]$, где

$$2q = -\frac{2b^3}{27a^3} - \frac{bc}{3a^2} + \frac{d}{a};$$

$$3p = -\frac{3ac - b^2}{3a^2}.$$

При $D > 0$ кубическое уравнение имеет одно действительное решение и два мнимых. В рассматриваемом случае

$$q = -\frac{1}{27 \cdot 8b_1^3} + \frac{\left(\frac{c_0 r_2'}{x_k}\right)^2}{12b_1^2} + \frac{\left(\frac{c_0 r_2'}{x_k}\right)^2}{4b_1};$$

$$p = \frac{12b_1^2 \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k}\right)^2 + 1}{36b_1^2},$$

и, следовательно, $q^2 > 0$ и $p^3 > 0$, т. е. $D > 0$.

Таким образом, скольжение s_k имеет лишь одно действительное значение, которое можно определить, решая уравнение (10). Используем для его приближенного решения метод хорд [4]. Общее выражение для неизвестной величины при этом методе имеет вид:

$$x \approx a - \frac{\varphi(a)}{\varphi(b) - \varphi(a)}(b - a), \quad (11)$$

где ab — интервал исследуемой функции.

В нашем случае $x = s_k$, $a = 0$, $b = s_{гр}$, а исследуемая функция $\varphi(s_k)$ определяется выражением (10). Тогда

$$\varphi(a) = \varphi(0) = \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k}\right)^2;$$

$$\varphi(b) = \varphi(s_{гр}) = 2b_1 s_{гр}^3 - s_{гр}^2 + 2b_1 s_{гр} \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k}\right)^2 + \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k}\right)^2.$$

Подставляя в уравнение (11) значения соответствующих величин, получим:

$$s_k = -\frac{\left(\frac{c_0 r_2'}{x_k}\right)^2}{2b_1 s_{гр}^2 - s_{гр} + 2b_1 \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k}\right)^2}. \quad (12)$$

Поскольку $b_1 < 0$, то в выражении (9) дробь $\frac{1 - 2b_1 s_k}{1 + 2b_1 s_k} > 1$, а следовательно, значение s_k асинхронного двигателя, работающего в автономной системе электропривода, меньше значения s_k при питании асинхронного двигателя от сети большой мощности, так как в этом случае

$$s_k = \frac{c_0 r_2'}{x_k}. \quad (13)$$

К аналогичному выводу приходим из рассмотрения формулы (8), так как $b_2 < 0$ и, следовательно, выражение под знаком корня меньше единицы.

Кроме того, критическое скольжение s_k не является постоянной величиной. Так как коэффициенты b_1 и b_2 являются функциями частоты f_1 и тока возбуждения $i_{в.г}$, то также и $s_k = \varphi(f_1, i_{в.г})$. Поскольку величины b_1 и b_2 уменьшаются с увеличением $i_{в.г}$ и в предельном случае, соответствующем питанию асинхронного двигателя от сети бесконечно большой мощности, превращаются в нуль, то и величина s_k , определенная по формулам (8) или (12), отличается от значения s_k , найденного по формуле (13) тем меньше, чем больше $i_{в.г}$.

Отметим, что пренебрежение насыщением синхронного генератора приводит к выражению для s_k , не зависящему от f_1 и $i_{в.г}$, а именно [5]:

$$s_k = \frac{c_1 r_2'}{\sqrt{r_1^2 + (x_d + x_1 + c_1 x_2')^2}}, \quad (14)$$

где x_d — синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси генератора;

$$c_1 \approx 1 + \frac{x_d}{x_m}.$$

Из сопоставления уравнений (8) и (12) с уравнением (14) следует, что значение s_k , определяемое по формулам (8) или (12), тем больше отличается от s_k , найденного по формуле (14), чем больше насыщен синхронный генератор.

На фиг. 6 в качестве примера приведена зависимость $s_k = \varphi(i_{в.г})$ при $f_1 = 100$ и 200 гц для ранее упомянутой автономной системы электропривода, а также для сравнения — линия $s_k = \text{const}$ для случая питания асинхронного двигателя от сетки большой мощности.

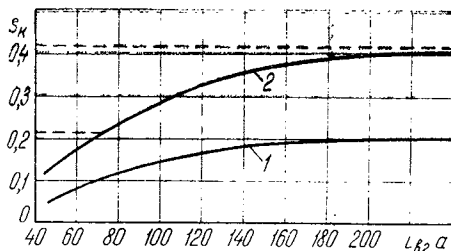
Пользуясь найденными выражениями для s_k , запишем выражения для напряжения U_k , соответствующего критическому скольжению, при $s_k < s_{гр}$:

$$U_k = E_{0r} e^{b_1 s_k} = E_{0r} e^{\frac{b_1 \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k} \right)^2}{2b_1 s_{гр}^2 - s_{гр} + 2b_1 \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k} \right)^2}};$$

и при $s_k > s_{гр}$ —

$$U_k = U_n s_k^{b_2} = U_n \left(\frac{c_0 r_2'}{x_k} \sqrt{\frac{1 + 2b_2}{1 - 2b_2}} \right)^{b_2}.$$

Изложенная методика определения s_k и U_k позволяет построить уточненные механические характеристики асинхронного двигателя для ряда значений частоты f_1 и тока возбуждения генератора $i_{в.г}$, а также определить значение максимального момента в соответствии с расчетной формулой (6), в которую входит действительная величина напряжения (в данном случае U_k). Тем самым может быть определен закон регулирования возбуждения генератора $i_{в.г} = \varphi(f_1)$, необходимый для реализации заданной тяговой характеристики на колесах полуприцепа, или выявлено соответствие параметров тяговых электрических машин заданным тяговым показателям автопоезда.



Фиг. 6. Кривая зависимости $s_k = \varphi(i_{в.г})$ при $i_{в.г} = \text{var}$ и $f_1 = \text{const}$ для автономной системы, состоящей из генератора и асинхронного двигателя при питании последнего от синхронного генератора соизмеримой мощности:

1 — при $f_1 = 200$ гц; 2 — при $f_1 = 100$ гц.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бронштейн И. Н., Семендяев К. А. Справочник по математике. Изд. 6-е. М., Гос. изд-во техн.-теорет. лит., 1956.
2. Гюльмамедов И. И. Аналитический метод расчета статических характеристик. В сб.: «Научно-технические проблемы автоматизированного электропривода». М., Изд-во АН СССР, 1957.
3. Демидович Б. П., Марон И. А., Шувалова Э. З. Численные методы анализа. Изд. 3-е. М., «Наука», 1967.
4. Демидович Б. П., Марон И. А. Основы вычислительной математики. М., Гос. изд-во физ.-матем. лит., 1960.
5. Кадымов Я. Б., Расулов М. М. Синхронный электропривод с автономным питанием. Баку, Азерб. гос. изд-во, 1966.
6. Костенко М. П., Пиотровский Л. М. Электрические машины. Ч. II. Изд. 2-е. М.—Л., «Энергия», 1965.
7. Яковлев А. И., Козловский А. Б., Сафаров Ю. Г. Особенности асинхронного привода активных полуприцепов двухзвенных автопоездов. «Автомобильная промышленность», 1969, № 12.

Канд. техн. наук А. И. Яковлев,
инж-ры Ю. Е. Сафаров, А. Б. Козловский

МЕТОД РАСЧЕТА НАПРЯЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПЕРИОДИЧЕСКОГО ДЕЙСТВИЯ ПОЛУПРИЦЕПА АВТОПОЕЗДА

Факторы, обуславливающие изменение напряжения электропривода периодического действия

Для активизации колес полуприцепов двухзвенных автопоездов применяется электропривод периодического действия на переменном токе [4; 5], включающий в себя два тяговых асинхронных двигателя и синхронный генератор соизмеримой мощности, привод которого осуществляется от теплового двигателя тягача.

В системах электропривода периодического действия не применяются преобразователи для плавного регулирования частоты системы, поэтому ее изменение происходит в определенных пределах в соответствии с изменением числа оборотов теплового двигателя. Необходимое воздействие на работу системы осуществляется регулированием тока возбуждения синхронного генератора.

Условия работы асинхронных двигателей в системе автономного электропривода при питании от генератора соизмеримой мощности существенно отличаются от тех условий, которые имеют место при питании асинхронного двигателя от сети практически неограниченной мощности. Это обстоятельство непосредственно влияет на методику расчета характеристик системы электропривода периодического действия.

В таких системах одновременно с изменением в сравнительно широких пределах частоты f_1 должно меняться и напряжение на зажимах асинхронного двигателя U_d (равное напряжению системы U , если пренебречь падением напряжения в соединительных проводах и считать напряжение генератора $U_r = U_d = U$), а также и ток возбуждения генератора $i_{в.г.}$, представляющий собой некоторую функцию частоты f_1 .

Величина напряжения системы при данной частоте определяется не только значениями активного и индуктивного сопротивлений электрических машин, характеристикой холостого хода и током возбуждения генератора, но в большой степени зависит от э. д. с. реакции якоря по продольной оси генератора (в дальнейшем имеются в виду генераторы с явно выраженными полюсами). Кроме того, вследствие реакции якоря имеет место искажение формы кривой напряжения генератора. Поэтому при расчете характеристик тягового асинхронного двигателя, работающего в системе электрического привода периодического действия, по известным формулам [1] необходимо предварительно определить зависимость напряжения автономной системы «синхронный генератор—асинхронный двигатель» от скольжения $U = \varphi(s)$ при ряде постоянных значений частоты f_1 и тока возбуждения синхронного генератора $i_{в.г.}$.

Рассмотрение метода определения зависимости $U = \varphi(s)$ при $f_1 = \text{const}$ и $i_{в.г.} = \text{const}$ и является задачей настоящей статьи.

При определении зависимости $U = \varphi(s)$ используется векторная диаграмма э. д. с. генератора. Известно, что при использовании этих диаграмм геометрическое сложение магнитных потоков и индуктируемых ими э. д. с. по методу наложения допустимо только при постоянстве магнитных сопротивлений всех участков магнитной цепи генератора, т. е. при ненасыщенной магнитной цепи. Для тяговых генераторов с сильно насыщенной магнитной цепью при расчете намагничивающих сил и соответствующих э. д. с. необходимо пользоваться действительной характеристикой намагничивания генератора, учитывающей насыщение магнитной цепи при данном токе возбуждения $i_{в.г.}$ и токе нагрузки генератора I_r . Асинхронные двигатели рассматриваются в качестве переменной активно-индуктивной нагрузки z_d , подключенной к зажимам синхронного генератора.

При ненасыщенном синхронном генераторе действие реакции якоря определяется выражением:

$$I_r x_d = I_r (x_{ad} + x_{\sigma a}) = \frac{E_{ad}}{\sin \psi} + E_{\sigma a},$$

где $x_d = x_{ad} + x_{\sigma a}$ — синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси генератора;

x_{ad} — индуктивное сопротивление реакции якоря по продольной оси;

$x_{\sigma a}$ — индуктивное сопротивление, обусловленное потоком рассеивания генератора;

E_{ad} — э. д. с., индуктируемая в обмотке статора намагничивающей силой (н. с.) реакции якоря по продольной оси F_{ad} ;

$E_{\sigma a}$ — э. д. с., обусловленная магнитным потоком рассеивания;

ψ — угол между э. д. с. холостого хода генератора E_{0r} и током I_r .

э. д. с. синхронного генератора, рекомендуемой в работе [2] для определения падения напряжения вследствие размагничивающего действия продольной реакции якоря и падения напряжения на индуктивном сопротивлении от потока рассеивания статора x_{sa} . Падением напряжения на активном сопротивлении статора пренебрегаем, поскольку оно мало по сравнению с другими составляющими напряжения.

Векторная диаграмма э. д. с., соответствующая определенному значению тока и скольжения асинхронного двигателя, приведена на фиг. 2.

Абсолютные величины векторов и фазовый угол между векторами напряжения и тока могут быть рассчитаны, исходя из параметров синхронного генератора и асинхронных двигателей, при условии, что для любого выбранного значения скольжения известен ток нагрузки генератора I_r . Поскольку величина I_r в действительности является неизвестной, необходимо ориентировочно оценить ток I_r и, пользуясь векторной диаграммой, найти напряжение U' , которое затем сравнивается со значением напряжения U , найденным из выражения:

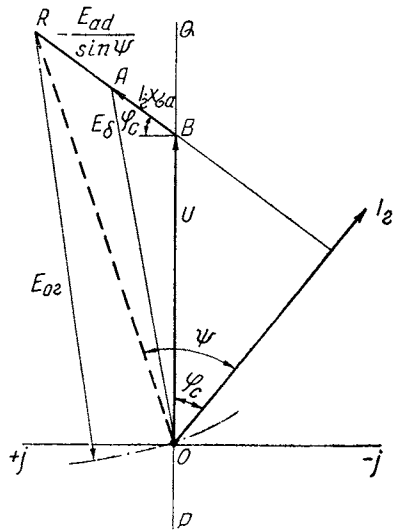
$$U = I_r \frac{z_d}{m_d}, \quad (3)$$

где m_d — число тяговых асинхронных двигателей системы электропривода периодического действия.

Последовательно изменяя значение тока I_r и добиваясь сближения значений напряжения U' и U , можно получить приближенное равенство $U \approx U'$ (с заданной степенью точности). Это будет указывать на то, что выбранное в конечном итоге расчетное значение тока I_r мало отличается от его действительного значения.

Рассмотрим порядок построения векторной диаграммы э. д. с. синхронного генератора, приведенный на фиг. 2. Если расчет кривой зависимости $U = \varphi(s)$ производится, начиная со скольжения $s=1$, то ориентировочно величина тока I_r может быть принята в соответствии с выражением:

$$I_r \approx \frac{km_n E_{0r}}{z_d}, \quad (4)$$



Фиг. 2. Видоизмененная векторная диаграмма э. д. с. явнополюсного синхронного генератора.

где E_{0r} — э. д. с. холостого хода генератора, определяемая по характеристике холостого хода при некотором $i_{в.г}$; $k=0,3\div 0,45$ — расчетный коэффициент.

Для выбранного значения скольжения s при частоте f_1 эквивалентное сопротивление асинхронных двигателей z_d может быть определено из уравнения [2]:

$$z_1 = \sqrt{\left(r_1 + c_0 \frac{r_2'}{s}\right)^2 + (x_1 + c_0 x_2')^2}, \quad (5)$$

где r_1 и r_2' — активное сопротивление обмотки статора и приведенное активное сопротивление обмотки ротора асинхронного двигателя;

x_1 и x_2' — индуктивное сопротивление обмотки статора и приведенное индуктивное сопротивление обмотки ротора;

$c_0 \approx 1 + \frac{x_1}{x_m}$, причем x_m — индуктивное сопротивление, обусловленное магнитным потоком взаимной индукции статора и ротора ($c_0 \approx 1,04 \div 1,08$).

Для выбранного тока I_r н. с. реакции якоря генератора, приведенная к обмотке возбуждения, равна $k_{ad} F_a$, причем коэффициент k_{ad} входит в число исходных параметров генератора, а н. с. F_a определяется из выражения:

$$F_a = \frac{m_\phi \sqrt{2} w_\phi k_{об} I_r}{p_r}, \quad (6)$$

где m_ϕ — число фаз статора генератора;

w_ϕ — число витков фазы статора генератора;

$k_{об}$ — обмоточный коэффициент;

p_r — число пар полюсов статора генератора.

Н. с. F_0 , индуцирующая э. д. с. холостого хода генератора E_{0r} , определяется из выражения:

$$F_0 = i_{в.г} w_{в.г},$$

где $w_{в.г}$ — число витков обмотки возбуждения генератора.

Далее из формулы (2) находится разность ΔF , по величине которой, пользуясь характеристикой холостого хода генератора (см. фиг. 1), определяется э. д. с. продольной реакции якоря генератора $\frac{E_{ad}}{\sin \psi}$. Э. д. с., обусловленная потоком рассеивания генератора, находится таким образом:

$$E_{ca} = I_r x_{ca}. \quad (7)$$

Для определения коэффициента мощности тягового электродвигателя используется формула [3]

$$\cos \varphi_d = \frac{r_1 + c_0 \frac{r_2'}{s}}{\sqrt{\left(r_1 + c_0 \frac{r_2'}{s}\right)^2 + (x_1 + c_0 x_2')^2}} \quad (8)$$

Теперь можно приступить к построению векторной диаграммы, которая приведена на фиг. 2. Под углом φ_d к прямой PQ (направление вектора напряжения) проводим через точку B (конец вектора напряжения) прямую BR . Откладываем на этой прямой отрезки $\vec{BA} = jI_r x_{ca}$ и $\vec{AR} = \frac{E_{ad}}{\sin \psi}$. Из точки R радиусом E_{or} (величина E_{or} определяется из характеристики холостого хода генератора по значению F_0) засекается линия PQ в точке O . Тогда вектор \vec{OB} дает искомое напряжение U' , величина которого сравнивается со значением U , найденным по формуле (3). Если разность $(U' - U) < 0$, то следует принять ток I_r большим, чем это было найдено по формуле (4) и наоборот. После нескольких пробных расчетов можно получить достаточно близкое для практических целей совпадение значений напряжения, найденных по формуле (3) и из векторной диаграммы, а соответствующее значение тока I_r принять за истинное.

Аналогичный расчет проводится для ряда значений скольжения, в результате чего могут быть получены зависимости $U = \varphi(s)$, $I_r = \varphi(s)$ и $\cos \varphi_d = \varphi(s)$ при выбранных значениях f_1 и $i_{в.г.}$. Отметим, что если расчет начат с точки, для которой $s = 1$, то для расчета последующей точки при $s < 1$ ток I_r при первом пробном расчете принимается меньшим, чем при $s = 1$.

Приложение

ЧИСЛОВОЙ ПРИМЕР

Синхронный генератор питает два асинхронных двигателя.

Параметры генератора: $f_1 = 75$ гц; $i_{в.г.} = 40$ а; $E_{or} = 109$ в; $F_a = i_{в.г.} \omega_{в.г.} = 40 \cdot 80 = 3200$ ампер-витков; $\omega = 157$ 1/мин; $k_{ad} = 0,853$; $x_{ad} = 0,66$ ом; $x_d = 0,695$ ом; $x_{ca} = 0,035$ ом; $k_{o6} = 0,9$.

Параметры электродвигателя: $r_1 = 0,04$ ом; $r_2' = 0,066$ ом; $c_0 = 1,04$; $x_1 = 0,071$ ом; $x_2' = 0,0477$ ом; $\Sigma x = x_1 + c_0 x_2' = 0,12$ ом.

РАСЧЕТ

1. Последовательно задаемся значением относительного скольжения s электродвигателя. В начале расчета принимаем $s = 1$.

2. Эквивалентное сопротивление электродвигателя по уравнению $z_d = 0,082$ ом.

3. Коэффициент мощности электродвигателя по формуле (8) $\cos \varphi_d = 0,67$.

4. Задаемся током I_r при $k = 0,375$ по выражению (4).

5. Н. с. продольной реакции якоря по выражениям (1) и (6)
 $F_a k_{ad} = 2820 \text{ а-в.}$

6. Разность н. с. по выражению (2) $\Delta F = 380 \text{ а-в.}$

7. По характеристике холостого хода определяем: $\frac{E_{ad}}{\sin \psi} = 82,4 \text{ в.}$

8. Определяем по выражениям (3) и (7): $E_{ca} = 7,95 \text{ в}$ и $U_r = 18,65 \text{ в.}$

9. По диаграмме э. д. с. находим: $U_r' = 18,8 \text{ в.}$

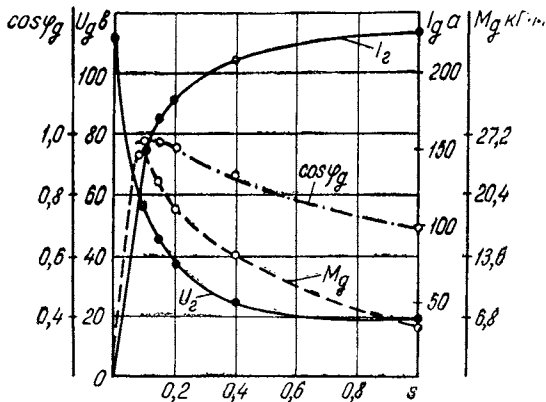
10. Погрешность результата $\delta = -0,8\%$, т. е. находится в допустимых пределах.

11. Аналогичный расчет проводится для скольжений 0,4; 0,2; 0,15; 0,1, результаты которых сведены в прилагаемую таблицу.

Т а б л и ц а

s	$\Sigma r \text{ Ом}$	$z_d \text{ Ом}$	$\cos \varphi_d$	$\varphi_d \text{ град}$	$I_r \text{ а}$	$F_a k_{ad} \text{ а-в}$	$\Delta F \text{ а-в}$	$I_r \times \sigma_a \text{ в}$	$\frac{E_{ad}}{\sin \psi} \text{ в}$	$U_r \text{ в}$	$U_r' \text{ в}$	$M_d \text{ кг}\cdot\text{м}$
1,00	0,055	0,082	0,670	47°51'	227,5	2820	380	7,95	82,4	18,65	18,8	1,735
0,40	0,107	0,123	0,870	29°30'	210,0	2600	600	7,35	74,3	25,10	25,4	3,320
0,20	0,195	0,204	0,955	17°12'	190,0	2340	860	6,65	64,0	38,00	38,4	5,590
0,15	0,252	0,260	0,970	14°	170,0	2100	1100	5,95	55,3	45,10	45,6	6,420
0,10	0,367	0,372	0,980	11°24'	156,0	1930	1270	5,45	51,5	56,30	57,0	7,230

12. По расчетным данным строятся кривые U_r , I_r ; $\cos \varphi_d$ и $M_d = \varphi(s)$ — см. фигуру.



Фигура. Расчетные характеристики электропривода периодического действия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Булгаков А. А. Частотное управление асинхронными электродвигателями. М., «Наука», 1956.
 2. Костенко М. П., Пиотровский Л. М. Электрические машины. Ч. II. 2-е издание. М.,—Л., «Энергия», 1965.
 3. Кадымов Я. Б., Расулов М. М. Синхронный электрический привод с автономным питанием. Баку, Азерб. Гос. изд-во, 1965.
 4. Регирер Л. Е. Вспомогательные тяговые приводы для строительных и дорожных машин. М., НИИНстройдоркоммунмаш, 1966.
 5. Яковлев А. И., Козловский А. Б. Особенности вспомогательного электропривода на переменном токе для автопоездов. В сб.: «Труды НАМИ», вып. 100. М., 1968.
-

Канд. техн. наук А. И. Яковлев, инж. И. М. Бурлакова

О ВЫБОРЕ ОПТИМАЛЬНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ ПОСТОЯННОГО ТОКА, ПРИМЕНЯЕМЫХ В МОТОР-КОЛЕСАХ

Параметры, характеризующие форму механической характеристики

Регулирование электропривода постоянного и переменного тока транспортных машин с автономным источником электроэнергии осуществляется таким образом, что тяговая характеристика мотор-колеса, представляющая собой зависимость силы тяги F_k от скорости v при некоторой неизменной мощности первичного двигателя и изменяющихся токе нагрузки генератора I_r и напряжении на зажимах электродвигателей U_d (имеем в виду их параллельное соединение) близка к гиперболической ($F_k v = \text{const}$). Реализация этой характеристики осуществляется путем автоматического регулирования возбуждения генератора и электродвигателей (если последние имеют независимую обмотку) в функции тока I_r или тока соответствующих электродвигателей. Однако при этом не обеспечивается совпадение характеристик $F_k v = \text{const}$ для всех мотор-колес.

Система регулирования генератора задает величину напряжения $U_r \approx U_d$, но величины тока I_d , момента M_d и скорости вращения n_d определяются характеристикой момента $M_d = \varphi(I_d)$ и скоростной характеристикой $n_d = \varphi(I_d)$ электродвигателя при данном напряжении. Отклонения моментов отдельных электродвигателей от среднего для всех электродвигателей транспортной машины значения зависят не от закона регулирования $U_r = \varphi(I_r)$, а от параметров электродвигателя и колеса. Одним из таких параметров является форма механической характеристики $M_d = \varphi(n_d)$, которая может быть получена из характеристик $M_d = \varphi(I_d)$ и $n_d = \varphi(I_d)$ путем исключения тока I_d .

Далее рассмотрим механические характеристики электродвигателей последовательного и смешанного возбуждения, причем выводы справедливы и для электродвигателей независимого возбуждения, у которых ток обмотки возбуждения является определенной функцией тока якоря.

Для пневмоколесных машин характерны отклонения радиусов качения отдельных колес от среднего для всех колес транспортной машины значения $r_{к.ср}$ и постоянно изменяющийся коэффициент сцепления ведущих колес с опорной поверхностью, что наряду с расхождением характеристик электродвигателя создает предпосылки для неравномерной нагрузки электродвигателей и развития процесса буксования.

Чтобы конструкция электродвигателя постоянного тока соответствовала заданным условиям эксплуатации транспортной машины и тягово-скоростным показателям, необходимо уже на первом этапе расчета мотор-колеса определить систему возбуждения электродвигателя и установить параметры формы механической характеристики при номинальном (длительном) напряжении, а также выявить те критерии, которые позволяли бы оценить соответствие этих параметров указанным условиям.

Форма механической характеристики непосредственно зависит от формы магнитной характеристики электродвигателя $\Phi_d = \varphi(F_d)$, устанавливающей связь между магнитным потоком электродвигателя и его намагничивающей силой [1]. Форма характеристики $\Phi_d = \varphi(F_d)$ определяется соотношением намагничивающих сил, проходящих на воздушный зазор F_δ и магнитопровод в целом F_d .

Известно, что увеличение воздушного зазора сопровождается уменьшением коэффициента насыщения $k_n = \frac{F_d}{F_\delta}$ и позволяет полу-

чить более мягкую механическую характеристику электродвигателя. Электродвигатель с относительно большим воздушным зазором меньше перегружается по току при максимальном моменте и имеет больший момент при максимальной скорости. Электродвигателям с мягкой характеристикой, работающим при параллельном соединении на одной транспортной машине, свойственно лучшее распределение токовой нагрузки. Однако снижение жесткости механической характеристики электродвигателя способствует развитию процесса буксования мотор-колеса.

Обычно для тяговых электродвигателей постоянного тока отношение величины воздушного зазора δ_b к диаметру якоря D_a принимается равным 0,008—0,015. Электродвигатели с большей величиной этого отношения имеют несколько больший вес и габаритные размеры при той же номинальной мощности и моменте электродвигателя, но отличаются лучшей перегрузочной способностью.

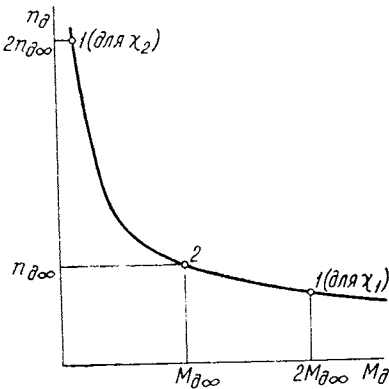
Механическая характеристика $M_d = \varphi(n_d)$ тягового электродвигателя может быть выражена уравнением $M_d n_d^x = \text{const}$ [2], если

принять, что χ — коэффициент относительной жесткости, равный:

$$\chi = - \frac{n_d}{M_d} \cdot \frac{dM_d}{dn_d},$$

является постоянной величиной.

В действительности коэффициент χ для данной механической характеристики — величина переменная. Однако для каждой из двух частей механической характеристики (от $M_{d, \max}$ до $M_{d, \infty}$ и от $M_{d, \infty}$ до $M_{d, \min}$, фиг. 1.) можно принять некоторые средние значения коэффициентов χ_1 и χ_2 , незначительно отличающиеся от их крайних значений в пределах данной части характеристики.



Фиг. 1. Условия определения коэффициентов относительной жесткости χ_1 и χ_2 для механической характеристики электродвигателей постоянного тока.

При определении коэффициента χ для некоторого участка механической характеристики возьмем на кривой $M_d = \varphi(n_d)$ две точки по границам участка и напишем два уравнения:

$$M_{d1} n_{d1}^{\chi} = c_1$$

и

$$M_{d2} n_{d2}^{\chi} = c_2.$$

Эти уравнения можно переписать следующим образом:

$$\lg M_{d1} + \chi \lg n_{d1} = \lg c_1$$

и

$$\lg M_{d2} + \chi \lg n_{d2} = \lg c_2.$$

Если принять, что $\chi = \text{const}$ и $c_1 = c_2$, то можно записать:

$$\lg M_{d1} - \lg M_{d2} = (\lg n_{d2} - \lg n_{d1}) \chi,$$

откуда получим:

$$\chi = \frac{\lg M_{d1} - \lg M_{d2}}{\lg n_{d2} - \lg n_{d1}}. \quad (1)$$

Условимся определять коэффициент χ_1 по двум точкам, для которых $M_d = 2M_{d\infty}$ (точка 1) и $M_d = M_{d\infty}$ (точка 2); при определении коэффициента χ_2 будем понимать под точкой 2 точку с $M_d = M_{d\infty}$ и под точкой 1 ту, которая соответствует скорости вращения $n_d = 2n_{d\infty}$ (см. фиг. 1). Значения момента $M_{d\infty}$ и скорости

вращения $n_{д.∞}$ соответствуют длительному режиму работы электродвигателя.

При выборе критериев оценки параметров формы механической характеристики электродвигателя мотор-колеса для транспортной машины данного типа и назначения учитываются следующие факторы:

- а) распределение нагрузки между параллельно работающими электродвигателями мотор-колес транспортной машины;
- б) характер развития процесса буксования;
- в) величина установленной мощности электродвигателя, необходимая для реализации заданных максимальных значений скорости и динамического фактора [3].

Чтобы установить эти критерии, проведем анализ влияния на указанные факторы формы механических характеристик электродвигателей мотор-колес, имеющих последовательное и смешанное возбуждение. Для анализа были выбраны электродвигатели как с весьма мягкими, так и относительно жесткими характеристиками.

Таблица 1

Тип электродвигателя	Система возбуждения	Параметры двигателя при длительном режиме работы			$n_{д, max}$ об./мин	$M_{д, max}$ кг·м	G_d кг	χ_1	χ_2
		$P_{д.∞}$ квт	$M_{д.∞}$ кг·м	$n_{д.∞}$ об./мин					
I	Последовательная	18	13	1380	4500	38	250	2,84	2,31
II	То же	33	17	1910	3800	50	365	2,85	2,51
III	» »	60	30	1900	3100	130	450	3,76	3,25
IV	Согл.-смешан.	183	100	1800	3700	207	1010	4,85	2,92
V	Последовательная	210	180	1140	3500	390	1335	4,65	3,80

Основные параметры этих электродвигателей, которым дано условное наименование (типа I, II, III, IV, V), приведены в табл. 1.

Влияние формы механической характеристики на распределение нагрузки между электродвигателями

С целью оценки неравномерности распределения нагрузки между параллельно соединенными электродвигателями при механических характеристиках с различными значениями коэффициента χ_1 необходимо задать условия нарушения распределения нагрузки.

В качестве таких условий принято расхождение механических характеристик и отклонение радиусов качения колес. Кинематическое несоответствие, возникающее при движении машины по кривой и вызывающее перераспределение нагрузки между электродвигателями, играет заметную роль только при малых радиусах поворота и поэтому в данном случае не учитывается. Кинематическое несоответствие, обусловленное дорожными неровностями, обычно не приводит к длительной перегрузке отдельных электродвигателей и также не рассматривается.

В соответствии с ГОСТ 2582—66 допускается расхождение скоростных характеристик тяговых электродвигателей при номинальном режиме на ± 4 —5%. Расхождение это обуславливается несопадением параметров магнитной цепи и обмоток электродвигателя в основном из-за технологических причин.

Существует ряд причин, вызывающих отклонение радиусов качения пневматических колес Δr_k , которое измеряется в миллиметрах или процентах от величины $r_{k,ср}$.

Технологические причины могут привести к несопадению наружных диаметров новых шин на $\pm 1,0$ —1,5%, что обуславливает примерно такое же отклонение и радиусов качения. Определенное значение имеет «разнашивание» шины, обуславливаемое растяжением нитей корда. Это явление с увеличением пробега приводит к повышению наружного диаметра шин больших размеров на 1,5—2,0% и соответствующему увеличению r_k . К отклонению радиусов качения приводит также неравномерное внутреннее давление в шинах. При уменьшении давления на 20% радиус качения снижается примерно на 2% у шин с большой нормой слоистости и на 3—4% при небольшой норме слоистости. От разницы давления в шинах зависит и величина Δr_k при неравномерном распределении на шины нормальной нагрузки. При уменьшении давления в шине на 20% и изменении нормальной нагрузки от минимального (негруженная машина) до максимального (полностью загруженная машина) значения изменение радиуса качения составляет 5—6%, тогда как при номинальном давлении изменение r_k не превышает 4%.

Наиболее значительное уменьшение радиуса качения колеса наблюдается из-за деформации шины и проскальзывания элементов протектора, обусловленных передачей крутящего момента. Радиус качения колеса при этом определяется известным выражением:

$$r_k = r_k^0 - \lambda M_k,$$

где r_k^0 — радиус качения колеса в ведомом режиме движения колеса, мм;

λ — коэффициент тангенциальной эластичности шины, мм/кг · м;

M_k — момент на колесе, кг · м.

Величину коэффициента λ определяют упругие свойства резинокордной оболочки шины и главным образом ориентация нитей

Корда и интенсивность тангенциальных напряжений в поперечном сечении шины. При экспериментальных работах, проведенных в НАМИ, наибольшее уменьшение r_k по сравнению с r_k^0 , обусловленное передачей момента, достигало 10%.

Электродвигатель мотор-колеса с шиной, у которой радиус качения $r_k = r_{k.c.p} + \Delta r_k$, будет иметь меньшую скорость вращения, чем средняя для всех электродвигателей, и работать с перегрузкой по току и моменту. Наоборот, если $r_k = r_{k.c.p} - \Delta r_k$ электродвигатель будет недогружен, что поведет к соответствующему повышению нагрузки остальных электродвигателей транспортной машины.

Указанные причины отклонения радиусов качения колес в различной степени влияют на распределение нагрузки между электродвигателями. Отклонения радиусов качения вследствие технологических причин и «разнашивания» шин сравнительно невелики и не могут оказать существенного влияния на распределение нагрузки. Исключение составляет случай, когда в комплекте шин с небольшим пробегом имеется одна сравнительно изношенная шина со значительным положительным Δr_k . Электродвигатель, связанный с этой шиной, может работать с заметной перегрузкой. Возможна также некоторая перегрузка электродвигателя мотор-колеса, имеющего меньшую нормальную нагрузку, чем остальные мотор-колеса, вследствие увеличения радиуса качения. Однако разница в нагрузках на шину при загруженной машине не превосходит 20—30% расчетной нагрузки, так что Δr_k не будет превышать 1—2%.

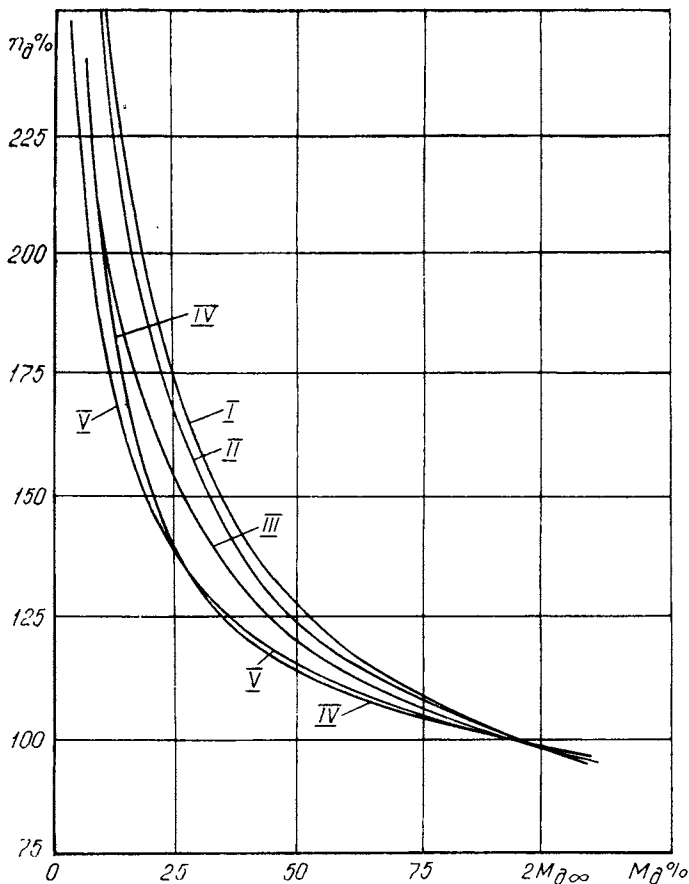
Наиболее существенные уменьшения радиусов качения колес наблюдаются при реализации моментов M_k , близких к максимальным. Однако при индивидуальном электроприводе уменьшение r_k имеет место для всех мотор-колес. Отклонения радиусов качения для отдельных мотор-колес возможны за счет несовпадения коэффициентов λ для шин транспортной машины. Однако очевидно, что отклонения радиусов качения отдельных колес Δr_k от среднего значения будут значительно меньше λM_k .

В эксплуатационных условиях можно ожидать отклонения радиусов качения отдельных колес из-за пониженного давления в шине, причем этот фактор может обуславливать наибольшее снижение r_k .

Действительные отклонения радиусов качения колес практически всегда определяются несколькими причинами. Из приведенного анализа следует, что наиболее вероятны отрицательные отклонения Δr_k , которые к тому же могут иметь большую абсолютную величину. Поэтому несовпадение радиусов качения колес чаще всего приводит к недогрузке отдельных электродвигателей. При расхождении электромеханических характеристик возможна как перегрузка, так и недогрузка электродвигателей, вследствие чего этот фактор является более серьезным, притом неустранимым в эксплуатации.

Исходя из результатов замеров радиусов качения колес при ходовых испытаниях автомобилей с крупногабаритными шинами и

учитывая указанные выше возможные значения Δr_k , можно сделать вывод, что устойчивые отклонения радиусов качения не превышают 4—5% от $r_{k.c.p.}$, причем вероятность возникновения отклонений данной величины является сравнительно небольшой.



Фиг. 2. Процентные характеристики электродвигателей мотор-козел при условии, что за 100% принят момент $M_{д.} = 2M_{д.∞}$ и соответствующая ему скорость вращения $n_{д.}$

Отклонение радиусов качения колес на 4—5% вызовет практически такое же несовпадение токов и моментов электродвигателей, как и расхождение их скоростных характеристик на ту же величину. Поэтому при оценке формы механической характеристики достаточно рассматривать один из этих факторов, например смещение характеристики.

В действительности же неравномерность распределения нагрузки между электродвигателями обуславливается одновременно несколькими причинами. Однако для выбора критериев оценки формы механической характеристики нет необходимости в определении наибольших вероятных значений отклонения нагрузки для отдельных электродвигателей.

При анализе влияния формы механической характеристики на распределение нагрузки между электродвигателями исходим из определенных условий:

1. Будем считать, что механическая характеристика рассматриваемого электродвигателя смещена ниже расчетной на 5% по скорости вращения.

2. Полагаем, что точка рабочего режима электродвигателя с расчетной механической характеристикой соответствует моменту $M_d = 2M_{d\infty}$, а радиус качения колеса, связанного с этим электродвигателем, равен $r_{к.ср.}$

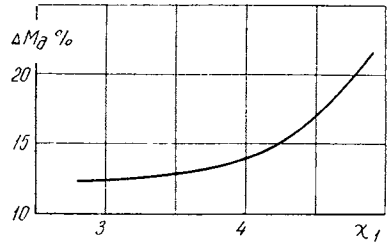
3. Напряжение на зажимах электродвигателей полагаем равным напряжению длительного режима, т. е. $U_d = U_{d\infty}$. Поскольку при $U_d < U_{d\infty}$ коэффициент χ_1 увеличивается, а моменты $M_d > M_{d\infty}$ в системах теплоэлектрического привода реализуются при пониженном напряжении, то действительная разница в нагрузках будет больше расчетной. Однако это не имеет принципиального значения при выявлении критерия, используемого для выбора величины коэффициента χ_1 .

4. Перечисленные в табл. 1 электродвигатели имеют различную мощность, поэтому в дальнейшем используем их процентные характеристики $M_d\% = \varphi(n_d\%)$ при $U_{d\infty}$. Процентные характеристики приведены на фиг. 2.

5. При выборе критериев для оценки распределения нагрузки, а также развития процесса буксования за 100% M_d для каждой из механических характеристик примем $M_d = 2M_{d\infty}$, а за 100% n_d — скорость вращения электродвигателя, соответствующую моменту $2M_{d\infty}$.

6. Примем в качестве критерия неравномерности распределения нагрузки между электродвигателями, обусловленной расхождением механических характеристик, разность моментов $\Delta M_d\%$, выраженную в процентах от $2M_{d\infty}$, при работе по расчетной и смещенной характеристикам.

Используя процентные характеристики (см. фиг. 2), найдем зависимость $\Delta M_d\% = \varphi(\chi_1)$, которая приведена на фиг. 3 и которая позволяет оценить влияние расхождения механических характери-



Фиг. 3. Зависимость $\Delta M_d\% = \varphi(\chi_1)$ при смещении механической характеристики на 5% ниже расчетной.

стик на распределение нагрузки между электродвигателями при различных значениях коэффициента λ_1 .

При выборе критерия $\Delta M_1\%$ следует учитывать, что с уменьшением числа мотор-колес его величина должна быть возможно

Таблица 2

Колесная формула	$\Delta M_d\%$	λ_1
4×2, 6×2	12,5	3,15
4×4, 6×4, 8×4	13,0	3,60
6×6 и более	14,0	4,00

малой не только по тепловому режиму электродвигателей, но и с учетом тяговых свойств машины при пониженных значениях коэффициента сцепления. На многоприводных машинах отклонения моментов отдельных электродвигателей не столь заметно сказываются на тяговых свойствах машины,

вследствие чего критерий $\Delta M_1\%$ может быть несколько увеличен.

С учетом этих соображений и исходя из величин критерия $\Delta M_d\%$ для механических характеристик рассмотренных электродвигателей можно рекомендовать значения этого критерия и допустимый верхний предел значений коэффициента λ_1 для электродвигателей транспортных машин с различной колесной формулой. Соответствующие величины приведены в табл. 2.

Влияние формы механической характеристики на развитие процесса буксования

Неравномерность нагрузки проявляет себя не только в ухудшении теплового режима отдельных электродвигателей. Другое следствие неравномерной нагрузки электродвигателей заключается в повышении возможности буксования того мотор-колеса транспортной машины, электродвигатель которого развивает наибольший момент.

Рассмотрим некоторые особенности процесса буксования мотор-колес.

При жесткой механической характеристике электродвигателя вероятность буксования отдельных мотор-колес повышается из-за больших отклонений момента. Однако скорость вращения электродвигателя при буксовании возрастает незначительно, причем момент по абсолютной величине быстро уменьшается с повышением скорости вращения. Это обстоятельство способствует восстановлению сцепления колеса с опорной поверхностью. Если условия, вызвавшие нарушение сцепления колес с опорной поверхностью, сохраняются и буксование не прекратится, при достаточно жестких характеристиках оно вместе с тем и не получит дальнейшего развития. Скорость буксования Δn_6 , равная:

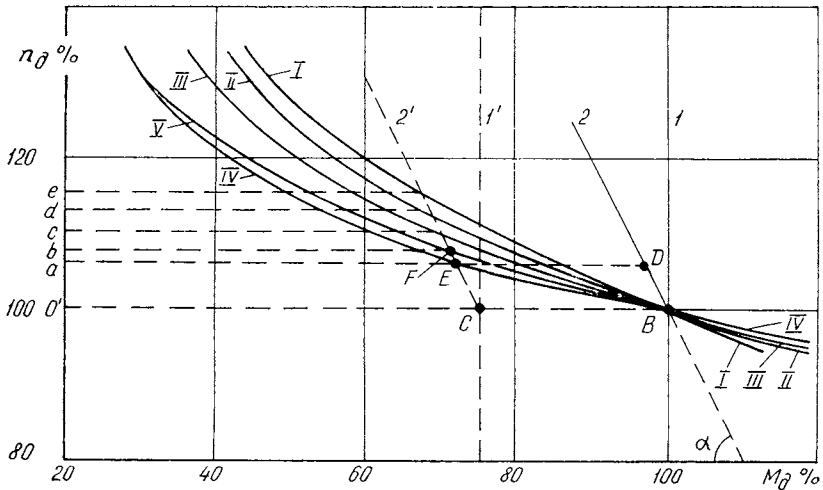
$$\Delta n_6 = n_{д.б} - n_{д.ср},$$

где $n_{д.б}$ — скорость вращения электродвигателя буксующего мотор-колеса;

$n_{д.ср}$ — средняя скорость вращения электродвигателей мотор-колес транспортной машины, движение которых осуществляется без нарушения сцепления,

составит лишь несколько процентов от скорости вращения электродвигателей небуксующих мотор-колес $n_{д.ср}$, благодаря чему при жестких механических характеристиках поддерживается достаточно высокий коэффициент трения буксующего колеса об опорную поверхность, а следовательно, и момент электродвигателя. Вследствие этого снижение полной силы тяги транспортной машины оказывается незначительным. При электродвигателях с мягкой характеристикой скорость буксования n_b достаточно высока, что обуславливает значительное снижение коэффициента трения при буксовании φ_b и момента электродвигателя.

Чтобы установить критерий, позволяющий сопоставить механические характеристики электродвигателей с различными коэффициентами α_1 по условиям протекания процесса буксования, проведем анализ процесса буксования мотор-колеса при различных значениях коэффициента α_1 , используя основы метода, предложенного проф. В. Е. Розенфельдом [2].



Фиг. 4. К установлению критерия для сопоставления механических характеристик по развитию процесса буксования.

На фиг. 4 в координатах n_d , M_d графически показаны процентные механические характеристики электродвигателей указанных ранее типов (как и прежде, за 100% принят $M_d = 2M_{д.∞}$) и другие зависимости.

Линия 1 на фиг. 4 представляет собой зависимость момента сцепления (при отсутствии проскальзывания колеса), приведенного к валу электродвигателя, от скорости вращения электродвигателя, т. е. $M_{д.сц} = \varphi(n_d)$. Характер этой зависимости определяется формой кривой $\varphi_{сц} = \varphi(n_k)$, где n_k — число оборотов колеса. Величина и характер изменения коэффициента сцепления $\varphi_{сц}$ со скоростью зависит как от параметров шины, так и от характеристики опорной поверхности. Поэтому величина и вид функции $\varphi_{сц} = \varphi(n_k)$ существенно видоизменяются для различных шин и опорных поверхностей. Однако в расчетах обычно принимают $\varphi_{сц} = \text{const}$ вследствие сложности определения функции $\varphi_{сц} = \varphi(n_k)$. В рассматриваемом случае, когда основной задачей является анализ влияния формы характеристики на развитие процесса буксования, также можно принять $M_{д.сц} = \text{const}$, что качественно не повлияет на результаты анализа.

Линия 2 характеризует изменение момента сопротивления на валу электродвигателя $M_{д.б}$ при буксовании мотор-колеса, который соответствует силе трения при буксовании, определяемой как $F_{к.б} = G_k \varphi_b$, где G_k — нагрузка на шину. Величина коэффициента φ_b зависит от многих факторов, в том числе от параметров шины (конструкция, марка резины, рисунок протектора, нагрузка, внутреннее давление) и от состояния опорной поверхности.

Общая закономерность изменения зависимости $\varphi_b = \varphi(\Delta n_b)$ такова, что по мере увеличения скорости буксования Δn_b величина φ_b в большей или меньшей степени снижается, пока по достижении определенного числа оборотов колеса она не установится на некотором минимальном уровне. Наибольшая величина φ_b , которая имеет место в момент начала буксования, составляет $\varphi_b = \varphi_{сц}$.

На фиг. 4 процентные механические характеристики электродвигателей с различными значениями коэффициента α_1 пересекаются с линией зависимости $M_{д.сц} = \varphi(n_d)$ в точке В. Линия зависимости $M_{д.б} = \varphi(\Delta n_b)$, проходящая через точку В, выражается некоторой наклонной линией 2, причем величина Δn_b отсчитывается от точки О', соответствующей скорости вращения электродвигателя $n_{до}$, при которой возникло буксование.

При возникновении буксования мотор-колесо начинает проскальзывать относительно опорной поверхности с угловым ускорением $\frac{d\omega_k}{dt}$, пропорциональным разности между моментом электродвигателя и моментом трения при буксовании $M_d - M_{д.б}$.

Поэтому при $M_d > M_{д.б}$ буксование мотор-колеса развивается, т. е. скорость буксования Δn_b увеличивается. Если $M_d < M_{д.б}$, скорость буксования Δn_b уменьшается и буксование мотор-колеса должно прекратиться тем быстрее, чем больше разность $M_{д.б} - M_d$, которой пропорционально угловое замедление мотор-колеса.

Как следует из фиг. 4, при жесткой механической характеристике электродвигателя начавшееся буксование не получит значительного развития. Если из-за ухудшения условий сцепления мо-

мент $M_{д.сц}$ понизится с величины $O'B$ до величины $O'C$ (пунктирная линия I') и линия 2 сместится в положение пунктирной линии $2'$, то начнется пробуксовывание мотор-колеса. Однако уже в точке E при небольшой скорости буксования $\Delta n_6'$ (отрезок $O'a$) ускорение мотор-колеса уменьшится до нуля и будет поддерживаться непрерывная, но незначительная пробуксовка, поскольку точка E отвечает условию механической устойчивости.

При восстановлении прежних условий сцепления момент M_d (отрезок aE) станет меньше момента трения при буксовании $M_{д.б}$ (отрезок aD), скорость буксования Δn_6 начнет уменьшаться, и вновь восстановится процесс нормального качения колеса (точка B).

Более мягкой механической характеристике соответствует скорость буксования $\Delta n_6''$, выражаемая отрезком bF , причем $\Delta n_6'' > \Delta n_6'$. Таким образом, чем более жесткой является механическая характеристика электродвигателя, тем меньше будет установившаяся скорость буксования Δn_6 и тем быстрее восстановится нормальное качение колеса. Это обстоятельство позволяет использовать величину Δn_6 в качестве критерия для оценки механической характеристики электродвигателя с точки зрения влияния ее жесткости, определяемой коэффициентом χ_1 , на развитие процесса буксования мотор-колеса. Значения критерия Δn_6 могут измеряться в процентах от скорости вращения электродвигателя, соответствующей моменту $2M_{д.н}$ и принятой за 100%.

Графическое построение, необходимое для определения значений $\Delta n_6\%$ для характеристик $M_d = \varphi(n_d)$ с различной величиной χ_1 , показано на фиг. 4.

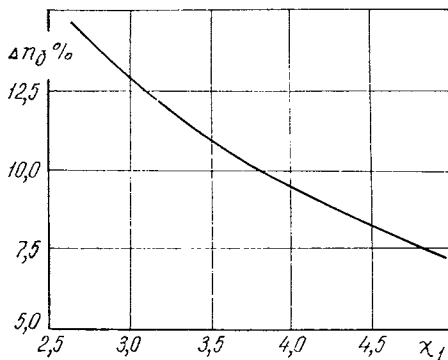
Полагаем, что ограничение момента по сцеплению $M_{д.сц}\% = 200\% M_{д.н}$ (линия 1). Ордината этой точки представляет собой скорость вращения $n_{д0}\%$. Проведем через точку B линию 2, изображающую зависимость $M_{д.б} = \varphi(\Delta n_6)$, например, так, чтобы тангенс угла составлял:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\Delta M_d\%}{\Delta n_d\%} = 0,5.$$

Предположим далее, что условия сцепления ухудшились и новая величина $M_{д.сц}$ составляет 150% $M_{д.н}$ (линия I'), а зависимость $M_{д.б} = \varphi(\Delta n_6)$ заняла положение линии 2. Пересечение последней с процентными механическими характеристиками в точках, ординаты которых обозначены a, b, c, d, e , позволяет получить значения $\Delta n_6\%$ для каждой из механических характеристик с различными значениями коэффициента χ_1 . Значения $\Delta n_6\%$ выражаются в соответствующем масштабе отрезками $O'a, O'b, O'c, O'd, O'e$.

На фиг. 5 приведена зависимость $\Delta n_6\% = \varphi(\chi_1)$, которая позволяет сравнить интенсивность развития процесса буксования мотор-колес, имеющих электродвигатели с различными по форме механическими характеристиками.

Очевидно, что количественное соотношение значений критерия $\Delta n_6\%$ при различных значениях коэффициента χ_1 зависит от принятых исходных положений графического построения. Однако, если исходные положения во всех случаях будут одни и те же, полученные значения критерия $\Delta n_6\%$ достаточны для сравнительной оценки свойств электродвигателей с механической характеристикой определенной формы с точки зрения развития процесса буксования мотор-колеса.



Фиг. 5. Зависимость $\Delta n_6\% = \varphi(\chi_1)$ для электродвигателей мотор-колес.

Из приведенных зависимостей $\Delta n_6\% = \varphi(\chi_1)$ можно сделать вывод, что при изменении коэффициента χ_1 от 2,8 до 4,8 величина $\Delta n_6\%$ изменяется примерно в два раза — от 13—14 до 7—8%. Чтобы рекомендовать определенные значения критерия

$\Delta n_6\%$, следует рассмотреть особенности буксования мотор-колес.

Одной из особенностей транспортных машин с мотор-колесами является более значительный коэффициент инерции вращающихся масс $\beta_{вр} = 1,2 \div 1,6$ по сравнению с $\beta_{вр} = 1,10 \div 1,15$ для троллейбусов и трамвайных вагонов с передачей автомобильного типа. Это обстоятельство, отрицательно сказывающееся на динамических показателях транспортной машины с мотор-колесами, при развитии процесса буксования играет положительную роль, обеспечивая замедленное нарастание величины $\frac{d\omega_k}{dt}$.

Вследствие этого, если не происходит значительного снижения коэффициента сцепления колес с опорной поверхностью, процесс буксования обычно получает лишь ограниченное развитие — происходит пробуксовка отдельных мотор-колес без существенного снижения полной силы тяги транспортной машины. Подобный характер буксования был отмечен при испытаниях некоторых машин с электроприводом и мотор-колесами, причем электродвигатели не имели непрерывного регулирования магнитного потока.

Вместе с тем, если мотор-колесо с шиной большого размера, обладающее большим моментом инерции, все же перейдет в режим устойчивого буксования с большим значением Δn_6 , восстановление нормального качения будет затруднено, особенно при мягких характеристиках электродвигателя.

Потери в редукторе мотор-колеса растут с увеличением скорости вращения, что сопровождается повышением момента сопротивления на валу электродвигателя. Вследствие уменьшения мо-

мента электродвигателя с увеличением скорости вращения наступает равенство момента электродвигателя и момента сопротивления на его валу. Из этого следует, что величина Δn_6 зависит от конструкции мотор-колеса и параметров электродвигателя.

У мотор-колес с шинами малых размеров, обладающих относительно небольшим моментом инерции, развитие процесса буксования происходит более интенсивно, причем производная $\frac{d\omega_k}{dt}$ больше, чем у мотор-колес с шинами больших размеров.

Характер развития процесса буксования зависит также от числа мотор-колес электродвигателей, которые получают питание от одного генератора. При небольшом числе электродвигателей буксование некоторых мотор-колес приводит к снижению тока нагрузки генератора и повышению его напряжения, если мощность первичного двигателя осталась прежней, что способствует развитию процесса буксования и снижению полной силы тяги транспортной машины. Одновременно увеличиваются моменты небуксующих колес, что может привести также и к их буксованию. Поэтому при небольшом числе электродвигателей, получающих питание от одного генератора, критерий $\Delta n_6 \%$ должен быть уменьшен.

Таким образом, развитие процесса буксования мотор-колеса с шиной большого размера (т. е. при наружном диаметре $D_{нар} > 1500$ мм) при питании от одного генератора не менее четырех электродвигателей происходит в относительно замедленном темпе. Это снижает вероятность перехода в режим устойчивого буксования, если только нет полной потери сцепления колеса с опорной поверхностью. Поэтому можно принять достаточно большое значение критерия $\Delta n_6 \% = 14 \%$, которому соответствует значение коэффициента $\chi_1 = 2,8$. При питании от генератора только двух электродвигателей, но при использовании в мотор-колесе шины большого размера величину критерия следует понизить до $\Delta n_6 \% = 13 \%$, а нижний предел коэффициента χ_1 до 3,0. Эти же величины можно принять для электродвигателя мотор-колеса с шиной относительно небольшого размера (т. е. $D_{н.р} < 1500$ мм) при условии, что от одного генератора питается не менее четырех электродвигателей.

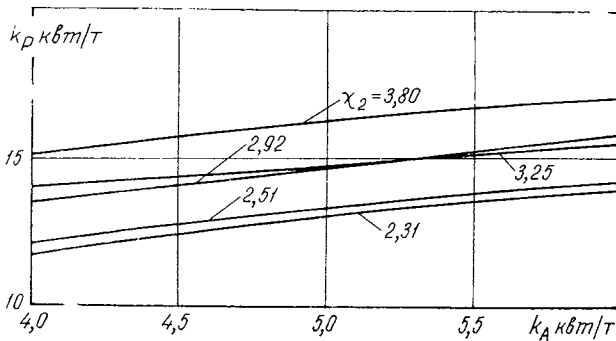
Влияние формы механической характеристики на величину установленной мощности электродвигателя

Из рассмотренного в работе [3] метода определения установленной мощности электродвигателя следует, что на величину $P_{д.уст}$ влияет коэффициент относительной жесткости χ_2 , причем степень этого влияния зависит от величины коэффициента энергооборуженности мотор-колеса k_A , представляющего собой отношение мощности, подведенной к колесу от первичного двигателя $P_{к.пред}$, к величине G_k .

Для иллюстрации количественного влияния коэффициента k_A на величину установленной мощности электродвигателя была определена зависимость удельной мощности электродвигателя мотор-колеса $k_p = \frac{P_{л.уст}}{G_k}$ от коэффициента k_A для нескольких значений коэффициента χ_2 , соответствующих механическим характеристикам электродвигателей с указанными выше параметрами (см. табл. 1).

При определении зависимости $k_p = \varphi(k_A)$ принято, что мотор-колеса выполнены с шинами для автомобилей особо большой грузоподъемности. Максимальная скорость груженой и порожней транспортной машины составляла соответственно $v_{max} = 50$ и $v'_{max} = 60$ км/ч, максимальный динамический фактор $D_{max} = 0,45$, а значение коэффициента допустимой перегрузки электродвигателя, равного отношению наибольшего момента к длительному [3], принято $k_F = \frac{M_{л.но}}{M_{д\infty}} = 3$.

На фиг. 6 приведены зависимости $k_p = \varphi(k_A)$ при $\chi_2 = 2,31 \div 3,80$ для значений $G_k = 10 \div 18$ т. Из них следует, что увеличение коэффициента χ_2 в указанных пределах приводит к повышению удельной мощности на 30% при $k_A = 4$ квт/т и на 23% при $k_A = 6$ квт/т. Таким образом, имеет место значительное влияние коэффициента относительной жесткости механической характеристики χ_2 на величину установленной мощности электродвигателя.



Фиг. 6. Зависимость $k_p = \varphi(k_A)$ при различных χ_2 .

Для снижения установленной мощности электродвигателя при проектировании необходимо выбирать его параметры таким образом, чтобы получить механические характеристики с возможно меньшей величиной коэффициента χ_2 , учитывая, однако, и условия выбора коэффициента χ_1 . На значение коэффициента χ_2 в основном влияет отношение величины воздушного зазора к диамет-

ру якоря, т. е. $\frac{\delta_B}{D_a}$, и значение магнитной индукции в зубцах $B_{z^{1/3}}$.

В табл. 3 приведены необходимые величины, иллюстрирующие это положение.

Таблица 3

Параметры	Электродвигатели типов				
	<i>I</i>	<i>II</i>	<i>III</i>	<i>IV</i>	<i>V</i>
$\frac{\delta_B}{D_a}$	$\frac{2,0}{182} = 0,011$	$\frac{2,75}{225} = 0,012$	$\frac{2,3}{275} = 0,008$	$\frac{3,0}{320} = 0,009$	$\frac{4,0}{368} = 0,011$
$B_{z^{1/3}}$	17 900	17 400	18 800	18 400	19 850
κ_2	2,31	2,51	3,25	2,92	3,80

Из данных табл. 3 следует, что для получения приемлемых значений коэффициента κ_2 (не более 2,7—2,9) необходимо, чтобы величина отношения $\frac{\delta_B}{D_a}$ была не менее 0,010—0,012, а значение индукции в зубцах составляло $B_{z^{1/3}} \leq 18\,500$ гс (во всех случаях применялась электротехническая сталь марки Э12).

Для электродвигателей типов *I*, *II*, *V* отношение $\frac{\delta_B}{D_a}$ близко к указанному пределу. Однако электродвигатель типа *V* имеет повышенное значение магнитной индукции в зубцах, что и обуславливает увеличение коэффициента κ_2 . Электродвигатели типов *I*, *II*, напротив, имеют умеренные значения индукции $B_{z^{1/3}}$, вследствие чего величины коэффициента κ_2 для них невелики. У электродвигателя типа *III* отношение $\frac{\delta_B}{D_a}$ меньше, а значение $B_{z^{1/3}}$ выше указанного предела, в результате чего коэффициент κ_2 превышает рекомендуемую величину. Для электродвигателя типа *IV* величины $\frac{\delta_B}{D_a}$ и $B_{z^{1/3}}$ близки к рекомендуемым значениям, следовательно, и коэффициент κ_2 имеет приемлемую величину.

Рекомендации по выбору коэффициентов относительной жесткости механической характеристики

Проведенные исследования показали, что при выборе электродвигателя мотор-колеса для транспортной машины определенного типа и назначения следует учитывать параметры формы механической характеристики. Эти параметры должны находиться в определенных пределах, обусловленных противоречивыми требованиями к форме характеристики — необходимостью снижения жесткости для улучшения распределения нагрузки между параллельно

соединенными электродвигателями и уменьшения установленной мощности, с одной стороны, и необходимого повышения жесткости для предупреждения развития процесса буксования мотор-колеса — с другой.

Исходя из изложенных выше соображений в отношении выбора критериев $\Delta M_d\%$ и $\Delta n_6\%$, оценим их целесообразные значения для различных групп транспортных машин. Выбор критериев производится согласованно, что предупреждает грубые просчеты при определении пределов для коэффициента α_1 .

Для электродвигателей большегрузных автомобилей-самосвалов, на которых применены шины для автомобилей особо большой грузоподъемности с $D_{нар} > 1500$ мм, можно рекомендовать $\Delta M_d\% = 12,5 \div 13,0\%$ и $\Delta n_6\% = 13 \div 14\%$. При этом меньшие значения критериев следует принимать для электродвигателей машин с колесной формулой 4×2 , а большие — для электродвигателей машин типа 4×4 . Рекомендуемые пределы коэффициента α_1 соответственно будут 3,00—3,15 и 2,8—3,6. Более жесткие требования к форме механической характеристики электродвигателя для машины типа 4×2 объясняются тем, что нарушение режима работы одного из мотор-колес существенно влияет на режим работы второго мотор-колеса.

Для электродвигателей большегрузных автопоездов-самосвалов при колесной формуле 6×4 можно принять те же значения критериев $\Delta M_d\%$ и $\Delta n_6\%$ и коэффициента α_1 , что и для электродвигателя автомобиля-самосвала типа 4×4 . Для электродвигателей машины типа 6×6 следует принять $\Delta M_d\% = 14\%$, $\Delta n_6\% = 14\%$ и, следовательно, коэффициент $\alpha_1 = 2,8 \div 4,0$.

На многоприводных автомобилях и автопоездах, эксплуатируемых по дорогам с твердым покрытием и вне дорог, при питании от одного генератора более четырех электродвигателей влияние отклонения нагрузки отдельных электродвигателей на режим работы остальных сравнительно невелико. Поэтому можно принять $\Delta M_d\% = 14\%$ и верхний предел $\alpha_1 = 4,0$. При питании от одного генератора не более четырех электродвигателей следует рекомендовать $\Delta M_d\% = 13\%$ и $\alpha_1 = 3,6$. При шинах с $D_{нар} > 1500$ мм величина $\Delta n_6\% = 14\%$ и нижний предел $\alpha_1 = 2,8$, а при $D_{нар} < 1500$ мм — $\Delta n_6\% = 13\%$ и $\alpha_1 = 3,0$.

Для электродвигателей неполноприводных автомобилей высокой проходимости типа 6×4 с арочными шинами следует принять $\Delta M_d\% = 13\%$ и $\Delta n_6\% = 13\%$, а пределы $\alpha_1 = 3,0 \div 3,6$. Для электродвигателей многозвенных автопоездов, эксплуатируемых вне дорог и имеющих шины с $D_{нар} > 1500$ мм, можно рекомендовать критерии $\Delta M_d\% = 14\%$ и $\Delta n_6\% = 14\%$, а пределы коэффициента $\alpha_1 = 2,8 \div 4,0$.

На автопоездах типа 8×4 , предназначенных для перевозки длинномерных и сыпучих грузов по дорогам с твердым покрытием, от одного генератора питаются два электродвигателя. Принимаем $\Delta M_d\% = 12,5\%$, $\Delta n_6\% = 13\%$ и пределы $\alpha_1 = 3,00 \div 3,15$. Для элек-

тродвигателей автобусов большой вместимости типа 6×4 и 8×4 можно рекомендовать $\Delta M_d \% = 13\%$, $\Delta n_o \% = 13\%$ и пределы $x_1 = 3,0 \div 3,6$.

Рекомендуемые величины критериев и предельные значения коэффициента x_1 сведены в табл. 4.

Таблица 4

Группа транспортных машин с электроприводом	Критерий		Рекомендуемые пределы величины коэффициента x_1		
	$\Delta n_o \%$	$\Delta M_d \%$			
Большегрузные автомобили-самосвалы типа:	4×2	13	12,5	3,0—3,15	
	4×4	14	13,0	2,8—3,6	
Большегрузные автопоезда-самосвалы типа:	6×4	14	13,0	2,8—3,6	
	6×6	14	14,0	2,8—4,0	
Многоприводные автомобили высокой проходимости:	а) при питании от одного генератора не более четырех электродвигателей с шиной:	$D_{нар} > 1500$ мм	14	13,0	2,8—3,6
		$D_{нар} < 1500$ мм	13	13,0	3,0—3,6
	б) при питании от одного генератора более четырех электродвигателей с шиной:	$D_{нар} > 1500$ мм	14	14,0	2,8—4,0
		$D_{нар} < 1500$ мм	13	14,0	3,0—4,0
	Неполноприводные автомобили высокой проходимости типа 6×4 с арочными шинами		13	13,0	3,0—3,6
Автопоезда, эксплуатируемые по дорогам с твердым покрытием и вне дорог, с шиной	$D_{нар} > 1500$ мм	14	14,0	2,8—4,0	
	$D_{нар} < 1500$ мм	13	14,0	3,0—4,0	
Многозвенные автопоезда с шинами с $D_{нар} > 1500$ мм, эксплуатируемые вне дорог		14	14,0	2,8—4,0	
Автопоезда для длинномерных и сыпучих грузов, эксплуатируемые по дорогам с твердым покрытием		13	12,5	3,0—3,15	
Автобусы большой вместимости типа 6×4, 8×4		13	13,0	3,0—3,6	

Для уменьшения установленной мощности электродвигателя следует по возможности снизить значение коэффициента x_2 (желательно $x_2 \leq 2,7 \div 2,9$). При этом надо учитывать, что те конст-

руктивные меры, которые обеспечивают снижение коэффициента κ_2 механической характеристики электродвигателя, одновременно снижают величину коэффициента κ_1 .

В заключение отметим, что хотя выбор оптимальной формы механической характеристики электродвигателей мотор-колес не обеспечивает выравнивание нагрузки электродвигателей и не исключает возможности буксования мотор-колес, однако смягчает эти явления и позволяет ограничить перегрев отдельных электродвигателей и снижение проходимости транспортной машины.

Выбор оптимальной механической характеристики электродвигателя целесообразно сочетать с такой мерой, как подбор для транспортной машины электродвигателей с близко совпадающими характеристиками, что позволит также дополнительно ограничить развитие процесса буксования и улучшить распределение нагрузки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Иоффе А. Б. Тяговые электрические машины. М.--Л., «Энергия», 1965.
 2. Розенфельд В. Е. и др. Основы электрической тяги. М., Госэнергоиздат, 1957.
 3. Яковлев А. И., Буралев Ю. В. Исследование некоторых параметров одно- и двухскоростных мотор-колес. В сб.: «Труды НАМИ», вып. 103. М., 1968.
-

МЕТОДИКА ТЯГОВЫХ ИСПЫТАНИЙ МОТОР-КОЛЕС С АСИНХРОННЫМИ ДВИГАТЕЛЯМИ НА УНИВЕРСАЛЬНОМ СТЕНДЕ

В настоящее время в СССР и за рубежом проводятся работы по созданию систем электропривода переменного тока для пневмоколесных транспортных машин. В связи с этим возникает задача по определению тягово-динамических свойств транспортных машин с электроприводом на переменном токе в процессе ходовых испытаний, решение которой требует получения стендовых электро-механических характеристик мотор-колеса.

Экспериментальное определение моментов мотор-колес с асинхронными двигателями является значительно более сложным, чем при электродвигателях постоянного тока, когда моменты определяются по замеренным величинам тока с помощью заводских электро-механических характеристик электродвигателя.

В системах электропривода переменного тока электро-механические характеристики асинхронного двигателя зависят от параметров генератора, закона регулирования напряжения системы и от изменения коэффициента мощности электродвигателя в функции напряжения, тока и частоты. Особенно затруднительно получение характеристик для мотор-колес периодического действия на переменном токе при наличии механического привода колес тягача, поскольку в этом случае электродвигатели могут работать при скольжении, превышающем критическое, что практически требует снятия характеристик во всем диапазоне изменения скольжения от единицы до нуля.

Ниже рассматривается методика снятия электро-механических характеристик мотор-колеса с асинхронным двигателем на универсальном стенде для испытания систем электропривода (стенд НАМИ), изложенная применительно к мотор-колесам, которые используются в системе электропривода периодического действия на

переменном токе двухзвенного автопоезда с механическим приводом колес тягача. Такая система электропривода нашла достаточно широкое применение за рубежом на автопоездах некоторых типов [1].

Для исследования и отработки системы электропривода периодического действия на переменном токе Могилевским автомобильным заводом был создан опытный образец автопоезда.

Для системы электропривода периодического действия на переменном токе полуприцепа двухзвенного автопоезда, оборудованного механическим приводом колес тягача, характерны следующие особенности:

1. При питании тяговых асинхронных двигателей мотор-колес от синхронного генератора соизмеримой мощности за счет действия реакции якоря по продольной оси генератора величина напряжения U_d меняется при некоторых постоянных значениях частоты f_1 и тока возбуждения $i_{в.г}$ в зависимости от тока нагрузки, оказывая при этом существенное влияние на форму механической характеристики электродвигателей [2].

2. Изменение частоты системы в широких пределах обуславливается диапазоном изменения числа оборотов теплового двигателя на устойчивой части его внешней и частичных характеристик.

3. Наличие двойной связи между режимами работы теплового двигателя и асинхронных двигателей мотор-колес: через механическую передачу тягача, ведущие колеса тягача и полуприцепа, опорную поверхность, а также через электрический генератор.

Следовательно, характер связи между режимами работы теплового и электрических двигателей определяется как параметрами генератора и системы его регулирования, так и кинематическими параметрами механических передач тягача и мотор-колес. Скорость вращения тягового асинхронного двигателя n_d с учетом жесткой связи колес тягача и полуприцепа за счет сил сцепления колес с опорной поверхностью (предполагается движение без проскальзывания) пропорциональна числу оборотов теплового двигателя $n_{т.д.}$, что вытекает из равенства окружных скоростей колес автопоезда:

$$n_d = n_{т.д.} \frac{i_{м-к}}{i_{тяг}} \cdot \frac{r_{к.тяг}}{r_{к.пр}}, \quad (1)$$

где $i_{тяг}$ и $i_{м-к}$ — передаточные числа механической передачи тягача, на которой включается электропривод, и редуктора мотор-колеса;

$r_{к.тяг}$ и $r_{к.пр}$ — радиусы качения колес тягача и полуприцепа.

Скорость вращения синхронного генератора n_g , пропорциональная числу оборотов теплового двигателя с учетом передаточных чисел редуктора генератора $i_{р.г}$ и коробки отбора мощности $i_{к.о.м.}$,

определяет частоту питающего напряжения системы электропривода:

$$f_1 = \frac{p_r n_r}{60} = \frac{p_r n_{т.д.}}{60 i_{р.г} i_{к.о.м}}, \quad (2)$$

где p_r — число пар полюсов синхронного генератора, которая в свою очередь обуславливает синхронную скорость вращения асинхронных двигателей мотор-колес $n_{д.с}$ и величину относительного скольжения:

$$s = \frac{n_{д.с} - n_d}{n_{д.с}}, \quad (3)$$

причем

$$n_{д.с} = \frac{60 f_1}{p_d},$$

где p_d — число пар полюсов тягового асинхронного двигателя.

Подставив в выражение для определения величины относительного скольжения электродвигателя при некоторой частоте системы f_1 значения $n_{д.с}$ и n_d и произведя ряд преобразований, получим:

$$s_{раб} = 1 - \frac{p_d}{p_r} \cdot \frac{i_{м-к}}{i_{тяг}} \cdot \frac{r_{к.тяг}}{r_{к.пр}} i_{р.г} i_{к.о.м}. \quad (4)$$

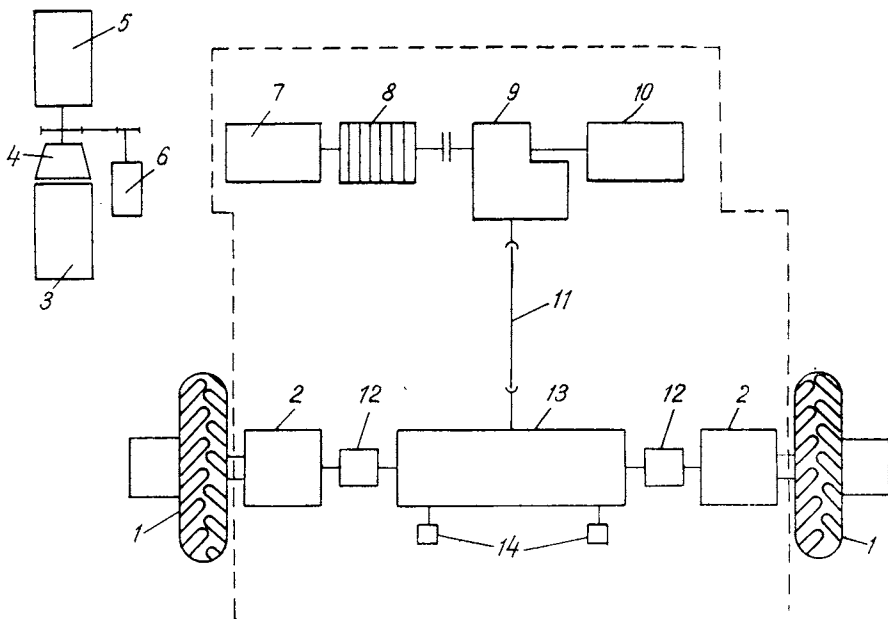
Из анализа выражения (4) следует, что при движении автопоезда без проскальзывания колес тягача и полуприцепа относительное скольжение тяговых асинхронных двигателей мотор-колес, соответствующее устойчивому режиму их работы, является величиной постоянной, не зависящей от частоты системы электропривода и тока возбуждения синхронного генератора.

При заданных кинематических параметрах автопоезда, на котором предусматривается установка системы электропривода переменного тока полуприцепа, а также при выбранных электрических машинах изменять величину рабочего скольжения тягового асинхронного двигателя можно путем выбора передаточного числа редуктора генератора $i_{р.г}$.

Таким образом, при совместной работе механического привода колес тягача и электропривода периодического действия на переменном токе полуприцепа двухзвенного автопоезда каждой механической характеристике асинхронного двигателя при определенных значениях частоты f_1 соответствует только одна рабочая точка, определяемая величиной относительного скольжения $s_{раб}$. Для получения электромеханических характеристик мотор-колес необходимо в широких пределах изменять величину относительного скольжения. Эту возможность обеспечивает универсальный стенд, представляющий собой комплекс электромеханических нагрузочных систем, путем выбора режима его работы.

На фиг. 1 показана структурная схема экспериментальной установки для получения электромеханических характеристик мотор-колес с асинхронными двигателями, на которой агрегаты универсального стенда обведены пунктиром.

Связь теплового двигателя с электродвигателями мотор-колес через синхронный генератор, обеспечивающая задание частоты системы электропривода на автопоезде, при стендовых испытаниях достигается изменением режима работы синхронного генератора с помощью системы регулирования приводного электродвигателя независимого возбуждения. Характеристика приводного электродвигателя синхронного генератора имитирует как внешнюю, так и частичные характеристики теплового двигателя.



Фиг. 1. Структурная схема экспериментальной установки для получения электромеханических характеристик мотор-колес с асинхронными двигателями:

1 — мотор-колеса; 2 — ступичные редукторы ($i_{ст.р}$); 3 — синхронный генератор; 4 — редуктор ($i_{р.г}$); 5 — приводной двигатель; 6 — возбудитель; 7 — двигатель нагрузочной системы II ; 8 — маховая масса; 9 — угловой редуктор ($i_{у.р}$); 10 — двигатель нагрузочной системы I ; 11 — карданный вал; 12 — механизм сцепления; 13 — центральный редуктор ($i_{ц.р}$); 14 — измерительные датчики.

Установка частоты системы, соответствующей числу оборотов теплового двигателя в рабочем диапазоне, производилась регулированием величины питающего напряжения, а соответствующий момент на валу приводного двигателя обеспечивался выбором тока возбуждения.

Изменение величины относительного скольжения асинхронного двигателя при снятии электромеханических характеристик мотор-колеса на универсальном стенде достигалось при помощи нагрузочной системы путем изменения скорости вращения вала, непо-

средственно связанного с мотор-колесом. В результате этого обеспечивалась имитация связи теплового двигателя и электродвигателя системы электропривода переменного тока, которая на автопоезде осуществляется через механическую передачу тягача, колеса тягача и полуприцепа и опорную поверхность. Число оборотов мотор-колеса, выраженное через скорость вращения электродвигателя нагрузочной системы, определяется зависимостью

$$n_{м-к} = \frac{n_{д.н.с}}{i_{ст.р} i_{ц.р} i_{у.р}},$$

где $n_{д.н.с}$ — число оборотов электродвигателя нагрузочной системы;

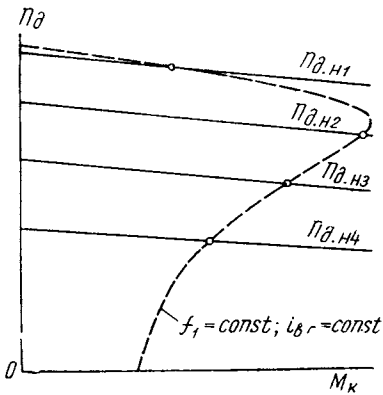
$i_{ст.р}$, $i_{ц.р}$, $i_{у.р}$ — передаточные числа редукторов универсального стенда (ступичного, центрального и углового).

Таким образом, изменяя число оборотов электродвигателя нагрузочной системы $n_{д.н.с}$, можно получить экспериментальные электромеханические характеристики мотор-колеса для различных постоянных значений частоты системы электропривода f_1 при значениях величин относительного скольжения асинхронного двигателя s от единицы до нуля.

Увеличение тока возбуждения синхронного генератора $i_{в.г}$ оказывает существенное влияние на форму механической характеристики мотор-колеса, поскольку изменяется величина критического скольжения асинхронного двигателя. Экспериментальные характеристики мотор-колес следует снимать для нескольких величин тока возбуждения $i_{в.г}$ при каждом заданном значении частоты системы электропривода f_1 . При стендовых испытаниях системы электропривода переменного тока с мотор-колесами изменение величины тока возбуждения синхронного генератора достигалось выбором величины тока в цепи возбуждения возбудителя, привод которого осуществлялся от вала приводного электродвигателя.

Вначале выбираем основные рабочие параметры системы электропривода переменного тока — частоту f_1 и ток возбуждения синхронного генератора $i_{в.г}$, при которых необходимо снять электромеханические характеристики мотор-колес, а также устанавливаем скорость вращения нагрузочной системы соответствий с диапазоном изменения числа оборотов асинхронного двигателя при заданной величине частоты f_1 . После окончания переходного процесса, вызванного одновременным подключением мотор-колес и нагрузочной системы к универсальному стенду, получим точку электромеханической характеристики при $f_1 = \text{const}$ и $i_{в.г} = \text{const}$ и некоторой величине относительного скольжения электродвигателя (фиг. 2). Изменяя ступенями скорость вращения вала стенда, связанного с мотор-колесом, получим другие точки при различных относительных скольжениях асинхронного двигателя мотор-колеса. В результате этого можно снять полные экспериментальные электромеханические характеристики мотор-колеса при постоянных значениях

частоты f_1 и тока возбуждения генератора $i_{в.г}$ во всем диапазоне изменения относительного скольжения асинхронного двигателя от единицы до нуля. Производя аналогичный эксперимент при различных величинах частоты системы f_1 и тока возбуждения синхронного генератора $i_{в.г}$, получим серию экспериментальных электро-механических характеристик мотор-колеса периодического действия на переменном токе.

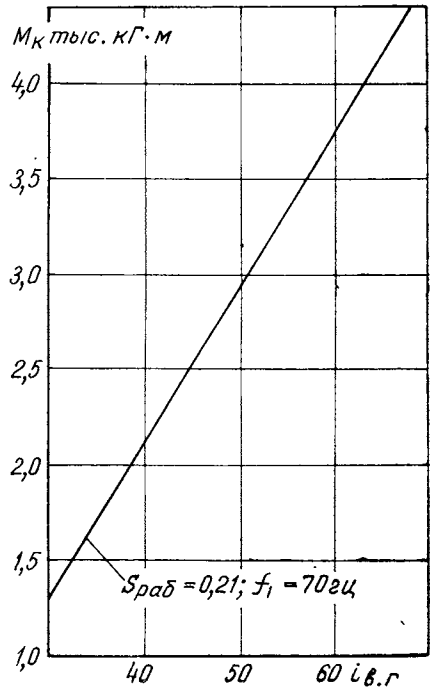


Фиг. 2. Определение экспериментальных точек механической характеристики асинхронного двигателя.

По экспериментальным данным могут быть получены зависимости $M_k = \varphi(i_{в.г})$ для выбранных значений f_1 , определяемых диапазоном изменения числа оборотов теплового двигателя, и относительного рабочего скольжения асинхронного двигателя в соответствии с выражением (4).

На фиг. 3 приведены зависимости $M_k = \varphi(i_{в.г})$ мотор-колеса периодического действия с тяговым асинхронным двигателем типа ДК-710А при частоте системы электропривода $f_1 = 70$ гц и величине относительного скольжения, равной 0,21.

При ходовых испытаниях автопоезда, оборудованного системой электропривода периодического действия на переменном токе, с помощью этих зависимостей при частотах f_1 и величине относительного рабочего скольжения $s_{раб}$ по замеренным величинам частот-



Фиг. 3. Зависимость крутящего момента на колесе M_k в функции тока возбуждения синхронного генератора $i_{в.г}$ при частоте $f_1 = 70$ гц.

ты f_1 (или числа оборотов теплового двигателя $n_{т.д}$), току возбуждения $i_{в.г}$ находится крутящий момент M_k , с помощью которого определяем силу тяги мотор-колеса.

Таким образом, предлагаемая методика снятия электромеханических характеристик мотор-колеса с тяговым асинхронным двигателем на универсальном стенде учитывает особенности работы мотор-колес в системе электропривода; кроме того, она позволяет получить полные электромеханические характеристики мотор-колес при различных постоянных значениях частоты системы f_1 и тока возбуждения $i_{в.г}$ в диапазоне изменения относительного скольжения электродвигателя от единицы до нуля.

ЛИТЕРАТУРА

1. Яковлев А. И., Козловский А. Б., Сафаров Ю. Е. Методика расчета характеристик электропривода колес полуприцепов двухзвенных автопоездов. «Автомобильная промышленность», 1969, № 12.
 2. Яковлев А. И., Козловский А. Б. и др. Некоторые вопросы применения электропривода на колесных машинах безрельсового транспорта. Сборник второй. «Труды НАМИ», вып. 100. М., 1968.
-

О динамических нагрузках механической передачи мотор-колес. Яковлев А. И., Максимов А. Н., Козловский А. Б. В сб.: «Труды НАМИ», вып. 126. М., 1970, стр. 3—19.

Приводятся особенности нагрузочных режимов мотор-колес с электродвигателем и планетарным редуктором. Дается анализ причин, вызывающих возникновение динамических нагрузок в механической передаче мотор-колеса, и рассматриваются основные виды этих нагрузок, а также порядок составления двух- и трехмассовых эквивалентных схем, замещающих при расчете динамических нагрузок действительную крутильную систему мотор-колеса.

Рассмотрен расчет частоты собственных крутильных колебаний системы, расчет динамических нагрузок при наличии внешних сил, приложенных к системе, и расчет ударных нагрузок.

С помощью изложенной методики проведен расчет динамических нагрузок односкоростного мотор-колеса с асинхронным двигателем ДК-710А. Данная методика позволяет на стадии проектирования мотор-колеса по заданным параметрам его отдельных элементов оценить вероятность возникновения и величину динамических нагрузок, которые могут оказывать существенное влияние на работоспособность механической передачи мотор-колеса.

Фигур 5. Библиографий 3.

Об уточнении величины критического скольжения асинхронных двигателей электропривода периодического действия автопоезда. Яковлев А. И., Сафаров Ю. Е., Козловский А. Б. В сб.: «Труды НАМИ», вып. 126. М., 1970, стр. 20—29.

Исследуется величина критического скольжения s_k тяговых асинхронных двигателей мотор-колес, работающих в системе электропривода периодического действия двухзвенных автопоездов, являющаяся важным параметром, от которого зависит форма механической характеристики. На величину s_k асинхронного двигателя оказывает значительное влияние степень насыщения магнитной цепи синхронного генератора, от которого осуществляется питание электродвигателей мотор-колес, а также соизмеримость мощностей тяговых электрических машин системы электропривода. В связи с этим при изменении частоты системы f_1 электропривода и тока возбуждения генератора $i_{в.г}$ будет изменяться и величина s_k .

Приводятся математические выражения величины критического скольжения асинхронного двигателя при питании от генератора соизмеримой мощности с учетом формы кривой зависимости напряжения от скольжения $U = \varphi(s)$ при заданных параметрах $f_1 = \text{const}$ и $i_{\text{в.г}} = \text{const}$ и показано, что величина s_k при питании от источника соизмеримой мощности меньше, чем при питании от источника неограниченной мощности.

Фигур 6. Библиографий 7.

УДК 629.113.6-43 : 621.313.333.001.24

Метод расчета напряжения электропривода периодического действия полуприцепа автопоезда. Яковлев А. И., Сафаров Ю. Е., Козловский А. Б. В сб.: «Труды НАМИ», вып. 126. М., 1970, стр. 30—37.

Показано, что для расчета тягово-динамических характеристик двухзвенных автопоездов с электроприводом периодического действия на переменном токе и определения параметров, необходимых при разработке системы регулирования электропривода, требуются электромеханические характеристики тягового асинхронного двигателя при питании от синхронного генератора соизмеримой мощности.

Изложен графоаналитический метод расчета характеристик асинхронного двигателя при изменяющемся напряжении, основанный на использовании видоизмененной векторной диаграммы синхронного генератора и характеристики холостого хода. Предлагаемый метод учитывает изменение напряжения генератора благодаря размагничивающему действию реакции якоря по продольной оси генератора и насыщение его магнитной цепи.

Приведен пример расчета электромеханических характеристик тягового асинхронного двигателя, работающего в системе электропривода периодического действия, при некоторых постоянных значениях частоты и тока возбуждения синхронного генератора.

Таблиц 1. Фигур 3. Библиографий 5.

УДК 629.113.6 : 621.313.13.024.001.36

О выборе оптимальной механической характеристики тяговых электродвигателей постоянного тока, применяемых в мотор-колесах. Яковлев А. И., Бурлакова И. М. В сб.: «Труды НАМИ», вып. 126. М., 1970, стр. 38—56.

Показано, что известное влияние оказывает форма механической характеристики тяговых электродвигателей постоянного тока на распределение нагрузки между электродвигателями и на развитие процесса буксования мотор-колес, особенно заметно на пневмоколесных транспортных машинах.

Приведены установленные формы механической характеристики и анализ характеристик ряда образцов электродвигателей мотор-колес с различными коэффициентами относительной жесткости.

Рассмотрена количественная сторона распределения нагрузки между электродвигателями при расхождении их механических характеристик и отклонении радиусов качения колес. Дан анализ развития процесса буксования мотор-колес в зависимости от формы характеристики электродвигателя. Предложены критерии, позволяющие произвести сравнительную оценку электродвигателя с характеристикой определенной формы по условию распределения нагрузки и развития процесса буксования. Оценено влияние формы механической характеристики на величину установленной мощности электродвигателя мотор-колеса.

В результате сформулированы условия и даны рекомендации для выбора оптимальной механической характеристики электродвигателей мотор-колес в зависимости от типа, колесной формулы и назначения транспортной машины и ее типа.

Таблиц 4. Фигур 6. Библиографий 3.

УДК 629.113.6.0014

Методика тяговых испытаний мотор-колес с асинхронными двигателями на универсальном стенде. Козловский А. Б. В сб.: «Труды НАМИ», вып. 126, М., 1970, стр. 57—63.

Излагается методика снятия электромеханических характеристик мотор-колеса с асинхронным двигателем на универсальном стенде, учитывающая особенности совместной работы электропривода полуприцепа и механического привода тягача.

Поскольку в этом случае значение величины рабочего скольжения может превышать критическое, то предлагаемая методика эксперимента позволит получить электромеханические характеристики мотор-колес во всем диапазоне изменения относительного скольжения электродвигателя от единицы до нуля при различных постоянных значениях частоты системы f_1 и тока возбуждения $i_{в.г.}$

Фигур 3. Библиографий 2.

СОДЕРЖАНИЕ

А. И. Яковлев, А. Н. Максимов, А. Б. Козловский. О динамических нагрузках механической передачи мотор-колес	3
А. И. Яковлев, Ю. Е. Сафаров, А. Б. Козловский. Об уточнении величины критического скольжения асинхронных двигателей электропривода периодического действия автопоезда	20
А. И. Яковлев, Ю. Е. Сафаров, А. Б. Козловский. Метод расчета напряжения электропривода периодического действия полуприцепа автопоезда	30
А. И. Яковлев, И. М. Бурлакова. О выборе оптимальной механической характеристики тяговых электродвигателей постоянного тока, применяемых в мотор-колесах	38
А. Б. Козловский. Методика тяговых испытаний мотор-колес с асинхронными двигателями на универсальном стенде	57
Рефераты статей	65

Труды НАМИ, вып. 126

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ПРИМЕНЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДА
НА КОЛЕСНЫХ МАШИНАХ БЕЗРЕЛЬСОВОГО ТРАНСПОРТА

Сборник четвертый

Ответственный редактор И. С. Лунев

Научные редакторы: И. И. Малашков, В. А. Петрушов, В. М. Семенов, А. А. Эйдинов

Редактор В. Р. Ворон

Технический редактор С. М. Печникова

Корректоры: О. А. Зенова, Р. М. Журавлева

Л 96101. Подп. к печ. 15/XII 1970 г. Форм. бум. 60×90/16.

Печ. л. 4,5. Уч.-изд. л. 4,06. Зак. 167. Тир. 800. Цена 28 коп.

Типография НАМИ. Москва, А-438, Автомоторная ул., 2.

Замеченные опечатки

Стр.	Строка	Напечатано	Должно быть
17	13 снизу	в систему (6)	в систему (7)
28	19 сверху	$\frac{x_d}{x_m}$	$\frac{x_1}{x_m}$
35	3 сверху	Под углом φ_d	Под углом $\varphi_d + 90^\circ$

Цена 28 коп.