

# ЭНЕРГЕТИКА МЕТАЛЛУРГИИ, ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ

УДК 621.365.22 + 621.311.16

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-3-74-94>

## РАЗРАБОТКА УСОВЕРШЕНСТВОВАННОЙ МЕТОДИКИ ВЫБОРА МОЩНОСТИ СТАТИЧЕСКОГО ТИРИСТОРНОГО КОМПЕНСАТОРА ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ

Николаев А.А.

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

### Аннотация

**Актуальность работы.** Статические тиристорные компенсаторы являются важным элементом систем электро-снабжения мощных электросталеплавильных комплексов металлургических предприятий, построенных на базе дуговых сталеплавильных печей и установок ковш-печь. При их использовании достигается номинальная производительность электросталеплавильных агрегатов за счет поддержания напряжения на первичной стороне печных трансформаторов, а также обеспечивается поддержание заданных показателей качества электроэнергии в точке общего присоединения комплекса и других электроприемников. На сегодняшний день в российской и зарубежной научной литературе не описаны методики выбора мощности элементов статического тиристорного компенсатора, которые бы учитывали характер несимметричных режимов работы дуговых сталеплавильных печей различного класса. Существующие методики, используемые основными производителями компенсирующих устройств для дуговых сталеплавильных печей, в ряде случаев выдают завышенное значение номинальной мощности фильтро-компенсирующей цепи и тиристорно-реакторной группы, что приводит к повышению стоимости установки и увеличению затрат на эксплуатацию компенсаторов из-за повышенных потерь активной мощности в элементах компенсатора. В связи с этим актуальной задачей является разработка нового подхода к выбору мощности статического тиристорного компенсатора, основанного на анализе характера изменения симметричных составляющих токов дуговой сталеплавильной печи на различных стадиях плавки. **Цель работы** – разработка усовершенствованной методики выбора мощности элементов статического тиристорного компенсатора дуговой сталеплавильной печи с использованием экспериментальных данных об изменении симметричных составляющих токов, обеспечивающей точный расчет параметров компенсатора без завышения установленной мощности компенсирующего устройства. **Используемые методы:** в качестве основной исходной информации при выполнении теоретических исследований были использованы массивы мгновенных значений токов и напряжений электросталеплавильных агрегатов различной мощности и класса; обработка данных осуществлялась в математическом пакете Matlab с приложением Simulink, где с помощью метода симметричных составляющих осуществлялся анализ действительных и мнимых частей токов прямой и обратной последовательностей дуговых сталеплавильных печей; для определения значимых диапазонов изменения электрических параметров исследуемых электросталеплавильных агрегатов были использованы методы теории вероятности и математической статистики. **Новизна:** результаты исследования являются новыми, т.к. впервые был проведен комплексный анализ несимметричных режимов дуговых сталеплавильных печей различного класса, на основании которого разработана новая усовершенствованная методика выбора мощности компенсирующего устройства, обеспечивающая более точный расчет параметров компенсатора по сравнению с существующими методиками. **Полученные результаты:** установлены закономерности изменения симметричных составляющих токов дуговых сталеплавильных печей; показано влияние несимметричных режимов на требуемые значения реактивных проводимостей и суммарной мощности компенсатора дуговой печи; получены статистические данные о распределении симметричных составляющих токов дуговых сталеплавильных печей различного класса и мощности; разработана новая методика выбора мощности статического тиристорного компенсатора дуговой сталеплавильной печи. **Практическая значимость.** Полученные результаты исследований имеют большую теоретическую значимость для электротехники дуговых сталеплавильных печей и могут найти практическое применение при расчете параметров статических тиристорных компенсаторов, функционирующих в системах электроснабжения электросталеплавильных комплексов.

**Ключевые слова:** дуговая сталеплавильная печь, установка ковш-печь, статический тиристорный компенсатор, компенсация реактивной мощности, качество электроэнергии, несимметричные режимы горения дуг, фильтрация высших гармоник, выбор мощности компенсирующего устройства.

© Николаев А.А., 2017

## Введение

В настоящее время в России и во всем мире электросталеплавильное производство развивается быстрыми темпами. Практически все крупные металлургические предприятия имеют в своем составе электросталеплавильные комплексы, включающие в себя дуговые сталеплавильные печи (ДСП) и установки ковш-печь (УКП) для внепечной обработки стали. Подавляющее большинство новых металлургических мини-заводов, строящихся в России и за рубежом с производительностью 0,5–2,5 млн т стали в год, имеют электросталеплавильные цеха с электродуговыми установками различной мощности: от самых малых 1,5–10 т с мощностью печного трансформатора 2–10 МВА до мощных и сверхмощных 120–250-тонных ДСП с трансформаторами 80–300 МВА [1–2].

В случае применения мощных электросталеплавильных комплексов важным условием обеспечения оптимальных электрических характеристик дуговой печи является использование в системе электроснабжения (СЭС) статического компенсатора реактивной мощности (СКРМ), который обеспечивал бы сохранение уровня напряжения на высокой стороне печного трансформатора на всех стадиях плавки в ДСП и поддерживал бы заданные показатели качества электроэнергии (ПКЭ) в точке общего присоединения.

В настоящее время основным типом СКРМ для электродуговых печей являются статические тиристорные компенсаторы (СТК), состоящие из регулируемого источника индуктивного тока – тиристорно-реакторной группы (ТРГ), а также нерегулируемого источника емкостного тока – фильтрокомпенсирующей цепи (ФКЦ) в составе фильтров высших гармоник. Также необходимо отметить, что с начала 2000-х годов производители компенсирующих устройств начали внедрять в промышленную эксплуатацию новое поколение статических компенсаторов СТАТКОМ, построенных на базе управляемых источников напряжения [1–8]. Однако данные типы преобразователей не получили широкого применения в системах электроснабжения электросталеплавильных комплексов. По данным компании АВВ, за последние 20 лет с момента первого применения компенсатора СТАТКОМ в промышленности только 13% от общего количества СКРМ были выполнены по данной схеме [2]. Это обуслов-

лено более высокой стоимостью по сравнению с традиционным СТК и отсутствием целесообразности применения данных типов компенсаторов в системах электроснабжения мощных электросталеплавильных комплексов, где для питания ДСП и УКП применяются отдельные подстанции глубокого ввода. В данном случае СТК являются наиболее предпочтительным техническим решением, поскольку они обладают достаточным быстродействием и выполняют все необходимые функции по компенсации реактивной мощности комплекса, поддержанию заданной производительности агрегатов и обеспечению нормативных ПКЭ в точке общего присоединения электроприемников.

Несмотря на почти 40-летнюю историю применения СТК в промышленности, остается нерешенным ряд вопросов, связанных с выбором мощности и расчетом параметров СТК для электродуговых печей и выбором оптимальных алгоритмов управления компенсатором. Появление дуговых печей сверхвысокой мощности (150–300 МВА), а также ДСП с новыми технологиями ведения плавки (шахтные печи, печи с технологией непрерывной подачи лома в жидкую ванну (технология Consteel), применение альтернативных источников энергии, вспененного шлака, использование жидкого чугуна и т.д.) потребовало пересмотра основных положений в методиках выбора параметров СТК.

Необходимо отметить, что на сегодняшний день отсутствуют точные методики выбора установленной мощности СТК на стадии проектирования систем электроснабжения ДСП. Данная задача затруднена отсутствием достоверной информацией об электрических режимах работы будущей ДСП, которые зависят как от технологических особенностей (качество металлолома, шихтовка плавки и т.д.), так и от настроек и режимов работы системы автоматического управления положением электродов. Ситуация усугубляется тем, что характер изменения токов, активной и реактивной мощности ДСП является случайным и не поддается точному прогнозированию и математическому описанию в виде функциональных зависимостей. Сильные несимметричные режимы, возникающие в процессе работы ДСП на начальной стадии плавки из-за постоянного изменения длин дуг также сложно оценить без проведения экспериментальных исследований уже на функционирующем

оборудовании. Анализ установленной мощности для большого количества СТК, функционирующих на металлургических предприятиях России и зарубежья, показал, что наблюдается общая тенденция, при которой мощность СТК на 10–60% превышает мощность печного трансформатора [1–2].

Существующие методики расчета параметров СТК [9–15] из-за недостатка исходной информации используют упрощенные подходы к определению мощности ТРГ и ФКЦ. Например, в одних методиках используются различные эмпирические характеристики, связывающие коэффициент подавления фликера с воздействием системы управления и установленной мощностью ТРГ, в других – анализируются примерные графики электрических нагрузок по активной и реактивной мощности ( $P_{ДСП}(t)$  и  $Q_{ДСП}(t)$ ), предоставленные фирмой-изготовителем ДСП, и определяется максимальная величина реактивной мощности  $Q_{ДСП, \max}$ , в третьих – на основе параметров питающей сети (мощности короткого замыкания в точке подключения ДСП  $S_{КЗ}$ ), известных электрических параметров ДСП (мощность трансформатора  $S_{НОМ}$ , кратность тока короткого замыкания  $I_{КЗ}/I_{НОМ}$ , дисперсии токов дуг на стадии расплавления  $D(I_{ДСП})$ ) рассчитывается установленная мощность компенсирующего устройства  $Q_{СТК}$ . Все они могут дать лишь приближенную оценку необходимой мощности компенсирующего устройства, поскольку не учитывают эксплуатационные несимметричные режимы на разных стадиях плавки, которые оказывают существенное влияние на режимы функционирования СТК. В результате чего мощность компенсатора на стадии проектирования системы электроснабжения ДСП может оказаться завышенной, что приводит к удорожанию установки и повышению затрат на эксплуатацию из-за завышенных потерь активной мощности в элементах СТК.

Исходя из вышесказанного, актуальной задачей является разработка нового подхода к выбору мощности статического тиристорного компенсатора, основанного на анализе характера изменения симметричных составляющих токов дуговой сталеплавильной печи на различных стадиях плавки с учетом особенностей различных технологий плавления металлошихты, таких как: 1) ДСП с традиционной технологией бадьевого загрузки лома при отведенном своде; 2) ДСП шахтного типа с пред-

варительным подогревом шихты на пальцах (шахтные печи); 3) ДСП с конвейерной подачей металлошихты в жидкую ванну.

# 1. Исследование влияния несимметрии токов ДСП на режимы работы СТК

Для оценки влияния несимметричных режимов работы ДСП на номинальную мощность СТК необходимо провести углубленный анализ принципов функционирования компенсатора при совместной работе с несимметричной активно-индуктивной нагрузкой.

На рис. 1 приведена схема замещения комплекса «ДСП-СТК», в которой нагрузка ДСП упрощенно представлена в виде комплексных проводимостей  $Y_{ДСПАВ}$ ,  $Y_{ДСПВС}$  и  $Y_{ДСПСА}$ , соединенных в треугольник. Активные и реактивные проводимости  $G_{ДСПАВ, ВС, СА}$  и  $-jB_{ДСПАВ, ВС, СА}$  по определению не равны друг другу и определяются несимметричным режимом горения дуг в ДСП. Статический тиристорный компенсатор на схеме замещения представлен в виде эквивалентного треугольника реактивных проводимостей  $\pm jB_{СТКАВ}$ ,  $\pm jB_{СТКВС}$  и  $\pm jB_{СТКСА}$  емкостно-индуктивного характера. Диапазон изменения данных проводимостей зависит от параметров ФКЦ и ТРГ, а именно от соотношения параметров  $B_{ФКЦД}$  и  $B_{ТРГ \max}$ . Максимальное значение реактивной проводимости фазы СТК емкостного характера определяется постоянной величиной  $B_{ФКЦД}$ , при этом наибольшая величина проводимости СТК индуктивного характера находится как разность  $B_{ФКЦД}$  и  $B_{ТРГ \max}$ :

$$\begin{aligned} +jB_{СТК \max} &= jB_{ФКЦД}; \\ -jB_{СТК \max} &= jB_{ФКЦД} - jB_{СТК \max} \end{aligned} \quad (1)$$

где  $B_{ТРГ \max} = 1/X_{ТРГ} = 1/\omega L_{ТРГ}$  – максимальная реактивная проводимость фазы треугольника ТРГ, зависящая от индуктивности реактора  $L_{ТРГ}$ ;  $B_{ФКЦД} = Q_{ФКЦ, \text{ном}}/3U_{\text{л. ном.}}^2$  – постоянная реактивная проводимость ФКЦ, определяемая номинальной мощностью фильтрокомпенсирующей цепи  $Q_{ФКЦ, \text{ном}}$  и номинальным линейным напряжением  $U_{\text{л. ном.}}$ .

Значение  $B_{ТРГ}$  изменяется в диапазоне от 0 до  $B_{ТРГ \max}$  в соответствии со следующим выражением:

$$B_{ТРГ}(\alpha) = B_{ТРГ \max} \left( 1 - \frac{2}{\pi} \alpha - \frac{1}{\pi} \sin 2\alpha \right), \quad (2)$$

где  $\alpha$  – угол управления тиристорными ключами.

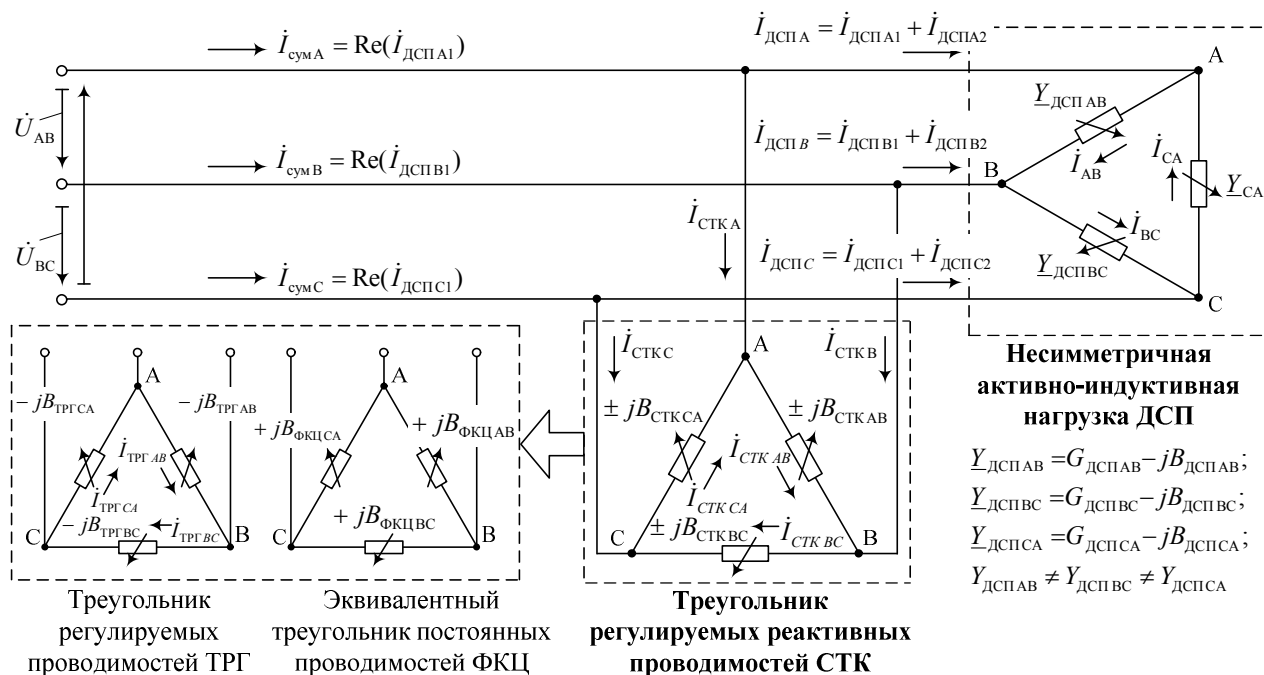


Рис. 1. Схема замещения комплекса «ДСП-СТК»

В соответствии с общепринятыми алгоритмами управления СТК за счет пофазного регулирования реактивных проводимостей  $\pm jB_{\text{СТКАВ}}$ ,  $\pm jB_{\text{СТКВС}}$  и  $\pm jB_{\text{СТКСА}}$  должен обеспечивать полную компенсацию активной и реактивной составляющих тока обратной последовательности ДСП, а также устранение реактивной составляющей тока прямой последовательности дуговой печи [8]:

$$\text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) + \text{Im}(I_{\text{СТК1}}) = 0; \quad (3)$$

$$\text{Re}(I_{\text{ДСП2}}) + \text{Re}(I_{\text{СТК2}}) = 0; \quad (4)$$

$$\text{Im}(I_{\text{ДСП2}}) + \text{Im}(I_{\text{СТК2}}) = 0 \quad (5)$$

где  $I_{\text{ДСП1}}$ ,  $I_{\text{ДСП2}}$ ,  $I_{\text{СТК1}}$ ,  $I_{\text{СТК2}}$  — комплексы токов прямой и обратной последовательностей ДСП и СТК.

Согласно выражениям (3)–(5) требуемые проводимости фаз эквивалентного треугольника СТК для любого несимметричного режима работы ДСП будут равны [8]:

$$\begin{aligned} B_{\text{СТКАВ}} &= -\frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{AB}}} \times \\ &\times [\text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) - \sqrt{3} \text{Re}(I_{\text{ДСП2}}) + \text{Im}(I_{\text{ДСП2}})] = \\ &= -\frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{AB}}} \cdot [I_{1q} - \sqrt{3}I_{2d} + I_{2q}]; \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} B_{\text{СТКВС}} &= -\frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{BC}}} \times \\ &\times [\text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) - 2 \text{Im}(I_{\text{ДСП2}})] = \\ &= -\frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{AB}}} \cdot [I_{1q} - 2I_{2q}]; \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} B_{\text{СТКСА}} &= -\frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{CA}}} \times \\ &\times [\text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) + \sqrt{3} \text{Re}(I_{\text{ДСП2}}) + \text{Im}(I_{\text{ДСП2}})] = \\ &= -\frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{AB}}} \cdot [I_{1q} + \sqrt{3}I_{2d} + I_{2q}] \end{aligned} \quad (8)$$

где  $\text{Im}(I_{\text{ДСП1}})$  — мнимая составляющая тока прямой последовательности ДСП;  $\text{Re}(I_{\text{ДСП2}})$  и  $\text{Im}(I_{\text{ДСП2}})$  — действительная и мнимая составляющие тока обратной последовательности ДСП;  $U_{\text{AB}}$ ,  $U_{\text{BC}}$ ,  $U_{\text{CA}}$  — линейные напряжения на первичной стороне печного трансформатора ДСП.

В современных системах управления СТК, например в системе управления МАСН2 фирмы АВВ, в качестве основных параметров для расчета требуемых реактивных проводимостей используются ортогональные составляющие токов ДСП  $I_{1q}$ ,  $I_{2d}$  и  $I_{2q}$  во вращающейся системе координат  $d-q$  [2]. Данные параметры рассчитываются с использованием координатных преобразователей  $abc/dq$  и специализированных блоков фазовой автопод-

стройки частоты ФАПЧ (PLL – phase-locked loop), формирующих опорный сигнал для работы блока преобразования. После фильтрации данные сигналы преобразуются в заданные проводимости СТК в соответствии с выражениями (6)–(8). В этом случае параметры  $I_{1q}$ ,  $I_{2d}$  и  $I_{2q}$  идентичны переменным  $\text{Im}(I_{\text{ДСП1}})$ ,  $\text{Re}(I_{\text{ДСП2}})$  и  $\text{Im}(I_{\text{ДСП2}})$ .

При заданной номинальной мощности и проводимостей фаз ФКЦ можно определить требуемые проводимости фаз ТРГ:

$$\begin{aligned} B_{\text{ТРГАВ}} &= B_{\text{СТКАВ}} - B_{\text{ФКЦАВ}} = \\ &= -(B_{\text{СТКАВ1}} + B_{\text{ФКЦ}}) + B_{\text{СТКАВ2}} = \\ &= B_{\text{ТРГАВ1}} + B_{\text{ТРГАВ2}} = \\ &= -\left[ \frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{AB}}} \text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) + \frac{Q_{\text{ФКЦ.ном.}}}{3U_{\text{Л.ном.}}^2} \right] + \\ &+ \frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{AB}}} [\sqrt{3}\text{Re}(I_{\text{ДСП2}}) - \text{Im}(I_{\text{ДСП2}})]; \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} B_{\text{ТРГВС}} &= B_{\text{СТКВС}} - B_{\text{ФКЦВС}} = \\ &= -(B_{\text{СТКВС1}} + B_{\text{ФКЦ}}) + B_{\text{СТКАВ2}} = \\ &= B_{\text{ТРГАВ1}} + B_{\text{ТРГАВ2}} = \\ &= -\left[ \frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{AB}}} \text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) + \frac{Q_{\text{ФКЦ.ном.}}}{3U_{\text{Л.ном.}}^2} \right] + \\ &+ \frac{2\sqrt{3}}{3U_{\text{BC}}} \text{Im}(I_{\text{ДСП2}}); \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} B_{\text{ТРГСА}} &= B_{\text{СТКСА}} - B_{\text{ФКЦСА}} = \\ &= (B_{\text{СТКСА1}} - B_{\text{ФКЦСА}}) + \\ &+ B_{\text{СТКСА2}} = B_{\text{ТРГСА1}} + B_{\text{ТРГСА2}} = \\ &= -\left[ \frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{CA}}} \text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) + \frac{Q_{\text{ФКЦ.ном.}}}{3U_{\text{Л.ном.}}^2} \right] - \\ &- \frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{CA}}} [\sqrt{3}\text{Re}(I_{\text{ДСП2}}) + \text{Im}(I_{\text{ДСП2}})] \end{aligned} \quad (11)$$

где  $B_{\text{СТК1}}$ ,  $B_{\text{СТК2}}$ ,  $B_{\text{ТРГ1}}$ ,  $B_{\text{ТРГ2}}$  – требуемые реактивные проводимости фаз СТК и ТРГ, необходимые для компенсации прямой и обратной последовательностей;  $Q_{\text{ФКЦ.ном.}}$  – номинальная мощность ФКЦ СТК;  $U_{\text{Л.ном.}}$  – номинальное линейное напряжение питающей сети в точке подключения комплекса «ДСП-СТК».

Анализ выражений (6)–(11) показывает, что требуемая реактивная проводимость фазы эквивалентного треугольника СТК или ТРГ включает в себя две части: 1) одинаковую для всех фаз составляющую реактивной проводимости  $B_{\text{СТК1}}$  ( $B_{\text{ТРГ1}}$ ), которая необходима для компенсации мнимой ча-

сти тока прямой последовательности ДСП  $\text{Im}(I_{\text{ДСП1}})$  (функция компенсации реактивной мощности); 2) различные составляющие проводимостей  $B_{\text{СТКАВ2, BC2, CA2}}$  ( $B_{\text{ТРГАВ2, BC2, CA2}}$ ), необходимые для компенсации  $\text{Re}(I_{\text{ДСП2}})$  и  $\text{Im}(I_{\text{ДСП2}})$  (функция симметрирования токов нагрузки). По аналогии с вышесказанным можно записать выражения реактивных мощностей фаз СТК, включающие в себя составляющие для компенсации прямой и обратной последовательностей токов ДСП:

$$\begin{aligned} Q_{\text{СТКАВ}} &= Q_{\text{СТКАВ1}} + Q_{\text{СТКАВ2}} = \\ &= -\left[ \frac{U_{\text{AB}}\sqrt{3}}{3} \text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) \right] + \\ &+ \frac{U_{\text{AB}}\sqrt{3}}{3} [\sqrt{3}\text{Re}(I_{\text{ДСП2}}) - \text{Im}(I_{\text{ДСП2}})]; \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} Q_{\text{СТКВС}} &= Q_{\text{СТКВС1}} + Q_{\text{СТКВС2}} = \\ &= U_{\text{BC}}^2 \left[ \frac{Q_{\text{ФКЦ.ном.}}}{3U_{\text{Л.ном.}}^2} \right] + \frac{U_{\text{BC}}\sqrt{3}}{3} [2\text{Im}(I_{\text{ДСП2}})]; \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} Q_{\text{СТКСА}} &= Q_{\text{СТКСА1}} + Q_{\text{СТКСА2}} = \\ &= -\left[ \frac{U_{\text{CA}}\sqrt{3}}{3} \text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) \right] - \\ &- \frac{U_{\text{CA}}\sqrt{3}}{3} [\sqrt{3}\text{Re}(I_{\text{ДСП2}}) + \text{Im}(I_{\text{ДСП2}})]. \end{aligned} \quad (14)$$

Реактивная мощность фаз ТРГ может быть определена следующим образом:

$$\begin{aligned} Q_{\text{ТРГАВ}} &= Q_{\text{ТРГАВ1}} + Q_{\text{ТРГАВ2}} = \\ &= -\left[ \frac{U_{\text{AB}}\sqrt{3}}{3} \text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) + \frac{U_{\text{AB}}^2 Q_{\text{ФКЦ.ном.}}}{3U_{\text{Л.ном.}}^2} \right] + \\ &+ \frac{U_{\text{AB}}\sqrt{3}}{3} [\sqrt{3}\text{Re}(I_{\text{ДСП2}}) - \text{Im}(I_{\text{ДСП2}})]; \end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} Q_{\text{ТРГВС}} &= Q_{\text{ТРГВС1}} + Q_{\text{ТРГВС2}} = \\ &= U_{\text{BC}}^2 \left[ \frac{Q_{\text{ФКЦ.ном.}}}{3U_{\text{Л.ном.}}^2} - \frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{AB}}} \text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) \right] + \\ &+ \frac{U_{\text{BC}}\sqrt{3}}{3} [2\text{Im}(I_{\text{ДСП2}})]; \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} Q_{\text{ТРГСА}} &= Q_{\text{ТРГСА1}} + Q_{\text{ТРГСА2}} = \\ &= -\left[ \frac{U_{\text{CA}}\sqrt{3}}{3} \text{Im}(I_{\text{ДСП1}}) + \frac{U_{\text{CA}}^2 Q_{\text{ФКЦ.ном.}}}{3U_{\text{Л.ном.}}^2} \right] - \\ &- \frac{U_{\text{CA}}\sqrt{3}}{3} [\sqrt{3}\text{Re}(I_{\text{ДСП2}}) + \text{Im}(I_{\text{ДСП2}})]. \end{aligned} \quad (17)$$



Суммарная реактивная мощность СТК и ТРГ в определенный момент времени зависит только от величины мнимой составляющей тока прямой последовательности ДСП, т.к. сумма проводимостей обратной последовательности фаз СТК и ТРГ и соответственно сумма фазных мощностей на симметрирование равна нулю:

$$\begin{aligned} Q_{\text{СТК}\Sigma} &= Q_{\text{СТКАВ1}} + Q_{\text{СТКАВ2}} + \\ &+ Q_{\text{СТКВС1}} + Q_{\text{СТКВС2}} + Q_{\text{СТКСА1}} + Q_{\text{СТКСА2}} = \\ &= Q_{\text{СТКАВ1}} + Q_{\text{СТКВС1}} + Q_{\text{СТКСА1}} \approx 3U_{\text{л1}}^2 \frac{Q_{\text{ФКЦ.ном.}}}{3U_{\text{л.ном.}}^2}, \end{aligned} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} Q_{\text{ТРГ}\Sigma} &= Q_{\text{ТРГАВ1}} + Q_{\text{ТРГАВ2}} + \\ &+ Q_{\text{ТРГВС1}} + Q_{\text{ТРГВС2}} + Q_{\text{ТРГСА1}} + Q_{\text{ТРГСА2}} = \\ &= Q_{\text{ТРГАВ1}} + Q_{\text{ТРГВС1}} + Q_{\text{ТРГСА1}} \approx \\ &\approx 3U_{\text{л1}}^2 \left[ \frac{Q_{\text{ФКЦ.ном.}}}{3U_{\text{л.ном.}}^2} - \frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{л(1)}}} \text{Im}(I_{\text{ДСП}}) \right], \end{aligned} \quad (19)$$

где  $U_{\text{л1}}$  – действующее значение напряжения прямой последовательности в точке подключения СТК.

На основании анализа выражений (12)–(17) можно сделать вывод, что несимметричные режимы ДСП, приводящие к появлению составляющих  $\text{Re}(I_{\text{ДСП2}})$  и  $\text{Im}(I_{\text{ДСП2}})$ , оказывают влияние на требуемые значения реактивной мощности фаз СТК и ТРГ. В данном случае выбор мощности компенсатора должен производиться с учетом максимальных фазных значений  $V_{\text{СТКАВ,ВС,СА}}$  и  $Q_{\text{СТКАВ,ВС,СА}}$ , определенных на основании известных величин  $\text{Im}(I_{\text{ДСП1}})$ ,  $\text{Re}(I_{\text{ДСП2}})$  и  $\text{Im}(I_{\text{ДСП2}})$  ( $I_{1q}$ ,  $I_{2d}$  и  $I_{2q}$ ). Данные значения могут быть получены экспериментальным путем на действующих электросталеплавильных комплексах различного класса и мощности. Применение статистического анализа изменения составляющих  $\text{Im}(I_{\text{ДСП1}})$ ,  $\text{Re}(I_{\text{ДСП2}})$  и  $\text{Im}(I_{\text{ДСП2}})$  делает возможным нахождение закономерностей в изменении несимметричных режимов ДСП, а также определение статистических характеристик изменения токов дуговой печи, на основании которых может быть выполнен правильный расчет мощности СТК.

## 2. Анализ разновидностей несимметричных режимов ДСП и оценка границ регулировочного диапазона СТК

Несимметричные электрические режимы ДСП можно разделить на два типа: статические (детерминированные) и динамические

(случайные). Первый тип обусловлен специальным введением несимметричного режима горения дуг за счет задания в системе управления перемещением электродов электродуговой печи различных уставок на импеданс (адмитанс, ток и т.д.) [3]. Причиной использования искусственного несимметричного режима могут являться различные конструктивные и технологические особенности ДСП. Так, например, в ДСП шахтного типа (шахтных печах – ШП) из-за неравномерности распределения металлошихты в рабочем объеме печи после скидывания прогретой завалки с пальцев степень экранирования дуг в основной период расплавления является разной. В этом случае для обеспечения равномерного износа футеровки стен в различных зонах шахтной печи используются искусственные несимметричные режимы горения дуг. Схожая проблема имеет место в ДСП, где применяется технология непрерывной конвейерной подачи металлошихты в жидкую ванну печи, например, ДСП с технологией Consteel производства компании Danieli. В данных печах требуется обеспечить максимальную мощность дуг в зоне завалки шихты с конвейера, а также уменьшить излучение дуг на отдаленной фазе с целью снижения теплового воздействия на футеровку.

Второй тип несимметричных режимов обусловлен случайными изменениями длин дуг. Характер данной несимметрии сильно изменяется в течение цикла плавки. На степень несимметрии в данном случае влияют: 1) качество настройки системы управления перемещением электродов ДСП; 2) параметры металлошихты и способ ее загрузки в рабочий объем печи; 3) технология ведения плавки; 4) использование жидкого чугуна и режимы работы стеновых газокислородных и RCB-горелок на стадии расплавления металлошихты.

На основе разработанной математической модели комплекса «ДСП-СТК» [2, 3] было проведено исследование возможных границ изменения симметричных составляющих токов ДСП. В качестве примера был взят электросталеплавильный комплекс на базе 125-тонной дуговой сталеплавильной печи шахтного типа ШП-125 (85 МВА), функционирующей в электросталеплавильном цехе АО «Северсталь – Сортовой завод Балаково» (АО «ССЗБ»), г. Балаково Саратовской обл.

На рис. 2 приведены возможные границы изменения действующих значений токов прямой и последовательностей  $I_1$  и  $I_2$  (рис. 2, а), а также границы их вещественных и мнимых

составляющих  $\text{Re}(\dot{I}_1)$  и  $\text{Im}(\dot{I}_1)$  (рис. 2, б),  $\text{Re}(\dot{I}_2)$  и  $\text{Im}(\dot{I}_2)$  (рис. 2, в). Значения приведены в относительных единицах. За базовую величину  $I_{\text{баз}}=3082$  А было принято максимальное значение тока трехфазного короткого замыкания на первичной стороне трансформатора для наибольшей из используемых рабочих ступеней РПН и заданной индуктивности реактора. Как видно из рис. 2, а, область возможных значений  $I_1$  и  $I_2$  электродуговой печи ограничена квазитреугольником с вершинами 1–3. Точка 1 соответствует режиму отсутствия дуг во всех трех фазах, точка 2 – режиму двухфазного КЗ при обрыве дуги в третьей фазе, а точка 3 – режиму трехфазного КЗ. Участок 1–2 соответствует режиму работы на двух дугах с обрывом дуги в третьей фазе, участок 2–3 – режиму двухфазного КЗ с изменением длины дуги в третьей фазе, участок 1–3 – симметричному токовому режиму. Диапазон изменения коэффициента несимметрии токов по обратной последовательности для ДСП составляет  $K_{21} = 100\% \cdot I_2/I_1 = 0 \div 100\%$ . На рис. 2, б и в показаны границы изменения действительной и мнимой составляющих токов прямой и обратной последовательностей. Как видно из рисунка, мнимая составляющая прямой последовательности тока  $\text{Im}(\dot{I}_1)$  принимает только отрицательные значения, что обусловлено активно-индуктивным характером нагрузки электродуговой печи. Составляющая  $\text{Re}(\dot{I}_1)$  принимает только положительные значения. Область значений  $\text{Im}(\dot{I}_1) = f(\text{Re}(\dot{I}_1))$  ограничена кривыми 1–2, 2–3 и 1–3. Участок 1–3 для симметричного режима повторяет форму круговой диаграммы ДСП  $Q_{\text{ДСП}} = f(P_{\text{ДСП}})$ . Соотношения между  $\text{Im}(\dot{I}_1)$  и  $\text{Re}(\dot{I}_1)$  в точках 2 и 3 определяют коэффициенты реактивной мощности  $\text{tg}\varphi$  по прямой последовательности для режимов двухфазного и трехфазного КЗ. Необходимо отметить, что как для первого, так и для второго случаев принадлежность фаз в несимметричном режиме не оказывает влияния на форму границ областей  $I_2 = f(I_1)$  и  $\text{Im}(\dot{I}_1) = f(\text{Re}(\dot{I}_1))$ . Обратная ситуация наблюдается с областью изменения составляющих  $\text{Im}(\dot{I}_2)$  и  $\text{Re}(\dot{I}_2)$  (рис. 2, в), которая имеет форму трилистника, образованного шестью кривыми: 1–2.1, 2.1–3, 1–2.2, 2.2–3, 1–2.3, 2.3–3. В зависимости от того, в какой из фаз электродуговой печи происходит изменение длины дуги, рабочая точка будет находиться в разных квадрантах. В этом случае в процессе работы ДСП параметры  $\text{Im}(\dot{I}_1)$  и  $\text{Re}(\dot{I}_1)$  могут принимать как положительные, так и отрицательные значения.

Граничные режимы работы СТК зависят от максимальной реактивной проводимости ТРГ  $B_{\text{ТРГmax}}$  и проводимости ФКЦ  $B_{\text{ФКЦ}}$ . Условием работы СТК в регулировочном диапазоне является выполнение следующей системы неравенств:

$$\begin{cases} -jB_{\text{СТКmax}} \leq \pm jB_{\text{СТК.АВ.треб.}} \leq +jB_{\text{СТКmax}} \\ -jB_{\text{СТКmax}} \leq \pm jB_{\text{СТК.ВС.треб.}} \leq +jB_{\text{СТКmax}} \\ -jB_{\text{СТКmax}} \leq \pm jB_{\text{СТК.СА.треб.}} \leq +jB_{\text{СТКmax}} \end{cases}, \quad (20)$$

где  $B_{\text{СТК.АВ.треб.}}$ ,  $B_{\text{СТК.ВС.треб.}}$ ,  $B_{\text{СТК.СА.треб.}}$  – требуемые реактивные проводимости фаз эквивалентного треугольника СТК в каждый момент времени работы электродуговой печи.

Для рассматриваемой ШП-125 на рис. 2, а–в обозначены границы работы СТК мощностью 135 МВАр, функционирующего в системе электроснабжения электросталеплавильного комплекса. Также на рис. 2 нанесены области распределения фактических рабочих точек ШП-125 за время работы под током без учета технологических пауз для всех стадий цикла плавки. Фактические рабочие точки получены на основании обработки массивов мгновенных значений токов и напряжений на первичной стороне печного трансформатора ШП-125 с высокой частотой дискретизации 4 кГц. Как видно из рисунка, подавляющая часть рабочих точек ШП-125 находится внутри области работы СТК, при этом математические ожидания составляющих  $\text{Re}(\dot{I}_1)$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_1)$ ,  $\text{Re}(\dot{I}_2)$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_2)$  значительно удалены от граничной области, выделенной пунктирной кривой.

На рис. 3 приведены графики изменения составляющих полной мощности ( $S_{\text{ШП}}(t)$ ,  $P_{\text{ШП}}(t)$ ,  $Q_{\text{ШП}}(t)$ ), а также действующих значений ( $I_1(t)$ ,  $I_2(t)$ ), вещественных и мнимых составляющих ( $\text{Re}(\dot{I}_1(t))$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_1(t))$ ,  $\text{Re}(\dot{I}_2(t))$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_2(t))$ ) токов прямой и обратной последовательностей ШП-125 за полный цикл плавки. На основании данных графиков были построены области распределения рабочих точек, указанных ранее на рис. 2. На графиках обозначены характерные периоды плавки (исследуемые интервалы) ИИ1 и ИИ2, соответствующие начальной стадии расплавления шихты и стадии доводки металла. Интервал ИИ3 соответствует времени работы ШП-125 от момента первого включения печного трансформатора до момента начала операции выпуска металла. На графиках обозначены средние значения параметров за время работы под током ШП-125, рассчитанные без учета пауз. Также на графиках отмечены максимальные значения.

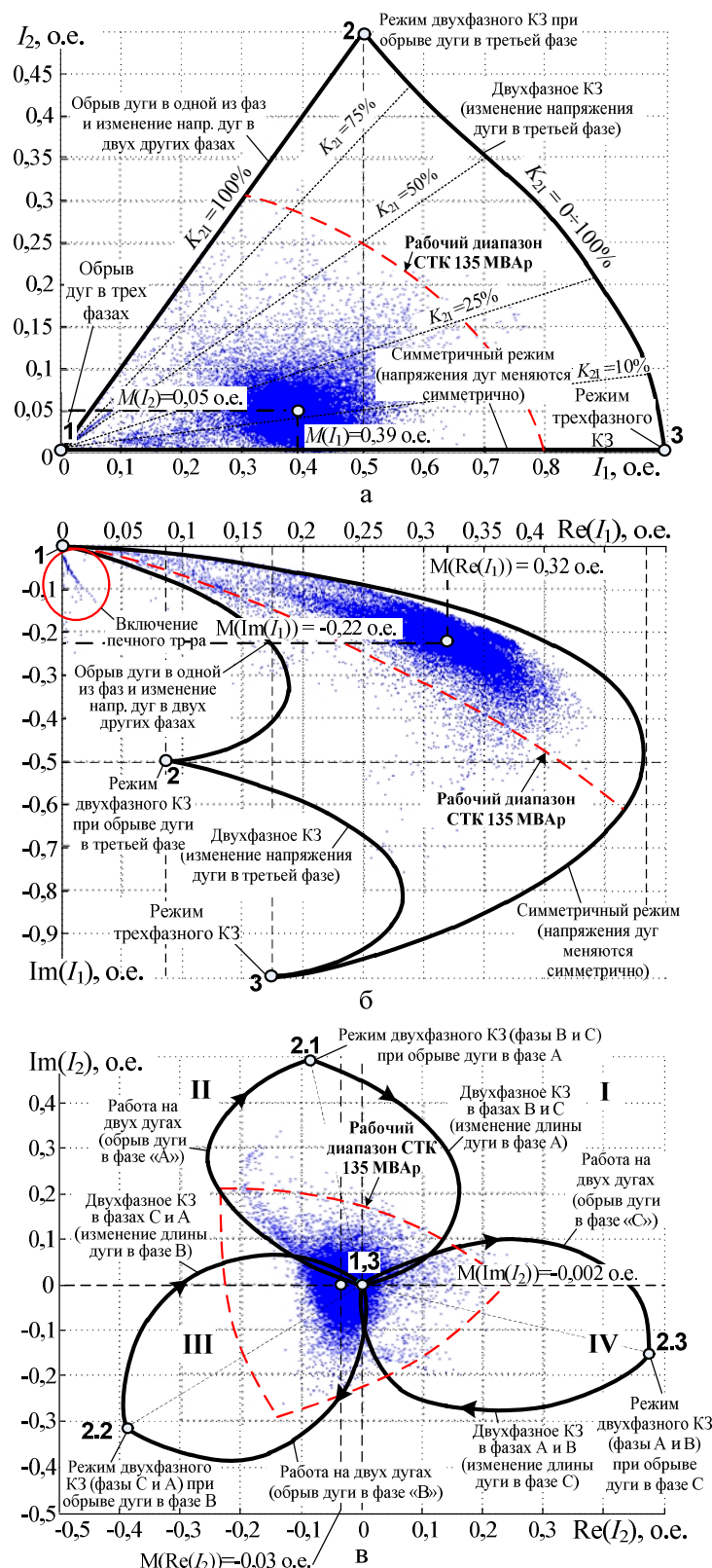


Рис. 2. Возможные границы изменения симметричных составляющих токов ШП-125 с указанием фактических рабочих точек за цикл плавки и границ рабочего диапазона СТК 135 МВАр:  
 а – область изменения действующих значений токов прямой и обратной последовательностей;  
 б – область изменения действительной и мнимой составляющей тока прямой последовательности;  
 в – область изменения действительной и мнимой составляющей тока обратной последовательности



На основании параметров  $\text{Im}(\dot{I}_1(t))$ ,  $\text{Re}(\dot{I}_2(t))$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_2(t))$  на **рис. 3, е–з** и выражений (6)–(19) были восстановлены графики изменения требуемых реактивных проводимостей и мощностей ТРГ и ФКЦ СТК 135 МВАр для ШП-125 (85 МВА) (**рис. 4**). Для реактивных проводимостей фаз СТК и ТРГ были показаны графики суммарных значений  $B_{\text{ТРГ.АВ,ВС,СА}}(t)$  и  $B_{\text{СТК.АВ,ВС,СА}}(t)$  (**рис. 4, а–в**), а также их составляющие  $B_{\text{ТРГ.АВ1,ВС1,СА1}}(t)$ ,  $B_{\text{СТК.АВ1,ВС1,СА1}}(t)$ ,  $B_{\text{ТРГ.АВ2,ВС2,СА2}}(t)$ ,  $B_{\text{СТК.АВ2,ВС2,СА2}}(t)$ , необходимые для компенсации реактивной мощности и симметрирования нагрузки электродуговой печи (**рис. 4, д–ж**). На этих графиках, согласно параметрам действующего СТК 135 МВАр, обозначены граничные проводимости  $B_{\text{ФКЦ}}$  и  $B_{\text{ТРГ.макс}}$ . На **рис. 4, г и з** показаны суммарные мощности ТРГ  $Q_{\text{ТРГ}\Sigma}(t)$ ,  $Q_{\text{ФКЦ}\Sigma}(t)$ ,  $Q_{\text{СТК}\Sigma}(t)$  и составляющие  $Q_{\text{ТРГ}\Sigma,2}(t)$  и  $Q_{\text{СТК}\Sigma,2}(t)$ , рассчитанные в соответствии с (19) и (20).

Как видно из **рис. 4**, СТК 135 МВАр работает в регулировочном диапазоне в том случае, когда значения  $B_{\text{СТК.АВ,ВС,СА}}(t)$  не выходят за границы  $-jB_{\text{СТК.макс}}$  и  $+jB_{\text{СТК.макс}}$ , определенные с использованием выражения (1). Как было показано на **рис 2**, установленной мощности СТК достаточно для симметрирования большинства эксплуатационных несимметричных режимов ШП-125, что также подтверждается графиками на **рис. 4, а–в и д–ж**, из которых видно, что большую часть времени требуемые значения проводимостей  $B_{\text{ТРГ.АВ,ВС,СА}}(t)$  и  $B_{\text{СТК.АВ,ВС,СА}}(t)$  не выходят за граничные значения. За цикл плавки присутствует только несколько участков времени, когда условие (1) нарушается. Данные участки нанесены на графики и обозначены как 1.1–1.4, 2.1–2.3 и 3.1–3.2.

Из графиков на **рис. 4, д–е** наглядно виден вклад несимметричных режимов электродуговой печи в повышение требуемой мощности компенсатора. Составляющие  $B_{\text{СТК.АВ2,ВС2,СА2}}(t)$ , необходимые для симметрирования электрической нагрузки ШП-125, на начальной стадии расплавления металлошихты по своей величине сопоставимы с основными реактивными проводимостями  $B_{\text{СТК.АВ1,ВС1,СА1}}(t)$ , используемыми для устранения мнимой компоненты тока прямой последовательности дуговой печи.

Для количественной оценки симметрирующей способности СТК был введен коэффициент симметрирования  $K_{\text{сим}}$ , определяемый как отношение количества рабочих точек дуговой печи  $N_{\text{раб}}$ , попадающих в область устойчивой работы СТК, к общему количеству точек  $N_{\text{сум}}$  за обобщенный цикл плавки:

$$K_{\text{сим}} = \frac{N_{\text{раб}}}{N_{\text{сум}}} \cdot 100\%. \quad (21)$$

В исследованиях [2, 16] показано, что для обеспечения нормальных режимов работы ДСП и сохранения основных показателей качества электроэнергии на секциях электросталеплавильного комплекса в соответствии с ГОСТ 32144-2013, таких как медленные изменения напряжения  $\delta U_{(\pm)}$ , кратковременная и длительная дозы фликера  $P_{\text{St}}$  и  $P_{\text{Lt}}$ , коэффициент несимметрии напряжений по обратной последовательности  $K_{2U}$ , достаточно, чтобы значение  $K_{\text{сим}}$  составляло 90–95%. Поддержание таких показателей, как суммарный коэффициент гармонических составляющих напряжения  $K_U$  и коэффициенты  $n$ -х гармонических составляющих напряжения  $K_{U(n)}$  зависят от правильности выбора параметров фильтров высших гармоник СТК. Исследования, посвященные данному вопросу, приведены в источниках [2, 12–15]. Также необходимо отметить, что на показатели  $P_{\text{St}}$  и  $P_{\text{Lt}}$ , помимо условий работы СТК в регулировочном диапазоне, значительное влияние оказывает быстроедействие прямого канала регулирования системы управления СТК [2, 12–19].

Необходимо отметить, что достижение  $K_{\text{сим}} = 100\%$  на практике не является оправданным из-за значительного завышения мощности СТК. Требуемое значение коэффициента симметрирования зависит от мощности электросталеплавильного комплекса и конфигурации его системы электроснабжения. Так, например, для дуговых печей высокой и сверхвысокой мощности, имеющих отдельную подстанцию глубокого ввода (ПГВ), задача поддержания требуемых показателей качества электроэнергии на среднем напряжении в точке подключения комплекса «ДСП-СТК» не является первостепенной из-за отсутствия других чувствительных электроприемников. В этом случае значение  $K_{\text{сим}}$  может быть равно 85–90%. Для установок электродуговых установок средней и малой мощности, имеющих в точке общего присоединения на среднем уровне напряжения параллельно работающие чувствительные электроприемники, задача поддержания заданных ПКЭ является первостепенной, и к СТК предъявляются более жесткие требования по ограничению дозы фликера, несимметрии и несинусоидальности напряжения [2]. В этом случае СТК должен сохранять работу в регулировочном диапазоне при 95% времени работы под током ДСП.

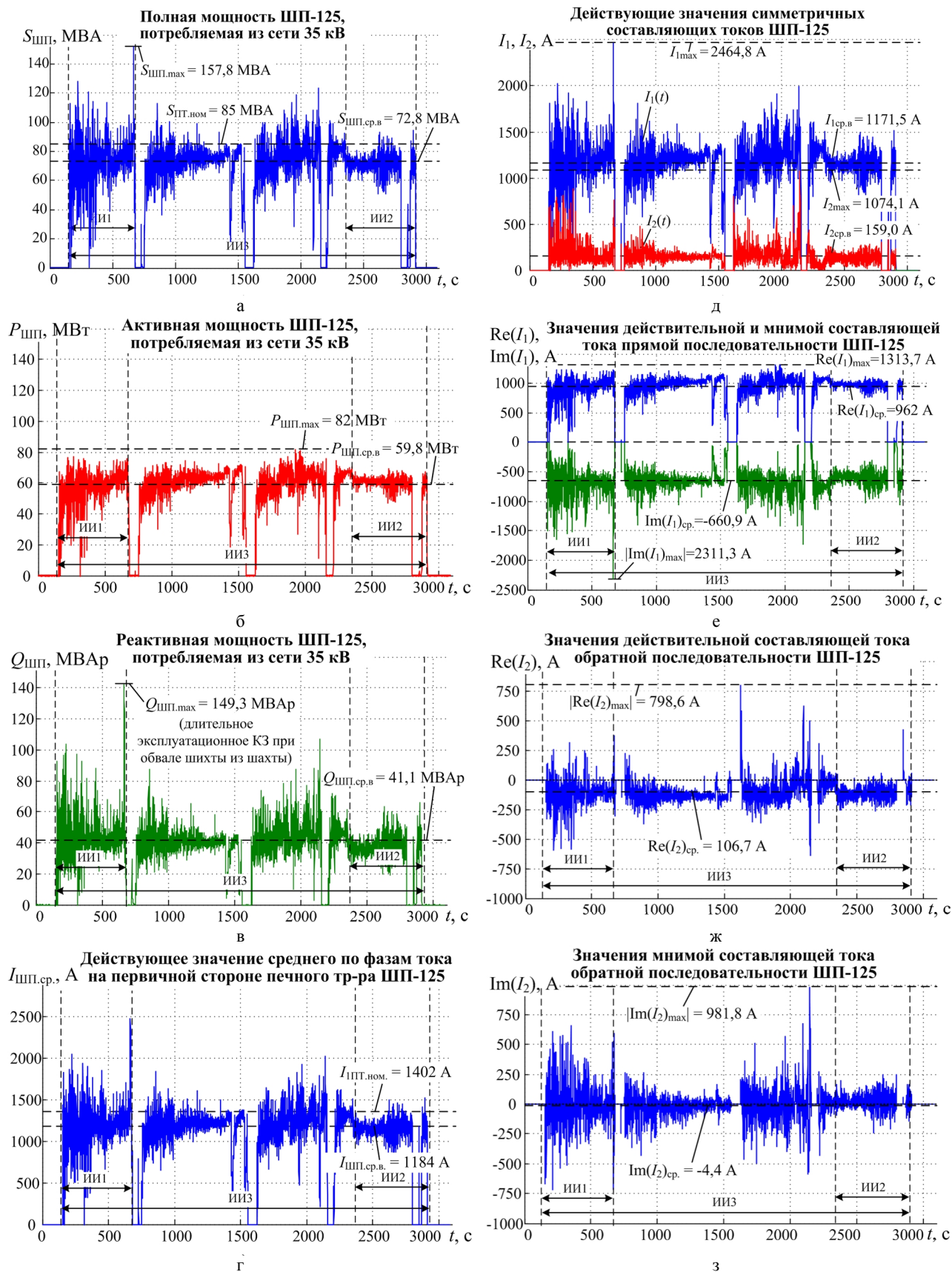


Рис. 3. Изменение составляющих полной мощности и симметричных составляющих тока ШП-125 за цикл плавки

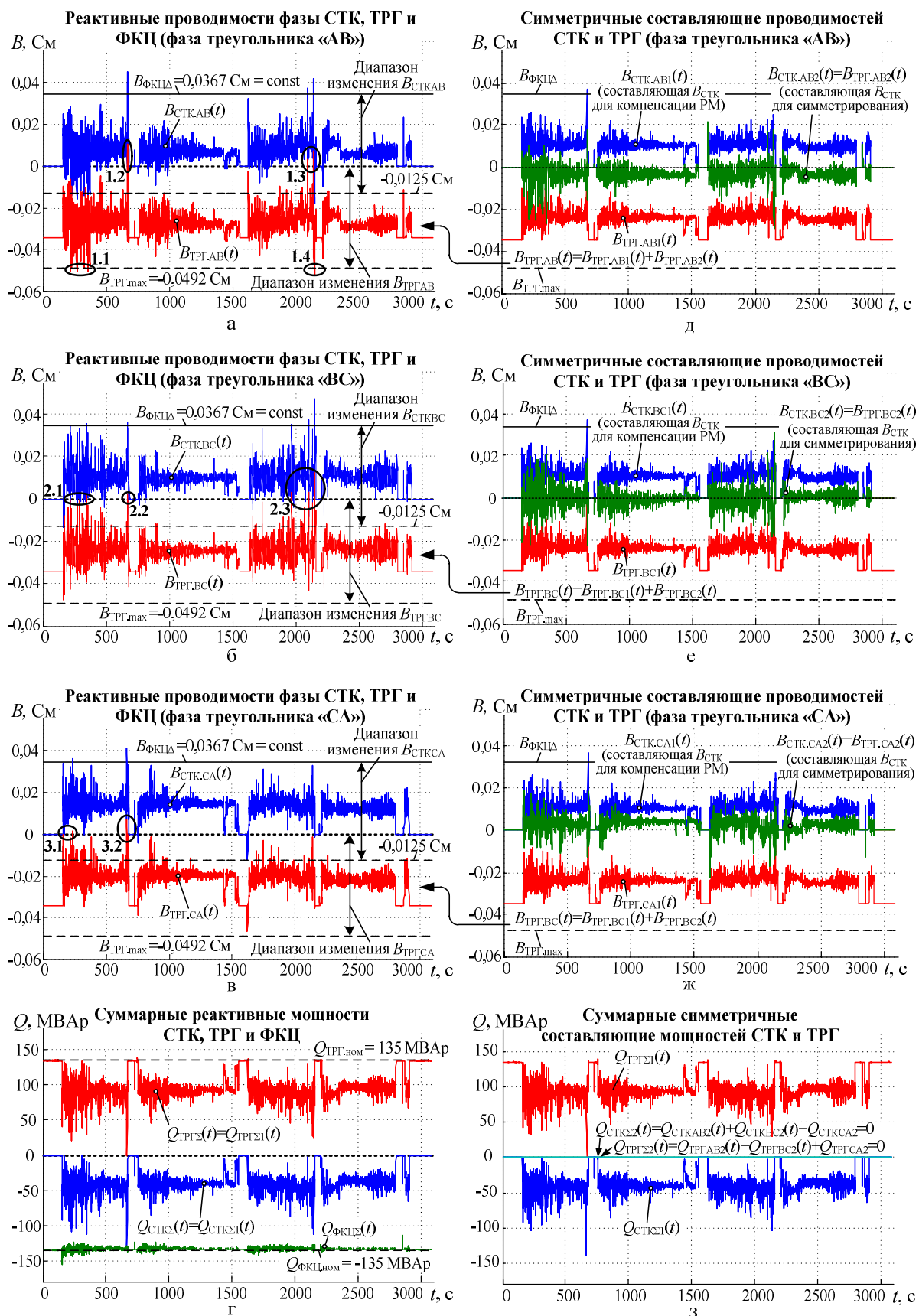


Рис. 4. Изменение реактивных проводимостей и мощностей основных элементов СТК ШП-125 за цикл плавки



### 3. Статистический анализ изменения составляющих токов прямой и обратной последовательностей ДСП различного класса и мощности

С целью выявления закономерностей изменения составляющих токов прямой и обратной последовательностей ДСП для графиков, представленных на рис. 3, е-з, было построено гистограммы, иллюстрирующие плотности и функции распределения вероятности параметров  $\text{Re}(\dot{I}_1)$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_1)$ ,  $\text{Re}(\dot{I}_2)$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_2)$  за цикл плавки ШП-125. Гистограммы приведены на рис. 5. Для шкалы функции рас-

пределения вероятности показаны интервалы значений токов с вероятностями  $P_1 = 0,95$  и  $P_2 = 0,9$ . На гистограммах для  $\text{Re}(\dot{I}_1)$  и  $\text{Im}(\dot{I}_1)$  данные интервалы обозначены штриховыми линиями с указанием  $F_1(x) = 0,95$  и  $F_2(x) = 0,9$ . Для параметров  $\text{Re}(\dot{I}_2)$  и  $\text{Im}(\dot{I}_2)$ , принимающих как положительные, так отрицательные значения, данные интервалы определены разницей значений  $P_1 = F_{11}(x) - F_{12}(x) = -0,975 - 0,025 = 0,95$  и  $P_2 = F_{21}(x) - F_{22}(x) = 0,95 - -0,05 = 0,9$ . Также на графиках указаны математические ожидания и стандартные отклонения составляющих токов.

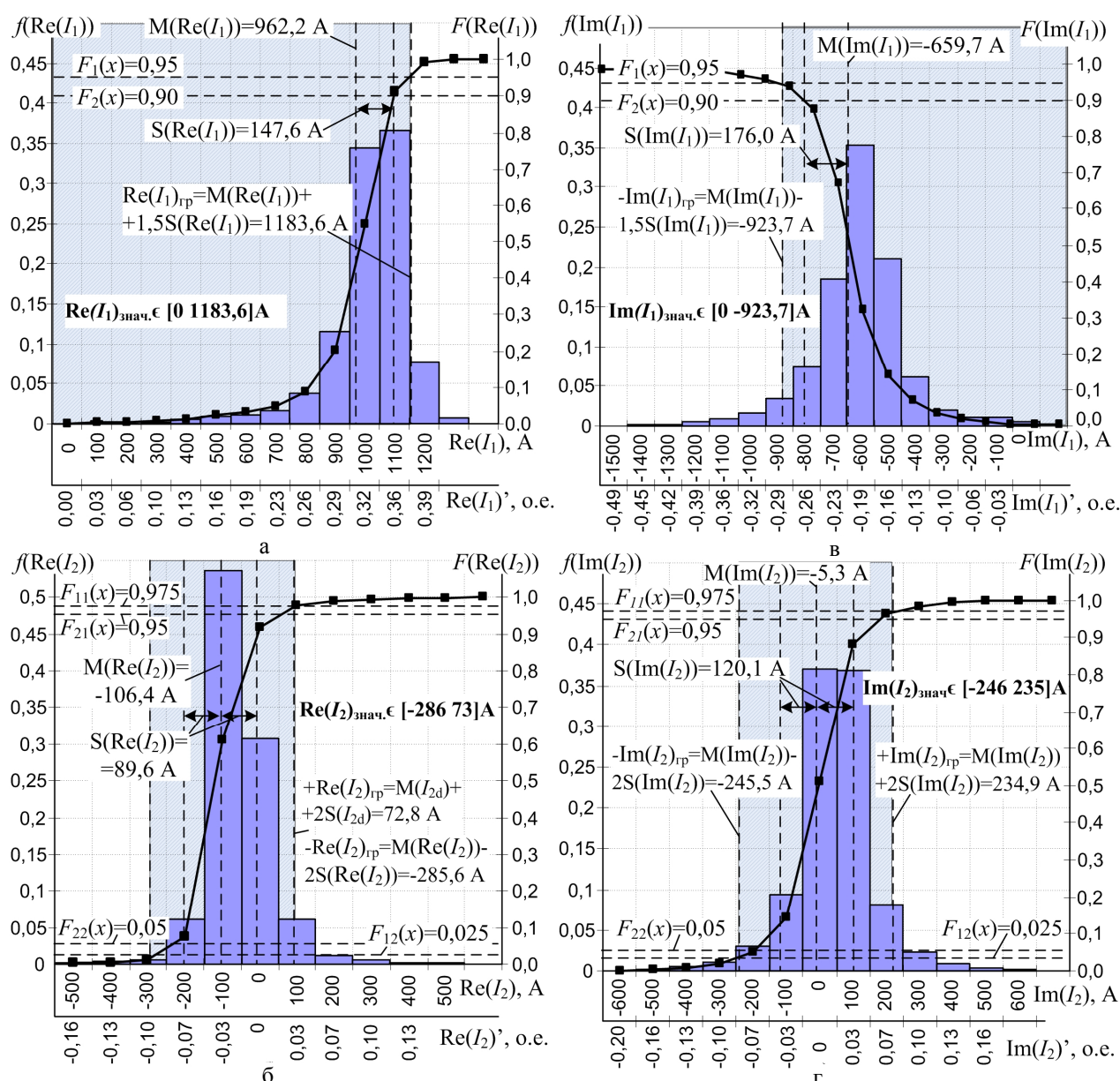


Рис. 5. Графики плотностей вероятности и интегральной функции распределения вероятности для составляющих токов прямой и обратной последовательностей исследуемой дуговой печи для цикла плавки (с исключением безтоковых пауз)



Необходимо отметить, что характер изменения токов ДСП подчиняется нормальному закону распределения только лишь на небольших стационарных интервалах, выбранных для фиксированных ступеней РПН печного трансформатора, индуктивности реактора, а также при неизменных уставках регулирования системы автоматического управления перемещением электродов [3]. Полученные распределения токов за цикл плавки (рис. 5) не проходят проверку на соответствие нормальному закону (при использовании критерия согласия Пирсона  $\chi^2_{\text{факт}} > \chi^2_{\text{табл.}}$ ), что затрудняет применение функции Лапласа для получения аналитических выражений, с помощью которых возможно точное нахождение статистических характеристик составляющих прямой и обратной последовательностей токов за весь цикл плавки. Однако в данном случае представляется возможным нахождение определенных закономерностей при анализе функций распределения вероятностей.

Результаты анализа интегральных функций распределения вероятности, проведенные для 10 плавов ШП-125 АО «ССЗБ», а также для других электросталеплавильных комплексов, описание которых представлено ниже, показали определенную закономерность в характеристиках  $F(x)$  для больших объемов выборок ( $n = 15 \cdot 10^4 - 60 \cdot 10^4$  значений токов с дискретой 0,02 с) параметров  $\text{Re}(\dot{I}_1)$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_1)$ ,  $\text{Re}(\dot{I}_2)$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_2)$ . В частности, было выявлено, что значимые интервалы значений  $\text{Re}(\dot{I}_1)$  и  $\text{Im}(\dot{I}_1)$  дуговой сталеплавильной печи могут быть определены следующим образом:

$$\text{Re}(\dot{I}_1)_{\text{знач.}} \in \left[ 0 \cdot M(\text{Re}(\dot{I}_1)) + 1,5 \cdot S(\text{Re}(\dot{I}_1)) \right] \text{ при } P > 0,95; \quad (22)$$

$$\text{Re}(\dot{I}_1)_{\text{знач.}} \in \left[ 0 \cdot M(\text{Re}(\dot{I}_1)) + 1,0 \cdot S(\text{Re}(\dot{I}_1)) \right] \text{ при } P > 0,90; \quad (23)$$

$$\text{Im}(\dot{I}_1)_{\text{знач.}} \in \left[ M(\text{Im}(\dot{I}_1)) - 1,5 \cdot S(\text{Re}(\dot{I}_1)) \ 0 \right] \text{ при } P > 0,95; \quad (24)$$

$$\text{Im}(\dot{I}_1)_{\text{знач.}} \in \left[ M(\text{Im}(\dot{I}_1)) - 1,0 \cdot S(\text{Im}(\dot{I}_1)) \ 0 \right] \text{ при } P > 0,90. \quad (25)$$

Для  $\text{Re}(\dot{I}_1)$  и  $\text{Im}(\dot{I}_1)$  выражения для интервалов значимых значений при тех же самых вероятностях имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} \text{Re}(\dot{I}_2)_{\text{знач.}} &\in \left[ M(\text{Re}(\dot{I}_1)) - 2 \times \right. \\ &\times S(\text{Re}(\dot{I}_1)) \ M(\text{Re}(\dot{I}_1)) + \\ &\left. + 2 \cdot S(\text{Re}(\dot{I}_1)) \right] \text{ при } P > 0,95; \end{aligned} \quad (26)$$

$$\begin{aligned} \text{Re}(\dot{I}_1)_{\text{знач.}} &\in \left[ M(\text{Re}(\dot{I}_1)) - 1,5 \times \right. \\ &\times S(\text{Re}(\dot{I}_1)) \ M(\text{Re}(\dot{I}_1)) + \\ &\left. 1,5 \cdot S(\text{Re}(\dot{I}_1)) \right] \text{ при } P > 0,90; \end{aligned} \quad (27)$$

$$\begin{aligned} \text{Im}(\dot{I}_1)_{\text{знач.}} &\in \left[ M(\text{Im}(\dot{I}_1)) - 2 \times \right. \\ &\times S(\text{Re}(\dot{I}_1)) \ M(\text{Im}(\dot{I}_1)) + \\ &\left. + 2 \cdot S(\text{Re}(\dot{I}_1)) \right] \text{ при } P > 0,95; \end{aligned} \quad (28)$$

$$\begin{aligned} \text{Im}(\dot{I}_1)_{\text{знач.}} &\in \left[ M(\text{Im}(\dot{I}_1)) - 1,5 \times \right. \\ &\times S(\text{Im}(\dot{I}_1)) \ M(\text{Im}(\dot{I}_1)) + \\ &\left. + 1,5 \cdot S(\text{Im}(\dot{I}_1)) \right] \text{ при } P > 0,90. \end{aligned} \quad (29)$$

Выражения (22)–(25) близки к определению границ интервалов в соответствии с правилом трех сигм, применяемым для нормального закона распределения. Разные коэффициенты при стандартном отклонении для прямой и обратной последовательности объясняются различными диапазонами изменения параметров  $\text{Re}(\dot{I}_1)$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_1)$ ,  $\text{Re}(\dot{I}_2)$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_2)$ , а также разным характером интегральных функций распределения вероятностей.

В таблице приведены результаты статистического анализа изменения токов прямой и обратной последовательностей ДСП различного класса и мощности, в которых использованы различные технологии плавления металлошихты. Помимо мощной ШП-125 (85 МВА) АО «ССЗБ» также были проанализированы: 1) мощная ШП-120 (85 МВА) ЧерМК ПАО «Северсталь» (г. Череповец), в которой в процессе плавки используется добавление жидкого чугуна; 2) мощная ДСП-120 (90 МВА), установленная в ЭСПЦ-2 ПАО «АМЗ» (г. Аша), где применяется технология конвейерной подачи шихты в жидкую ванну (технология Consteel); 3) дуговая печь средней мощности ДСП-10 (10 МВА), функционирующая на сталелитейном заводе ООО «БВК» (г. Челябинск); 4) дуговая печь малой мощности ДСП-1,5 (1,25 МВА) ООО «СУМВЗ» (п. Староуткинский, Свердловская обл.). Подробные параметры этих комплексов указаны в [2, 3]. Токи и их стандартные отклонения приведены в относительных единицах. Базовыми величинами, как и в случае с ШП-125, являются максимальные значения трехфазных токов КЗ для наивысшей используемой ступени РПН печного трансформатора и заданной индуктивности реактора.

Результаты анализа изменения токов прямой и обратной последовательностей  
электросталеплавильных агрегатов различного класса и мощности

Электростале- плавильный агрегат	Период плавки	Информация о токах прямой и обратной последовательностей исследуемого электросталеплавильного агрегата															Требуемая мощность СТК, МВАр при $K_{\text{сим}} = 0,95$			Требуемая мощность СТК, МВАр при $K_{\text{сим}} = 0,90$		
		Прямая последовательность						Обратная последовательность														
		Действующее значение $I_{(1)}$ , о.е.			Мнимая часть $\text{Im}(I_{(1)})$ , о.е.			Действующее значение $I_{(2)}$ , о.е.			Веществ. часть $\text{Re}(I_{(2)})$ , о.е.			Мнимая часть $\text{Im}(I_{(2)})$ , о.е.								
		$M(I)$	$I_{\text{max}}$	$S(I)$	$M(I)$	$ I_{\text{max}} $	$S(I)$	$M(I)$	$ I_{\text{max}} $	$S(I)$	$M(I)$	$ I_{\text{max}} $	$S(I)$	$M(I)$	$ I_{\text{max}} $	$S(I)$	$Q_1$	$Q_2$	$Q_{\Sigma}$	$Q_1$	$Q_2$	$Q_{\Sigma}$
1. Шахтная печь ШП-125 (85 МВА). Работа на 100% ломе. $U_{\text{лн}} =$ 35 кВ, $I_{\text{н}} = 1402$ А. $I_{\text{кзэф.мах}} = 3082$ А (при $U_{\text{л}} = 36,2$ кВ)	Стадия распл. шихты	0,38	0,81	0,09	-0,23	0,76	0,08	0,06	0,29	0,04	-0,04	0,19	0,03	-0,01	0,24	0,06	67	59	125	63	47	110
	Работа дуг на жид- кую ванну	0,37	0,50	0,05	-0,20	0,35	0,04	0,04	0,14	0,02	-0,04	0,14	0,02	0,01	0,08	0,02	49	30	79	47	25	72
	Весь цикл плавки	0,38	0,81	0,07	-0,22	0,76	0,06	0,05	0,36	0,03	-0,03	0,28	0,03	0,00	0,34	0,04	59	47	106	56	38	94
2. Шахтная печь ШП-120 (85 МВА), работаю- щая в тандеме с УКП (25 МВА). Исп. жидкого чугуна. $U_{\text{лн}} = 35$ кВ, $I_{\text{ндсп}} = 1402$ А. $I_{\text{н.укп}} = 1402$ А. $I_{\text{кзэф.мах}} = 3617$ А (при $U_{\text{л}} = 35$ кВ)	Стадия распл. шихты	0,35	0,60	0,09	-0,22	0,57	0,08	0,06	0,34	0,04	-0,03	0,31	0,04	-0,02	0,29	0,05	75	70	145	71	56	127
	Работа дуг на жид- кую ванну	0,36	0,54	0,05	-0,24	0,40	0,05	0,04	0,11	0,02	-0,01	0,08	0,03	-0,02	0,10	0,03	70	39	108	67	31	98
	Весь цикл плавки	0,33	0,52	0,07	-0,21	0,39	0,06	0,07	0,27	0,04	-0,04	0,27	0,05	-0,03	0,21	0,03	67	72	139	64	59	123
3. Дуговая стале- плавильная печь ДСП-120 (90 МВА). $U_{\text{лн}} = 35$ кВ, $I_{\text{н}} = 1485$ А. $I_{\text{кзэф.мах}} = 3082$ А (при $U_{\text{л}} = 36,2$ кВ)	Плавка с традиц. технол. (весь цикл)	0,53	0,83	0,11	-0,40	0,79	0,10	0,06	0,37	0,05	0,01	0,37	0,06	0,02	0,33	0,06	88	50	137	84	37	121
	Плавка с техноло- гией Consteel (весь цикл)	0,55	0,71	0,05	-0,37	0,57	0,04	0,03	0,30	0,02	0,00	0,19	0,02	0,02	0,23	0,02	70	21	91	68	17	85
4. Дуговая стале- плавильная печь ДСП-10 (10 МВА). $U_{\text{лн}} = 10$ кВ, $I_{\text{н}} = 577,4$ А. $I_{\text{кзэф.мах}} = 1347$ А (при $U_{\text{л}} = 10$ кВ)	Стадия распл. шихты	0,33	0,65	0,10	-0,23	0,58	0,09	0,08	0,30	0,05	-0,01	0,22	0,06	0,00	0,28	0,07	9	8	17	8	6	14
	Работа дуг на жид- кую ванну	0,41	0,49	0,03	-0,26	0,38	0,03	0,02	0,12	0,02	0,00	0,11	0,02	0,00	0,10	0,02	7	2	10	7	2	9
	Весь цикл плавки	0,36	0,69	0,08	-0,23	0,64	0,07	0,05	0,34	0,04	-0,01	0,27	0,04	0,00	0,33	0,05	8	6	13	7	4	12
5. Дуговая стале- плавильная печь ДСП-1,5 (1,25 МВА). $U_{\text{лн}} = 6$ кВ, $I_{\text{н}} = 120,3$ А. $I_{\text{кзэф.мах}} = 325$ А (при $U_{\text{л}} = 6,3$ кВ)	Стадия распл. шихты	0,44	0,95	0,15	-0,32	0,88	0,12	0,12	0,51	0,08	-0,01	0,37	0,09	-0,03	0,39	0,11	2	2	4	2	2	4
	Работа дуг на жид- кую ванну	0,36	0,52	0,05	-0,17	0,30	0,03	0,06	0,25	0,03	-0,04	0,19	0,02	-0,02	0,25	0,03	1	1	2	1	1	2
	Весь цикл плавки	0,44	0,95	0,09	-0,27	0,88	0,08	0,07	0,51	0,05	-0,04	0,37	0,05	-0,01	0,42	0,06	1	1	3	1	1	2

Анализ статистических характеристик в **таблице** показал, что средние значения действительной  $\text{Re}(\dot{I}_{(1)})$  и мнимой  $\text{Im}(\dot{I}_{(1)})$  составляющих тока прямой последовательности остаются примерно-постоянными для всех анализируемых периодов, что объясняется выбором установок регулирования, обеспечивающих работу ДСП со значением номинального тока печного трансформатора в течение всего периода плавки. Стандартные отклонения  $S(\text{Re}(\dot{I}_{(1)}))$  и  $S(\text{Im}(\dot{I}_{(1)}))$  изменяются существенно: в 2–2,5 раза. Подобная ситуация также наблюдается для составляющих  $\text{Re}(\dot{I}_{(2)})$  и  $\text{Im}(\dot{I}_{(2)})$  тока обратной последовательности, где присутствует значительное отличие математических ожиданий и стандартных отклонений для начального периода и стадии доводки металла из-за снижения внешних возмущений и динамической несимметрии при горении дуг на жидкую ванну. Анализ стандартных отклонений, значимых для выбора СТК параметров  $\text{Im}(\dot{I}_1)$ ,  $\text{Re}(\dot{I}_2)$ ,  $\text{Im}(\dot{I}_2)$  для начального периода плавки и всего цикла, показывает, что их соотношения находятся в интервале 1,3–2,7 раза, что говорит об их значительном влиянии на величину номинальной мощности СТК.

Необходимо отметить, что статистические показатели, приведенные в **таблице**, могут являться исходной информацией для выбора мощности СТК с использованием выражений (6)–(11) и (22)–(25). Описание методики выбора номинальной мощности компенсирующего устройства ДСП, где используются известные статистические характеристики составляющих токов прямой и обратной последовательностей, приведено ниже.

#### 4. Разработка методики выбора мощности СТК на основе статистической информации о распределении симметричных составляющих токов ДСП за цикл плавки

С учетом выявленных диапазонов изменения составляющих прямой и обратной последовательностей токов дуговой печи, охватывающих 95% ( $K_{\text{сим}} = 95\%$ ) всех рабочих точек за цикл плавки, можно записать выражения для определения требуемых реактивных проводимостей фаз эквивалентного треугольника СТК:

$$B_{\text{СТКАВ.треб.}} = -\frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{АВ.СР}}} \times \left[ \left( M(\text{Im}(\dot{I}_1)) - 1,5S(\text{Im}(\dot{I}_1)) \right) - \sqrt{3} \left( M(\text{Re}(\dot{I}_2)) \pm 2S(\text{Re}(\dot{I}_2)) \right) + \left( M(\text{Im}(\dot{I}_2)) \pm 2S(\text{Im}(\dot{I}_2)) \right) \right]; \quad (30)$$

$$B_{\text{СТКВС.треб.}} = -\frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{ВС.СР}}} \times \left[ \left( M(\text{Im}(\dot{I}_1)) - 1,5S(\text{Im}(\dot{I}_1)) \right) - 2 \left( M(\text{Im}(\dot{I}_2)) \pm 2S(\text{Im}(\dot{I}_2)) \right) \right]; \quad (31)$$

$$B_{\text{СТКСА.треб.}} = -\frac{\sqrt{3}}{3U_{\text{СА.СР}}} \times \left[ \left( M(\text{Im}(\dot{I}_1)) - 1,5S(\text{Im}(\dot{I}_1)) \right) + \sqrt{3} \left( M(\text{Re}(\dot{I}_2)) \pm 2S(\text{Re}(\dot{I}_2)) \right) + \left( M(\text{Im}(\dot{I}_2)) \pm 2S(\text{Im}(\dot{I}_2)) \right) \right], \quad (32)$$

где  $U_{\text{АВ.СР}}$ ,  $U_{\text{ВС.СР}}$ ,  $U_{\text{СА.СР}}$  – средние за цикл плавки действующие значения напряжений в точке подключения комплекса «ДСП-СТК» (при выборе мощности СТК могут быть приняты номинальному или согласованному уровню линейного напряжения  $U_{\text{л.ном}}$ ).

Максимальное значение требуемой реактивной проводимости фазы эквивалентного треугольника СТК находится как максимальная величина из трех значений  $B_{\text{СТКАВ.треб.}}$ ,  $B_{\text{СТКВС.треб.}}$ ,  $B_{\text{СТКСА.треб.}}$  с учетом влияния значений  $\pm S(\text{Re}(\dot{I}_2))$  и  $\pm S(\text{Im}(\dot{I}_2))$ :

$$B_{\text{СТК.мах}} = \max(B_{\text{СТКАВ.треб.}}, B_{\text{СТКВС.треб.}}, B_{\text{СТКСА.треб.}}). \quad (33)$$

Данное значение  $B_{\text{СТК.мах}}$  определяет величину реактивной проводимости фазы эквивалентного треугольника ФКЦ и, соответственно, номинальную мощность фильтрокомпенсирующей цепи СТК:

$$B_{\text{ФКЦ.ном}} = B_{\text{СТК.мах}}; \quad Q_{\text{ФКЦ.ном}} = -3U_{\text{л.ном}}^2 \cdot B_{\text{ФКЦ.ном}}, \quad (34)$$

где  $B_{\text{ФКЦ.ном}}$  – реактивная проводимость фазы эквивалентного треугольника ФКЦ (в действительности фильтры высших гармоник в составе ФКЦ имеют соединение в звезду; в этом случае проводимость фазы эквивалентной звезды ФКЦ можно определить как  $B_{\text{ФКЦУ.ном}} = 3B_{\text{ФКЦ.ном}}$ ).

Для исследуемой электродуговой установки расчетное значение номинальной реактивной мощности ФКЦ СТК с учетом согласованного уровня напряжения на секции ЗРУ-35 кВ  $U_{\text{л}} = 36,2$  кВ равно  $Q_{\text{ФКЦ.ном}} = -106$  МВАр (см. **таблицу**).

Номинальная мощность ТРГ с точки зрения обеспечения функции симметрирования СТК может быть определена на основании рассчитанной минимальной величины  $B_{\text{СТК.мин}}$  и рассчитанном ранее значении  $B_{\text{ФКЦ.ном}}$ :

$$B_{\text{СТК.min}} = \min(B_{\text{СТК.АВ.треб.}}, B_{\text{СТК.ВС.треб.}}, B_{\text{СТК.СА.треб.}}), \quad (35)$$

$$Q_{\text{ТРГ.ном}} = Q_{\text{СТК.min}} - Q_{\text{ФКЦ.ном}} = 3U_{\text{Л.ном}}^2 (B_{\text{СТК.min}} - B_{\text{ФКЦ.ном}}). \quad (36)$$

Для исследуемой ШП-125 значение  $B_{\text{СТК.min}}$ , определенное на основании рассчитанных статистических характеристик, является положительным ( $B_{\text{СТК.min}} = 0,0031 \text{ См}$ ). В этом случае в соответствии с выражением (35) мощность ТРГ при согласованном напряжении  $U_{\text{Л}} = 36,2 \text{ кВ}$  будет составлять  $Q_{\text{ТРГ.ном}} = 93,4 \text{ МВАр}$ , что меньше  $Q_{\text{ФКЦ.ном}}$ . Однако на практике для обеспечения нулевой реактивной мощности комплекса «ДСП-СТК» во всех режимах работы электродуговой установки, включая технологические паузы, номинальная мощность ТРГ должна находиться в соотношении

$$Q_{\text{ТРГ.ном}} \geq |Q_{\text{ФКЦ.ном}}|, \quad (37)$$

т.е. в случае ШП-125  $Q_{\text{ТРГ.ном}} = 106 \text{ МВАр}$ .

Необходимо отметить, что максимальная реактивная мощность ТРГ  $Q_{\text{ТРГ.мах}}$ , определяющая величину индуктивности реактора, выбирается в 1,1–1,25 раза больше номинальной мощности  $Q_{\text{ФКЦ.ном}}$ . Это обусловлено несколькими причинами: 1) необходимость обеспечения работы ТРГ в регулируемом диапазоне при повышенном напряжении в точке подключения комплекса «ДСП-СТК» (обычно до  $U_{\text{Л}} = 1,1U_{\text{Л.ном}}$ ); 2) возможность обеспечения дополнительных функций по снижению бросков тока при включении печного трансформатора ДСП, а также снижение коммутационных перенапряжений при последовательном включении фильтров высших гармоник, за счет кратковременного перевода СТК в режим потребления реактивной мощности [2, 20]; 3) работа ТРГ с оптимальными углами регулирования, при которых обеспечивается минимизация высших гармоник в линейных токах тиристорно-реакторной группы. Исходя из вышесказанного для исследуемой электродуговой установки мощность  $Q_{\text{ТРГ.мах}}$  может составлять  $Q_{\text{ТРГ.мах}} = 1,25 Q_{\text{ФКЦ.ном}} = 1,25 \cdot 106 = 132,5 \text{ МВАр}$ .

Обычно работа ТРГ со значениями  $Q_{\text{ТРГ}}$ , близкими к  $Q_{\text{ТРГ.мах}}$ , возможна только в течение непродолжительных периодов времени (не более нескольких секунд), что обусловлено ограничениями системы водяного охлаждения тиристорных ключей и параметрами тепловой защиты.

Важным моментом при использовании разработанной методики выбора номинальной мощности элементов СТК является учет парал-

лельной работы других электросталеплавильных агрегатов. Например, в другом исследуемом комплексе ЧерМК ПАО «Северсталь» параллельно ШП-120 функционирует установка ковш-печь (УКП) с мощностью печного трансформатора 25 МВА. В данном случае при выборе мощности СТК необходимо анализировать симметричные составляющие суммарных токов ШП-120 и УКП, что было сделано в **таблице**. В данном случае номинальная мощность СТК в соответствии с данной методикой при  $K_{\text{сим}} = 95\%$  должна составлять  $Q_{\text{СТК.ном}} = 139 \text{ МВАр}$ .

Необходимо отметить, что оба мощных электросталеплавильных комплекса с шахтными печами (АО «ССЗБ» и ЧерМК ПАО «Северсталь») имеют независимое питание от понизительной подстанции с высоким уровнем первичного напряжения 220 кВ, при этом на стороне 35 кВ отсутствуют другие электроприемники, кроме ШП и УКП. Здесь без значительных ухудшений электрических и технологических режимов работы дуговой печи, а также без ухудшения ПКЭ на стороне 220 кВ, мощность СТК может быть выбрана при условии  $K_{\text{сим}} = 90\%$ . В этом случае в соответствии с **таблицей** для ШП-125 АО «ССЗБ» мощность СТК будет равна  $Q_{\text{СТК.ном}} = 94 \text{ МВАр}$ , а для электросталеплавильного комплекса ЧерМК ПАО «Северсталь»  $Q_{\text{СТК.ном}} = 123 \text{ МВАр}$ .

Для электросталеплавильного комплекса на базе ДСП-120 (90 МВА) мощность СТК при использовании технологии Consteel при  $K_{\text{сим}} = 95\%$  составляет  $Q_{\text{СТК.ном}} = 91 \text{ МВАр}$ , а при  $K_{\text{сим}} = 90\%$  –  $Q_{\text{СТК.ном}} = 85 \text{ МВАр}$ , что на 9 и 15% ниже фактической установленной мощности СТК 100 МВАр фирмы АВВ. Использование традиционной технологии расплавления металлошихты значительно повышает мощность компенсирующего устройства из-за увеличения колебаний токов дуг:  $Q_{\text{СТК.ном}} = 137 \text{ МВАр}$  ( $K_{\text{сим}} = 95\%$ ) и  $Q_{\text{СТК.ном}} = 123 \text{ МВАр}$  ( $K_{\text{сим}} = 90\%$ ).

С уменьшением мощности ДСП увеличиваются кратности токов эксплуатационных коротких замыканий из-за меньших значений индуктивных сопротивлений электрического контура. Это приводит к увеличению отношения  $Q_{\text{СТК.ном}}/S_{\text{ПТ}}$  до 1,3–1,5, что можно видеть из результатов расчетов для ДСП-10 (10 МВА) ООО «БВК» и ДСП-1,5 (1,25 МВА) ООО «СУМВЗ» (см. **таблицу**).

Анализ полученных результатов позволяет сделать дополнительный вывод о том, что значительное влияние на статистические характеристики симметричных составляющих токов и, соответственно, номинальную мощность СТК, помимо конструкции ДСП и применяемой технологии подачи шихтового материала, оказывает тип и каче-



ство настройки системы автоматического управления электрическими режимами ДСП, а также оптимальность выбора профиля плавки, определяющего использование ступеней РПН печного трансформатора, реактора и рабочей кривой. Неверно выбранный электрический режим ДСП в совокупности с неоптимальной настройкой нелинейных регуляторов параметра электрического контура ДСП (например, регуляторов импеданса), может привести к повышению колебаний токов и увеличению количества крайних несимметричных режимов в период начального расплавления металлошихты, что является причиной увеличения требуемых реактивных проводимостей фаз СТК и повышения мощности компенсирующего устройства. Данное обстоятельство требует применения комплексного подхода к выбору режимов работы дуговой печи и компенсирующего устройства, учитывающего динамические показатели системы управления перемещением электродов ДСП и используемые профили плавки. Также значительное влияние на режимы работы комплекса «ДСП-СТК» оказывает уровень напряжения в точке подключения печного трансформатора и ДСП, определяемый ступенью РПН сетевого трансформатора понизительной подстанции. При использовании неоптимальных уровней напряжения может произойти ухудшение энергетических показателей комплекса «ДСП-СТК» и симметрирующей способности СТК. Решению данной проблемы посвящены исследования [2, 21, 22].

Также следует отметить, что в описанной методике, основанной на анализе несимметричных режимов ДСП основным критерием выбора мощности является обеспечение работы СТК в регулировочном диапазоне без выхода ТРГ в ограничение по углу управления тиристорными ключами. Однако сама необходимость использования СТК на стадии проектирования системы электроснабжения электросталеплавильного комплекса должна проверяться на основании анализа ПКЭ с использованием математических моделей комплекса «ДСП-СТК», в которых реализованы алгоритмы управления гидроприводами перемещения электродов и учтены случайные колебания токов и мощности ДСП [2, 23]. Так, например, в системе электроснабжения рассматриваемой ДСП-10 (10 МВА) ООО «БВК» используется обычное фильтрокомпенсирующее устройство ФКУ 6,3 МВАр, которого достаточно для поддержания заданных ПКЭ и обеспечения заданного коэффициента реактивной мощности  $\text{tg}\varphi$  на границе балансовой принадлежности предприятия и энергоснабжающей организации [24].

В случае если экспериментальный или расчет-

ный анализ ПКЭ, а также электрических и технологических характеристик ДСП показывает необходимость использования СТК, предложенная методика позволит с высокой точностью определить номинальную мощность статического компенсатора с учетом эксплуатационных несимметричных режимов. При этом полученные значения стандартных отклонений составляющих прямой и обратной последовательностей токов для ДСП различного класса и мощности, представленные в **таблице** могут являться исходной информацией для выбора параметров СТК других аналогичных электросталеплавильных комплексов.

### Выводы

1. В настоящее время статический тиристорный компенсатор, включающий в себя ТРГ и ФКЦ на базе фильтров высших гармоник, является основным типом устройств компенсации реактивной мощности для электросталеплавильных комплексов на базе ДСП и У КП. Несмотря на существование компенсирующих устройств нового поколения типа СТАКОМ, СТК обладают достаточным быстродействием и функциональными возможностями для обеспечения оптимального функционирования электродуговых печей и поддержания заданных показателей качества электроэнергии.

2. Правильный выбор номинальной мощности СТК для систем электроснабжения электросталеплавильных комплексов играет важную роль в достижении оптимальных электрических режимов электросталеплавильных агрегатов, обеспечении заданных показателей качества электроэнергии в точке общего присоединения электроприемников, поддержании заданного коэффициента реактивной мощности на границе балансовой принадлежности электрических сетей предприятия, а также снижении стоимости и минимизации эксплуатационных затрат компенсирующего устройства.

3. Существующие методики выбора мощности и расчета параметров СТК не учитывают влияние эксплуатационных несимметричных режимов ДСП, что приводит в ряде случаев к завышению установленной мощности компенсатора и, как следствие, росту его стоимости и повышению эксплуатационных затрат из-за увеличенных потерь активной мощности в элементах СТК.

4. На основе экспериментальных данных, полученных на действующих электросталеплавильных комплексах, был проведен комплексный анализ несимметричных режимов ДСП различного класса, с помощью которого было показано влияние степени несимметрии токов на требуемую мощность СТК. Исследования показали, что вели-

чина требуемой реактивной проводимости и мощности СТК для компенсации тока обратной последовательности ДСП может достигать 100% от аналогичных составляющих, необходимых для компенсации реактивной составляющей тока прямой последовательности, что свидетельствует о необходимости правильного учета несимметричных режимов при выборе мощности СТК.

5. На основании статистической обработки экспериментальных данных для ДСП различного класса и мощности были выявлены закономерности в распределении составляющих токов прямой и обратной последовательностей, с помощью которых получены аналитические выражения для определения интервалов значимых значений токов при коэффициентах симметрирования  $K_{\text{сим}} = 90$  и  $95\%$ . Данные результаты легли в основу усовершенствованной методики выбора мощности СТК для систем электроснабжения электросталеплавильных комплексов. Применение методики позволяет осуществить обоснованный выбор номинальной мощности СТК с учетом фактических несимметричных режимов ДСП без завышения мощности компенсатора. Результаты расчетов для электросталеплавильных комплексов с установленными СТК показали, что мощности функционирующих компенсирующих устройств могли быть снижены на стадии проектирования на 10–30%, что привело бы к соответствующему снижению их стоимости и эксплуатационных затрат.

6. Исследования показали, что настройка электрического режима ДСП, а также динамические показатели систем управления перемещением электродов электродуговых печей могут оказать значительное влияние на выбор установленной мощности СТК. При некорректной настройке электрических и технологических режимов работы ДСП мощность СТК может быть определена неверно и являться завышенной, что свидетельствует о необходимости использования комплексного подхода к оптимизации режимов ДСП и СТК.

#### Список литературы

1. Николаев А.А., Корнилов Г.П., Якимов И.А. Исследование режимов работы дуговых сталеплавильных печей в комплексе со статическими тиристорными компенсаторами реактивной мощности. Часть 1 // *Электromеталлургия*. 2014. №5. С. 15–22.
2. Николаев А.А. Повышение эффективности работы электротехнического комплекса «дуговая сталеплавильная печь – статический тиристорный компенсатор»: монография. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2017. 318 с.
3. Николаев А.А. Повышение эффективности работы дуговых сталеплавильных печей и установок ковш-печь за счет применения усовершенствованных алгоритмов управления электрическими режимами: монография. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2015. 161 с.
4. Экспериментальное исследование гармонического состава токов дуг для дуговых сталеплавильных печей различной мощности / Николаев А.А., Руссо Ж.Ж., Сцымански В., Тулунов П.Г. // *Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова*. 2016. Т. 14. №3. С. 106–120. doi: 10.18503/1995-2732-2016-14-3-106-120
5. Hingorani N. G., Gyugyi L. Understanding FACTS. Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems // *IEEE Press book*. 2000. 429 p.
6. Kashani M.G., Babaei S., Bhattacharya S. SVC and STATCOM Application in Electric Arc Furnace Efficiency Improvement // *Proceedings of the 4th IEEE International Symposium "Power Electronics for Distributed Generation Systems" (PEDG)*. Rogers, AR, USA, 2013, pp. 1–7. doi: 10.1109/PEDG.2013.6785641.
7. Morello S., Dionise T.J., Mank T.L. Installation, Startup and Performance of a Static Var Compensator for an Electric Arc Furnace Upgrade // *Proceedings of the Industry Applications Society Annual Meeting*. Addison, TX, USA. IEEE, 2015, pp. 1–9. doi: 10.1109/IAS.2015.7356881
8. Кочкин В.И., Нечаев О.П. Применение статических компенсаторов реактивной мощности в электрических сетях энергосистем и предприятий. М.: НЦ ЭНАС, 2002. 247 с.
9. Reduction of SVC Capacity by Flicker Control Using Parallel Band-Pass Filters / Gibo N., Yukihiro K., Deno K., Nagasaka Y. // *Proceedings of the 14th International Conference "Harmonics and Quality of Power" (ICHQP)*. Bergamo. Italy, 2010, pp. 1–6. doi: 10.1109/ICHQP.2010.5625333
10. Gildong K., Lee H. Optimal Capacity of SVC to Compensate Flicker induced by Electric Arc Furnace // *Proceedings of the International Conference "Information and Multimedia Technology"*. Jeju Island, South Korea, 2009, pp. 43–46. doi: 10.1109/ICIMT.2009.36
11. Reactive Compensation for AC Electric Arc Furnace Considering Power Quality Constraints / Zhu X.H., Chen H.K., Hu P., Chen R.N. // *Proceedings of the 17th International Conference "Harmonics and Quality of Power" (ICHQP)*. Belo Horizonte. Brazil, 2016, pp. 919–924. doi: 10.1109/ICHQP.2016.7783453.
12. Фомин А.В. Анализ методик обоснования мощности статического тиристорного компенсатора для сталеплавильных печей // *Известия Тульского государственного технического университета*. Технические науки. 2010. Вып. 4. Ч.2. С.35–46.
13. Тропин В.В. Анализ и синтез быстродействующих систем компенсации реактивной мощности в электрических сетях с резкопеременными нагрузками методом частотных характеристик: дис. ... д-ра техн. наук. Краснодар, 1998. 523 с.
14. Фомин А.В. Обоснование рациональных параметров устройств поперечной компенсации электротехнических систем электротехнологий: дис. ... канд. техн. наук. Тула, 2009. 161 с.
15. Фрозинова Т.Ю. Повышение эффективности функциони-

- рования устройств поперечной компенсации электротехнических систем электротехнологий: дис. ... канд. техн. наук. Тула, 2013. 134 с.
16. Nikolaev A.A., Anokhin V.V., Lozhkin I.A. Estimation of accuracy of chosen SVC power for steel-making arc furnace // Proceedings of the 2<sup>nd</sup> International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM 2016), Chelyabinsk. Russia. IEEE. 2016, pp. 1–5. doi: 10.1109/ICIEAM.2016.7911442
  17. Xu S., Zhao J.F., Tang G.Q. A New SVC Control Strategy for Voltage Flicker Mitigation and Integrated Compensation to Electric Arc Furnace // Proceedings of the Third International Conference "Electric Utility Deregulation and Restructuring and Power Technologies". Nanjing. China. 2008, pp. 1972–1976. doi: 10.1109/DRPT.2008.4523730
  18. Samet H., Parniani M. Predictive Method for Improving SVC Speed in Electric Arc Furnace Compensation // IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 22, issue. 1, 2007, pp. 732–734. doi: 10.1109/TPWRD.2006.886768
  19. Cernan M., Tlustý J. Study of the Susceptance Control of Industrial Static Var Compensator // Proceedings of the 16th International Scientific Conference of Electric Power Engineering. Kouty nad Desnou, Czech Republic. 2015, pp. 1–4. doi: 10.1109/EPE.2015.7161150
  20. Application of Static Var Compensator of Ultra-High Power Electric Arc Furnace for Voltage Drops Compensation in Factory power Supply System of Metallurgical Enterprise / Nikolaev A.A., Kornilov G.P., Khramshin T.R., Akay I., Gok Y. // Proceedings of the Electrical Power and Energy Conference (EPEC), Calgary. Canada. IEEE. 2014, pp. 235–41. doi: 10.1109/EPEC.2014.18
  21. Abdel-Rahman M.H., Youssef F.M., Saber A.A. New Static Var Compensator Control Strategy and Coordination with Under-Load Tap Changer // IEEE Transaction on Power Delivery. 2006, vol. 21, no. 3, pp. 1630–1635. doi: 10.1109/TPWRD.2005.858814
  22. Coordination of an SVC with a ULTC Reserving Compensation Margin for Emergency Control / Son K.M., Moon K.S., Lee S.K., Park J.K. // IEEE Transaction on Power Delivery. 2000, vol. 15, no. 4, pp. 1193–1198. doi: 10.1109/61.891502
  23. Выбор мощности статических тиристорных компенсаторов для сверхмощных дуговых сталеплавильных печей / Николаев А.А., Полозюк П.Ю., Пелагеин Т.Е., Корнилов Г.П. // Электротехнические системы и комплексы: межвуз. сб. науч. тр. Вып. 19. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. ун-та им. Г.И. Носова, 2011. С. 80–84.
  24. Обоснование выбора мощности фильтрокомпенсирующего устройства дуговой сталеплавильной печи / Николаев А.А., Корнилов Г.П., Зайцев А.С., Скакун С.В., Урманова Ф.Ф. // Главный энергетик. 2015. № 8. С. 49–56.

Поступила 21.08.17.

Принята в печать 15.09.17.

# INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-3-74-94>

## DEVELOPMENT OF AN IMPROVED METHOD FOR SELECTING THE POWER OF A STATIC VAR COMPENSATOR FOR ELECTRIC ARC FURNACES

Aleksandr A. Nikolaev – Ph.D. (Eng.), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: aa.nikolaev@magtu.ru. ORCID: [orcid.org/0000-0001-5014-4852](https://orcid.org/0000-0001-5014-4852)

### Abstract

**Relevance.** Static var compensators are critical elements of the power supply systems designed for high-power electric steel-making complexes comprising electric arc furnaces and ladle furnaces. Static var compensators help maintain the primary voltage of furnace transformers, due to which the design capacity of steel-making furnaces can be reached. They also ensure the specified power quality is reached in the point of common coupling of arc furnaces and other electrical loads. At present, one does not find, either in Russian or foreign literature, any guidelines on how to select the static var compensator components by rated power while accounting for asymmetric operation of different classes of electric arc furnaces. The existing techniques utilized by major manufacturers of compensators for electric arc furnaces in some cases can result in overrated power for the filtering and compensation circuit and the thyristor controlled reactors, which leads to increased price and operating costs due to high active power losses in the compensator elements. In this regard, it appears to be an important task to come up with

a different approach to selecting the static var compensator by rated power based on the analysis of how the sequence components of the electric arc furnace currents tend to change at different process stages. **Objectives:** The objective is to come up with a better technique for deciding on the power of the static var compensator elements using experimental data characterising the change of the sequence components of currents, which would ensure accuracy of calculated compensator parameters without overestimating the unit's rated power. **Methods Applied:** Arrays of instantaneous values of currents and voltages of electric arc furnaces of various power ratings and classes were used as the basic initial data for theoretical studies; the MATLAB software with the Simulink application was utilized for data processing; the above mentioned environment was used to analyse the real and imaginative parts of both positive and negative sequence currents of electric arc furnaces with the help of the symmetrical component method; some methods from the theory of probability and mathematical statistics were used to determine significant variation ranges of the fur-



nance electrical parameters. **Originality:** The results of this research can be described as novel as this research provides the first-of-its-kind comprehensive analysis of asymmetric operation of electric arc furnaces of different classes; based on these studies, a new technique was developed for selecting the static var compensator by rated power, which, compared with other existing techniques, ensures high accuracy of calculated compensator parameters. **Findings:** Regularities have been established for varying sequence components of electric arc furnace currents; the authors demonstrate how the asymmetric operation can impact the target values of susceptances and total reactive power of the electric arc furnace compensator; statistical data have been obtained on the distribution of sequence components of currents for electric arc furnaces of different classes and power ratings; a new technique has been developed for selecting the power of the static var compensator for an electric arc furnace. **Practical Relevance:** The results obtained are of great theoretical relevance for electrical engineering of arc furnaces and can be useful for calculating the parameters of static var compensators operated as part of the power supply systems of steel-making complexes.

**Keywords:** Electric arc furnace, ladle furnace, static var compensator, reactive power compensation, electric power quality, asymmetrical arcing, high-order harmonic filtering, selecting the power of the static var compensator.

### References

1. Nikolaev A.A., Kornilov G.P., Yakimov I.A. *Issledovanie rezhimov raboty dugovyh staleplavil'nyh pechej v komplekse so staticheskimi tiristornymi kompensatorami reaktivnoj moshchnosti. Chast' 1.* [Study of operating modes of electric arc furnaces together with static var compensators. Part 1]. Elektrometallurgiya [Electrometallurgy], 2014, no. 5, pp. 15–22. (In Russ.)
2. Nikolaev A.A. *Povyshenie effektivnosti raboty elektrotehnicheskogo kompleksa «dugovaja staleplavil'naja pech' – staticheskij tiristornyj kompensator»: monografiya* [Enhancing the performance of the electric arc furnace – static var compensator complex: monograph]. Magnitogorsk: Publishing House of Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2017, 318 p. (In Russ.)
3. Nikolaev A.A. *Povyshenie effektivnosti raboty dugovyh staleplavil'nyh pechej i ustanovok kovsh-pech' za schet primeneniya usovershenstvovannyh algoritmov upravleniya ehlektricheskimi rezhimami: monografiya* [Enhancing the performance of electric arc furnaces and ladle furnaces through the application of optimised electrical control algorithms: monograph]. Magnitogorsk: Publishing House of Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2015, 161 p. (In Russ.)
4. Nikolaev A.A., Rousseau J.J., Szymansky V., Tulupov P.G. *Eksperimental'noe issledovanie garmonicheskogo sostava tokov dug dlja dugovyh staleplavil'nyh pechej razlichnoj moshnosti* [An experimental study of electric arc current harmonics for electric arc furnaces with different power characteristics]. Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2016, no. 3, pp. 106–120. (In Russ.)
5. Hingorani N. G., Gyugyi L. *Understanding FACTS. Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems.* IEEE Press book. 2000. 429 p.
6. Kashani M.G., Babaei S., Bhattacharya S. SVC and STATCOM Application in Electric Arc Furnace Efficiency Improvement. Proceedings of the 4th IEEE International Symposium "Power Electronics for Distributed Generation Systems" (PEDG). Rogers, AR, USA. 2013, pp. 1–7. <https://doi.org/10.1109/PEDG.2013.6785641>.
7. Morello S., Dionise T.J., Mank T.L. Installation, Startup and Performance of a Static Var Compensator for an Electric Arc Furnace Upgrade. Proceedings of the Industry Applications Society Annual Meeting. Addison, TX, USA. IEEE. 2015, pp. 1–9. <https://doi.org/10.1109/IAS.2015.7356881>.
8. Kochkin V.I., Nechaev O.P. *Primenenie staticheskikh kompensatorov reaktivnoj moshchnosti v jelektricheskikh setjah jenergosistem i predpriyatij* [Implementation of static var compensators in electrical grids of electrical power systems and industrial enterprises]. Moscow: ENAS Innovation Centre, 2002, 247 p. (In Russ.)
9. Reduction of SVC Capacity by Flicker Control Using Parallel Band-Pass Filters. Gibo N., Yukihira K., Deno K., Nagasaka Y. Proceedings of the 14th International Conference "Harmonics and Quality of Power" (ICHQP). Bergamo. Italy. 2010, pp. 1–6. <https://doi.org/10.1109/ICHQP.2010.5625333>.
10. Gildong K., Lee H. Optimal Capacity of SVC to Compensate Flicker induced by Electric Arc Furnace. Proceedings of the International Conference "Information and Multimedia Technology". Jeju Island, South Korea. 2009, pp. 43–46. doi: 10.1109/ICIMT.2009.36.
11. Reactive Compensation for AC Electric Arc Furnace Considering Power Quality Constraints. Zhu X.H., Chen H.K., Hu P., Chen R.N. Proceedings of the 17th International Conference "Harmonics and Quality of Power" (ICHQP). Belo Horizonte. Brazil. 2016, pp. 919–924. <https://doi.org/10.1109/ICHQP.2016.7783453>.
12. Fomin A.V. Analysing the methods of justifying the power of static var compensators for electric arc furnaces. *Izvestija Tul'skogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Tekhnicheskie nauki* [Bulletin of the Tula State University. Engineering Sciences], 2010, iss. 4, part 2, pp. 35–46.
13. Tropin V.V. *Analiz i sintez bystrodejstvujushchih sistem kompensacii reaktivnoj moshchnosti v jelektricheskikh setjah s rezkoperemennymi nagruzkami metodom chastotnyh harakteristik. Diss. dokt. tekhn. nauk* [Analysis and synthesis of fast-acting reactive power compensation systems with the help of frequency-response method. Doctoral dissertation]. Krasnodar, 1998, 523 p.
14. Fomin A.V. *Obosnovanie racional'nyh parametrov ustrojstv poperechnoj kompensacii jelektricheskikh sistem jelektrotechnologii. Diss. kand. tekhn. nauk* [Justification of the rational parameters of shunt compensating devices for electrical systems. Ph.D. dissertation]. Tula, 2009, 161 p.
15. Frozinova T.Yu. *Povyshenie jeffektivnosti funkcionirovaniya ustrojstv poperechnoj kompensacii jelektricheskikh sistem jelektrotechnologii. Diss. kand. tekhn. nauk* [Enhancing the performance of shunt compensating devices of electrical



- systems. Ph.D. dissertation]. Tula, 2013, 134 p.
16. Nikolaev A.A., Anokhin V.V., Lozhkin I.A. Estimation of accuracy of chosen SVC power for steel-making arc furnace. Proceedings of the 2<sup>nd</sup> International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM 2016), Chelyabinsk. Russia. IEEE. 2016, pp. 1–5. <https://doi.org/10.1109/ICIEAM.2016.7911442>.
  17. Xu S., Zhao J.F., Tang G.Q. A New SVC Control Strategy for Voltage Flicker Mitigation and Integrated Compensation to Electric Arc Furnace. Proceedings of the Third International Conference “Electric Utility Deregulation and Restructuring and Power Technologies”. Nanjing. China. 2008, pp. 1972–1976. <https://doi.org/10.1109/DRPT.2008.4523730>.
  18. Samet H., Parniani M. Predictive Method for Improving SVC Speed in Electric Arc Furnace Compensation. IEEE Transactions on Power Delivery. 2007, vol. 22, iss. 1, pp. 732–734. <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2006.886768>.
  19. Cernan M., Tlustý J. Study of the Susceptance Control of Industrial Static Var Compensator. Proceedings of the 16th International Scientific Conference of Electric Power Engineering. Kouty nad Desnou, Czech Republic. 2015, pp. 1–4. <https://doi.org/10.1109/EPE.2015.7161150>.
  20. Nikolaev A.A., Kornilov G.P., Khramshin T.R., Akay I., Gok Y. Application of Static Var Compensator of Ultra-High Power Electric Arc Furnace for Voltage Drops Compensation in Factory power Supply System of Metallurgical Enterprise. Proceedings of the Electrical Power and Energy Conference (EPEC), Calgary. Canada. IEEE. 2014, pp. 235–41. <https://doi.org/10.1109/EPEC.2014.18>.
  21. Abdel-Rahman M.H., Youssef F.M., Saber A.A. New Static Var Compensator Control Strategy and Coordination with Under-Load Tap Changer. IEEE Transaction on Power Delivery. 2006, vol. 21, no. 3, pp. 1630–1635. <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2005.858814>.
  22. Son K.M., Moon K.S., Lee S.K., Park J.K. Coordination of an SVC with a ULTC Reserving Compensation Margin for Emergency Control. IEEE Transaction on Power Delivery. 2000, vol. 15, no. 4, pp. 1193–1198. doi: 10.1109/61.891502.
  23. Nikolaev A.A., Polozyuk P.Yu., Pelagein T.E., Kornilov G.P. *Vybor moshchnosti staticheskikh tiristornykh kompensatorov dlya sverkhmoshchnykh dugovykh staleplavilnykh pechey [Deciding on the power of static var compensators for ultra high-power electric arc furnaces]. Elektrotekhnicheskie sistemy i komplekсы: Mezhdvuzovskiy sb. nauch. tr. [Electrical Systems and Complexes: University proceedings]. Magnitogorsk: Publishing House of Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2011, vol. 19, pp. 80–84.*
  24. Nikolaev A.A., Kornilov G.P., Zaytsev A.S., Skakun S.V., Urmanova F.F. *Obosnovanie vybora moshchnosti fil'tro-kompensiruyushhego ustrojstva dugovoj staleplavil'noj pechi [Justifying the choice of power for the filtering and compensation device utilized in an electric arc furnace]. Glavnyj energetik [Electrical supervisor], 2015, no. 8, pp. 49–56. (In Russ.).*

Received 21/08/17

Accepted 15/09/17

#### Образец для цитирования

Николаев А.А. Разработка усовершенствованной методики выбора мощности статического тиристорного компенсатора дуговой сталеплавильной печи // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №3. С. 74–94. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-3-74-94>

#### For citation

Nikolaev A.A. Development of an improved method for selecting the power of a static var compensator for electric arc furnaces. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 3, pp. 74–94. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-3-74-94>