

**О ВЛИЯНИИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ НЕСИММЕТРИИ РОТОРА
НА ВЕЛИЧИНУ ТОКА НАГРУЗКИ
ИМПУЛЬСНОГО МАШИННО-ВЕНТИЛЬНОГО ГЕНЕРАТОРА**

Ю. И. РЯБЧИКОВ, Г. А. СИПАЙЛОВ, А. В. ЛООС

(Представлена научным семинаром кафедр электрических машин и аппаратов
и общей электротехники)

Применяемые в настоящее время для получения мощных однополярных импульсов тока регулируемой длительности машинно-вентильные генераторы в большинстве случаев представляют собой трехфазный синхронный генератор, работающий на нагрузку через выпрямитель, собранный по мостовой схеме Ларионова.

В процессе экспериментальных исследований режимов работы генераторов такого типа, а также исследований, проводимых на математической модели, установлено, что на импульс тока генератора в случае активной нагрузки оказывают влияние не только параметры генератора по продольной оси и величина сопротивления нагрузки R_n , но и в значительной мере — параметры генератора по поперечной оси. Иными словами, ток нагрузки импульсного машинно-вентильного генератора зависит от электромагнитной несимметрии ротора, которая для генератора с неявновыраженными полюсами определяется параметрами демпферных контуров по продольной и поперечной осям. В связи с задачами оптимального проектирования, а также проблемами повышения отбора мощности от электромашинных импульсных источников, исследование этого явления вызывает вполне определенный интерес. Ниже с целью получения выражений, отражающих количественную и качественную сторону данного явления, приводятся аналитические исследования, основывающиеся на результатах предыдущих исследований, изложенных в [1]. Как показано в [1], в случае активной нагрузки анализ электромагнитных процессов импульсного машинно-вентильного генератора можно вести по уравнениям синхронного трехфазного генератора, работающего на симметричную эквивалентную нагрузку $R_3 = \frac{2}{3} R_n$.

Записанные во вращающихся осях, жестко связанных с ротором, эти уравнения при известных допущениях имеют вид:

$$\begin{aligned} p \Psi_d &= -\omega \Psi_q - R i_d, \\ p \Psi_q &= \omega \Psi_d - R i_q, \\ p \Psi_f &= u_f - r_f i_f, \\ p \Psi_{Dd} &= -r_{Dd} i_{Dd}, \\ p \Psi_{Dq} &= -r_{Dq} i_{Dq}, \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned}\Psi_d &= L_d i_d + L_{ad} i_f + L_{ad} i_{Dd}, \\ \Psi_f &= L_{ad} i_d + L_f i_f + L_{ad} i_{Dd}, \\ \Psi_{Dd} &= L_{ad} i_d + L_{ad} i_f + L_{Dd} i_{Dd}, \\ \Psi_q &= L_q i_q + L_{aq} i_{Dq}, \\ \Psi_{Dq} &= L_{aq} i_q + L_{Dq} i_{Dq},\end{aligned}$$

где

p — символ дифференцирования; $R = R_s + r$;
 r — активное сопротивление фазы генератора; остальные обозначения являются общепринятыми.

Поскольку точное решение системы (1) в общем виде не представляется возможным, ограничимся отысканием начальных значений всплесков токов, для чего полагаем контуры ротора сверхпроводящими, то есть:

$$r_f = r_{Dd} = r_{Dq} = 0, \quad u_f = 0. \quad (2)$$

Если включению генератора на нагрузку предшествовал режим холостого хода, то системе (1) соответствуют начальные условия:

$$\begin{aligned}\Psi_{d0} &= \Psi_{Dd0} = L_{ad} i_{f0}, \\ \Psi_{f0} &= L_f i_{f0}, \\ \Psi_{q0} &= \Psi_{Dq0} = 0.\end{aligned} \quad (3)$$

С учетом (2) и (3) система (1) может быть сведена к системе двух дифференциальных уравнений:

$$\begin{aligned}L_d'' p i_d + R i_d + \omega L_q'' i_q &= 0, \\ L_q'' p i_q + R i_q - \omega L_d'' i_d &= \omega L_{ad} i_{f0}.\end{aligned} \quad (4)$$

Ее решение:

$$\begin{aligned}i_d &= \frac{p_2 A}{p_1 - p_2} e^{p_1 t} - \frac{p_1 A}{p_1 - p_2} e^{p_2 t} + A, \\ i_q &= \frac{p_2 L_q'' B + \omega L_{ad} i_{f0}}{(p_1 - p_2) L_q''} e^{p_1 t} - \frac{p_1 L_q'' B + \omega L_{ad} i_{f0}}{(p_1 - p_2) L_q''} e^{p_2 t} + B,\end{aligned} \quad (5)$$

где

$$A = -\frac{x_{ad}'' i_{f0} x_q''}{x_d'' x_q'' + R^2}, \quad B = -\frac{R}{x_q''} A, \quad (6)$$

$$p_{1,2} = -\frac{R}{2} \left(\frac{1}{L_d''} + \frac{1}{L_q''} \right) \pm \sqrt{\frac{R^2}{4} \left(\frac{1}{L_d''} - \frac{1}{L_q''} \right)^2 - \omega^2}.$$

При переходе к фазным координатам постоянные составляющие в решении (5) дают начальное значение амплитуды первой гармоники фазного тока:

$$I_{m\phi} = \sqrt{A^2 + B^2} = \frac{x_{ad}'' i_{f0} \sqrt{(x_q'')^2 + R^2}}{x_d'' x_q'' + R^2} = \frac{E_{m0} \sqrt{(x_q'')^2 + R^2}}{x_d'' x_q'' + R^2}. \quad (7)$$

Переменные же составляющие решения (5), в общем случае, дают набор периодических и аperiodических составляющих тока фазы. Исследования показали, что при значениях нагрузки R_n , близких к согласованному, затухание этих составляющих происходит настолько быстро, что на величину всплеска тока нагрузки они не оказывают сколько-нибудь существенного влияния. Это обстоятельство делает возможным, не допуская большой погрешности, пренебречь ими, чем существенно облегчается дальнейший анализ. С учетом сказанного, выражение для определения начального всплеска выпрямленного тока может быть представлено в виде

$$I_n = k_n I_{m\phi},$$

где

k_n — коэффициент, учитывающий пульсации выпрямленного тока.

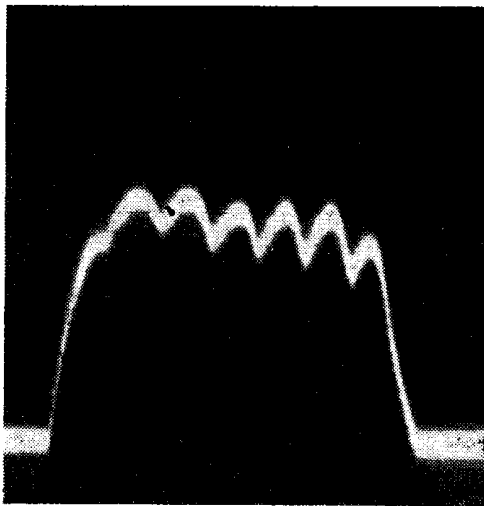


Рис. 1а. Осциллограмма импульса тока нагрузки при симметричном роторе

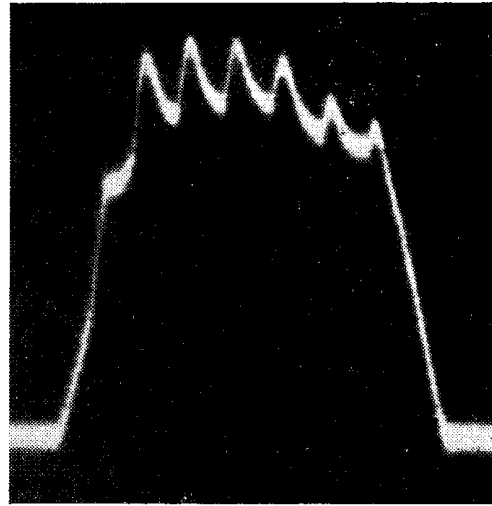


Рис. 1б. Осциллограмма импульса тока нагрузки при разомкнутой демпферной обмотке по поперечной оси

Принимая во внимание (7), окончательно запишем

$$I_n = k_n \frac{E_{m0} V \sqrt{(x_q'')^2 + R^2}}{x_d'' x_q'' + R^2}. \quad (8)$$

Выражение (8) устанавливает зависимость начального всплеска тока в нагрузке от параметров генератора. Нетрудно, например, видеть, что для увеличения тока I_n необходимо при проектировании таких генераторов принимать меры, обеспечивающие минимально-возможное значение сверхпереходного индуктивного сопротивления по продольной оси. Так как непосредственно из (8) установить влияние сверхпереходного индуктивного сопротивления по поперечной оси затруднительно, (8) продифференцируем по параметру x_q'' . Получим

$$\frac{dI_n}{dx_q''} = \frac{k_n E_{m0} R^2 (x_q'' - x_d'')}{(x_d'' x_q'' + R^2)^2 V \sqrt{(x_q'')^2 + R^2}}. \quad (9)$$

Приравняв (9) к нулю, найдем, что точка $x_q'' = x_d''$, для тока I_n , как функции параметра x_q'' , является критической. Поскольку при переходе данной точки в положительном направлении производная меняет знак с минуса на плюс, этой точке соответствует минимум, определяемый выражением:

$$I_n = k_n \frac{E_{m0}}{\sqrt{(x_d'')^2 + R^2}}. \quad (10)$$

Исходя из этого, можно заключить, что введением электромагнитной несимметрии ротора ($x_q'' \neq x_d''$) может быть достигнуто некоторое увеличение начального всплеска тока нагрузки, определяемого по (8). Практически это может быть осуществлено увеличением индуктивного сопротивления рассеяния демпферной обмотки по поперечной оси или же ее размыканием (случай предельной несимметрии ротора с неявно выраженными полюсами). Последнее иллюстрируется экспериментальными осциллограммами импульса тока нагрузки, представленными на рис. 1а и рис. 1б. Осциллограммы выполнены в одинаковых масштабах; напряжение холостого хода, величина активной нагрузки, параметры генератора по продольной оси постоянны. Скорость вращения генератора соответствует частоте напряжения 50 гц, магнитная цепь не насыщена. Уменьшение тока нагрузки за время импульса по сравнению с его первоначальным всплеском объясняется постепенным проникновением поля реакции якоря в контуры ротора, вследствие неравенства нулю их активных сопротивлений.

Отмеченный эффект увеличения тока при несимметрии ротора может быть использован с целью улучшения коэффициента использования импульсного машинно-вентильного генератора при работе на активную нагрузку. Так, дополнительные исследования, проводимые на основе выведенных выше соотношений, дают основания считать, что энергия импульса может быть увеличена в 1,5÷2 раза по сравнению с энергией, получаемой от генератора с симметричным ротором.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. В. Лоос, Ю. И. Рябчиков, Г. А. Сипайлов. Исследование переходных процессов вентильного импульсного генератора. Известия ТПИ, т. 265, 1973.
2. А. В. Лоос, Ю. И. Рябчиков. Математическое моделирование синхронного генератора при выпрямительной нагрузке. Известия ТПИ, т. 242, 1972.