

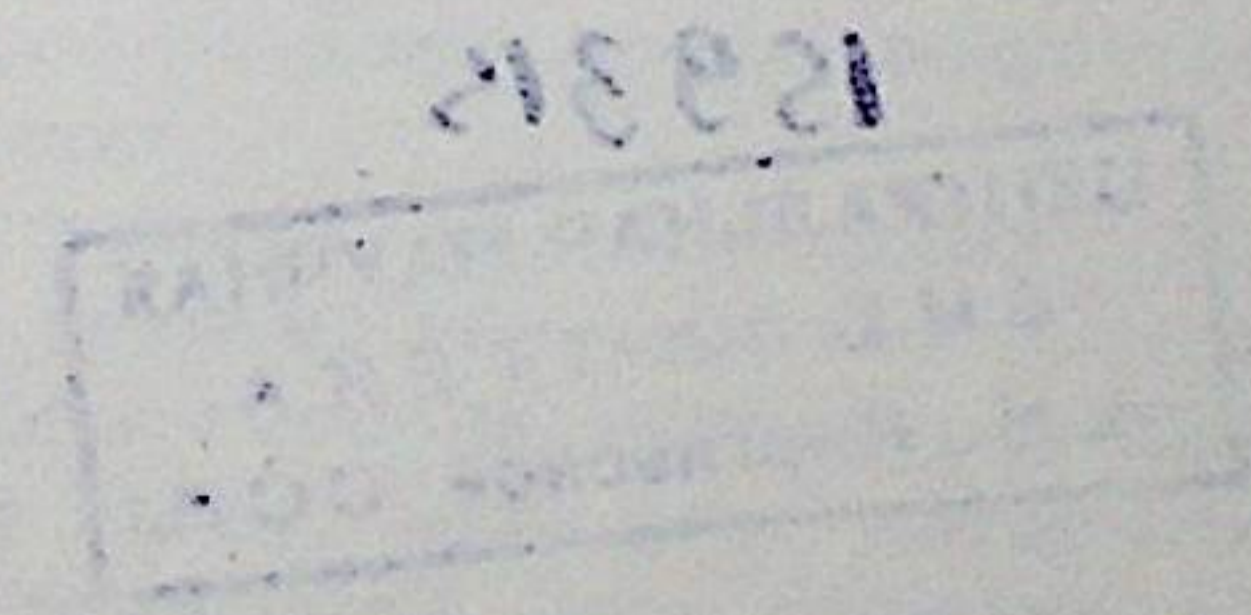
ЛЕНИНГРАДСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ  
имени М. И. КАЛИНИНА

---

И. Д. УРУСОВ

ЛИНЕЙНАЯ ТЕОРИЯ КОЛЕБАНИЙ  
СИНХРОННОЙ МАШИНЫ

АВТОРЕФЕРАТ ДИССЕРТАЦИИ  
НА СОИСКАНИЕ УЧЕНОЙ СТЕПЕНИ  
ДОКТОРА ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК



ЛЕНИНГРАД  
1959

107-0

Работа выполнялась  
в Институте электромеханики  
АН СССР

159315  
ЦЕНТРАЛЬНАЯ НАУЧНАЯ  
БИБЛИОТЕКА  
А. Н. Киргизской ССР

## ВВЕДЕНИЕ

В широкой области переходных процессов синхронной машины, начиная от работы электродвигателя с периодическим характером нагрузки и кончая крупным синхронным генератором, работающим в мощной энергосистеме, выявляется существенная роль колебательного процесса, который в отдельных случаях оказывается доминирующим, определяя собой степень надежности работы системы. Поэтому в технике нашли широкое применение различные устройства, специально предназначенные для подавления или ограничения колебательного процесса. Известно, например, что одним из важнейших элементов системы сильного регулирования возбуждения генераторов является блок демпфирования колебаний. Применение маховиков или специальное утяжеление ротора являются одним из средств ограничения колебаний угла и тока. Снабжение синхронных машин демпферными обмотками, в основном, преследует ту же цель.

Несмотря на практическую важность данного вопроса, его теоретическая разработка оказалась недостаточной, что вызвало известные трудности при выборе параметров машин и вспомогательных устройств и при оценке эффективности новых технических мероприятий.

Начало развития теории колебательных процессов относится к сравнительно раннему периоду электромашиностроения (Л. 8). В работах этого периода ротор уподоблялся простейшему колебательному звену, движение которого описывается дифференциальным уравнением 2-го порядка с постоянными коэффициентами. Дальнейшее развитие техники и усложнение условий эксплуатации машин привело к необходимости более детального анализа процессов с учетом переходного процесса в роторе. Результаты этих работ были опубликованы в период с 1930 по 1950 годы (Л. 2, 3, 8). В послевоенный период, характеризующийся большим ростом мощности энергосистем и

автоматизацией, был произведен ряд исследовательских работ, в которых колебательный процесс в синхронной машине рассматривается с учетом внешних регулирующих воздействий и вводятся основные понятия и определения, относящиеся к этой задаче. (Л. 1, 7, 9, 10, 12, 13).

В настоящей работе приведен анализ вынужденных и свободных колебательных процессов синхронной машины с учетом искусственного демпфирования и показаны возможности практического использования данных этого анализа.

## Глава I.

### ОСНОВНЫЕ СООТНОШЕНИЯ

Основным содержанием главы является развитие уравнений Парка—Горева на случай возбуждения ротора по обеим осям ( $d$  и  $q$ ), а также вывод соотношений для определения токов статора контуров возбуждения и демпферных контуров и вывод выражения вращающего момента. При указанных условиях система операторных уравнений Парка—Горева приобретает вид:

$$\left. \begin{aligned} p\psi_d + ri_d + \psi_q p\gamma &= u_d \\ p\psi_q + ri_q + \psi_d p\gamma &= u_q \\ \psi_d - x_d(p)i_d &= G_d(p)u_{fd} \\ \psi_q - x_q(p)i_q &= G_q(p)u_{fq} \\ \psi_q i_d - \psi_d i_q &= T_j p^2 \theta + M_m \end{aligned} \right\}, \quad (I, 1)$$

где  $\psi_d$  и  $\psi_q$  — потокосцепления статорной обмотки,  $u_d$  и  $u_q$  — составляющие обобщенного вектора напряжения,  $x_d(p)$  и  $x_q(p)$  — операторные реактивности,  $G_d(p)$  и  $G_q(p)$  — операторные проводимости,  $u_{fd}$  и  $u_{fq}$  — напряжения цепей возбуждения,  $M_m$  — внешний момент на валу машины,  $T_j$  — инерционная постоянная ротора.

При четырех контурах на роторе (2 контура возбуждения и 2 демпферных контура) получаем выражения операторных реактивностей  $x(p)$  и проводимостей  $G(p)$  в виде:

$$x_d(p) = x_d \frac{p^2 T'_d T''_d + p(T'_d + T'_c) + 1}{p^2 T'_d T''_{d0} + p(T'_d + T'_c) + 1}, \quad (I, 2)$$

$$G_d(p) = \frac{1 + pT_{kd}}{p^2 T'_d T''_{d0} + p(T'_d + T'_c) + 1} \quad (I, 3)$$

и при замене индексов аналогичные выражения для оси  $q$ . Для исследования колебательных процессов необходимо иметь соотношения для расчета токов в роторных контурах, которые получаются в виде:

$$i_{fd} + i_{fc} \doteq \frac{x_d}{x_{ad}} \left[ \frac{G_d(p)}{x_d(p)} u_{fd} - \psi_d \frac{x_d \cdot x_d(p)}{x_d - x_d(p)} \right], \quad (I, 4)$$

$$i_{fd} \doteq \frac{1 + pT'_c}{p^2 T'_d T''_d + p(T'_d + T'_c) + 1} \frac{e_{fd}}{r_f} - \frac{x_{ad}}{x_d r_f} \frac{p(1 + pT_{fd})\psi_d}{p^2 T'_d T''_d + p(T'_d + T'_c) + 1}, \quad (I, 5)$$

$$i_{cd} \doteq \frac{px_{ad} \cdot x_l \cdot e_{fd}}{x_d r_c r_f [T'_d T''_d p^2 + (T'_d + T'_c)p + 1]} - \frac{x_{ad}}{x_d r_c} \frac{p(1 + pT_{fd})\psi_d}{p^2 T'_d T''_d + p(T'_d + T'_c) + 1}. \quad (I, 6)$$

Операторные выражения для токов статора с учетом возбуждения по двум осям имеют вид:

$$i_d = \frac{[-pz_q(p) - (1-s)^2 x_q(p)] G_d(p) u_{fd} + [z_q(p) - px_q(p)] G_q(p) u_{fq} (1-s) + u_{dz_q}(p) + u_{qx_q}(p)(1-s)}{z_d(p) z_q(p) + x_d(p) x_q(p) (1-s)^2}; \quad (I, 7)$$

$$i_q = \frac{[-z_d(p) + px_q(p)] G_d(p) u_{fd} (1-s) - [pzd(p) + (1-s)^2 x_d(p)] G_q(p) u_{fq} + u_{dz_q}(p) + u_{qx_q}(p)(1-s)}{z_d(p) z_q(p) + (1-s)^2 x_d(p) x_q(p)}, \quad (I, 8)$$

где  $z_d(p) = px_d(p) + r$ ;  $z_q(p) = px_q(p) + r$ . (I, 9)

Операторное выражение электромагнитного вращающего момента машины при пренебрежении активным сопротивлением обмотки статора с учетом возбуждения по двум осям имеет вид:

$$M = \frac{u \cdot u_{fd0}}{x_d} \sin \theta + \frac{u \cdot u_{fq0}}{x_q} \cos \theta + u^2 \frac{x_d - x_q}{2x_d x_q} \sin 2\theta + u^2 \sin \theta \frac{x_d - x_d(p)}{x_d x_d(p)} (\cos \theta_d - \cos \theta) + u^2 \cos \theta \frac{x_q - x_q(p)}{x_q x_q(p)} (\sin \theta - \sin \theta_0) + u \sin \theta \frac{G_d(p)}{x_d(p)} \Delta u_{fd} + u \cos \theta \frac{G_q(p)}{x_q(p)} \Delta u_{fq}. \quad (I, 10)$$

При дальнейшем развитии операторных соотношений синхронной машины и решении практических задач теории колебаний весьма большое значение имеет применение

принципа наложения мощностей, определяемого соотношением:

$$Y(p) = \frac{x_d - x_d(p)}{x_d \cdot x_d(p)} \approx \frac{x_d - x_d'(p)}{x_d \cdot x_d'(p)} + \frac{x_d' - x_d''(p)}{x_d' \cdot x_d''(p)}. \quad (I, 11)$$

Этот принцип впервые был постулирован Парком без общего математического доказательства, что не позволяло выявить, от каких факторов и в какой степени зависит погрешность, связанная с его практическим применением.

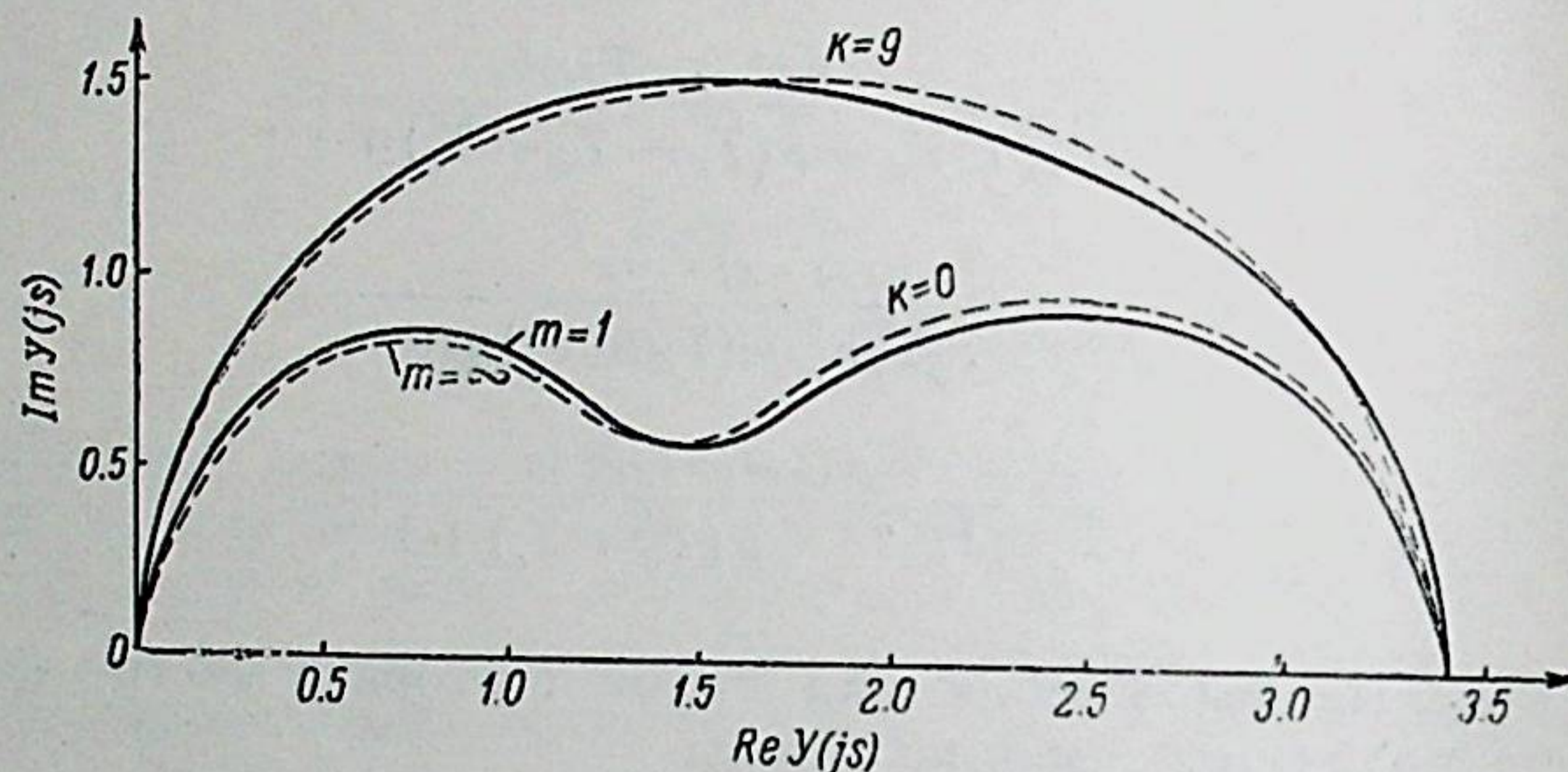


Рис. I, I.

В диссертации, на основе анализа выражения (I, 11) установлено, что степень точности его зависит непосредственно от отношения активных сопротивлений контура возбуждения и демпферного контура, причем лишь для относительно крупных машин это отношение оказывается достаточно малым, в связи с чем и погрешность, вносимая применением принципа наложения, в этом случае оказывается практически несущественной. Количественный анализ этой погрешности произведен сравнением годографов, построенных для правой и левой частей выражения (II) при подстановке  $p = j\omega$  (рис. I, 1). Физическая интерпретация принципа вытекает из анализа эквивалентной схемы и сводится к следующему: переходный процесс в демпферном контуре протекает так, как протекал бы при сверхпроводящем контуре возбуждения, а переходный процесс в контуре возбуждения, как если бы демпферный контур был разомкнут. Использование этого принципа приводит к важным практическим результатам.

## АНАЛИЗ ВЫНУЖДЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ

В электроприводах с пульсирующей нагрузкой типа компрессорной синхронная машина работает при периодической пульсации угла  $\theta$  и тока статора и ротора. Качество работы двигателя определяется, как известно, амплитудой этих пульсаций, причем величина  $\Delta\theta$  определяет запас по устойчивости, а величина пульсации статорного тока эксплуатационную надежность работы сети, колебания напряжения в ней и экономичность работы установки. Ограничение пульсаций угла и тока достигается обычно выбором соответствующих маховых масс электропривода, что обычно утяжеляет и удорожает установку. Одним из способов ограничения колебаний является искусственное демпфирование, достигаемое подачей в цепь возбуждения переменной составляющей напряжения с частотой, равной частоте пульсации внешнего момента и с соответствующей фазой по отношению к фазе колебания угла  $\theta$ .

Настоящая глава посвящена анализу процесса вынужденных колебаний с учетом искусственного демпфирования. В ней развиты основные положения метода, иллюстрируемые расчетными и экспериментальными данными, полученными на электродинамической модели.

Уравнение движения ротора имеет вид:

$$T_j p^2 \Delta\theta + M_s = M_T, \quad (II, 1)$$

где  $M_s$  — электромагнитный момент машины в долях номинального,  $M_T$  — момент на валу в долях номинального.

Рассмотрим первоначально случай продольного демпфирования  $u_{jq} = 0$ .

$$M_s = \frac{u \cdot u_{f0}}{x_d} \sin \theta + \frac{x_d - x_q}{2x_d x_q} u^2 \sin 2\theta + u^2 \cos \theta \frac{x_q - x_q(p)}{x_q \cdot x_q(p)} (\sin \theta - \sin \theta_0) + u^2 \sin \theta \frac{x_d - x_d(p)}{x_d \cdot x_d(p)} (\cos \theta_0 - \cos \theta) + u \sin \theta \frac{G_d(p)}{x_d(p)} \Delta u_{fd}; \quad (II, 2)$$

$$M_T = M_{T0} + \sum_1^k M_{mk} \sin(\omega_k t + \alpha_k), \quad (II, 3)$$

где  $M_{mk}$  и  $\omega_k$  — соответственно амплитуда и угловая частота  $k$ -ой гармоники внешнего момента. Ввиду идентичности соотношений анализ может быть произведен только для основной

гармонической момента с последующим учетом в случае необходимости влияния гармоник более высокого порядка.

После линеаризации получим операторное соотношение:

$$T_j p^2 \Delta\theta + M_{s0} \Delta\theta + M_p(p) \Delta\theta + M_f(p) \Delta\theta = M_m \varepsilon^{j(\omega t + \alpha)}, \quad (\text{II, 4})$$

$M_{s0}$  — синхронизирующий момент статического режима.

$$M_p(p) = u^2 \left[ \frac{x_q - x_q(p)}{x_q \cdot x_q(p)} \cos^2 \theta_0 + \frac{x_d - x_d(p)}{x_d \cdot x_d(p)} \sin^2 \theta_0 \right] \quad (\text{II, 5})$$

— оператор вращающего момента от переходных токов в роторных контурах без учета токов, создаваемых действием периодического возбуждения,

$$M_f(p) = u \sin \theta_0 \frac{G_d(p)}{x_d(p)} \frac{\Delta u_{fd}}{\Delta\theta} \quad (\text{II, 6})$$

— оператор вращающего момента от дополнительных токов в роторных контурах, вызванных наличием периодического возбуждения.

Из соотношений гл. I имеем для составляющей тока ротора, обусловленной изменением возбуждения:

$$\Delta I_d = \frac{x_d G_d(p)}{x_d(p)} \Delta u_{fd} \quad (\text{II, 7})$$

и из (II, 6)

$$M_f(p) = \frac{u \sin \theta_0}{x_d} \frac{\Delta I_d}{\Delta\theta} \quad (\text{II, 8})$$

При установившемся колебательном процессе получаем из (II, 4) на основании теоремы разложения для периодических функций путем подставления  $p = j\omega$  следующее выражение:

$$\Delta\theta = \frac{M_m \cdot \varepsilon^{j(\omega t + \alpha)}}{-T_j \omega^2 + M_{s0} + M_p(j\omega) + M_f(j\omega)} \quad (\text{II, 9})$$

Знаменатель выражения (II, 9) по аналогии с электрическими цепями назван „механическим импедансом“  $\dot{z}(j\omega)$ .

$$M_p(j\omega) = \text{Re} M_p(j\omega) + j \text{Im} M_p(j\omega) = \Delta M_{sp} + j\omega M_{ap}, \quad (\text{II, 10})$$

$$M_f(j\omega) = \text{Re} M_f(j\omega) + j \text{Im} M_f(j\omega) = \Delta M_{sf} + j\omega M_{af}. \quad (\text{II, 11})$$

Величины  $\Delta M_{sp}$  и  $\Delta M_{sf}$ , синфазные с  $\Delta\theta$ , являются составляющими синхронизирующего момента, а величины и смещенные на  $\frac{1}{4}$  периода одного колебания — составляющими удельного асинхронного момента (при  $\frac{d\theta}{dt} = 1$  рад./эл. ск.), обусловленными соответственно свободными токами в ротор-

ных контурах (индекс  $p$ ) и токами, вызванными действием периодического возбуждения (индекс  $f$ ).

В соответствии с этим из (II, 9) получается:

$$\Delta\theta = \frac{M_m \varepsilon^{j(\omega t + \alpha)}}{-T_j \omega^2 + M_{s0} + \Delta M_{sp} + \Delta M_{sf} + j\omega (M_{ap} + M_{af})}. \quad (\text{II, 12})$$

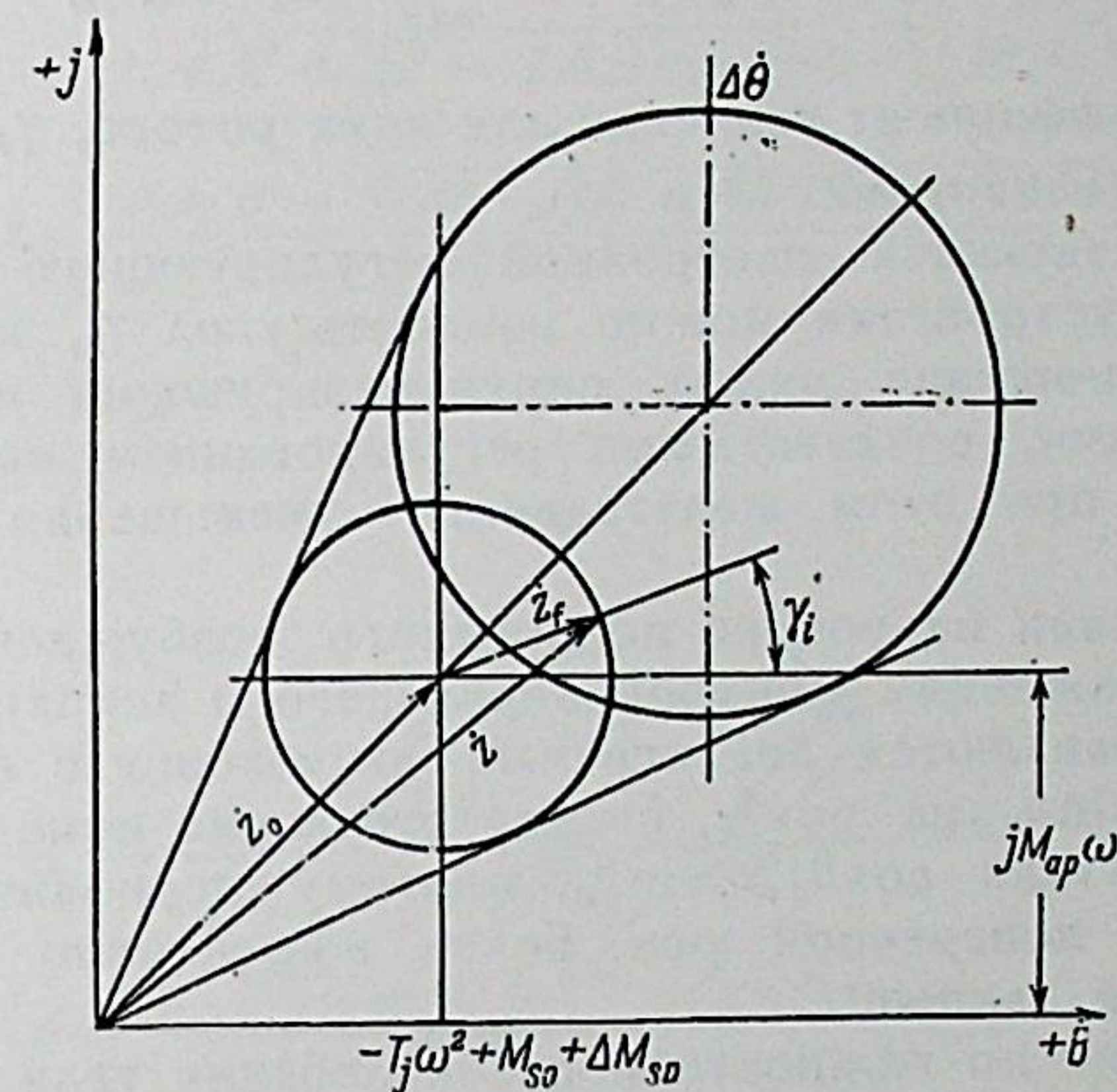


Рис. II, 1.

Геометрическое место вектора  $\Delta\theta$  находится по правилам инверсии кривых, известным из теории переменных токов.

Если варьируется только величина синфазной (вещественной) части знаменателя выражения (II, 12) при условии  $M_{ap} + M_{af} = \text{const.}$ , то геометрическим местом импеданса будет прямая, параллельная оси  $B$ , а геометрическим местом вектора  $\Delta\theta$  — круг.

При действии периодического возбуждения геометрическим местом конца вектора механического импеданса будет окружность (рис. II, 1) с центром в точке, соответствующей натуральному механическому импедансу машины ( $z_0$ ).

Величины  $\Delta M_{sp}$  и  $\Delta M_{ap}$  выражаются формулами:

$$\Delta M_{sp} = u^2 [(c'_d + c''_d) \sin^2 \theta_0 + (c'_q + c''_q) \cos^2 \theta_0], \quad (\text{II, 13})$$

$$M_{ap} = \frac{u^2}{\omega} [(a'_d + a''_d) \sin^2 \theta_0 + (a'_q + a''_q) \cos^2 \theta]. \quad (\text{II, 14})$$

Коэффициенты  $a$  и  $c$  определяются через параметры машины по формулам, приведенным автором в (Л. 9).

Соответствующие составляющие момента, обусловленные действием периодического (демпфирующего) тока возбуждения выражаются формулами:

$$\Delta M_{sf} = \operatorname{Re} M_f(j\omega) = \frac{u \cdot \sin \theta_0}{x_d} k_i \cos \gamma_i, \quad (\text{II}, 15)$$

$$M_{af} = \operatorname{Im} M_f(j\omega) = \frac{u \cdot \sin \theta_0}{\omega x_d} k_i \cdot \sin \gamma_i, \quad (\text{II}, 16)$$

где  $k_i$  — коэффициент усиления для тока ротора,  $\gamma_i$  — фазовый угол между векторами  $\Delta \dot{\theta}$  и  $\Delta \dot{I}_f$ .

Соответствующей настройкой регулирующего или фазового повторного устройства можно изменить угол  $\gamma_i$ , изменяя тем самым соотношение между синхронизирующим и асинхронными моментами, создаваемыми регулированием возбуждения, и добиться при этом желательного уменьшения колебаний угла  $\Delta \theta$ .

При наличии на роторе поперечного возбуждения к полученным выражениям синхронизирующего и асинхронного моментов прибавляются аналогичные выражения с индексами  $q$  и заменой  $\sin \theta_0$  на  $\cos \theta_0$ , соответствующие поперечной оси. При малых углах  $\cos \theta_0 \gg \sin \theta_0$ , поэтому периодическое возбуждение в поперечной оси более эффективно (см. экспериментальные данные).

Следующим по важности после колебания угла  $\Delta \theta$  показателем является пульсация тока статора  $i$ . При подстановке гармонической функции угла  $\Delta \theta = \Delta \theta_m \sin \omega t$  в общие операторные выражения для токов  $i_d$  и  $i_q$  получаем:

$$\left. \begin{aligned} \Delta i_d &= A \sin(\omega t + \alpha) \Delta \theta_m \\ \Delta i_q &= B \cos(\omega t + \beta) \Delta \theta_m \end{aligned} \right\}, \quad (\text{II}, 17)$$

где  $A$ ,  $B$ ,  $\alpha$  и  $\beta$  являются алгебраическими функциями параметров машины и демпфирующего устройства:

$$A = u \sqrt{\left[ \left( \frac{1}{x_d} + c'_d + c''_d \right) \sin \theta_0 + \frac{k_{id}}{u x_d} \cos \gamma_{id} \right]^2 + \left[ (a'_d + a''_d) \sin \theta_0 + \frac{k_{id}}{u \cdot x_d} \sin \gamma_{id} \right]^2}, \quad (\text{II}, 18)$$

$$\alpha = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{(a'_d + a''_d) \sin \theta_0 + \frac{k_{id}}{u x_d} \sin \gamma_{id}}{\left( \frac{1}{x_d} + c'_d + c''_d \right) \sin \theta_0 + \frac{k_{id}}{u \cdot x_d} \cos \gamma_{id}}. \quad (\text{II}, 19)$$

Выражения для  $B$  и  $\beta$  получаются из (II, 18) и (II, 19) заменой в них  $\sin \theta_0$  на  $\cos \theta_0$  и индексов  $d$  на  $q$ . Соответ-

ствующие выражения получаются также для всех роторных контуров.

Уравнения (II, 17) являются уравнениями эллипса рис. II, 2, элементы которого  $a$ ,  $b$  и  $\gamma$  находятся через величины  $A$ ,  $B$ ,  $\alpha$  и  $\beta$ :

$$a, b = \left[ \sqrt{A^2 + B^2 + 2AB \sin(\beta - \alpha)} \pm \sqrt{A^2 + B^2 - 2AB \sin(\beta - \alpha)} \right] \Delta \theta, \quad (\text{II}, 20)$$

$$\gamma = \frac{A^2 - B^2 + \sqrt{(A^2 - B^2)^2 + 4A^2 B^2 \cos^2(\beta - \alpha)}}{2AB \cos(\beta - \alpha)}. \quad (\text{II}, 21)$$

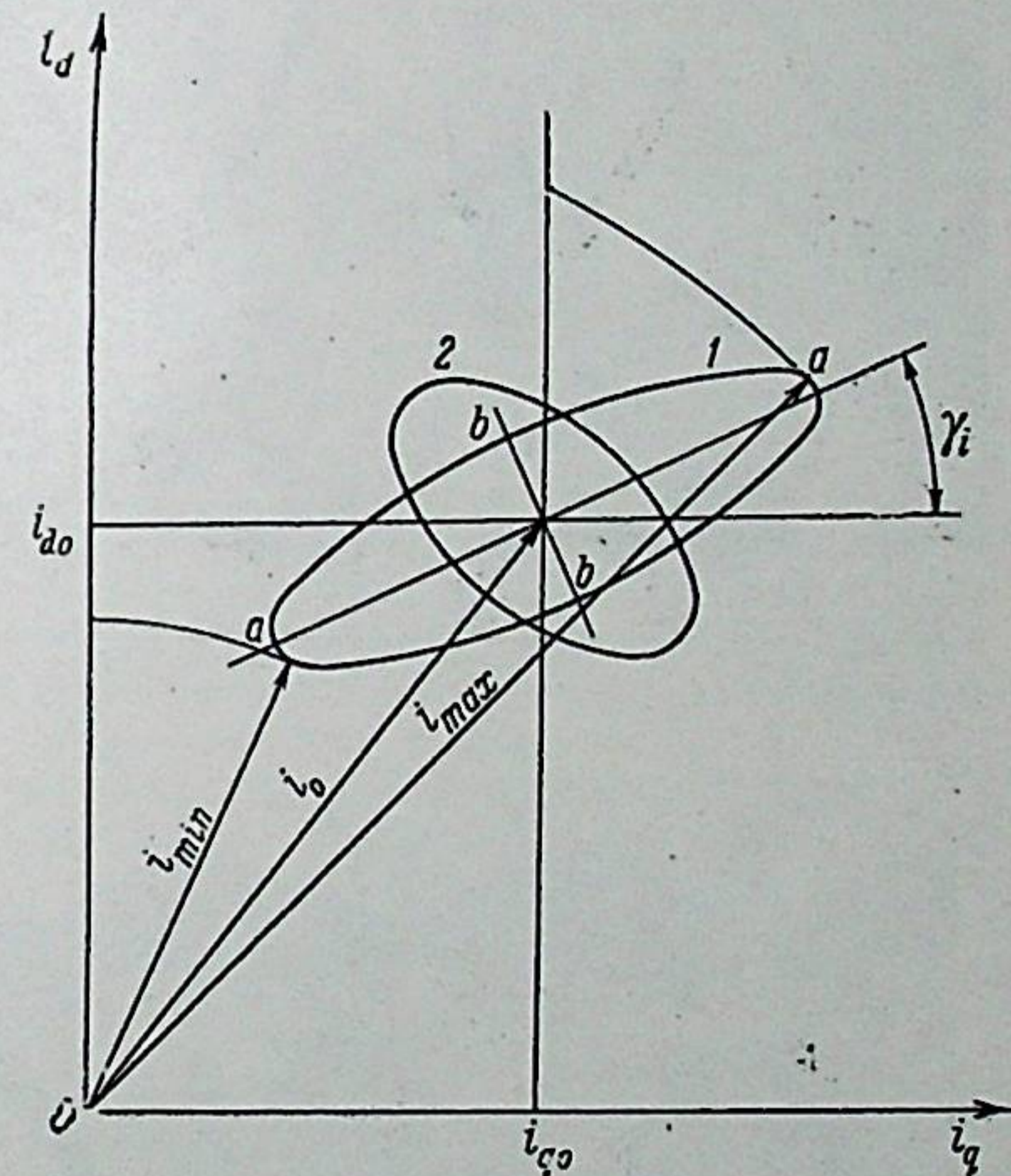


Рис. II, 2 — эллиптическая диаграмма тока статора при гармонической пульсации угла  $\theta$ .

1 — без демпфирования; 2 — с демпфированием.

Влияние искусственного демпфирования колебаний на эллиптическую диаграмму сказывается в изменении параметров  $a$ ,  $b$  и  $\gamma$  (рис. II, 2) и положении эллипса. При этом пульсация тока, определяемая разностью векторов  $(i_{\max} - i_{\min})$ , может быть значительно уменьшена.

С целью экспериментальной проверки аналитических соотношений было проведено экспериментальное исследование на электродинамической модели синхронного двигателя, имеющего как продольную, так и поперечную обмотки возбуждения.

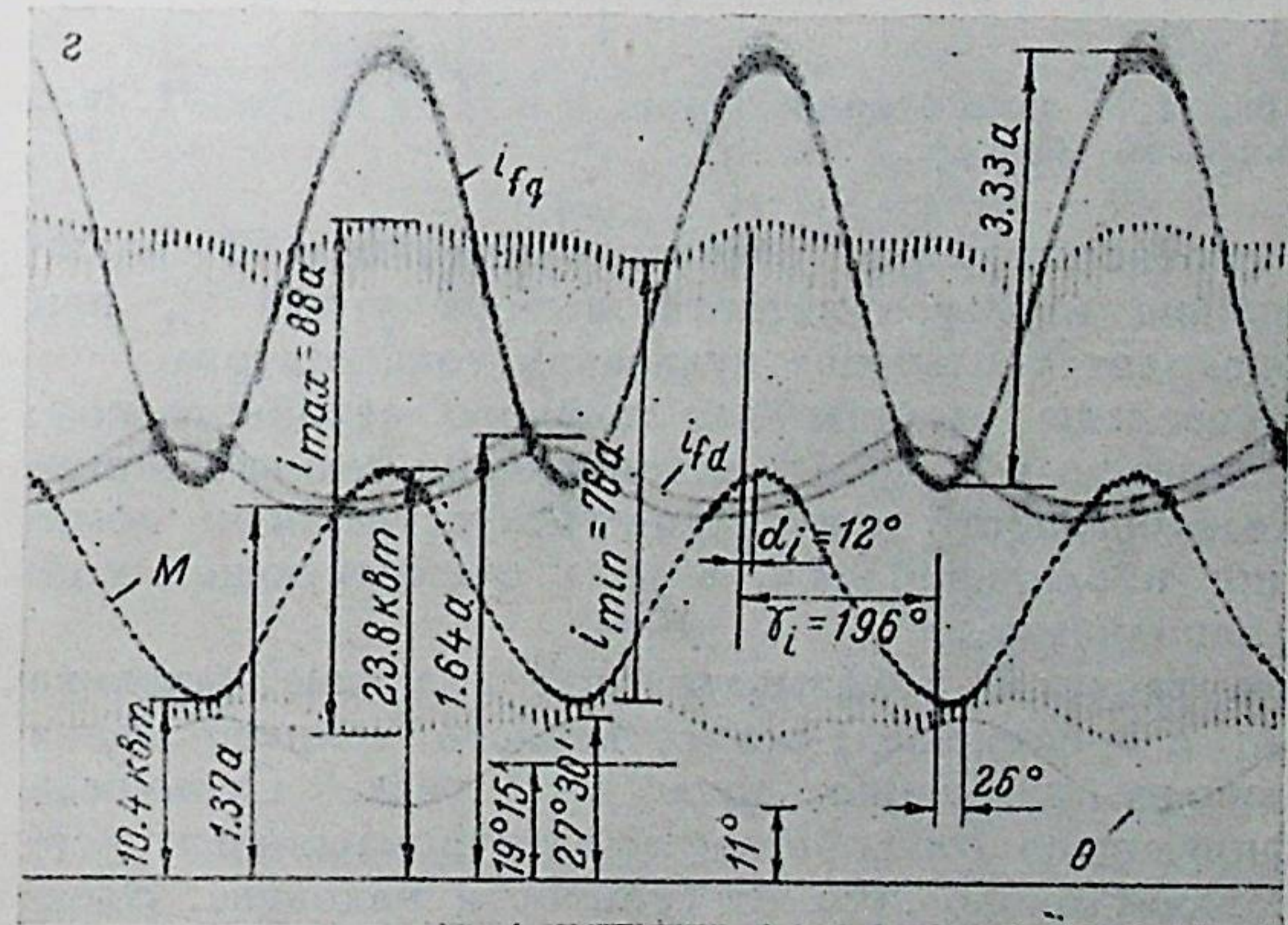
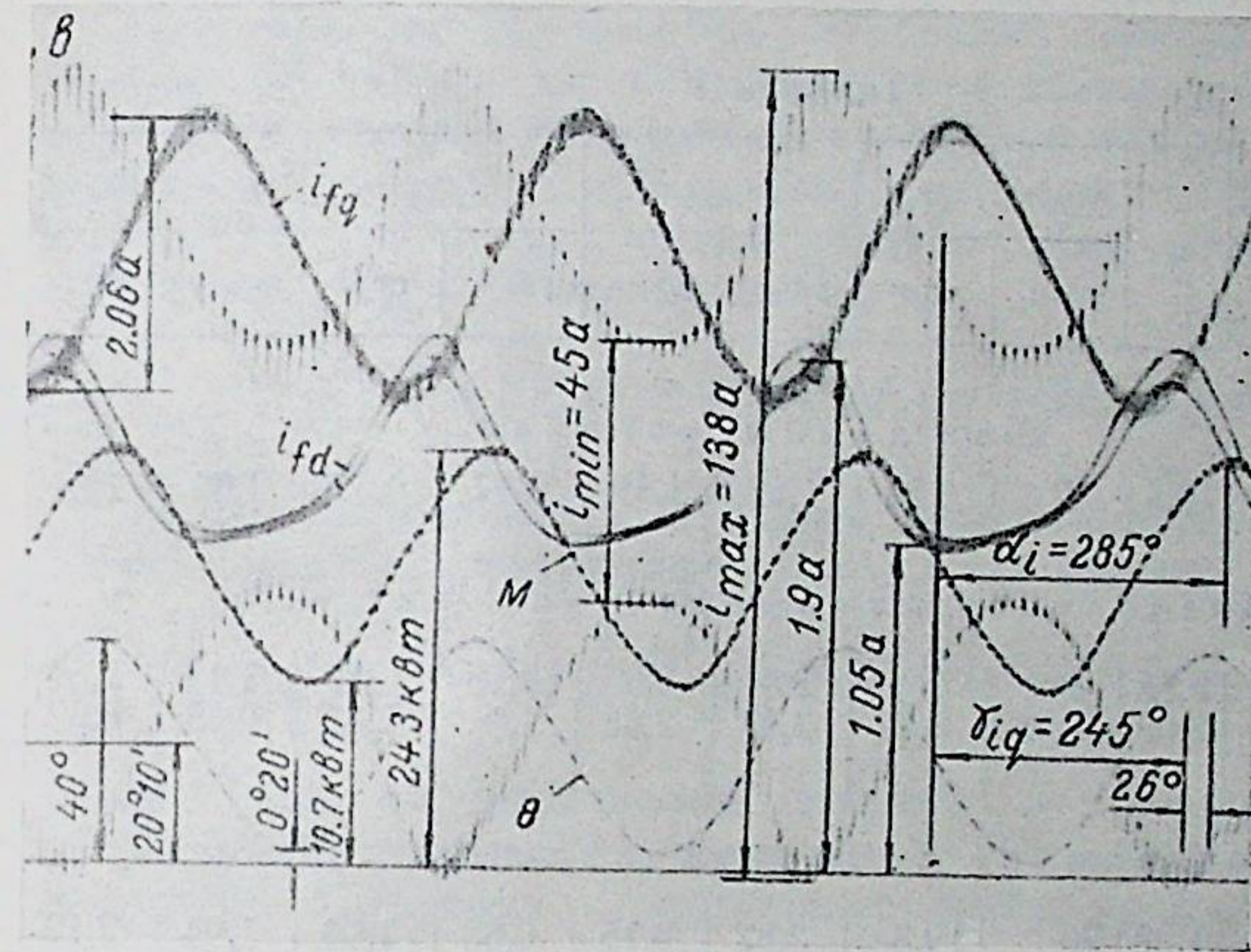
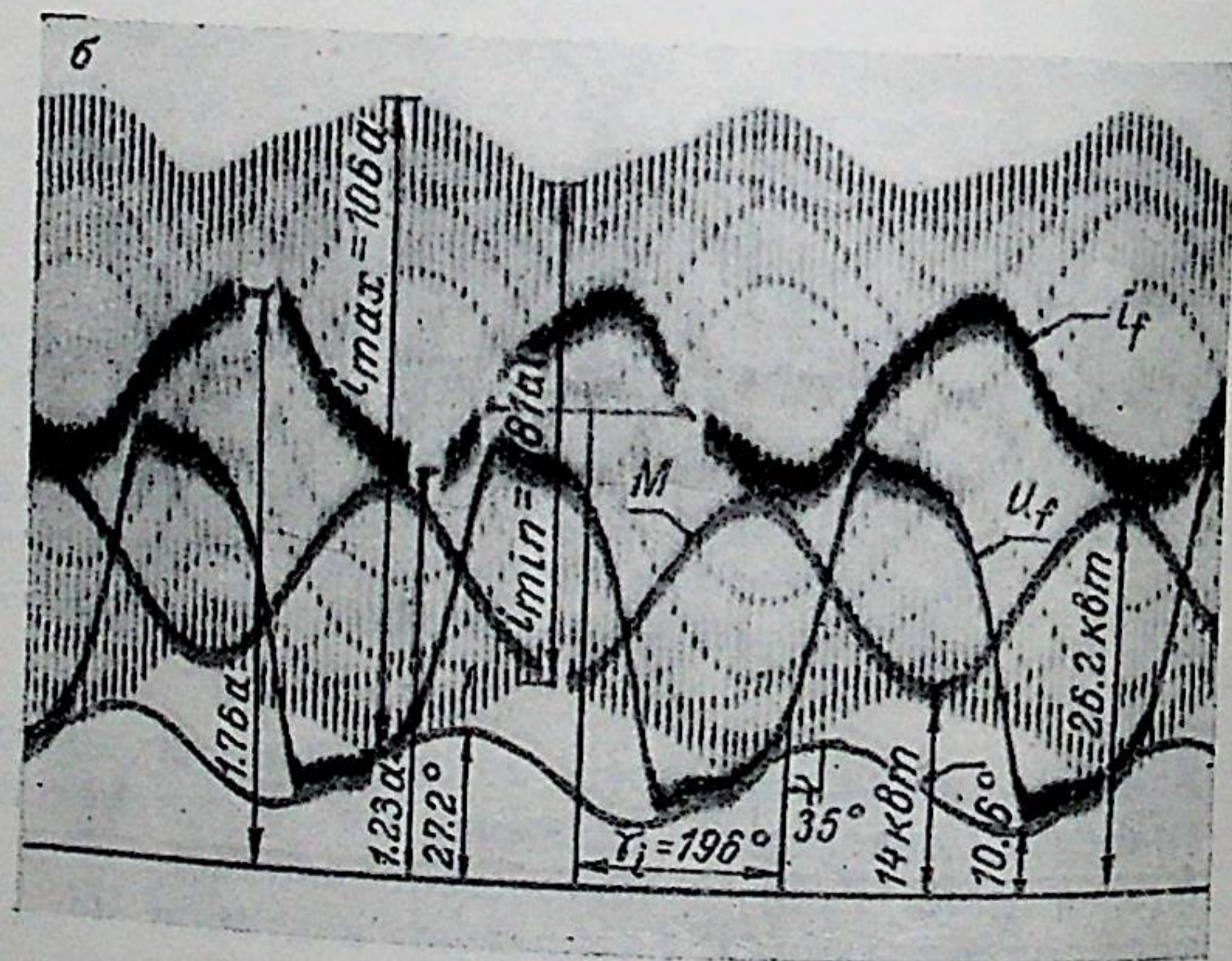
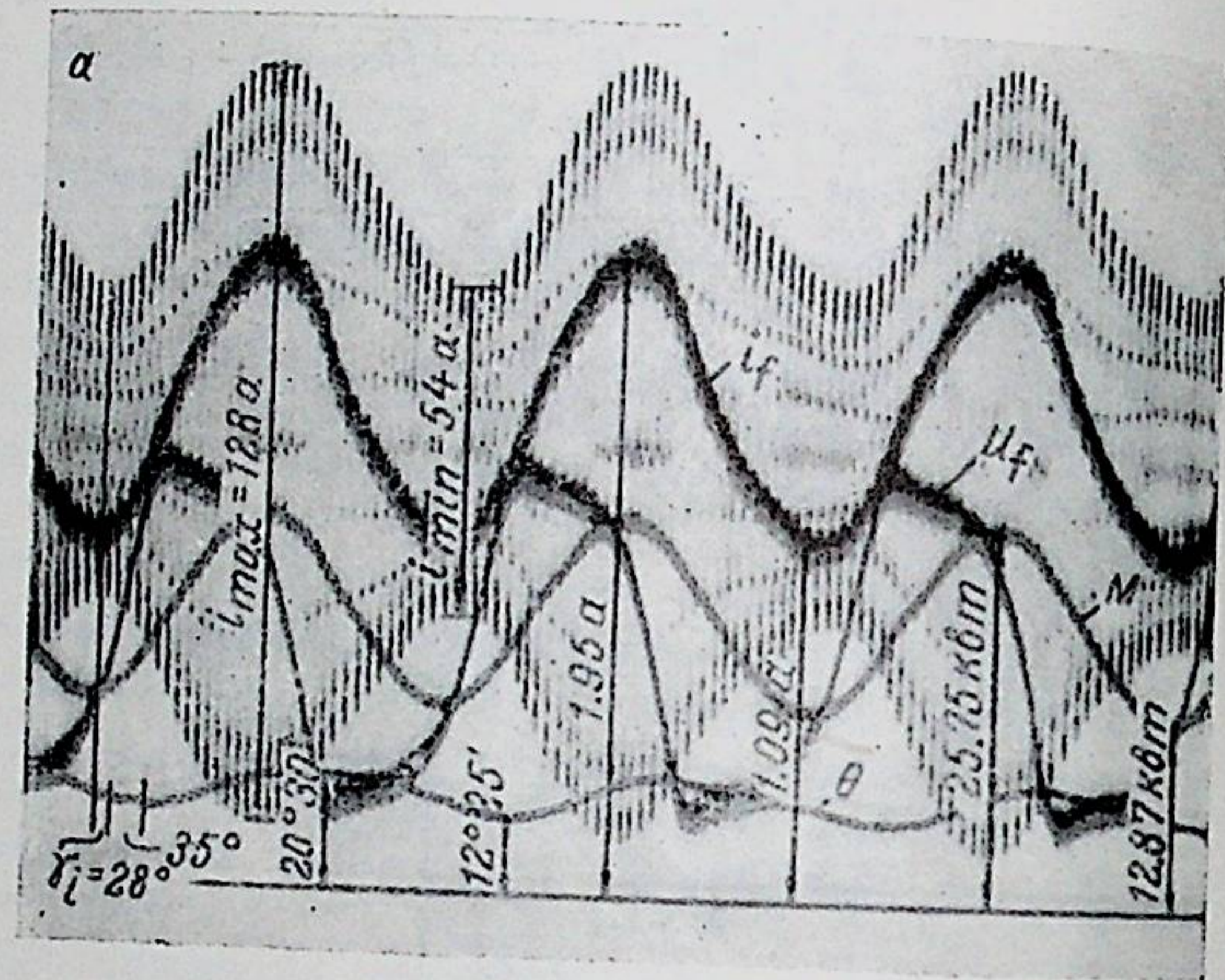


Рис. II, 3 — Осциллограммы колебательных процессов (осц. 23, 24) демп-

при продольном (а, б, в, г) (осц. б, II) и поперечном фировании.-

Результаты расчетов и экспериментальных исследований, некоторые из которых приведены в табл. 1, иллюстрируют достаточно хорошее их совпадение, эффективность применения искусственного демпфирования, особенно в поперечной оси ротора.

Таблица 1

№№ осц.	$\gamma_i$ эл. град.	$k_i$	$i_0$	$\Delta\theta_m$ эл. град.		$i_{max}$		$i_{min}$		$\Delta i$	
				расч.	опыт	расч.	опыт	расч.	опыт	расч.	опыт
Без демпфирования											
19	0	0	10,5	9	9,25	1,62	1,56	0,57	0,55	1,05	1,01
Продольное демпфирование (рис. II, 3)											
6	52	5,7	2,08	4	4	2,8	2,9	1,35	1,26	1,45	1,64
11	186	2,9	2,08	9,75	8,25	2,45	2,42	1,8	1,85	0,65	0,57
Поперечное демпфирование (рис. II, 3)											
23	245	0,93	1,83	20	19,8	2,82	3,15	0,88	1,03	1,94	2,12
24	196	2,16	1,83	7,16	8,25	2,05	2,0	1,8	1,7x	0,25	0,25

На рис. II, 3а, II, 3б даны осциллограммы 6 и 11, а на рис. II, 3в и II, 3г — осциллограммы 23 и 24.

Режимы, соответствующие осциллограммам 6 и 23, иллюстрируют влияние неблагоприятного выбора углов  $\gamma_i$ , при которых происходит увеличение пульсации тока статора.

Были произведены расчеты для мощного серийного компрессорного двигателя с целью установления технико-экономической целесообразности применения искусственного демпфирования по продольной оси, т. е. в существующем конструктивном исполнении.

Результаты расчетов показывают, что удаление маховика весом 5 тонн с применением искусственного демпфирования снижает величину пульсации тока в 2 раза. Стоимость всего демпфирующего устройства с электромашинным усилителем составляет около 20% от стоимости маховика. Электрические потери в двигателе сохраняются на прежнем уровне, так как уменьшение пульсации статорного тока компенсируется некоторым увеличением пульсации тока возбуждения.

Вентиляционные потери существенно уменьшаются за счет отсутствия маховика.

АНАЛИЗ СВОБОДНЫХ КОЛЕБАНИЙ

При анализе свободных колебаний ротора синхронной машины с учетом их искусственного демпфирования оказывается возможным применение уравнения моментов (II, 4) для непосредственного исследования устойчивости движения ротора и для отыскания корней системы. Для случая свободных колебаний ( $M_m = 0$ ) можно написать:

$$M(p) = [T_j p^2 + M_{s0} + M_p(p) + M_f(p)] = 0. \quad (III, 1)$$

При использовании принципа наложения мощностей (I, II) момент может быть представлен в виде суммы:

$$M_p(p) = M'_d(p) + M''_d(p) + M''_q(p), \quad (III, 2)$$

содержащей соответственно моменты от переходных токов в цепи возбуждения, продольном и поперечном демпферном контурах. Применяя сокращенные обозначения, см. (Л. 13), уравнение (III, 1) можно записать в виде:

$$M(p) = p^2 T_j + M_{s0} + \frac{A_1 p}{1 + p T_1} + \frac{A_2 p}{1 + p T_2} + \frac{A_3 p}{1 + p T_3} + \frac{A_4 p (c_1 + p c_2)}{(1 + p T_1)(1 + p T_4)} \quad (III, 3)$$

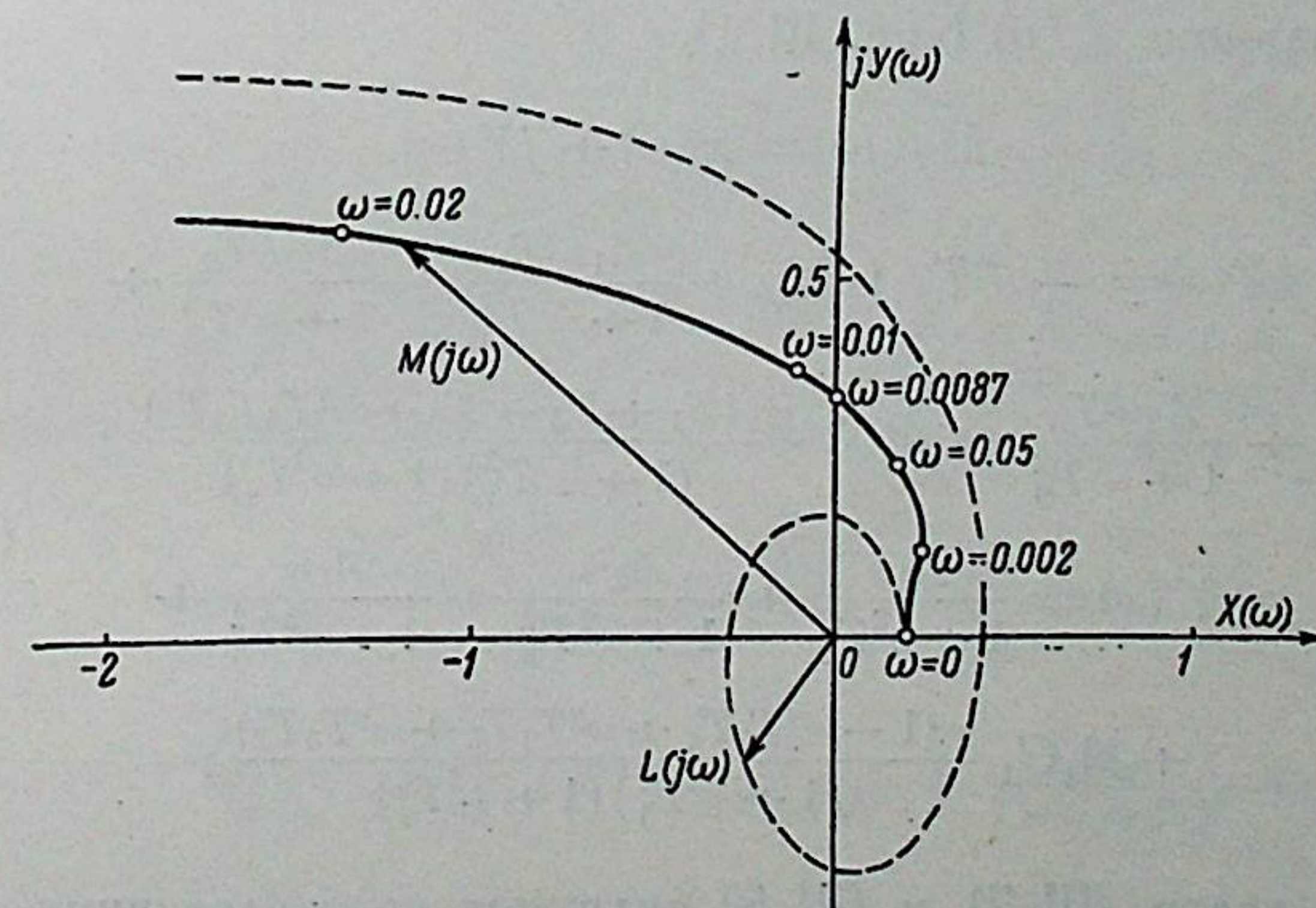


Рис. III, 1.



После приведения (III, 3) к общему знаменателю и подстановки  $p = j\omega$

$$M(j\omega) = \frac{L(j\omega)}{R(j\omega)} = \frac{a_n [(j\omega - p_1)(j\omega - p_2) \dots (j\omega - p_n)] \times \left[ \left(j\omega - \frac{1}{T_1}\right) \left(j\omega - \frac{1}{T_2}\right) \dots \left(j\omega - \frac{1}{T_k}\right) \right]}{(-1)^k \left(\omega^2 + \frac{1}{T_1^2}\right) \dots \left(\omega^2 + \frac{1}{T_k^2}\right) \times T_1 \cdot T_2 \cdot \dots \cdot T_k}. \quad (\text{III, 4})$$

$L(p)$  — характеристический полином системы  $R(p)$  — полином, корни которого  $-\frac{1}{T}$  всегда вещественны и отрицательны. Радиус-вектор годографа моментной характеристики (III, 4) повернется, если не учитывать множителя  $(-1)^k$ , на угол:

$$\varphi = (n - 2m - k) \frac{\pi}{2}, \quad (\text{III, 5})$$

где  $m$  — число корней полинома  $L(p)$  с положительной вещественной частью.

Для устойчивой системы ( $m = 0$ )

$$\varphi = (n - k) \frac{\pi}{2}. \quad (\text{III, 6})$$

Так как степень дробной функции  $M(p) = \frac{L(p)}{R(p)}$  равна всегда  $(n - k)$ , то в устойчивой системе радиус-вектор  $M(j\omega)$  при  $j\omega = 0 \rightarrow \infty$  поворачивается на угол  $\pi$  независимо от степени полинома  $L(p)$  (рис. III, 1).

$$M_j(j\omega) = x(\omega) + jY(\omega), \quad (\text{III, 7})$$

где:

$$\begin{aligned} X(\omega) = & -\omega^2 T_j + M_{s0} + \frac{A_1 \omega^2 T_1}{1 + \omega^2 T_1^2} + \frac{A_2 \omega^2 T_2}{1 + \omega^2 T_2^2} + \\ & + \frac{A_3 \omega^2 T_3}{1 + \omega^2 T_3^2} + A_4 C_1 \frac{\omega^2 (T_1 + T_4 - T_5 + \omega^2 T_1 T_4 T_5)}{(1 + \omega^2 T_1^2)(1 + \omega^2 T_4^2)}; \\ Y(\omega) = & \frac{A_1 \omega}{1 + \omega^2 T_1^2} + \frac{A_2 \omega}{1 + \omega^2 T_2^2} + \frac{A_3 \omega}{1 + \omega^2 T_3^2} + \\ & + A_4 C_1 \frac{\omega (1 - \omega^2 T_1 T_4 + \omega^2 T_1 T_5 + \omega^2 T_4 T_5)}{(1 + \omega^2 T_1^2)(1 + \omega^2 T_4^2)}; \end{aligned} \quad (\text{III, 8})$$

правые части (III, 7) и (III, 8) являются составляющими соответственно синхронизирующего и асинхронного моментов

машины (гл. II). Точка годографа  $X(\omega_0) = 0$  соответствует, очевидно, резонансу при вынужденных колебаниях. Если при этом результирующий асинхронный момент  $Y(\omega_0) > 0$ , то система устойчива.

Может быть исследовано также влияние активного сопротивления статорной обмотки, которое приводит к появлению отрицательных синхронизирующего и асинхронного моментов, частотные зависимости которых общеизвестны. Из годографа можно найти величину необходимого асинхронного момента демпферной обмотки, требующегося для компенсации отрицательного момента, а из зависимостей, установленных во II главе — необходимое изменение параметров демпферной обмотки.

### Корни системы

Вещественные корни определяются в устойчивой системе непосредственным построением графика моментной характеристики  $M(p)$  при  $p = 0 \div \infty$  (рис. III, 2).

Особые точки, т. е. точки, где  $M(p) = \mp \infty$ , получаются при  $p = \frac{-1}{T_1}; \frac{-1}{T_k}; \dots; \frac{-1}{T_k}$ . В промежутках между этими значениями  $M(p) = 0$ . Таким образом выявляются как области, так и численные значения вещественных корней. Число вещественных корней определяется количеством дробных членов моментной характеристики типа  $\frac{A_{sp}}{1 + T_{sp}}$ . Это количество всегда равно  $n - 2$ . Оставшиеся два корня системы являются в общем случае комплексными. Отыскание этой пары корней облегчается имеющим место в практике относительно малым коэффициентом затухания, даже при весьма сильном действии демпфирующего блока. Приближенные значения этих корней определяются подстановкой  $z = -\alpha \mp j\omega_r$  в  $M(p) = 0$ . Разделение мнимой и вещественной частей  $M(z)$  дает формулы, пригодные для определения корней  $z_1$  и  $z_2$  методом итераций. Для первых приближений получаются следующие формулы

$$\omega_r = \sqrt{\frac{M_{s0} T_1^2 + A_1 T_1 + A_4 [C_1 (T_1 + T_4) - C_2]}{T_1^2 T_j - A_4 T_1 T_4 C_2}}, \quad (\text{III, 9})$$

$$\begin{aligned} \alpha = & \frac{1}{2T_j} \left[ \frac{A_1}{1 + (\omega_r T_1)^2} + \frac{A_2}{1 + (\omega_r T_2)^2} + \frac{A_3}{1 + (\omega_r T_3)^2} + \right. \\ & \left. + A_4 C_1 \frac{1 - \omega_r^2 (T_1 T_4 - T_1 T_5 - T_4 T_5)}{1 + (\omega_r T_1^2)} \cdot [1 + (\omega_r T_4)^2] \right]. \end{aligned} \quad (\text{III, 10})$$

О ПРЕДЕЛАХ ПРИМЕНИМОСТИ ЛИНЕАРИЗОВАННЫХ УРАВНЕНИЙ

Поскольку при исследовании колебательных процессов используется линейная аппроксимация периодических коэффициентов в операторных уравнениях синхронной машины, в главе поставлена задача анализа погрешности, связанной с такой линеаризацией и определения предельных отклонений угла  $\Delta\theta$  при заданной величине погрешности. В качестве критерия приняты следующие признаки:

- а) процентный состав высших гармонических в кривой действительных колебаний,
- б) отношение периода действительного к периоду идеального колебательного процесса,
- в) погрешность в определении синхронизирующего и асинхронного момента, обусловленная различием периодов колебаний, и вытекающая из нее погрешность в коэффициенте демпфирования.

Для анализа используются решения, полученные А. А. Янко-Триницким (Л. 15) для случая, когда вращающий момент выражается функцией вида:

$$M(\theta) = A \sin \theta + B \sin 2\theta. \quad (IV, 1)$$

Подставляя (IV, 1) в уравнение динамики

$$T_j \frac{d^2\Delta\theta}{dt^2} = M(\theta_0) - M(\theta_0 + \Delta\theta). \quad (IV, 2)$$

Разлагая при этом правую часть (IV, 2) в ряд Маклорена, имеем

$$\frac{d^2\Delta\theta}{dt^2} = a_1\Delta\theta + a_2\Delta\theta^2 + \dots, \quad (V, 3)$$

$$\frac{d^2\theta}{d\tau^2} = [-\Delta\theta + b_2\Delta\theta^2 + b_3\Delta\theta^3 + \dots][1 + h_1c_1 + h_2c^2 + \dots], \quad (IV, 4)$$

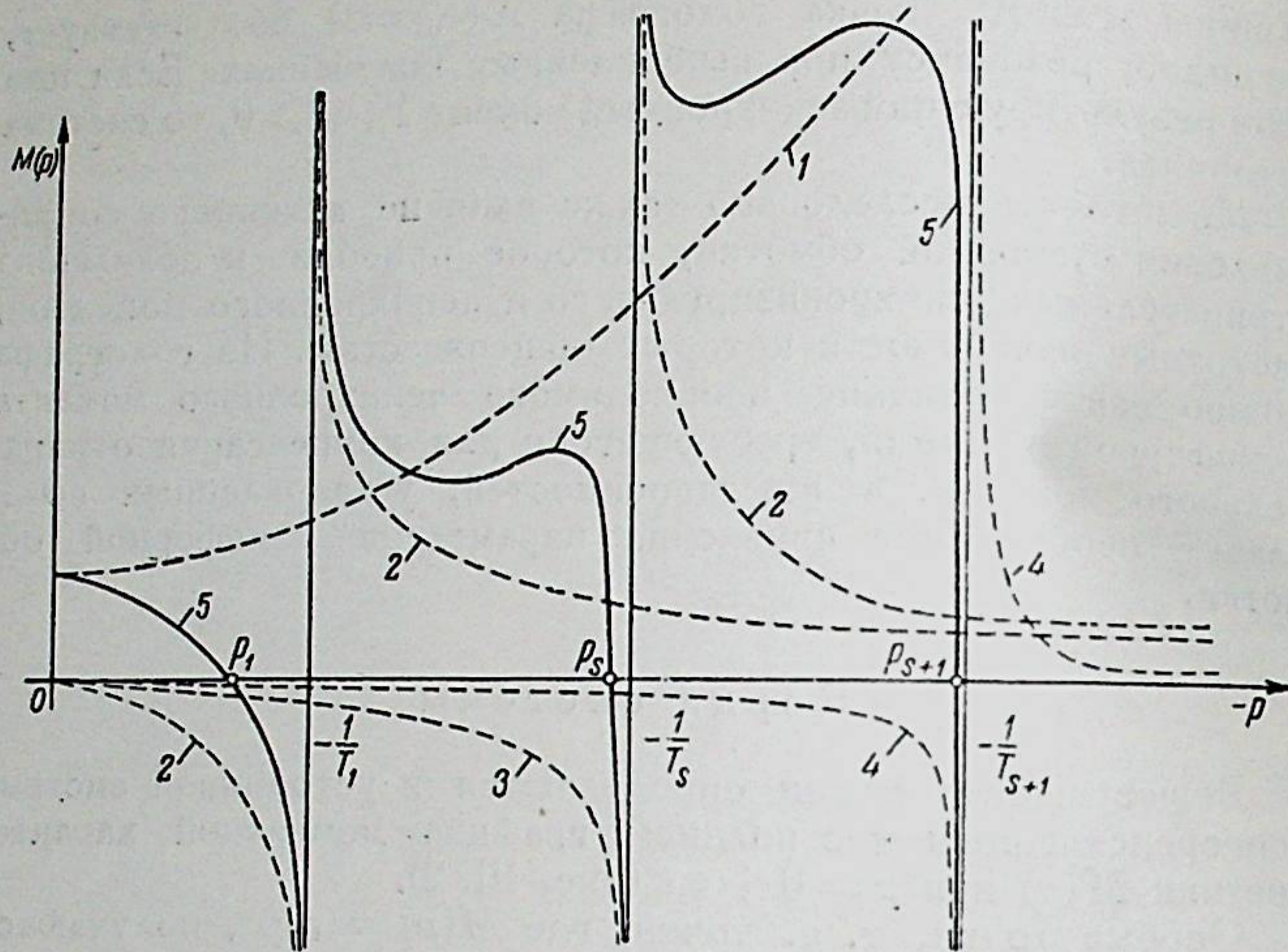


Рис. III, 2.

Близкий к гармоническому характер колебательного движения ротора позволяет применить для определения фазовых смещений векторную диаграмму рис. III, 3, которая изображает взаимное расположение векторов угла  $\Delta\theta$ , выходных величин демпфирующего блока и переменных составляющих напряжения возбудителя  $\Delta u_b$ , напряжения и тока в цепи возбуждения  $\Delta u_f$  и  $\Delta i_f$ , синхронизирующего и асинхронного моментов  $\omega_0 M_{af}$ , обусловленных регулированием.

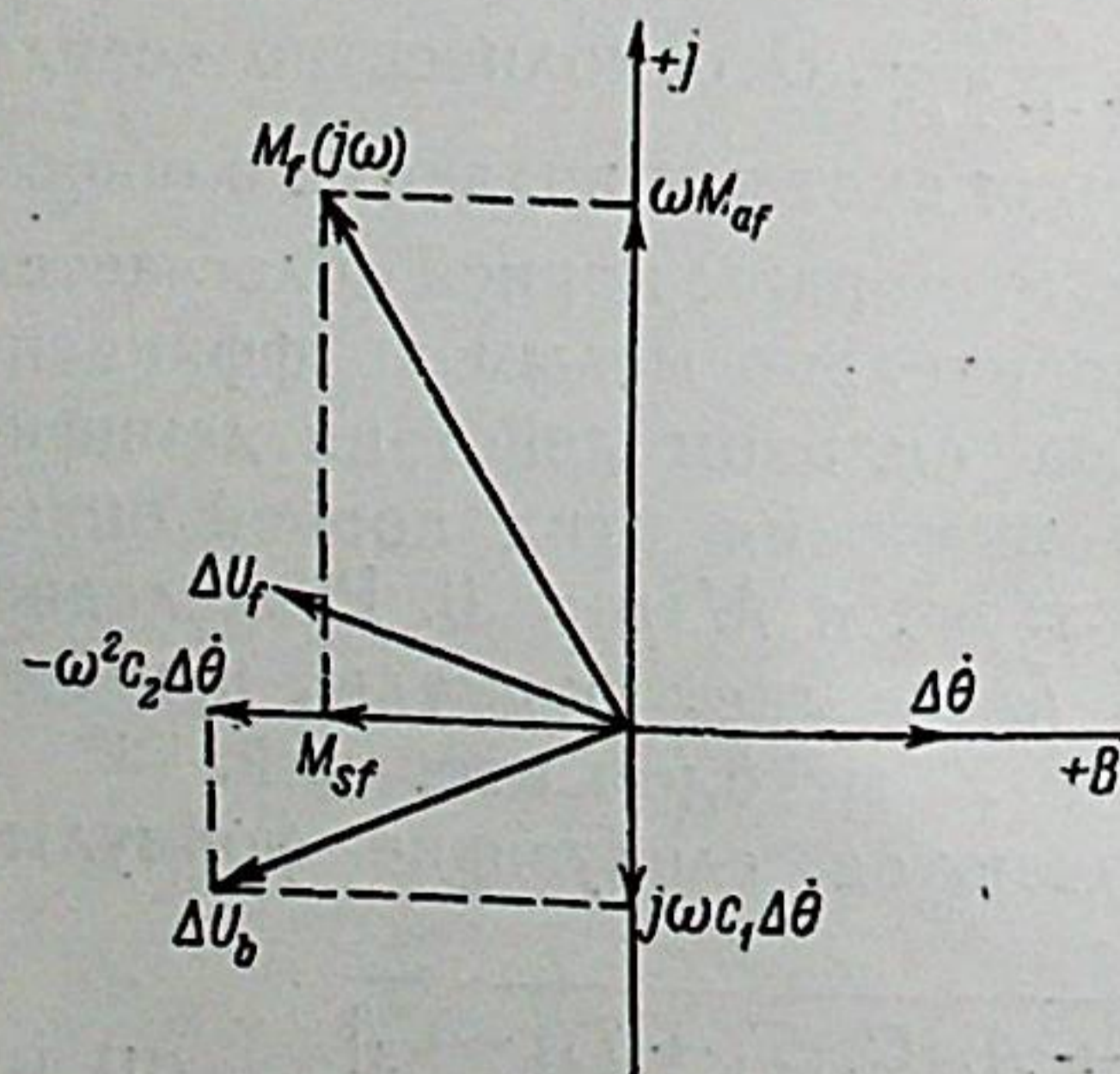


Рис. III, 3.

Анализ статорного тока приводит к соотношениям, аналогичным (II, 13) ÷ (II, 15) с добавлением в них лишь множителя  $e^{-at}$ , учитывающего затухание.

На рис. III, 4 приведены осциллограммы свободных колебаний модельного синхронного генератора для различных настроек блока демпфирования колебаний.

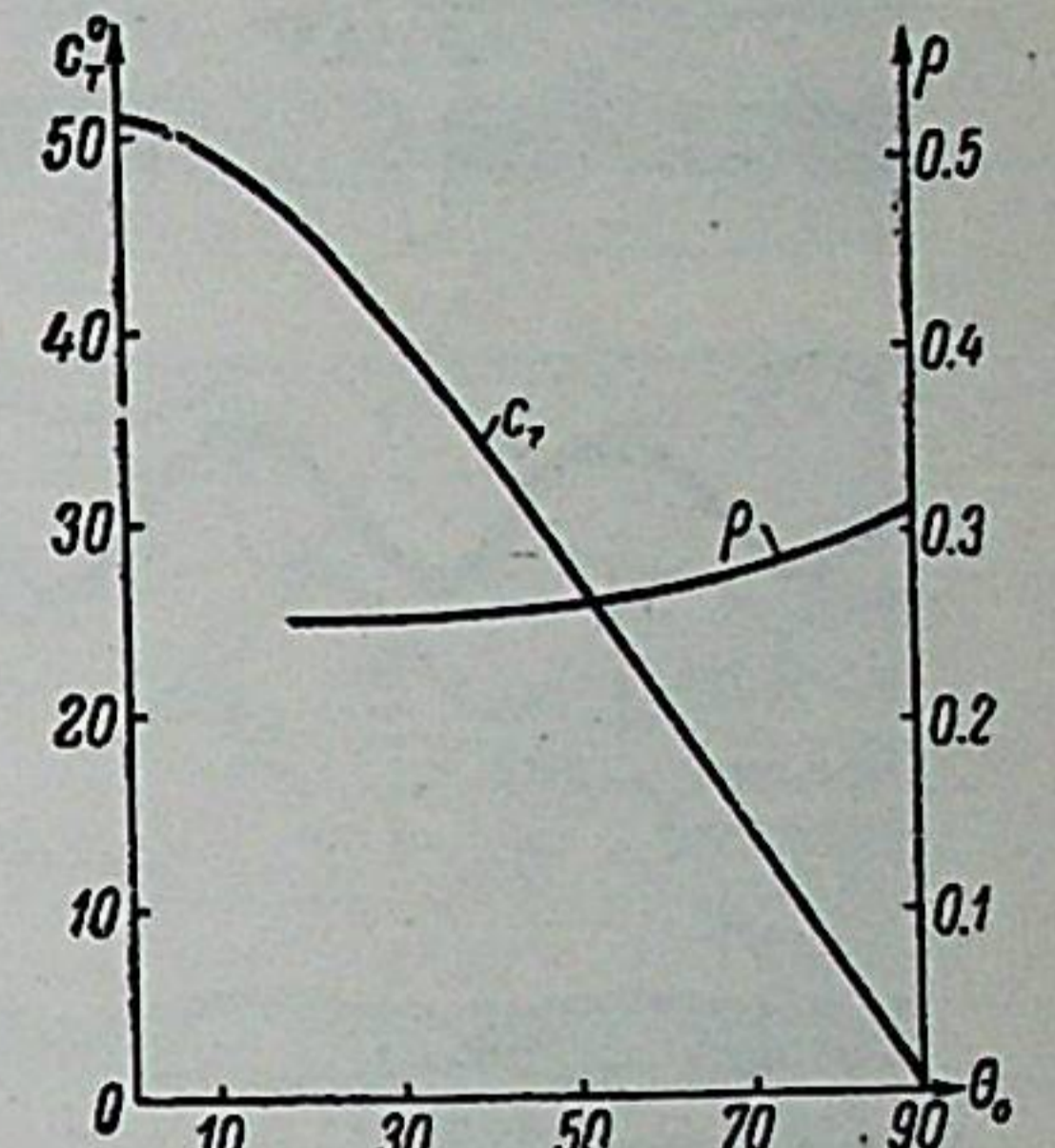


Рис. IV, 1.

где  $c$  — начальное отклонение угла  $\Delta\theta$ ,  $\tau$  — новая переменная.

$$\tau = \omega t = \frac{\omega_0 t}{1 + h_1 c + h_2 c^2 + \dots} \quad (IV, 5)$$

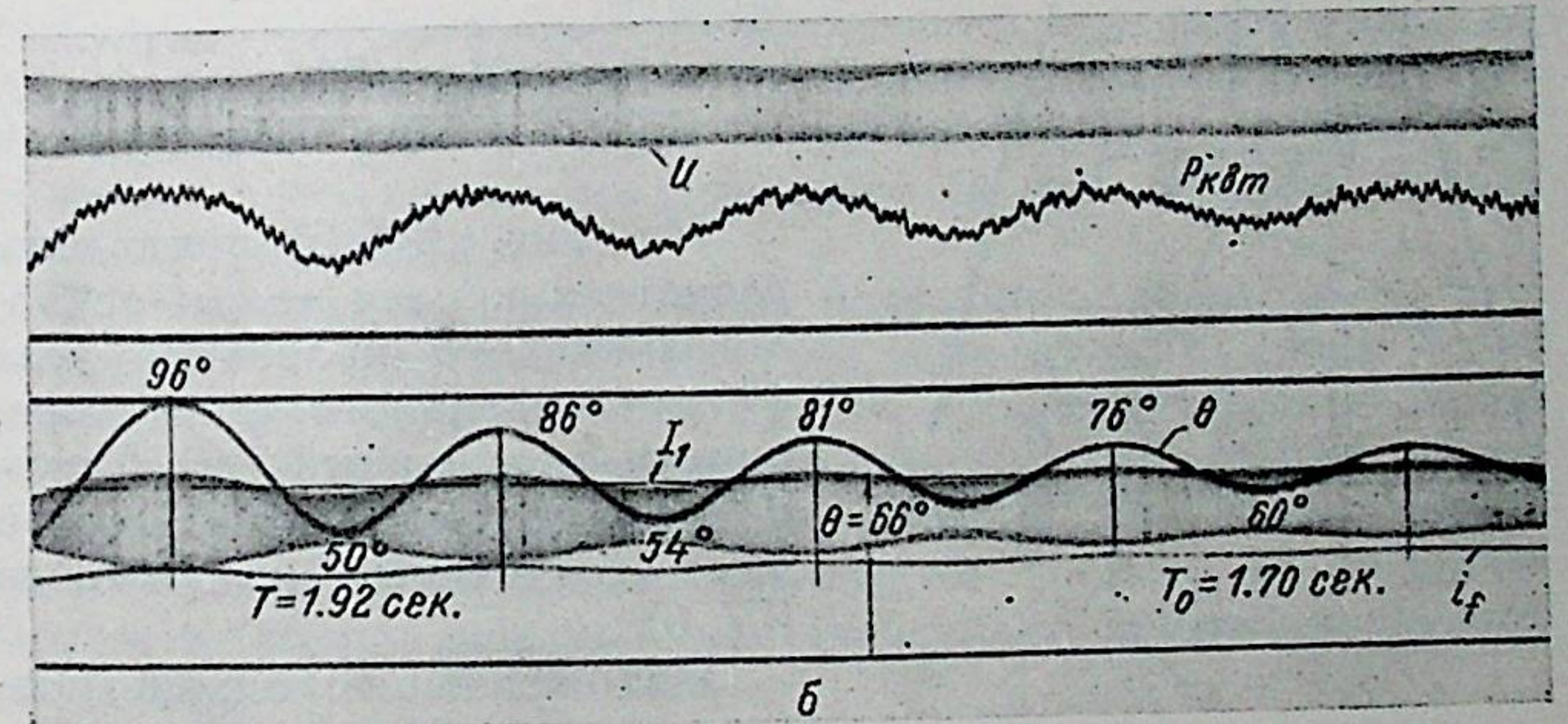
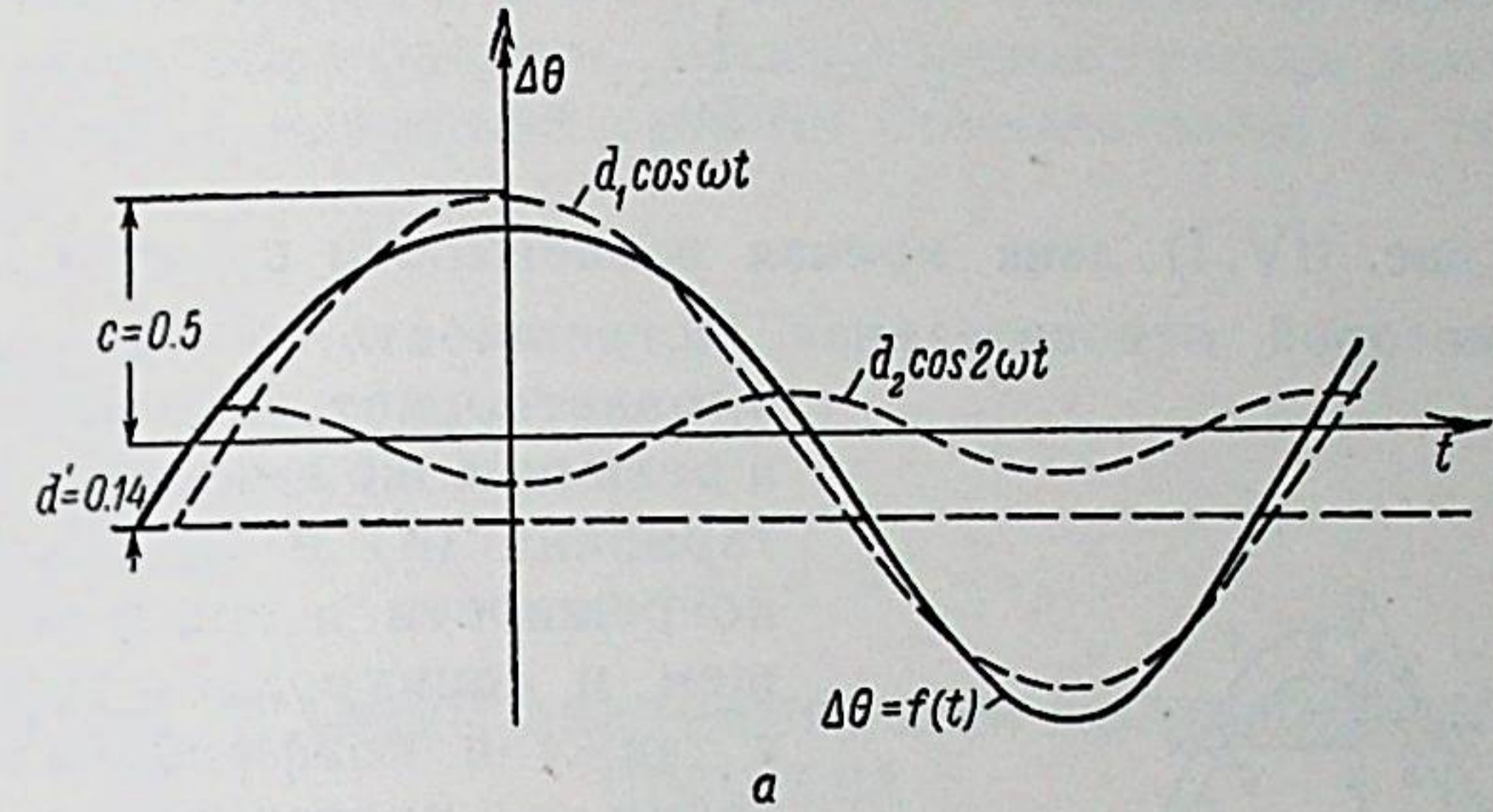


Рис. IV, 2 — Расчетная и опытная кривые больших колебаний угла  $\theta$  (а, б).

Окончательное решение получается в виде сходящегося ряда

$$\Delta\theta = d_0 + d_2 \cos \omega t + d_2 \cos 2\omega t + \dots,$$

где коэффициенты  $d_i$  и  $h_i$  выражаются простыми формулами через величины  $b_i$  и т. д.

Использование четырех первых членов ряда дает вполне приемлемые по точности результаты.

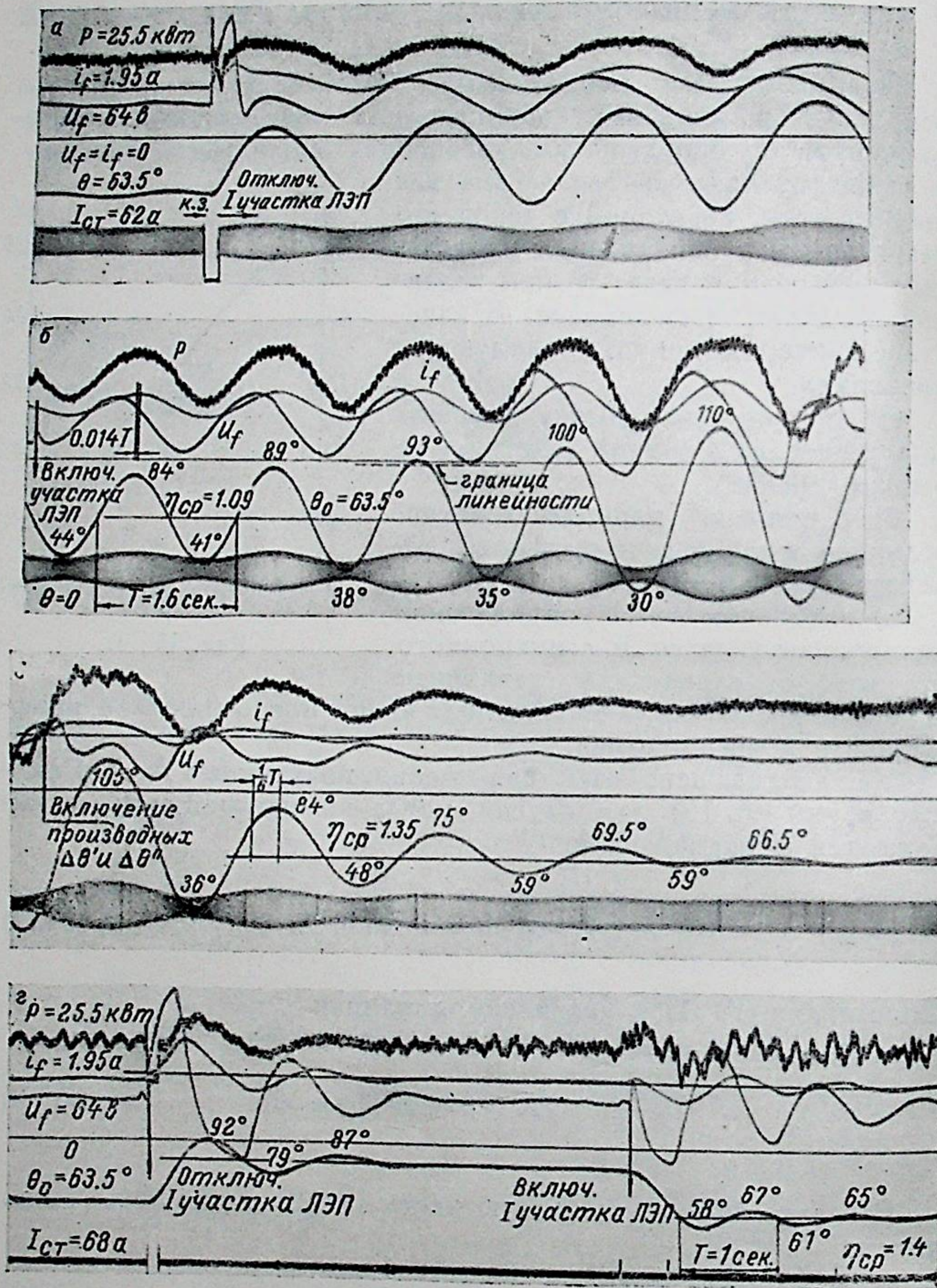


Рис. III, 4 (а, б, в, г).

Если задаться условием

$$1 < \frac{T}{T_0} \leq 1,05, \quad (IV, 6)$$

то для предельного отклонения угла  $\Delta\theta$  получается приближенное соотношение:

$$c_T = \frac{1}{\sqrt{20h_2}}. \quad (IV, 7)$$

На рис. (IV, 1) дана кривая зависимости  $c_T$  от  $\theta_0$ , в пределах которой относительная погрешность в величине  $T$  удовлетворяет условию (IV, 6), а величина же амплитуд высших гармоник ( $d$ ) и относительные погрешности в синхронизирующем и асинхронном моментах, а также в коэффициенте затухания  $\eta$  пренебрежимо малы. Последняя выражается соотношением:

$$\frac{\Delta\eta}{\eta} = \frac{M_{ap} + TM'_{ap}}{4T_j} \Delta T. \quad (IV, 7)$$

На рис. (IV, 2) приведены расчетная кривая —  $a$  и осциллограмма —  $b$  колебаний угла  $\Delta\theta$  для модельного генератора, причем предельный угол  $c = 0,5$  рад, почти в 2 раза превышает допустимый по условию (IV, 6).

Изложенные положения позволяют считать возможным применение линеаризованных соотношений синхронной машины для расчета динамических переходных процессов. Величина  $c_T$  определяет собой предел, названный нами границей линейности.

При исследовании запаса устойчивости по методу площадей (рис. IV, 3), если принять за 100% запаса всю площадь  $abc$ , определяющую собой допустимую величину кинетической энергии относительного движения ротора, то ограничение угла величиной  $c_T$  приводит к использованию этого запаса в среднем на 30% для различных углов  $\theta_0$ . Величина этого запаса, равная отношению площадей  $\frac{abc}{abd}$ , выражается соотношением:

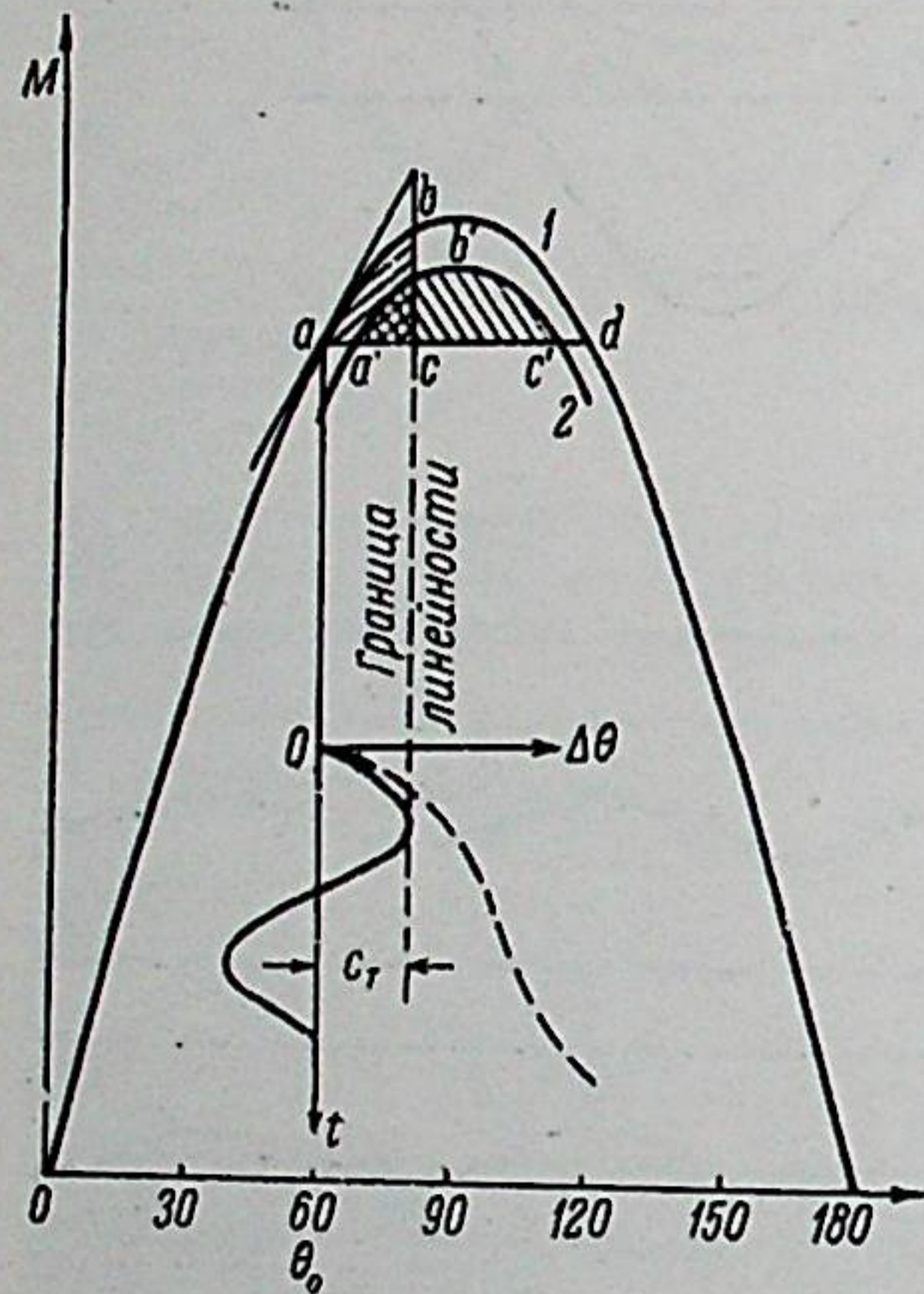


Рис. IV, 3.

$$p = \frac{\cos \theta_0 - \cos \theta_m - \sin \theta_0 (\theta_m - \theta_0)}{2 \left[ \cos \theta_0 - \sin \theta_0 \left( \frac{\pi}{2} - \theta_0 \right) \right]}. \quad (IV, 8)$$

Учитывая возможность неточного учета реальных условий и параметров системы, могущих привести к снижению предела устойчивости (кривая  $a'b'c'$ ), наличие указанных запасов следует считать оправданным. Таким образом граница линейности может быть в известной степени отождествлена с границей надежной работы.

## Глава V

### АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ВОЗНИКНОВЕНИЯ КОЛЕБАТЕЛЬНОГО ПРОЦЕССА

Величина начального вылета угла  $\Delta\theta_{max}$  в правом цикле свободного колебательного процесса, рассмотренного в III главе, характеризующая устойчивость и определяющая собой весь последующий колебательный процесс, зависит от характера внешнего возмущения последующего за ним действия автоматических устройств.

В качестве типичного вида начального возмущения рассматривается трехфазное короткое замыкание. С целью более полного учета влияния переходного процесса в роторе на изменение угла  $\Delta\theta$  в уравнение движения (II, 1): вводится общее выражение электромагнитного момента  $M_e$  явнополюсной синхронной машины при к. з., которая состоит из периодической и аperiodической составляющих, причем последняя имеет вид:

$$M_e = (i_d^2 + i_q^2) r_k + i_s^2 \cdot r''_{s=1}. \quad (V, 1)$$

Ввиду трудности аналитического интегрирования выражений, получающихся при возведении в квадрат соотношений для токов  $i_d$ ,  $i_q$  и  $i_s$ , строится кривая  $M_e = f(t)$ , которая аппроксимируется функцией вида:

$$M_e = A + B e^{-at}. \quad (V, 2)$$

В этом случае оказывается возможным исследовать влияние демферной обмотки (рис. V, 1 и V, 2).

После прекращения аварийного режима и восстановления потокосцеплений статора закон движения ротора к новому

установившемуся значению  $\theta_0$  и вылет угла  $\theta$  в первых циклах колебания зависят от эффективности и характера торможения. В этом случае линеаризованное уравнение движения ротора с учетом форсировки возбуждения  $\Delta u_f$  и механического

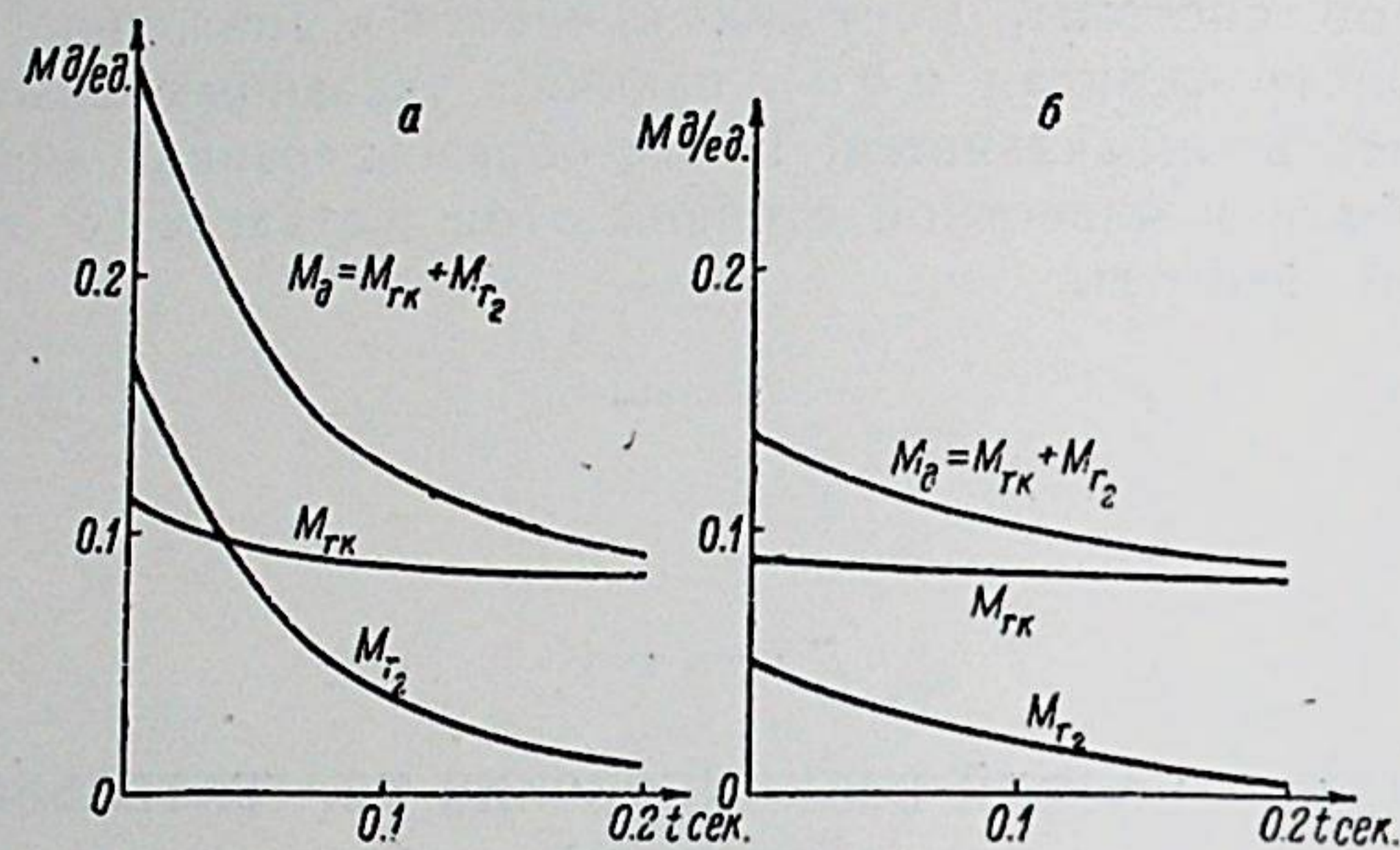


Рис. V, 1.

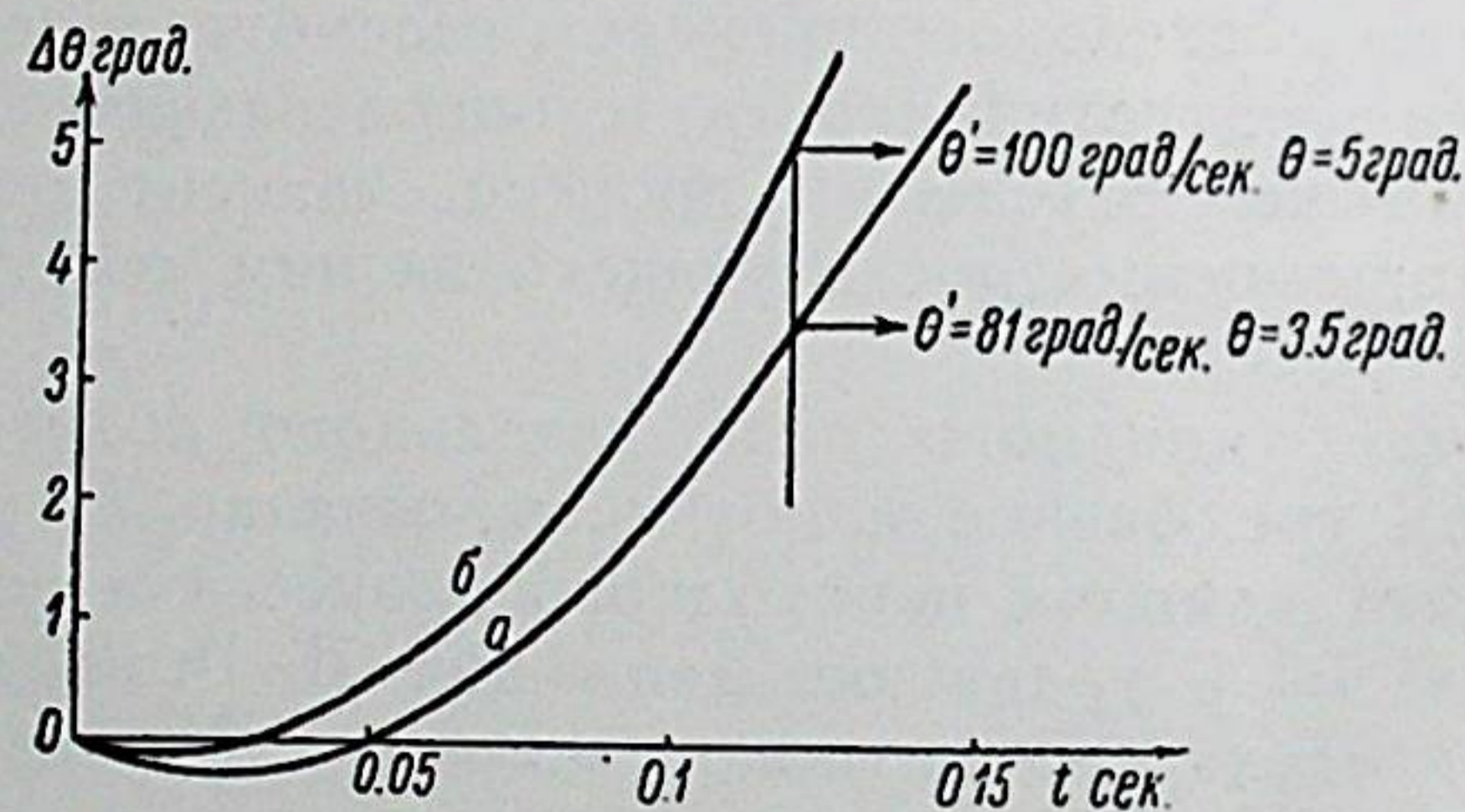


Рис. V, 2.

или электрического торможения при пренебрежении действием демпферных контуров может быть записано в виде:

$$T_j p^2 \Delta \theta + M_s \Delta \theta + \frac{u \sin \theta_0}{x_d} \frac{\Delta u_f}{1 + p T_d} + M_m = 0. \quad (V, 3)$$

При быстродействующем возбуждении в продолжение форсировки имеет место условие  $\Delta u_f = \text{const}$ .

В таком случае, учитывая относительно малую продолжительность времени форсирования, получаем приближенное уравнение:

$$T_j p^2 \Delta \theta + M_s \Delta \theta + \frac{u \cdot \sin \theta_0}{x_d T_d} \Delta u_f t + M_m = 0, \quad (V, 4)$$

решение которого имеет вид:

$$\Delta \theta = A \sin(\omega_0 t + \alpha) - \frac{1}{\omega_0^2} (a + bt), \quad (V, 5)$$

где

$$a = M_m \frac{\omega_s}{H_j}; \quad b = \frac{u \cdot \Delta u_f}{x_d T_d'} \sin \theta_0 \frac{\omega_s}{H_j}. \quad (V, 6)$$

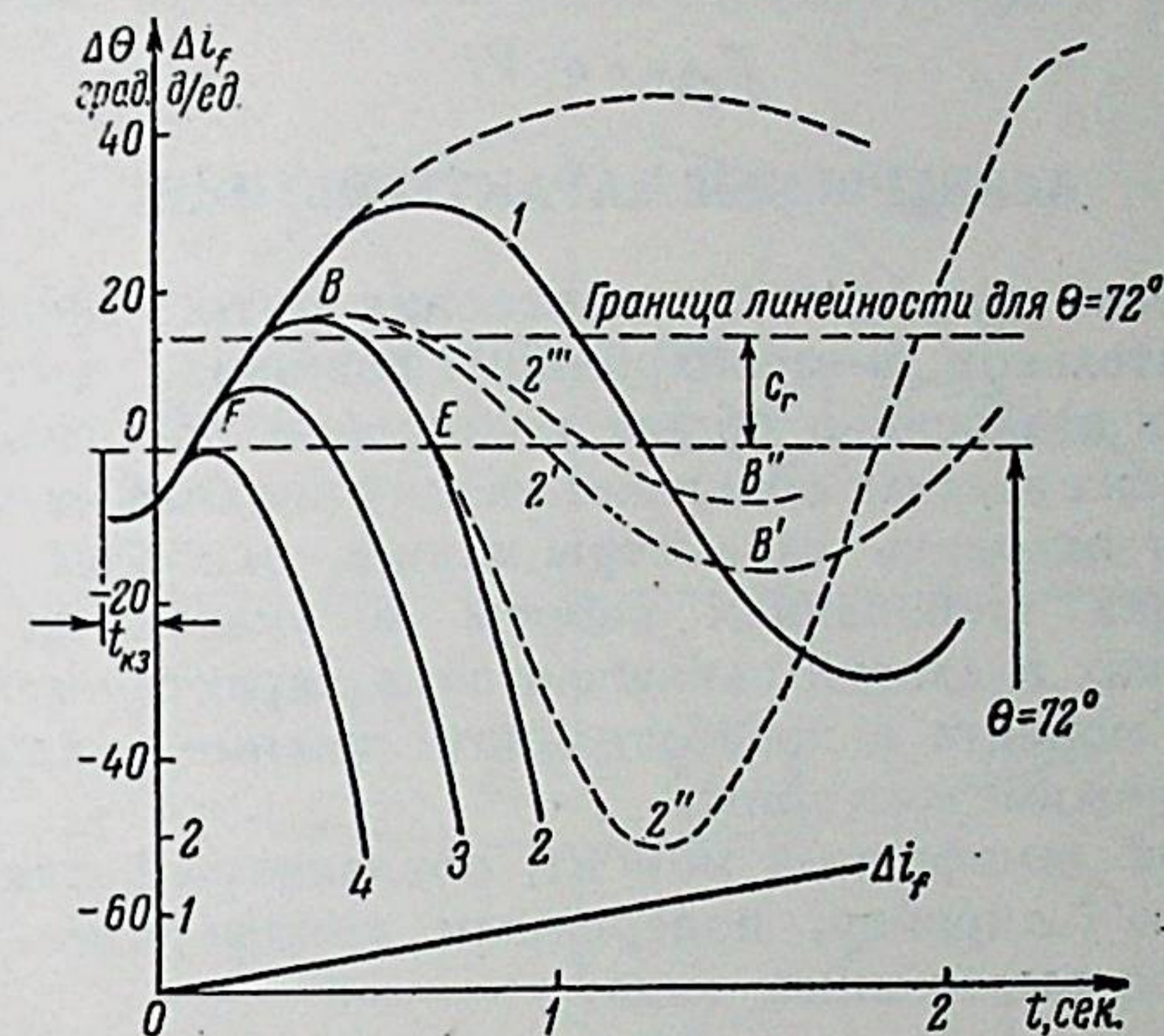


Рис. V, 3 — Кривые изменения угла  $\theta$  в первом цикле качаний при различных способах торможения.

1 — отсутствие торможения  $a=b=0$ ; 2 — форсировка возбуждения ( $\Delta u_f=3$ ) длительная; 2' — форсировка возбуждения ( $\Delta u_f=3$ ) снимается в точке B ( $\Delta \theta_{\max}$ ); 2'' — форсировка возбуждения ( $\Delta u_f=3$ ) снимается в точке E при переходе угла  $\theta$  через установившееся значение ( $\Delta \theta=0$ ); 2''' — форсировка возбуждения ( $\Delta u_f=3$ ) снимается в точке B, одновременно изменяется знак возбуждения ( $\Delta u_f < 0$ ); 3 — электрическое торможение при  $M_m=0,3$  д/ед; 4 — электрическое торможение при  $M_m=0,6$  д/ед.

Начальные условия для определения  $A$  и  $\alpha$  задаются предшествующим режимом к. з.

Уравнение (V, 5) позволяет выяснить сравнительную эффективность электрического механического торможения и форсировки возбуждения, а также установить наиболее благоприятный момент времени для прекращения или перемены режима торможения. На рис. (V, 3) приведены расчетные и экспериментальные кривые для различных условий форсировки и торможения.

Выполненный анализ показывает, что наиболее эффективным является применение торможения с постоянным импуль-

сом (механическое или электрическое торможение) по сравнению с линейно нарастающим импульсом торможения (форсировка возбуждения), причем момент подачи тормозного импульса зависит от интенсивности внешнего возмущения, определяемой обычно первой производной угла  $\theta$ .

## Глава VI

### АСИНХРОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Из условия цикличности изменения потокосцеплений  $\psi_d$  и  $\psi_q$  в колебательном и асинхронном режимах вытекает ряд характерных аналогий и общих положений. Использование их в практических задачах облегчает задачу анализа характеристик и позволяет находить параметры машин, наиболее полно удовлетворяющих требованиям работы в указанных режимах. Одна из таких аналогий заключается в характеристиках демпфирующего момента в колебательном режиме и асинхронного момента в режиме  $s = \text{const.}$

Удельный демпферный момент, создаваемый какой-либо из цепей ротора (например, поперечным демпферным контуром), определяется выражением вида:

$$M''_{aq} = u^2 \cos^2 \theta_0 \frac{T_q - T_q''}{x_q} \frac{2\pi}{T} \left[ 1 + \left( \frac{2\pi}{T} T_q'' \right)^2 \right]^{-1}. \quad (\text{VI, 1})$$

Асинхронный же момент при  $s = \text{const.}$  выражаем:

$$M''_q = \frac{u^2 T_q - T_q''}{2 x_q} s \left[ 1 + (s T_q'')^2 \right]^{-1}. \quad (\text{VI, 2})$$

Таким образом скольжение  $s$  соответствует величине  $\omega = \frac{2\pi}{T}$  угловой частоте колебаний. В колебательном процессе скольжения  $s \neq \text{const.}$ , являясь лишь периодической функцией времени, которая достигает максимума при  $\Delta\theta = 0$ , где она оказывается пропорциональной величине  $\omega$ . Аналогичными, следовательно, оказываются и условия максимума моментов по критическому скольжению  $s_k$  и по критической частоте колебаний  $\omega_k$ .

$$s_k = \frac{1}{T_q''}; \quad \omega_k = \frac{1}{T_q''}. \quad (\text{VI, 3})$$

Применение принципа наложения мощностей, как и в случае колебательного режима, позволяет обосновать общую формулу

момента при  $s = \text{const.}$ , состоящую из трех членов соответственно наличию трех контуров ротора.

Другой, используемой практически, аналогией является цикличность изменения составляющих тока статора, определяемых выражениями типа (II, 13) при условии замены  $\omega$  на  $s$  и  $\Delta\theta_m = 1$ . В этом случае геометрическим местом тока статора оказывается также эллипс, элементы которого определяются по формулам, аналогичным (II, 16) и (II, 17) (рис. VI, 1).

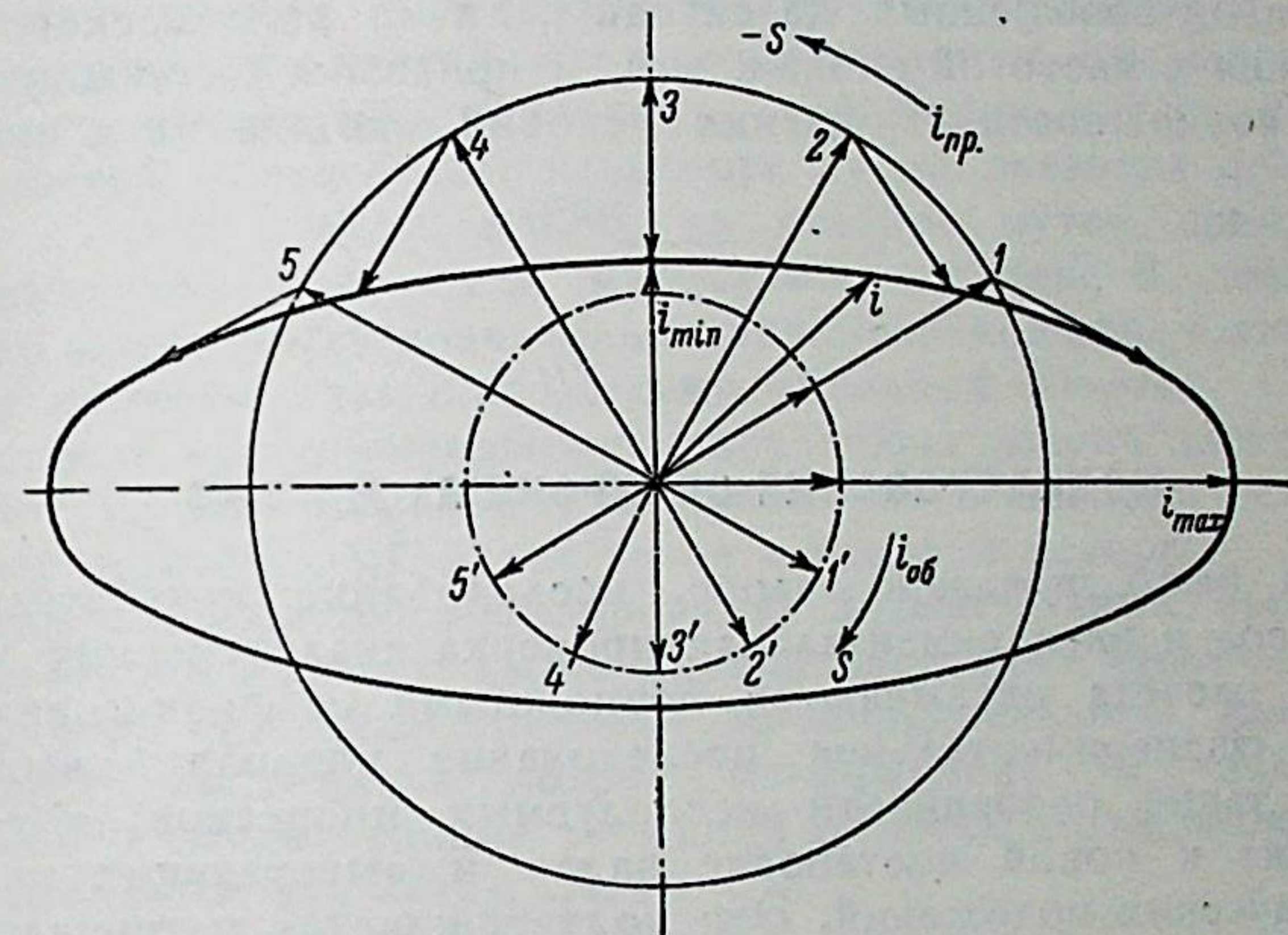


Рис. VI, 1.

Этот эллипс в наглядной форме дает представление о суммировании векторов токов прямого и обратного следования  $i_{пр.}$  и  $i_{об.}$ . При  $s = 0,5$  эллипс переходит в окружность и пульсация тока в статоре при этом прекращается. Одним из важнейших требований при проектировании синхронной машины является выбор параметров, обеспечивающих необходимые асинхронные характеристики. Выполненный анализ показывает, что для каждой машины существует предельная величина произведения:

$$\Pi = \Delta M_{n1} \cdot \Delta M_0, \quad (\text{VI, 4})$$

где  $\Delta M_{n1}$  — момент, обусловленный демпферными обмотками при  $s = 1$ ,  $\Delta M_0$  — момент, обусловленный демпферными обмотками при некотором малом скольжении  $s_0$ , соответствующем прямолинейной части характеристики момента.

Величина  $\Pi$  определяется через параметры машины, не связанные с наличием демпферной обмотки и позволяет лишь путем изменения сечения комбинировать моменты  $M_{n1}$  и  $M_0$

в любом соотношении. Необходимая величина  $M_0$  для двигателей, работающих в колебательном режиме, определяется из соотношений (VI, 1) или (VI, 2) таким образом, чтобы, с одной стороны обеспечивались условия втяжения в синхронизм, с другой стороны условия необходимого демпфирования колебаний угла  $\Delta\theta$  (более детальное изложение вопроса приведено в (Л. 11)).

В конце главы приведен анализ асинхронного режима при  $s = \text{const.}$ , обобщенный на случай наличия циклического возбуждения с частотой скольжения, и показаны вытекающие из этого возможности улучшения условий вхождения в синхронизм.

## Глава VII

### МОДЕЛИРОВАНИЕ СИНХРОННЫХ МАШИН

Как было показано выше, исследование колебательных процессов и экспериментальная проверка аналитических методов их расчета оказываются возможными на физических моделях. Экспериментальное исследование позволяет выявить также такие особенности исследуемых процессов, которые приводят к новой постановке задач и вытекающих из них теоретических положений. Это подтверждается материалом II, III и IV глав. Критерием электродинамического подобия процессов в модели и оригинале является условие:

$$T_j p^2 \Delta\theta + M_{\text{эл}}(p) = M_{\text{т}}(p) = \text{idem.}, \quad (\text{VII, 1})$$

что приводит в свою очередь к условию равенства относительных реактивностей, активных сопротивлений и постоянных времени. Анализ основных закономерностей в синхронных машинах показывает, что при удовлетворении некоторых из условий, а именно:

$$x_{ad} = \text{idem.}; \quad T_j = \text{idem.}; \quad r_f = \text{idem.} \quad (\text{VII, 2})$$

Выполнение остальных условий при выбранных основных геометрических размерах модели не вызывает практических затруднений.

Связь между масштабами моделирования, при которой обеспечиваются условия подобия стандартных параметров, выражается системой уравнений:

$$k_{\tau} = \left( \frac{k_w k_j}{k_{\lambda} \cdot k_p^2} \right)^{1/2}, \quad (\text{VII, 3})$$

$$k_{\delta} = k_{\tau}^3 \cdot k_r \cdot k_{\varphi}, \quad (\text{VII, 4})$$

$$k_A = k_{\tau}^2 (k_{\varphi} \cdot k_r \cdot k_p)^{1/2}, \quad (\text{VII, 5})$$

$$k_p = (k_j \cdot k_{\varphi} \cdot k_r)^{-1/2}. \quad (\text{VII, 6})$$

Необходимость выполнения этих условий приводит в модельных машинах к отступлениям от тех пропорций в геометрии активных частей, которые характерны для машин нормального исполнения. Требуемое увеличение магнитных проводимостей достигается: на роторе путем развития полюсной дуги до значений  $\alpha_i \cong 0,85$ , на статоре путем применения полузакрытых пазов или магнитных клиньев. В последнем случае может быть значительно увеличен коэффициент заполнения пазов за счет применения шаблонной обмотки. Синусоидальность эдс и уменьшение добавочных потерь достигается за счет формы полюсного башмака скоса пазов и целесообразных соотношений чисел пазов статора и ротора.

Для правильного моделирования колебательных процессов особо важное значение имеет подобие частотных характеристик. Например, при геометрически пропорциональном изменении размеров проводника ротора коэффициент  $k_r$  увеличения активного сопротивления роторной обмотки переменному току, определяемый формулой (Л. 4),

$$k_r = 1 + \frac{m^2 - 0,2}{9} \xi^4 \quad (\text{VII, 7})$$

не остается постоянным. Например, при уменьшении  $\tau$  в 2 раза  $k_r$  уменьшается в 9 раз. Это обстоятельство требует применения искусственных мероприятий для моделирования добавочных потерь в роторе в переходных режимах с наличием переменного тока в роторе. Обычно спектр частот бывает ограничен одной-двумя частотами, стабильными в течение отдельных интервалов переходного процесса. Например, в процессе короткого замыкания в роторе имеется 50-периодная составляющая тока. При восстановлении потокосцеплений и переходе в колебательный режим в роторных контурах протекают токи частоты свободных колебаний ротора.

Критерием точности моделирования момента при внезапном коротком замыкании являются величины  $\Delta\theta$  и  $\Delta\theta'$  в конце промежутка к. з. (см. гл. V). Если средствами компенсации активных и реактивных сопротивлений цепей машины не удастся осуществить заданный закон изменения потерь короткого замыкания, то можно получить требуемое значение  $\Delta\theta'$  в конце к. з. за счет изменения длительности к. з.

Для правильного моделирования процесса свободных колебаний необходимо подобие асинхронной и синхронизирующей частотных характеристик:

$$M_{sp}(\omega) = \text{idem.}, \quad M_{ap}(\omega) = \text{idem.} \quad (\text{VII}, 8)$$

$M_{ap}(\omega)$  в значительной мере зависит от конструкции ротора и наличия в нем массивных элементов. Поэтому обычно выполняемое подобие по стандартным параметрам может оказаться недостаточным для выполнения условия (VII, 8).

В этих случаях следует рекомендовать определять из опыта в натуральных условиях величины коэффициентов затухания  $\eta$ , что может быть осуществлено в условиях эксперимента достаточно простыми средствами.

При настройке параметров модели путем варьирования сопротивлением цепи возбуждения посредством применения компенсаторов сопротивления можно получить значение  $\eta$ , соответствующее оригиналу.

#### Выводы

1. Для исследования колебательных процессов наиболее удобным оказывается использование уравнений Парка—Горева. В гл. I дано их развитие для случая возбуждения по обеим осям ротора с использованием и обоснованием принципа наложения мощностей.

2. В главе III на основе дальнейшего развития полученных в гл. I общих уравнений разработаны основные положения анализа вынужденных колебаний при наличии искусственного демпфирования. К ним относятся метод расчета колебаний угла  $\Delta\theta$ , вытекающий из аналогии с электрической цепью переменного тока с использованием теоремы геометрических мест (круговых диаграмм) и метод расчета пульсаций токов на основе использования эллиптических диаграмм. При этом фактор искусственного демпфирования учитывается появлением в уравнении момента дополнительных составляющих синхронизирующего и асинхронного моментов.

3. Проведенное исследование выявило значительную эффективность и техническую целесообразность применения искусственного демпфирования, в особенности по поперечной оси, позволяющего осуществить безмаховичный привод в мощных поршневых компрессорах.

4. Анализ свободных колебаний ротора с учетом действия демпфирующего блока привел к новому частотному критерию устойчивости на основании использования моментной частот-

ной характеристики машины и позволил получить новый метод исследования корней характеристического уравнения системы. При этом выявлены области и число вещественных корней и доказано существование лишь одной пары комплексных корней. Дан простой метод нахождения корней системы.

5. Установлены основные показатели свободного колебательного процесса (декремент затухания и векторная диаграмма) и дан аналитический метод их определения, проведенный экспериментально на модели. Использование этих показателей приводит к возможности синтеза параметров, обеспечивающих заданный колебательный процесс.

6. Исследована в общем виде погрешность, связанная с применением линейной аппроксимации периодических коэффициентов дифференциальных уравнений синхронной машины. Основными факторами, характеризующими степень отклонения действительного колебательного процесса от идеального, является относительная величина высших гармоник в кривой  $\Delta\theta = f(t)$ , отличие периода действительных колебаний  $\Delta\theta$  от периода идеальных, различие в соответствующих частотных характеристиках синхронизирующего и асинхронного моментов и коэффициенте затухания. Даны крайние значения для отклонения при различных значениях  $\theta_0$  угла  $\Delta\theta = c$ , в пределах которых погрешность не превышает заданной допустимой величины. Дано понятие границы линейности и показана ее связь с продольными отклонениями по правилу площадей.

В результате исследования, проведенного в гл. IV, обоснована допустимость применения линейной теории для анализа относительно больших колебаний угла  $\Delta\theta$ .

В гл. V проведен анализ условий возникновения колебательного процесса. Выяснена роль тормозного момента в период возникновения внешнего толчка (короткое замыкание) и дан анализ составляющих этого момента. Исследовано движение ротора в первом цикле качаний после прекращения внешнего импульса и установлены оптимальные условия и сравнительная эффективность различных способов искусственного торможения (электрическое, механическое торможение и форсирование возбуждения).

В гл. VI приведен анализ основных положений асинхронного режима при  $s = \text{const.}$  и установлены важные аналогии токовых и моментных характеристик этого режима с соответствующими колебательными характеристиками.

Вследствие этих аналогий для исследования асинхронного режима оказывается возможным использование некоторых положений из анализа вынужденных колебаний (эллиптическая диаграмма тока, принцип наложения мощностей). Использование принципа наложения мощностей позволяет осуществить



синтез параметров демпферной обмотки и найти оптимальное сечение клетки, удовлетворяющие требованиям пускового и колебательного режимов.

Гл. VII содержит основные положения теории моделирования синхронной машины. Сформулированы условия подобия и даны связи между основными показателями модели и оригинала, выраженные через соответствующие коэффициенты масштаба. Выяснены условия моделирования колебательных характеристик и указаны направления дальнейшего развития этого вопроса.

#### ПЕРЕЧЕНЬ ЛИТЕРАТУРЫ (НЕПОЛНЫЙ)

1. Ахматов М. Г. Исследование способов уменьшения колебаний синхронного двигателя при пульсирующей нагрузке. Диссертация. —
2. Еремеев А. С. Маховой момент агрегата — синхронный электродвигатель и компрессор. „Электричество“, № 21, 1935. —
3. Костенко М. П. Моделирование электромашинного оборудования при изучении устойчивости параллельной работы энергосистем, связанных с дальними линиями передачи. Изв. АН СССР. ОТН, № 12, 1953 —
4. Liwschitz M. M. Positive and Negative Damping in Synchronous Machines. Electr. Eng. May p. 210, 1941. —
5. Лютер Р. А. О моментах вращения синхронной машины при периодических ее качаниях. „Электричество“, № 2, 1940. —
6. Лютер Р. А. Расчет коэффициента демпфирующего момента синхронной машины с учетом влияния сопротивления статорной обмотки. ВЭП, № 5, 1953. —
7. Постников И. М. и Важнов А. И. Электромагнитный момент синхронной машины при малых качаниях. „Электричество“, № 8, 1951. —
8. Рихтер Р. Электрические машины, т. II, Изд. НКТП СССР, 1936. —
9. Урусов И. Д. Анализ тока статора при гармонически пульсирующем моменте синхронной машины. „Электричество“, № 2, 1953. —
10. Урусов И. Д. Анализ колебательного процесса синхронной машины с учетом регулирования возбуждения. Изв. АН СССР, ОТН, № 10, 1956. —
11. Урусов И. Д. Асинхронные характеристики синхронных машин. ВЭП, № 8, 1957. —
12. Урусов И. Д. и Федоров В. Ф. О целесообразности применения искусственного демпфирования в мощных синхронных компрессорных двигателях. Изд. ВИНТИ, 1959. —
13. Урусов И. Д. Об одном критерии устойчивости синхронной машины. „Электричество“, № 12, 1958. —
14. Суханов Л. А. и Урусов И. Д. Исследование движения ротора синхронного явнополюсного генератора при внезапном коротком замыкании. Изв. АН СССР, ОТН, № 4, 1957. —
15. Янко-Триницкий А. А. Электрические переходные процессы в синхронных машинах. „Электричество“, № 8, 1957. —
16. Concordia C. Synchronous Machine Damping and Synchronizing Torques. Transaction of AIEE, vol. 70, p. 731, 1951. —
17. Park P. H. Two Reaction Theory of Synchronous Machines I. Transaction of AIEE, vol. 52, 1933.

По материалам диссертации опубликованы работы автора Л. 9, 10, 11, 12, 13, 14.

Подписано к печати 7/VII 1959 г. М—05490. Бумага 60 × 92<sup>1</sup>/<sub>16</sub>.  
Бум. л. 1. Печ. л. 2 = 2 усл. печ. л. Уч.-изд. л. 1,89. Тираж 175. Зак. 212.

1-я тип. Изд. АН СССР. Ленинград, В—34, В. О., 9 л., д. 12.