

ВЫПРЯМИТЕЛЬНО-РЕАКТОРНЫЕ КОМПЕНСАТОРЫ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ АВТОНОМНЫХ ИНВЕРТОРОВ ТОКА

С. А. Нестеров

Мордовский государственный университет им. Н. П. Огарева,

E-mail: nesterov@mrsu.ru

Аннотация. В статье рассматриваются выпрямительно-реакторные компенсаторы (ВРК) статических источников реактивной мощности для автономных инверторов тока (АИТ), выполненные по различным схемам. Проведено сравнение различных ВРК по массогабаритным и энергетическим показателям. Показаны пути повышения КПД АИТ при частичной нагрузке за счет комбинированного ступенчато-плавного регулирования ВРК.

Ключевые понятия: автономный инвертор тока, источник реактивной мощности, выпрямительно-реакторный компенсатор

В настоящее время одним из наиболее значимых вопросов повышения эффективности электроэнергетических систем (ЭЭС) является обеспечение стабилизации напряжения питающих сетей переменного тока за счет компенсации реактивной мощности потребителей. Большинство промышленных потребителей, например, асинхронные двигатели, индукционные печи и т. п., представляют для питающих сетей ЭЭС изменяющуюся в широких пределах активно-индуктивную нагрузку.

Из устройств стабилизации напряжения питающих сетей ЭЭС наибольшее применение находят регулируемые статические источники реактивной мощности, в которых компенсация реактивной мощности осуществляется с помощью различных схем регуляторов индуктивного тока¹.

Принцип действия компенсаторов реактивной мощности с регуляторами индуктивного тока (РИТ) состоит в поддержании на постоянном уровне потребления реактивной мощности из питающих сетей ЭЭС. Регулируемый источник реактивной мощности (ИРМ) состоит из параллельно соединенных конденсаторной батареи КБ и регулирующего устройства РИТ, плавно изменяющего потребляемый из питающей сети индуктивный ток (см. рис.1). Индуктивная нагрузка потребляет из сети реактивную мощность, которая может изменяться в широких пределах от $Q_{н\text{ макс}}$ до $Q_{н\text{ мин}}$. Батарея конденсаторов выбирается из условия обеспечения компенсации максимальной реактивной мощности нагрузки ($Q_{н\text{ макс}} = Q_C$). Регулятор индуктивного тока должен поддерживать на постоянном уровне реактивную мощность, потребляемую из сети, т.е. $Q_{н} + Q_L = Q_C = \text{const}$.

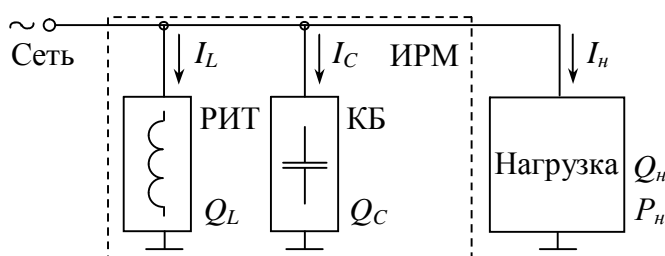


Рис.1

Регулятор индуктивного тока должен поддерживать на постоянном уровне реактивную мощность, потребляемую из сети, т.е. $Q_{н} + Q_L = Q_C = \text{const}$.

Компенсация реактивной мощности может обеспечиваться как с помощью тиристорно-реакторных компенсаторов (ТРК), так и с помощью выпрямительно-реакторных компенсаторов (ВРК). Максимальная реактивная мощность

ТРК и ВРК потребляется при наименьшем угле регулирования $\alpha_{\text{мин}}$ тиристоров выбранной схемы регулятора (отсчет угла α производится от максимума синусоиды напряжения сети). Для снижения установленной мощности компенсирующих реакторов ТРК и ВРК, а значит и массы их активных материалов,

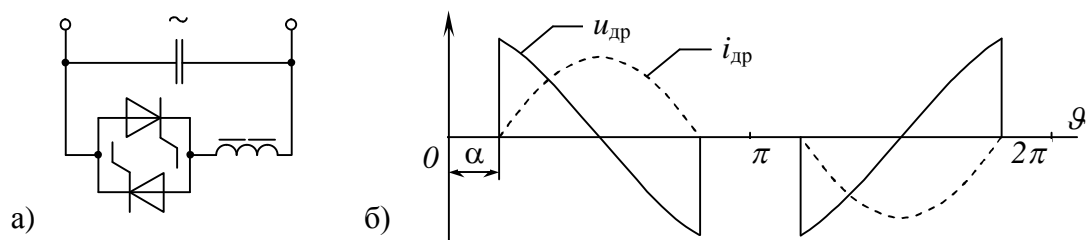


Рис. 2

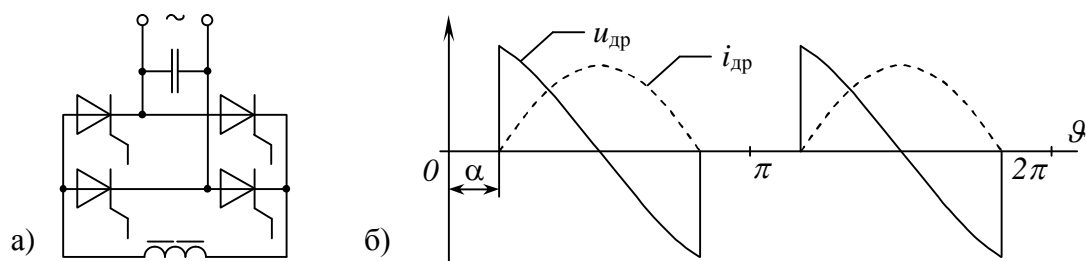


Рис. 3

обычно выбирают $\alpha_{\text{мин}} > 0$, что ведет к снижению массогабаритных показателей реакторов. На основании анализа влияния $\alpha_{\text{мин}}$ на энергетические и массогабаритные показатели рекомендуется выбирать $\alpha_{\text{мин}}$ в пределах $40...50 \text{ эл. град}^2$. На рис.2а и 3а показаны соответственно однофазные схемы ТРК и ВРК, а на рис.2б и 3б — временные диаграммы напряжений и токов компенсирующих реакторов. Обе эти схемы обеспечивают полный диапазон изменения угла α от 0 до 90 эл. град. , что дает возможность выбора $\alpha_{\text{мин}}$ из рекомендованного диапазона. Как видно из рис.2б и 3б, в зависимости от включения реактора в схему ТРК или ВРК ток реактора может быть либо переменным, либо пульсирующим, т.е. содержащим постоянную составляющую.

Практика показала, что в промышленных регулируемых статических ИРМ значительное влияние на их энергетические и массогабаритные показатели оказывают компенсирующие реакторы РИТ. Повышенные массогабаритные показатели реакторов обусловлены значительной величиной электромагнитной энергии, запасаемой в реакторе в режиме холостого хода нагрузки. Их снижение можно обеспечить уменьшением запасаемой энергии посредством выбора оптимального значения угла $\alpha_{\text{мин}}$.

Другой эффективной мерой снижения массогабаритных показателей компенсирующих реакторов является снижение мощности потерь в них за счет улучшения гармонического состава тока реакторов. Проведено исследование эффективности преобразования схемы ТРК (рис.2) в схему ВРК (рис.3). В результате такого преобразования ток через реактор будет протекать только в одном направлении. В составе тока реактора появляется постоянная составляющая и гармоники с четными номерами. Исследование проводилось с целью определения, является ли такое преобразование эквивалентным с точки зрения

потерь в магнитопроводе реактора. Амплитуда постоянной составляющей тока ВРК определяется выражением (4):

$$I_0 = \frac{I_m}{\pi} [2\cos\alpha - (\pi - 2\alpha)\sin\alpha] \quad (1)$$

а амплитуда гармоники с номером k равна:

$$I_{km} = \frac{4I_m}{\pi} \left[\frac{\cos(k+1)\alpha}{2(k+1)} - \frac{\cos(k-1)\alpha}{2(k-1)} + \frac{\sin\alpha \cdot \sin k\alpha}{k} \right]. \quad (2)$$

На рис.4 приведены относительные величины постоянной составляющей I_0^* и гармоник I_{km}^* тока компенсирующего реактора ВРК (рис.3) в функции угла α . Поскольку в однофазной мостовой схеме вторая гармоника является преобладающей, эквивалентное действующее значение тока реактора можно принять равным²:

$$I_{\text{эКВ}} = I_2 \sqrt{2(I_0/I_{2m})^2 + 1}. \quad (3)$$

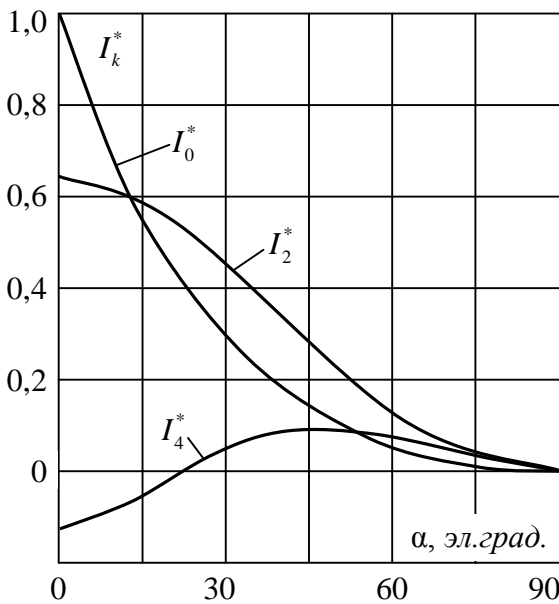


Рис. 4

Считая, что величина индукции, создаваемой k -й гармоникой тока в магнитопроводе реактора, пропорциональна амплитуде этой гармоники (магнитная характеристика реактора спрямлена из-за наличия немагнитного зазора), можно записать:

$$B_{2m} = \frac{B_{1m}}{\sqrt{2(I_0/I_{2m})^2 + 1}} \quad (4)$$

С учетом (4) можно определить величину удельных потерь в стали от второй гармоники тока по отношению к потерям, создаваемым синусоидальным током частоты питающей сети. Исходя из рекомендаций ряда авторов, запишем^{3,4,5}:

$$\gamma_k = \gamma_1 K_{\Pi} \left(\frac{B_{km}}{B_{1m}} \right)^2 \cdot \left(\frac{f_k}{f_1} \right)^m, \quad (5)$$

где K_{Π} — коэффициент увеличения удельных потерь при наличии постоянного подмагничивания⁴, а m — степенной коэффициент увеличения удельных потерь при возрастании частоты⁵. Отсюда для рассмотренного случая:

$$\gamma_2 = \gamma_1 \frac{K_{\Pi} 2^m}{2(I_0/I_{2m})^2 + 1}. \quad (6)$$

Аналогичным способом можно определить величину удельных потерь от третьей гармоники тока в реакторе ТРК (рис.1):

$$\gamma_3 = \gamma_1 \frac{3^m}{(I_{1m}/I_{3m})^2 + 1}. \quad (7)$$

По формулам (6) и (7) проведены расчеты мощности потерь в магнитопроводе реактора при протекании через него однополярных и разнополярных импульсов тока (рис.3б, 2б). Рассматривая гармонический состав тока через реактор ВРК (рис.4), можно сделать вывод, что при $\alpha = 0...15$ эл. град. отношение $I_0/I_{2m} \geq 1$ и $\gamma_2 \leq \gamma_1$, т.е. мощность потерь в стали магнитопровода при протекании однополярных импульсов тока (рис.3б) может быть меньше, чем при протекании синусоидального тока ($\Delta P_2 < \Delta P_1$). При $\alpha = 15...45$ эл. град. отношение $I_0/I_{2m} = 0,6...1,0$, соответственно $\Delta P_2 = (1,0...1,7)\Delta P_1$, т.е. мощность потерь увеличивается по отношению к синусоидальному режиму.

При протекании через реактор ТРК (рис.2) импульсов тока разной полярности необходимо учитывать потери как от первой, так и от третьей гармоники тока, относительная величина которой возрастает с увеличением угла α . На рис.5 представлены графики зависимостей относительных величин гармоник тока реактора ТРК в функции угла α . Как видно из рис.5, при $\alpha = 0...45$ эл. град.

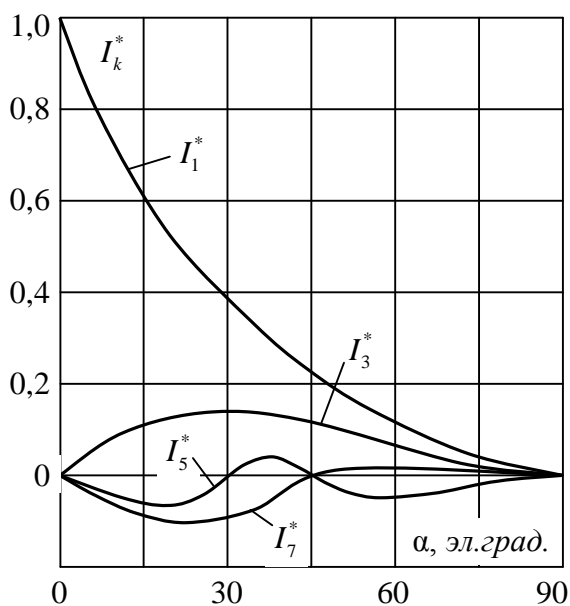


Рис. 5

при этом $\Delta P_3 = (0...1,3)\Delta P_1$, при этом $\Delta P_\Sigma = \Delta P_1 + \Delta P_3 = (1,0...2,3)\Delta P_1$. Расчеты мощности потерь ΔP_2 и ΔP_Σ при одинаковых углах α показывают, что в диапазоне $\alpha = 0...45$ эл. град. $\Delta P_\Sigma > \Delta P_2$.

Таким образом, замена схемы ТРК (рис.2) схемой ВРК (рис.3), являющаяся эквивалентной с точки зрения регулирования реактивной мощности, не является эквивалентной по потерям и тепловому режиму реактора.

С целью проведения экспериментальной проверки расчетных соотношений был испытан реактор стержневой конструкции, которая, как указано в [3], наиболее рациональна для линейных компенсирующих реакторов. Испытания проводились в составе ИРМ с естественным охлаждением при питании от регулируемой по напряжению сети переменного тока частотой 400 Гц. Один и тот же реактор индуктивностью 200 мкГн с магнитопроводом из стали 3407 с толщиной листа 0,3 мм испытывался в схемах ТРК (рис.2), ВРК (рис.3) и при непосредственном питании от синусоидального напряжения частотой 400 Гц. При этом контролировалась температура стали при протекании тока через реактор, действующее значение которого поддерживалось неизменным ($I_L = 250$ А) во всех схемах при изменении угла α от 8 до 45 эл. град. На рис.6 приведены кривые установившихся значений температуры магнитопровода в функции угла α . Из рис.6 видно, что для ТРК (кривая 1) при $\alpha = 8$ эл. град. температура $t = 106^\circ\text{C}$, при $\alpha = 40$ эл. град. $t = 143^\circ\text{C}$, а для ВРК (кривая 2) при $\alpha = 8$ эл. град. $t = 90^\circ\text{C}$, при $\alpha = 40$ эл. град. $t = 122^\circ\text{C}$. При питании синусоидальным током температура стали составила 92°C .

Испытания проводились в составе ИРМ с естественным охлаждением при питании от регулируемой по напряжению сети переменного тока частотой 400 Гц. Один и тот же реактор индуктивностью 200 мкГн с магнитопроводом из стали 3407 с толщиной листа 0,3 мм испытывался в схемах ТРК (рис.2), ВРК (рис.3) и при непосредственном питании от синусоидального напряжения частотой 400 Гц. При этом контролировалась температура стали при протекании тока через реактор, действующее значение которого поддерживалось неизменным ($I_L = 250$ А) во всех схемах при изменении угла α от 8 до 45 эл. град. На рис.6 приведены кривые установившихся значений температуры магнитопровода в функции угла α . Из рис.6 видно, что для ТРК (кривая 1) при $\alpha = 8$ эл. град. температура $t = 106^\circ\text{C}$, при $\alpha = 40$ эл. град. $t = 143^\circ\text{C}$, а для ВРК (кривая 2) при $\alpha = 8$ эл. град. $t = 90^\circ\text{C}$, при $\alpha = 40$ эл. град. $t = 122^\circ\text{C}$. При питании синусоидальным током температура стали составила 92°C .

Относительное изменение потерь в магнитопроводе по сравнению с режимом синусоидального тока реактора, можно определить для каждого режима, ТРК и ВРК, исходя из графиков на рис.6, и на основании существующих рекомендаций⁷, по следующему выражению:

$$\Delta T = 0,36 \left(\frac{\Delta P}{S} \right)^{0,8}, \quad (8)$$

где ΔT и ΔP — температура перегрева магнитопровода и потери в нем, а S — поверхность охлаждения.

Для испытуемого реактора при естественном воздушном охлаждении на основании (8) можно записать:

$$\frac{\Delta P_{и}}{\Delta P_{с}} = \left(\frac{\Delta T_{и}}{\Delta T_{с}} \right)^{1,25}, \quad (9)$$

где $\Delta P_{и}$ и $\Delta P_{с}$ — мощности потерь в магнитопроводе в испытательном режиме и при синусоидальном токе, а $\Delta T_{и}$ и $\Delta T_{с}$ — температуры перегрева магнитопровода в указанных режимах.

Решая (9) для температур перегрева (рис.6), получаем, что мощность потерь в стали в режиме разнополярных импульсов тока через реактор, например, при $\alpha = 40$ эл. град., увеличивается по отношению к режиму синусоидального тока в 2,1 раза, а в режиме однополярных импульсов — в 1,7 раза, что подтверждает сделанные ранее выводы и соответствует расчетному соотношению потерь мощности по (6) и (7) при $\alpha = 40$ эл. град. На рис.7 приведены зависимости $\Delta P_{и}/\Delta P_{с} = f(\alpha)$ для ТРК (кривая 1) и ВРК (кривая 2).

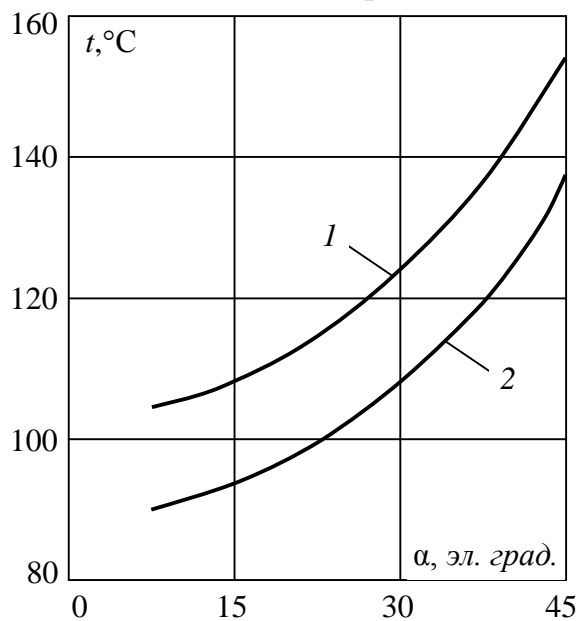


Рис. 6

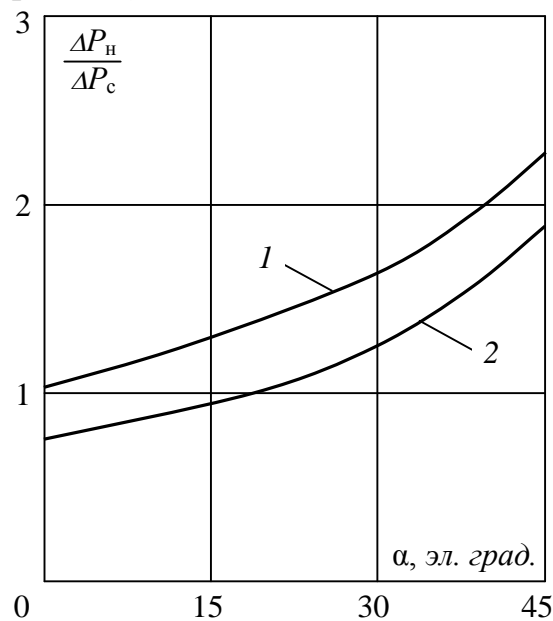


Рис. 7

Сравнение однофазных и трехфазных схем ТРК и ВРК, проведенное в [4], показало идентичность подхода при выборе индуктивности компенсирующего реактора в обеих схемах компенсаторов.

ИРМ с регуляторами индуктивного тока находят наибольшее применение в трехфазных сетях как промышленных, так и автономных судовых и транспортных ЭЭС. Существуют различные варианты схем включения компенси-

рующих реакторов в трехфазных ВРК, однако, исходя из существующих рекомендаций^{2,6}, рассматриваются только те схемы, где режим непрерывного тока через реактор исключается при $\alpha > 30$ эл. град. (т.е. имеется возможность выбора $\alpha_{\text{мин}}$ из диапазона 40...50 эл. град.). Такому условию соответствует схема двухреакторного ВРК, показанная на рис.8а. На рис.8б показаны диаграммы напряжения и тока одного из компенсирующих реакторов.

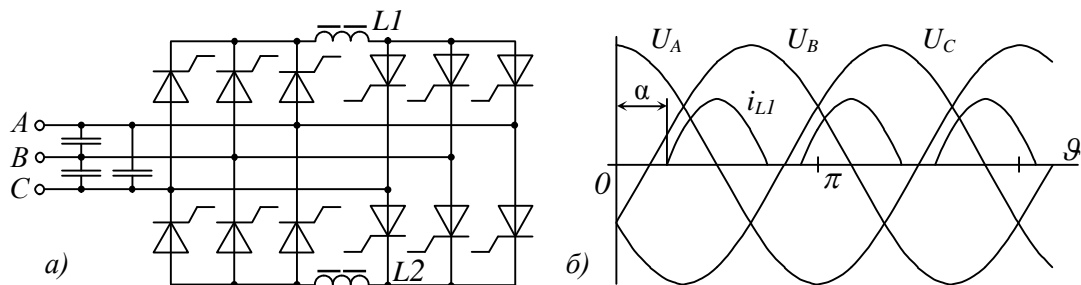


Рис.8

Такая схема ВРК нашла применение, в частности, в составе ИРМ стабилизированных инверторов тока, обеспечивающих питание резервных сетей трехфазного переменного тока в судовых автономных ЭЭС от аккумуляторных батарей и автономных транспортных ЭЭС, где стабилизированный инвертор тока используется в качестве промежуточного звена повышенной частоты.

Применение двухреакторного ВРК взамен трехреакторного ТРК позволяет снизить массогабаритные показатели на 15...20%². При этом увеличение числа тиристорных компенсирующих реакторов компенсируется как уменьшением числа реакторов, так и снижением массогабаритных показателей каждого реактора за счет улучшения гармонического состава тока, протекающего через него.

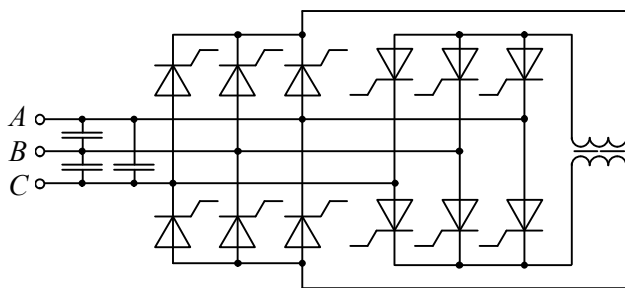


Рис.9

Дальнейшее улучшение массогабаритных показателей ИРМ с ВРК возможно за счет использования однореакторных схем ВРК вместо двухреакторных при неизменной структуре вентильной части. Наиболее перспективными из них являются однореакторные ВРК с двухобмоточным (рис.9) и многообмоточным (рис.10) реакторами. Проведенные исследования этих ВРК в составе трехфазного ИРМ мощностью 100 кВА для питающей сети 380 В 50 Гц при работе на активно-индуктивную нагрузку показали, что в обеих схемах обеспечивались заданные динамические характеристики и минимальное влияние на питающую сеть. При этом масса ВРК с многообмоточным реактором составила около 70% от массы двухобмоточного при одинаковой массе тиристорных блоков в обеих схемах⁸.

Анализ энергетических показателей АИТ, в частности, КПД, необходимо проводить как при номинальной, так и при частичной нагрузке. Допустим, что при номинальной нагрузке ток через ТРК не протекает, тогда силовая схема инвертора соответствует рис.3. Расчеты и испытания показывают, что при этом 90...95% мощности потерь выделяется в тиристорах инверторного моста и коммутирующих конденсаторах. Следовательно, при сделанном допущении задача

повышения к.п.д. АИТ при номинальной нагрузке сводится к снижению потерь в тиристорах и конденсаторах, что связано, главным образом, с улучшением удельных показателей при их разработке.

При частичной нагрузке АИТ происходит перераспределение мощности потерь между инверторным мостом и ИРМ (реакторы и тиристоры ТРК) таким образом, что суммарная величина потерь может оставаться на уровне номинальных или даже возрастать. Это приводит к существенному снижению к.п.д. стабилизированных АИТ при частичной нагрузке.

Из сказанного следует, что кпд АИТ при частичной нагрузке в значительной степени определяется потерями в регулируемом ИРМ, включенном на выходе инверторного моста. Показано, что наибольшее влияние на к.п.д. оказывают потери в компенсирующих реакторах⁹.

Одним из наиболее эффективных методов повышения к.п.д. стабилизированных АИТ при частичной нагрузке является комбинированное управление, при кото-

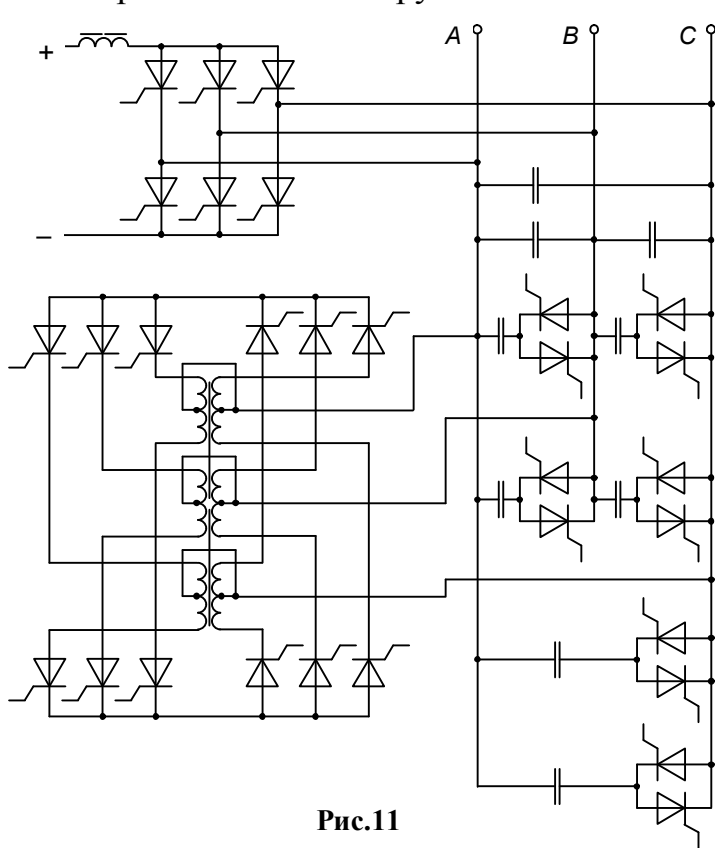


Рис.11

ром емкость коммутирующих конденсаторов ступенчато изменяется в функции нагрузки, а в пределах каждой ступени реактивная мощность регулируется с помощью ВРК. Показаны основные особенности использования компенсаторов со ступенчатым регулированием емкости конденсаторной батареи с помощью диодно-тиристорных и тиристорных ключей¹⁰. Описана система управления ключами, которая обеспечивает практически безынерционное подключение каждой ступени батареи к основной неотключаемой ступени (на компенсацию которой и рассчитана максимальная реактивная мощность компенсирующего реактора)¹¹.

На рис.11 приведена схема АИТ с многообмоточным однореакторным ВРК и двумя ступенями подключения конденсаторов $C_{к3}$, $C_{к3}$ к основной неотключаемой ступени $C_{к1}$. В общем случае число ступеней выбирается так, чтобы снижение массогабаритных показателей реактора было значительнее роста массогабаритных показателей дополнительно включаемых в схему тиристорных ключей.

Исходя из изложенного выше, можно сделать следующие выводы:

1. Выпрямительно-реакторные компенсаторы обеспечивают возможность выбора минимального угла регулирования $\alpha_{мин}$ из рационального диапазона 40...50 эл. град., что позволяет оптимизировать массогабаритные показатели компенсирующих реакторов.

2. Поскольку через реактор ВРК протекает постоянный пульсирующий ток, его обмотки могут размещаться на общем магнитопроводе.

3. Использование однореакторных ВРК обеспечивает дальнейшее улучшение массогабаритных и энергетических показателей ИРМ.

4. Применение ступенчато-плавного регулирования реактивной мощности позволяет повысить КПД стабилизированных АИТ на холостом ходу и при частичной нагрузке с одновременным уменьшением их массогабаритных показателей.

Список использованной литературы

¹Веников В. А., Жуков Л. А., Карташов И. И. Статические источники реактивной мощности в электрических сетях. — М., Энергия, 1975. — 128 с.

²Краилин В. Ф., Нестеров С. А. Зависимость технико-экономических показателей компенсирующих реакторов от выбора тиристорной схемы компенсаторов реактивной мощности / Методы и средства управлен. технологич. процессами. Саранск, Морд. у-нт, 1999. С. 153–158.

³Краилин В. Ф., Нестеров С. А. Выбор параметров выпрямительно-реакторного компенсатора для стабилизированных автономных инверторов тока / Актуальные проблемы электроэнергетики, Н. Новгород, НГТУ, 2002. С. 63–64.

⁴Карасев В. В., Семенов С. Б. Потери в электротехнической стали при наличии постоянной и переменной составляющих магнитного поля // Электротехника, 1975. № 4. С. 28–31.

⁵Дружинин В. В., Векслер А. З., Куренных Л. К. Зависимость потерь на перемагничивание в горячекатаной электротехнической стали от частоты переменного тока и амплитуды индукции // Электричество, 1974. № 7. С. 84–86.

⁶Бородай П. И., Карасев В. В., Кубарев Л. П. Зависимость технико-экономических показателей компенсирующего реактора от выбора минимального угла отпирания тиристорных / Электротехнич. пром-сть. Серия «Преобразовательная техника», 1975. Вып. 2. С. 18–20.

⁷Лейтис Л. В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. М., Энергия, 1981. — 392 с.

⁸Краилин В. Ф., Нестеров С. А. Компенсатор реактивной мощности трехфазной сети с тиристорным регулятором индуктивного тока на основе многообмоточного реактора / Актуальные проблемы электроэнергетики, Нижний Новгород: НГТУ, 2003, с. 69–72.

⁹Худяков В. В., Чванов В. А. Управляемый статический источник реактивной мощности // Электричество, 1969. № 9. С. 29–35.

¹⁰Супронович Г. Улучшение коэффициента мощности преобразовательных установок / Пер. с польск. — М., Энергоатомиздат, 1985. — 136 с.

¹¹Краилин В. Ф., Подобедов Е. Г. Способ управления тиристорным коммутатором конденсаторной батареи / А.с. № 1339828. Б.и. 1987. № 35. С. 245.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

Нестеров Сергей Александрович, кандидат технических наук,
доцент, работает на кафедре промышленной электроники
Мордовского государственного университета
имени Н. П. Огарева в должности доцента.
Контактный телефон (8342)29-06-05.
Адрес электронной почты: nesterov@mrsu.ru