

ЭНЕРГЕТИКА МЕТАЛЛУРГИИ, ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ

METALLURGICAL POWER ENGINEERING, ENERGY SAVING AND ELECTRICAL SYSTEMS

ISSN 1995-2732 (Print), 2412-9003 (Online)

УДК 621.365.22

DOI: 10.18503/1995-2732-2020-18-3-58-68

УСОВЕРШЕНСТВОВАННЫЙ СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО КОНТУРА ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ НА ОСНОВЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ

Николаев А.А., Тулупов П.Г., Денисевич А.С.

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

Аннотация. Актуальность работы. В современной промышленности при вводе дуговых сталеплавильных печей в эксплуатацию для решения практических задач широко применяются математические модели электрического контура печи. При этом адекватность модели во многом зависит от корректности определения фактических параметров самого контура. При этом методики определения данных параметров в отечественной литературе описаны не достаточно подробно, а также имеют ряд недостатков. **Цель работы** – разработка усовершенствованного способа определения параметров электрического контура дуговой сталеплавильной печи на основании экспериментальных данных, полученных непосредственно на промышленной площадке. **Используемые методы:** для выполнения конечного расчёта параметров электрического контура проводится серия опытов двухфазных и трёхфазных коротких замыканий с полным погружением электродов в расплав с последующей фиксацией результатов эксперимента с использованием регистратора электрических сигналов РЭС-3. **Новизна:** в отечественной и зарубежной литературе при описании способов проведения опытов КЗ не используется контроль взаимного расположения фаз, что снижает точность определения параметров электрического контура. В предлагаемом методе данная особенность учитывается. **Полученные результаты.** На основании результатов опытов коротких замыканий получены параметры электрического контура и величины взаимной индуктивности дуговой сталеплавильной печи шахтного типа ШП-125. **Практическая значимость.** Полученные результаты имеют высокую практическую значимость, поскольку в дальнейшем могут применяться при проведении исследований по выявлению энергетических резервов и оптимизации электрических режимов ДСП.

Ключевые слова: дуговая сталеплавильная печь, установка ковш-печь, электрическая дуга, электрический контур, электрический режим, энергоэффективность, опыт короткого замыкания.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ (проект №FZRU-2020-0011).

© Николаев А.А., Тулупов П.Г., Денисевич А.С., 2020

Для цитирования

Николаев А.А., Тулупов П.Г., Денисевич А.С. Усовершенствованный способ определения параметров электрического контура электродуговой сталеплавильной печи на основе экспериментальных данных // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2020. Т.18. №3. С. 58–68. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2020-18-3-58-68>



Контент доступен под лицензией Creative Commons Attribution 4.0 License.
The content is available under Creative Commons Attribution 4.0 License.

AN IMPROVED METHOD OF DETERMINING THE ELECTRIC CIRCUIT PARAMETERS FOR AN ELECTRIC ARC FURNACE BASED ON THE EXPERIMENTAL DATA

Nikolaev A.A., Tulupov P.G., Denisevich A.S.

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia

Abstract. Problem Statement (Relevance): In modern industry, when commissioning electric arc furnaces, mathematical models of the electric circuit of the furnace are widely used to solve practical problems. In this case, the adequacy of the model largely depends on the correct determination of the actual parameters of the circuit. Moreover, the methods for determining the parameters are not detailed enough in the Russian literature, and they also have a number of disadvantages. The objective of the study is to develop an improved method for determining the electric circuit parameters of an electric arc furnace based on experimental data obtained directly at the industrial site. **Methods Applied:** To make the final calculation of the electric circuit parameters, a series of experiments of two-phase and three-phase short circuits with a full immersion of electrodes in the melt is carried out, including recording the results of the experiment using the RES-3 electrical signal recorder. **Originality:** In Russian and foreign literature, when describing the methods of conducting short circuit tests, control of the relative position of phases is not used, reducing the accuracy of determining the electric circuit parameters. This peculiarity is taken into account in the proposed method. **Findings:** Based on the results of the short circuit experiments, the electric circuit parameters and the mutual inductance values of the shaft-type electric arc furnace ShP-125 were obtained. **Practical Relevance:** The results obtained are of a high practical importance, ensuring the fulfillment of energy conditions, when conducting research to identify energy reserves and optimize electrical modes of EAF.

Keywords: electric arc furnace, ladle furnace, electric arc, electric circuit, electrical mode, energy efficiency, short circuit experiment.

This research was funded by the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation (project No. FZRU-2020-0011).

For citation

Nikolaev A.A., Tulupov P.G., Denisevich A.S. An Improved Method of Determining the Electric Circuit Parameters for an Electric Arc Furnace Based on the Experimental Data. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2020, vol. 18, no. 3, pp. 58–68. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2020-18-3-58-68>

Введение

В настоящее время электрометаллургия является одной из наиболее приоритетных отраслей развития современной промышленности. При строительстве современных электросталеплавильных цехов в подавляющем большинстве случаев при производстве жидкой стали применяются мощные и сверхмощные дуговые сталеплавильные печи (ДСП) с удельной мощностью печного трансформатора близкой к 1 МВА/т с использованием технологии внепечной обработки расплава в установке ковш-печь (УКП).

Очевидно, что производство жидкой стали в ДСП и УКП является ресурсоёмким процессом и требует значительных затрат электроэнергии. Снижение производственных издержек при выплавке стали в ДСП и УКП является одним из приоритетных направлений в научных исследованиях, посвящённых данной тематике.

Так, в рамках исследования [1] была обоснована методика подбора оптимальных значений балансировочных коэффициентов ДСП, применение которой обеспечивает снижение износа огнеупорной футеровки, а также сокращения времени работы под током. В свою очередь, в исследовании [2] рассматривался подход к выявлению энергетических резервов работы печи, базирующийся на разработке и внедрении принципиально новой системы диагностики стадии плавления шихты по высшим гармоникам напряжения электрической дуги. Эффективность подобного подхода была также обоснована с использованием реальных экспериментальных данных в исследовании [3].

Важно отметить, что в исследованиях [1–3] основой в той или иной вариации является математическая модель электрического контура ДСП [4–9] с заранее предопределёнными параметрами, такими как активное и реактивное сопротив-

ление печного трансформатора $R_{Тр}$ и $X_{Тр}$, активное и реактивное сопротивление участка короткой сети $R_{Кс}$ и $X_{Кс}$, а также взаимные индуктивности между фазами M_{12} , M_{23} и M_{13} . Очевидно, что корректность определения исходных данных определяет точность математической модели и, как следствие эффективность методик повышения энергоэффективности работы сталеплавильного комплекса.

В соответствии с этим особую актуальность приобретает задача разработки усовершенствованного способа определения параметров электрического контура ДСП (УКП) на основе экспериментальных данных. Отметим, что в отечественной и зарубежной литературе при описании способов проведения опытов КЗ контроль взаимного расположения фаз не используется, что снижает точность определения параметров электрического контура сталеплавильных агрегатов.

Теоретические основы усовершенствованного способа определения параметров электрического контура ДСП

Наиболее простым и очевидным способом определения параметров электрического контура является метод трёхфазного короткого замыкания, когда все электроды погружаются в расплав с дальнейшим расчётом по стандартным формулам:

$$Z_{Кс_i} = \frac{U_{2\phi_i}}{I_{Д_i}}; \quad (1)$$

$$R_{Кс_i} = \frac{P_{2_i}}{I_{Д_i}^2}; \quad (2)$$

$$X_{Кс_i} = \sqrt{Z_{Кс_i}^2 - R_{Кс_i}^2}, \quad (3)$$

где $i=\{1,2,3\}$ – номер фазы; $U_{2\phi_i}$ – фазное напряжение на вторичной стороне печного трансформатора; $I_{Д_i}$ – ток электрической дуги, P_{2_i} – активная мощность на вторичной стороне печного трансформатора; $Z_{Кс_i}$ – полное сопротивление участка короткой сети; $R_{Кс_i}$ – активное сопротивление участка короткой сети; $X_{Кс_i}$ – реактивное сопротивление участка короткой сети.

Тем не менее применение данного способа даёт значительную погрешность. Это связано с высоким влиянием явления переноса мощности между фазами, а также смещением нейтральной

точки на векторной диаграмме. Кроме того, данный способ не позволяет точно определить значения взаимных индуктивностей, что делает его неприменимым в случае с компланарным расположением фаз [10].

В связи с этим наиболее предпочтительным является применение способа расчёта на основании двухфазного и трёхфазного короткого замыкания. При этом при проведении эксперимента важно следить за тем, чтобы при контакте электродов с расплавом контакты располагались на одном уровне. В противном случае результаты эксперимента будут искажены. Схема корректного взаимного расположения хомутов электрододержателей и рукавов приведена на **рис. 1**. Схема эксперимента при использовании данного способа приведена на **рис. 2**.

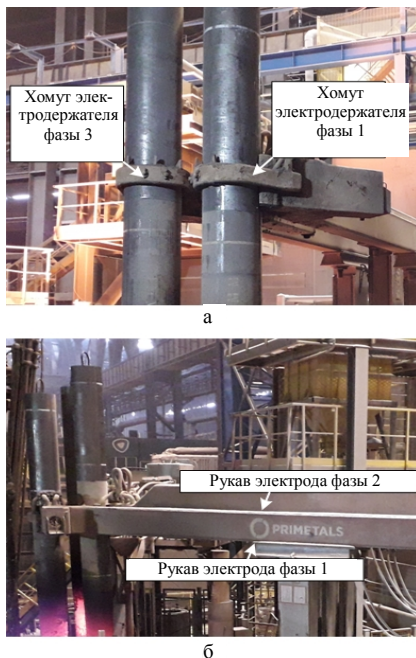


Рис. 1. Корректное взаимное расположение хомутов (а) и рукавов электродов (б) при проведении опытов КЗ

Fig. 1. A correct relative position of clamps (a) and hoses of the electrodes (b), when conducting the short circuit experiments

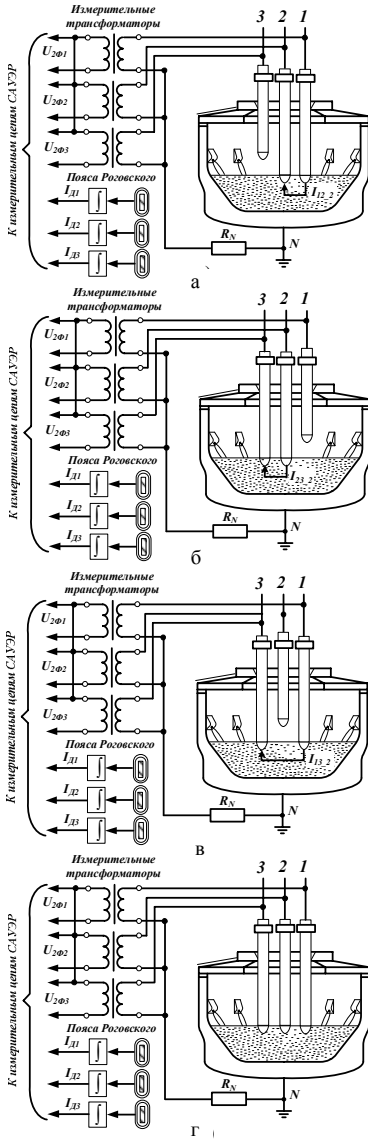


Рис. 2. Схема проведения экспериментов двухфазных и трёхфазных КЗ

Fig. 2. The procedure of conducting the experiments of two-phase and three-phase short circuits

В соответствии с усовершенствованной методикой расчёт параметров короткой сети производится с использованием следующего набора формул:

$$Z_{2-12} = \frac{S_{2-1} + S_{2-2}}{0,25(I_{2-1} + I_{2-2})^2} = \frac{U_{2Ф-1} \cdot I_{2-1} + U_{2Ф-2} \cdot I_{2-2}}{0,25(I_{2-1} + I_{2-2})^2}; \quad (4)$$

$$Z_{2-23} = \frac{S_{2-2} + S_{2-3}}{0,25(I_{2-2} + I_{2-3})^2} = \frac{U_{2Ф-2} \cdot I_{2-2} + U_{2Ф-3} \cdot I_{2-3}}{0,25(I_{2-2} + I_{2-3})^2}; \quad (5)$$

$$Z_{2-13} = \frac{S_{2-1} + S_{2-3}}{0,25(I_{2-1} + I_{2-3})^2} = \frac{U_{2Ф-1} \cdot I_{2-1} + U_{2Ф-3} \cdot I_{2-3}}{0,25(I_{2-1} + I_{2-3})^2}; \quad (6)$$

где Z_{2-12} , Z_{2-23} , Z_{2-31} – полные сопротивления замкнутого контура в каждом из трёх режимов двухфазного КЗ соответственно; $S_{2-1}, S_{2-2}, S_{2-3}$ – полные фазные мощности на вторичной стороне печного трансформатора в фазах «1», «2» и «3» соответственно; $S_{2-1}, S_{2-2}, S_{2-3}$ – полные фазные мощности на вторичной стороне печного трансформатора в фазах «1», «2» и «3» соответственно; $U_{2-Ф1}, U_{2-Ф2}, U_{2-Ф3}$ – фазные напряжения на вторичной стороне печного трансформатора в фазах «1», «2» и «3» соответственно; $I_{2-1}, I_{2-2}, I_{2-3}$ – значения токов, полученных с помощью датчиков Роговского, установленных на каждой из трёх фаз.

$$R_{2-12} = \frac{P_{2-1} + P_{2-2}}{0,25 \cdot (I_{2-1} + I_{2-2})^2}; \quad (7)$$

$$R_{2-23} = \frac{P_{2-2} + P_{2-3}}{0,25 \cdot (I_{2-2} + I_{2-3})^2}; \quad (8)$$

$$R_{2-13} = \frac{P_{2-1} + P_{2-3}}{0,25 \cdot (I_{2-1} + I_{2-3})^2}; \quad (9)$$

где R_{2-12} , R_{2-23} , R_{2-13} – активные сопротивления замкнутого контура в каждом из трёх режимов двухфазного КЗ соответственно; $P_{2-1}, P_{2-2}, P_{2-3}$ – фазные активные мощности на вторичной стороне печного трансформатора в фазах «1», «2» и «3» соответственно.

$$Z_{2-1} = \frac{Z_{2-12} + Z_{2-31} - Z_{2-23}}{2}; \quad (10)$$

$$Z_{2-2} = \frac{Z_{2-12} + Z_{2-23} - Z_{2-31}}{2}; \quad (11)$$

$$Z_{2-3} = \frac{Z_{2-23} + Z_{2-31} - Z_{2-12}}{2}; \quad (12)$$

$$R_{2-1} = \frac{R_{2-12} + R_{2-31} - R_{2-23}}{2}; \quad (13)$$

$$R_{2,2} = \frac{R_{2,12} + R_{2,23} - R_{2,31}}{2}; \quad (14)$$

$$R_{2,3} = \frac{R_{2,23} + R_{2,31} - R_{2,12}}{2}; \quad (15)$$

$$X_{2,1} = \sqrt{Z_{2,1}^2 - R_{2,1}^2}; \quad (16)$$

$$X_{2,2} = \sqrt{Z_{2,2}^2 - R_{2,2}^2}; \quad (17)$$

$$X_{2,3} = \sqrt{Z_{2,3}^2 - R_{2,3}^2}; \quad (18)$$

где $Z_{2,1}, Z_{2,2}, Z_{2,3}$ – полное сопротивление участков короткой сети фаз «1», «2» и «3» соответственно; $R_{2,1}, R_{2,2}, R_{2,3}$ – активное сопротивление участков короткой сети фаз «1», «2» и «3» соответственно; $X_{2,1}, X_{2,2}, X_{2,3}$ – реактивное сопротивление участков короткой сети фаз «1», «2» и «3» соответственно.

В свою очередь, определение величины коэффициентов взаимной индуктивности производится исходя из следующей системы уравнений:

$$\begin{cases} R_{ПЕР,1} = \omega [M_{12} \frac{I_2}{I_1} \cos(\alpha_{12} - \frac{\pi}{2}) - M_{13} \frac{I_3}{I_1} \cos(\alpha_{13} - \frac{\pi}{2})] \\ X_{ПЕР,1} = -\omega [M_{12} \frac{I_2}{I_1} \sin(\alpha_{12} - \frac{\pi}{2}) - M_{13} \frac{I_3}{I_1} \sin(\alpha_{13} - \frac{\pi}{2})] \end{cases}, \quad (19)$$

где $R_{ПЕР}$ – активное сопротивление переноса; $X_{ПЕР}$ – индуктивное сопротивление переноса; ω – частота питающей сети; I_1, I_2, I_3 – действующее значение тока электрической дуги в каждой из трёх фаз; M_{12}, M_{13} – взаимные индуктивности между фазами «1» и «2», «1» и «3» соответственно; α_{12}, α_{13} – углы между векторами токов в фазах «1» и «2», «1» и «3» соответственно.

В случае двухфазного КЗ между фазами «1» и «2» (рис. 2,а) действующие значения токов дуг I_1 и I_2 равны между собой, а угол между векторами токов составляет 180° . С учётом того, что $I_3=0$, система (3) трансформируется в следующий вид:

$$\begin{cases} R_{ТРАНСФ,1} = 0 \\ X_{ТРАНСФ,1} = \omega M_{12} \end{cases} \quad (20)$$

В случае КЗ между фазами «2» и «3» (рис. 2,б), «1» и «3» (рис. 2,в) результирующее выражение будет аналогично выражению (20).

Опираясь на вышеизложенное, рассмотрим результаты практических исследований, проведённых на базе ШП-125.

Результаты экспериментальных исследований на базе ШП-125

В рамках данного исследования на базе дуговой сталеплавильной печи шахтного типа ШП-125 с мощностью печного трансформатора 85 МВА в соответствии со схемой, представленной на рис. 2, а также с использованием регистратора электрических сигналов РЭС-3, были получены осциллограммы, приведённые на рис. 3.

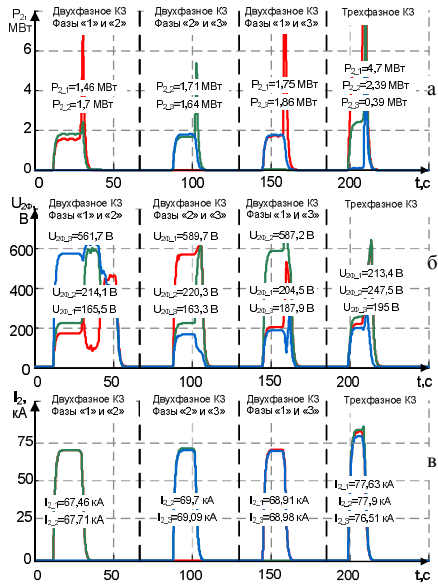


Рис.3. Осциллограммы сигналов в фазах «1», «2», «3» при проведении эксперимента по определению электрических параметров короткой сети и взаимных индуктивностей для ДСП шахтного типа (85 МВА): а – фазных активных мощностей на вторичной стороне печного трансформатора P2; б – фазных напряжений на вторичной стороне печного трансформатора U2ф; в – сигналы токов на вторичной стороне печного трансформатора I2, полученных с помощью датчиков Роговского, установленных на каждой из трёх фаз

Fig.3. Oscillograms of signals in phases “1”, “2”, “3”, when conducting the experiment to determine the electrical parameters of the high current system and mutual inductance for the shaft-type electric arc furnace (85 MVA): a is phase active power on the secondary side of the furnace transformer, P2; б is Y voltage on the secondary side of the furnace transformer, U2ф; в is signals of currents on the secondary side of the furnace transformer, I2, received using Rogowski sensors installed on each of three phases

Численные результаты эксперимента, а также результаты промежуточных расчётов, сведены в табл. 1–4. Кроме того, в данных таблицах приведены результаты аналогичного эксперимента, проведённого на математической модели, структура которой подробно описана в работах [11–15].

Расчёт параметров короткой сети по ранее описанной методике показал, что $R_{KC1}=0,382$ мОм, $R_{KC2}=0,313$ мОм, $R_{KC3}=0,378$ мОм, $X_{KC1}=2,881$ мОм, $X_{KC2}=2,704$ мОм, $X_{KC3}=2,757$ мОм.

Таблица 1. Результаты эксперимента двухфазного короткого замыкания с погружением в расплав электродов фаз «1» и «2»

T a b l e 1. Experimental results of two-phase short circuit, including the immersion of electrodes of phases “1” and “2” in the melt

Параметр	Эксперимент			Модель		
	«1»	«2»	«3»	«1»	«2»	«3»
$U_{2\phi}$ [В]	165,5	214,1	561,7	165,1	211,4	562,8
I_2 [кА]	67,46	67,61	0,06	66,53	66,53	0
S_2 [МВА]	11,17	14,48	0,04	10,99	14,07	0
P_2 [МВт]	1,46	1,7	-0,03	1,989	1,73	0
Z_2 [мОм]	2,453	3,167	-	2,482	3,178	-
X_{2_12} [мОм]	2,43	3,14	-	2,44	3,15	-
R_{2_12} [мОм]	0,32	0,37	-	0,45	0,39	-

Таблица 2. Результаты эксперимента двухфазного короткого замыкания с погружением в расплав электродов фаз «2» и «3»

T a b l e 2. Experimental results of two-phase short circuit, including the immersion of electrodes of phases “2” and “3” in the melt

Параметр	Эксперимент			Модель		
	«1»	«2»	«3»	«1»	«2»	«3»
$U_{2\phi}$ [В]	589,7	220,3	163,3	575,4	214	160,9
I_2 [кА]	0,34	69,7	69,09	0	67,72	67,72
S_2 [МВА]	0,2	15,36	11,28	0	14,49	10,9
P_2 [МВт]	0,17	1,71	1,64	0	1,79	2,033
Z_2 [мОм]	-	3,161	2,364	-	3,160	2,376
X_{2_23} [мОм]	-	3,14	2,34	-	3,14	2,33
R_{2_23} [мОм]	-	0,35	0,34	-	0,39	0,44

В соответствии с формулой (20) также были определены реактивные сопротивления взаимной индуктивности между фазами: $X_{M12}=0,445$ мОм, $X_{M23}=0,4275$ мОм, $X_{M13}=0,0625$ мОм. В свою очередь, результаты моделирования показывают, что параметры схемы замещения электрического контура определены верно и математическая модель является адекватной.

Таблица 3. Результаты эксперимента двухфазного короткого замыкания с погружением в расплав электродов фаз «1» и «3»

T a b l e 3. Experimental results of two-phase short circuit, including the immersion of electrodes of phases “1” and “3” in the melt

Параметр	Эксперимент			Модель		
	«1»	«2»	«3»	«1»	«2»	«3»
$U_{2\phi}$ [В]	204,5	587,2	187,9	212,1	604,9	194,5
I_2 [кА]	68,91	0	68,98	71,1	0	71,1
S_2 [МВА]	14,09	0	12,86	15,08	0	13,83
P_2 [МВт]	1,75	0	1,86	2,3	0	2,263
Z_2 [мОм]	2,968	-	2,724	2,983	-	2,736
X_{2_23} [мОм]	2,94	-	2,70	2,95	-	2,70
R_{2_23} [мОм]	0,37	-	0,39	0,45	-	0,45

Таблица 4. Результаты эксперимента трёхфазного короткого замыкания

T a b l e 4. Experimental results of three-phase short circuit

Параметр	Эксперимент			Модель		
	«1»	«2»	«3»	«1»	«2»	«3»
$U_{2\phi}$ [В]	213,4	247,5	195	222,3	251,2	199,4
I_2 [кА]	77,63	77,9	76,51	78,54	79,25	79,12
S_2 [МВА]	16,57	19,28	14,92	17,46	19,91	15,78
P_2 [МВт]	4,7	2,39	0,39	5,5	2,52	0,79
Z_2 [мОм]	2,749	3,177	2,549	2,830	3,170	2,520
X_{2_13} [мОм]	2,64	3,15	2,55	2,69	3,14	2,52
R_{2_13} [мОм]	0,78	0,39	0,07	0,89	0,40	0,13

Описание практического результата применения усовершенствованной методики определения параметров электрического контура

Влияние точности определения параметров короткой сети для построения математической модели электрического контура ДСП является очевидным и не вызывает сомнений. Вследствие этого, наибольший интерес в рамках данного исследования представляет оценка влияния взаимной индуктивности между фазами на формирование электрического режима.

Важно отметить, что в подавляющем большинстве современных исследований принимается в качестве допущения, что короткая сеть триангулирована и коэффициенты взаимной индуктивности равны между собой, вследствие чего их влияние нивелируется. Тем не менее данный вопрос требует более детального рассмотрения.

Рассмотрим случай, когда ступень печного трансформатора $N_{TF}=7$, а номер рабочей кривой $N_{PK}=5$. В соответствии с действующим на объекте

профилем плавки системы управления электрическим режимом ARCOS (Primetals Technologies), данному сочетанию соответствует набор уставок сопротивления электрической дуги $R_{Д1,3АД}=6,35$ МОм, $R_{Д2,3АД}=6,25$ МОм, $R_{Д3,3АД}=6,5$ МОм.

Для данных значений уставок был проведён расчёт электрических характеристик печи $P_{д}=f(I_{д})$, $КИФ=f(I_{д})$ и $КИН=f(I_{д})$ на математической модели как с учётом, так и без учёта взаим-

ной индуктивности, с последующим нанесением рабочей точки (рис. 4).

Активная мощность электрической дуги $P_{д}$ определяется по формуле:

$$P_{д} = P_2 - \Delta P, \quad (21)$$

где P_2 – активная мощность на вторичной стороне печного трансформатора, ΔP – потери активной мощности на участке короткой сети.

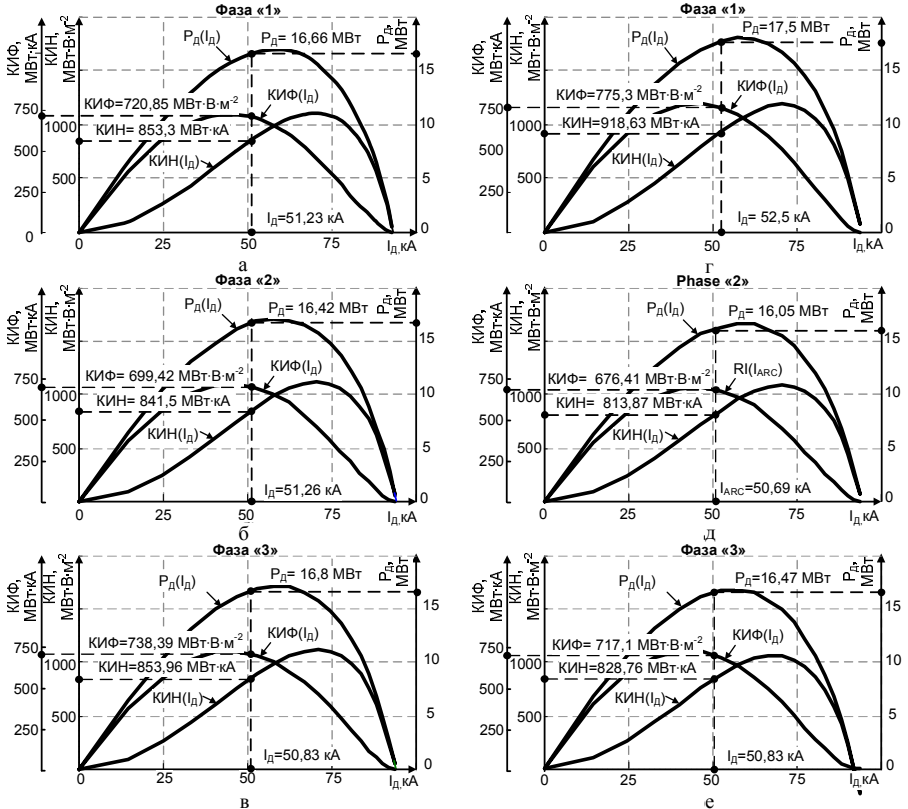


Рис.4. Электрические характеристики печи в фазах «1», «2» и «3» соответственно с нанесением рабочей точки: а, б, в – без учёта влияния взаимной индуктивности; г, д, е – с учётом влияния взаимной индуктивности
Fig.4. Electrical performance of the furnace in phases “1”, “2” and “3” correspondingly, including the marking of an operating point: а, б, в are exclusive of the effect of mutual inductance; г, д, е are inclusive of the effect of mutual inductance

Параметры P_2 и ΔP определяются в соответствии со следующими выражениями:

$$P_2 = \frac{1}{T} \int_0^T U_{2\phi}(t) I_d(t) dt, \quad (22)$$

$$\Delta P = I_d^2 \cdot R_{КС}, \quad (23)$$

где $U_{2\phi}(t)$ – мгновенное значение фазного напряжения на вторичной стороне печного трансформатора; $I_d(t)$ – мгновенное значение тока электрической дуги; T – период (для промышленной частоты 50 Гц составляет 0,02 с).

Коэффициент износа футеровки КИФ определяется в соответствии со следующим выражением:

$$КИФ = \frac{P_d U_d}{a^2} = \frac{P_d^2}{a^2 I_d}, \quad (24)$$

где a – расстояние между осью столба дуги и ближайшей точкой футеровки или водоохлаждаемой панели.

В свою очередь, коэффициент интенсивности нагрева КИН определяется следующим образом:

$$КИН = P_d I_d. \quad (25)$$

С целью проведения сравнительного анализа характеристик на **рис. 4**, величины R_d , КИФ и КИН, определяющие рабочую точку для набора уставок $R_{д1}=6,35$ мОм, $R_{д2}=6,25$ мОм, $R_{д3}=6,5$ мОм для случаев, когда взаимная индуктивность учитывается и не учитывается в математической модели, были сведены в **табл. 5**.

Анализ абсолютных значений параметров в **табл. 5** показал, что суммарные значения $R_{д\Sigma}$, $КИФ_\Sigma$ и $КИН_\Sigma$ остаются практически неизменными вне зависимости от того, учитывается ли при моделировании влияние взаимной индуктивности. При этом значительно изменению подвергается соотношение параметров в трёх фазах. Для проведения оценки введём следующие показатели:

$$\Delta I_{дj} = I_{дj} - \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 I_{ди}; \quad (26)$$

$$\delta I_{дj} = \frac{I_{дj}}{\frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 I_{ди}}; \quad (27)$$

$$\Delta P_{дj} = P_{дj} - \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 P_{ди}; \quad (28)$$

$$\delta P_{дj} = \frac{P_{дj}}{\frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 P_{ди}}; \quad (29)$$

$$\Delta КИФ_j = КИФ_j - \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 КИФ_i; \quad (30)$$

$$\delta КИФ_j = \frac{КИФ_j}{\frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 КИФ_i}; \quad (31)$$

$$\delta КИН_j = \frac{КИН_j}{\frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 КИН_i}; \quad (32)$$

$$\Delta КИН_j = КИН_j - \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 КИН_i. \quad (33)$$

Результаты расчётов в соответствии с формулами (26)–(33) также сведены в **табл. 5**.

В исследовании [1] подробно описывалась методика формирования балансировочных коэффициентов с целью снижения тепловой нагрузки на водоохлаждаемые панели в холодной зоне печи. В рамках данного исследования было определено, что величина балансировочного коэффициента для каждой фазы лежит в диапазоне от 0.95 до 1.05. Результаты расчёта, приведённые в **табл. 5**, показывают, что взаимная индуктивность оказывает значительное влияние на балансировку фаз. Вследствие этого сочетание балансировочных коэффициентов, являющееся оптимальным при расчёте на математической модели без учёта влияния взаимной индуктивности, может оказаться неоптимальным при использовании на действующем технологическом оборудовании и, в свою очередь не обеспечит ожидаемого экономического эффекта.

Таблица 5. Сравнительный анализ основных технологических параметров для двух вариантов математической модели (с учётом и без учёта влияния взаимной индуктивности)

Table 5. A comparative analysis of main process parameters for two options of a mathematical model (inclusive and exclusive of the effect of mutual inductance)

Параметр	Без учёта влияния взаимной индуктивности			С учётом влияния взаимной индуктивности		
	«1»	«2»	«3»	«1»	«2»	«3»
$I_{дл}$, кА	51,22	51,26	50,83	52,50	50,69	50,32
$P_{дл}$, МВт	16,66	16,42	16,8	17,50	16,05	16,47
КИФ, МВт·В·м ⁻²	720,85	699,42	738,39	775,30	676,41	717,10
КИН, МВт·кА	853,53	841,50	853,96	918,63	813,87	828,76
$I_{дср}$, кА		51,10			51,17	
$P_{дср}$, МВт		49,88			50,02	
КИФ _с , МВт·В·м ⁻²		2158,66			2168,81	
КИН _с , МВт·кА		2548,99			2561,26	
$\Delta I_{дл}$, кА	0,12	0,16	-0,27	1,40	-0,41	-0,78
$\delta I_{дл}$, о.е.	1,0023	1,0031	0,9947	1,0273	0,9919	0,9847
$\Delta P_{дл}$, МВт	0,03	-0,21	0,17	0,87	-0,58	-0,16
$\delta P_{дл}$, о.е.	1,002	0,9876	1,0104	1,0525	0,9653	0,9906
ΔКИФ, МВт·В·м ⁻²	1,30	-20,13	18,84	55,75	-43,14	-2,45
δКИФ, о.е.	1,0018	0,9720	1,0262	1,0775	0,9400	0,9966
Δ КИН, МВт·кА	3,87	-8,16	4,30	68,97	-35,79	-20,90
δКИН, о.е.	1,0046	0,9904	1,0051	1,0812	0,9579	0,9754

Выводы

1. Методика определения взаимных индуктивностей между фазами короткой сети путём расчёта на основании экспериментальных данных, полученных в ходе опытов трёхфазных и двухфазных коротких замыканий, является эф-

фективной и позволяет построить уточнённую математическую модель, учитывающую взаимную индуктивность и явление переноса мощности. Данный факт подтверждается путём сравнения результатов опытов КЗ, полученных на математической модели с учётом взаимной индуктивности и в процессе эксперимента на действующем технологическом оборудовании.

2. При проведении экспериментов двухфазных и трёхфазного коротких замыканий важно обеспечить корректное взаимное расположение хомутов и рукавов электродов. В противном случае расчёт параметров короткой сети и взаимных индуктивностей будет выполнен со значимой погрешностью.

3. Учёт взаимной индуктивности является важным условием корректного выбора балансировочных коэффициентов с применением математической модели в системе управления электрическим режимом. Результаты сравнительного анализа показали, что основные технологические параметры, такие как мощность электрической дуги, коэффициент износа футеровки и коэффициент интенсивности нагрева для определённого сочетания уставок, формирующих рабочие точки на электрических характеристиках ДСП и УКП, подвержены значительному влиянию взаимной индуктивности и явления переноса мощности. Отсутствие учёта в математической модели данных явлений может привести к тому, что расчётное оптимальное значение балансировочных коэффициентов не будет соответствовать фактическому. Как показывает практика, данный негативный эффект приводит к повышенному износу огнеупорной футеровки в горячей зоне печи и повышенной нагрузке на водоохлаждаемые панели, что сокращает межремонтный цикл и увеличивает экономические издержки в процессе эксплуатации ДСП.

Список литературы

1. A.A. Nikolaev, P.G. Tulupov Method of setting optimum asymmetric mode of operation of electric arc furnace// in Proc. 11th France-Japan & 9th Europe-Asia Congress on Mechatronics, 2016, pp. 033-037. DOI:10.1109/MECATRO-NICS.2016.7547111.
2. Экспериментальное исследование гармонического состава токов дуг для дуговых сталеплавильных печей различной мощности / Николаев А.А., Руссо Ж.-Ж., Сцымански В., Тулулов П.Г. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2016. Т.14, №3. DOI:10.18503/1995-2732-2016-14-3-106-120
3. Николаев А.А., Тулулов П.Г., Омельченко Е.Я. Экспериментальные исследования гармонического состава токов и напряжений дуг мощной дуговой сталеплавильной печи шахтного типа // Электротехнические системы и комплексы. 2018. №4 (41). С. 63–72
4. B. Bowman, K. Krüger, Arc Furnace Physics, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 2009.
5. Cassie A.M. Nouvelle théorie des arcs de rupture et rigidité du circuit (New theory of breaker arcs and circuit rigidity). CIGRE Report No. 102, 1939.

6. Игнатов И.И., Хаинсон А.В. Математическое моделирование электрических режимов дуговых сталеплавильных печей // *Электричество*. 1985. № 8. С. 69–72.
7. Köhle S., Lichtbogenreaktanzen von Drehstrom-Lichtbogenöfen (Arc reactances of AC arc furnace) // *Elektrowärme International* 51, B4, 1993, pp. 175–185.
8. Krüger K. Modellbildung und Regelung der elektrischen Energieumsetzung von Lichtbogenöfen (Modeling and control of the electrical energy conversion in arc furnaces). Dr.-Ing. Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, Universität der Bundeswehr Hamburg, Fortschritt-Berichte VDI. Reihe 6, Nr. 382, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1998.
9. Timm K. Reaktanzsymmetrierung von Hochstromleitungen für drehstrom Lichtbogenöfen (Reactance symmetrization of the high-current lines for AC arc furnaces) // *Elektrowärme International* 49, B4, 1991, pp. 201–211.
10. Электрические промышленные печи: дуговые печи и установки специального нагрева: учебник для вузов / Свенчанский А.Д., Жердев И.Т., Кручинин А.М. и др. М.: Энергоиздат, 1981. 296 с.
11. B. Boulet, G. Lalli, and M. Ajersch “Modeling and control of an electric arc furnace”// presented at the American Control Conference, Denver, CO, USA, Jun. 4–6, 2000.
12. M. Panoui, C. Panoui and L. Ghiormez “Modeling of the electric arc behaviour of the electric arc furnace”// 5th International Workshop on Soft Computing Applications, Szeged, Hungary, 2012, pp. 261–271.
13. Wang Yan, Mao Zhi-zhong, Tian Hui-xin, Li Yan, Yuan Ping Modeling of electrode system for three-phase electric arc furnace // *J.Cent. South Univ. Technol.* (2010) 17:560-565, DOI:10.1007/s11771-010-0523-3
14. Bowman B., Computer modeling of arc furnace electrical operation // *Metallurgia International* 1, 1988, no. 4, pp. 286–291.
15. A. A. Nikolaev; P. G. Tulupov; D. A. Savinov “Mathematical model of electrode positioning hydraulic drive of electric arc steel-making furnace taking into account stochastic disturbances of arcs”// International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM), pp. 1–6, 2017, DOI: 10.1109/ICIEAM.2017.8076205.

References

1. Nikolaev A.A., Tulupov P.G. Method of setting optimum asymmetric mode of operation of electric arc furnace. Proc. 11th France-Japan & 9th Europe-Asia Congress on Mechatronics, 2016, pp. 033-037. DOI:10.1109/MECATRO-NICS.2016.7547111.
2. Nikolaev A.A., Rousseau J.-J., Szymanski V., Tulupov P.G. An experimental study of electric arc current harmonics in electric arc furnaces with different power characteristics. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Novos Magnitogorsk State Technical University], 2016, vol.14, no. 3. DOI:10.18503/1995-2732-2016-14-3-106-120 (In Russ.)
3. Nikolaev A.A., Tulupov P.G., Omelchenko E.Ya. Experimental analysis of electric arc current and electric arc voltage harmonic composition of powerful shaft electric arc furnace. *Elektrotekhnicheskie sistemy i komplekсы* (Electro-technical Systems and Complexes), 2018, no. 4 (41), pp.63–72. (In Russ.)
4. B. Bowman, K. Krüger. Arc furnace physics. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 2009.
5. Cassie A.M. Nouvelle théorie des arcs de rupture et rigidité du circuit (New theory of breaker arcs and circuit rigidity). CIGRE Report No. 102, 1939.
6. Ignatov I.I., Khainson A.V. Mathematical modeling of electric modes of electric arc furnaces. *Elektrichestvo* [Electricity], 1985, no. 8, pp. 69–72. (In Russ.)
7. Köhle S., Lichtbogenreaktanzen von Drehstrom-Lichtbogenöfen (Arc reactances of AC arc furnace). *Elektrowärme International* 51, B4, 1993, pp. 175–185.
8. Krüger K. Modellbildung und Regelung der elektrischen Energieumsetzung von Lichtbogenöfen (Modeling and control of the electrical energy conversion in arc furnaces). Dr.-Ing. Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, Universität der Bundeswehr Hamburg, Fortschritt-Berichte VDI. Reihe 6, Nr. 382, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1998.
9. Timm K. Reaktanzsymmetrierung von Hochstromleitungen für drehstrom Lichtbogenöfen (Reactance symmetrization of the high-current lines for AC arc furnaces). *Elektrowärme International* 49, B4, 1991, pp. 201–211.
10. Svenchansky A.D., Zherdev I.T., Kruchinin A.M. et al. *Elektricheskie promyshlennye pechi: dugovye pechi i ustanovki spetsialnogo nagreva: uchebnik dlya vuzov* [Electric industrial furnaces: Arc furnaces and special heating installations: Textbook for universities]. Moscow: Energoizdat, 1981, 296 p. (In Russ.)
11. B. Boulet, G. Lalli, M. Ajersch. Modeling and control of an electric arc furnace. The American Control Conference, Denver, CO, USA, Jun. 4–6, 2000.
12. M. Panoui, C. Panoui, L. Ghiormez. Modeling of the electric arc behaviour of the electric arc furnace. The 5th International Workshop on Soft Computing Applications, Szeged, Hungary, 2012, pp. 261–271.
13. Wang Yan, Mao Zhi-zhong, Tian Hui-xin, Li Yan, Yuan Ping. Modeling of electrode system for three-phase electric arc furnace. *J.Cent. South Univ. Technol.* (2010) 17:560-565. DOI:10.1007/s11771-010-0523-3
14. Bowman B. Computer modeling of arc furnace electrical operation. *Metallurgia International* 1, 1988, no. 4, pp. 286–291.
15. Nikolaev A.A., Tulupov P.G., Savinov D.A. Mathematical model of electrode positioning hydraulic drive of electric arc steel-making furnace taking into account stochastic disturbances of arcs. International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM), pp. 1-6, 2017. DOI: 10.1109/ICIEAM.2017.8076205

Поступила 14.08.2020; принята к публикации 14.09.2020; опубликована 25.09.2020
Submitted 14/08/2020; revised 14/09/2020; published 25/09/2020

Николаев Александр Аркадьевич – канд. техн. наук, доцент, зав. кафедрой автоматизированного электропривода и мехатроники, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова. Магнитогорск, Россия. Email: aa.nikolaev@magtu.ru

Тулупов Платон Гарриевич – аспирант, мл. науч. сотрудник, кафедра автоматизированного электропривода и мехатроники, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова. Магнитогорск, Россия. Email: tulupov.pg@mail.ru

Денисевич Александр Сергеевич – аспирант, кафедра автоматизированного электропривода и мехатроники, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова. Магнитогорск, Россия. Email: denisevich933@mail.ru

Alexander A. Nikolaev – PhD (Eng.), Associate Professor, Head of the Department of Automated Electric Drive and Mechatronics, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. Email: aa.nikolaev@magtu.ru

Platon G. Tulupov – postgraduate student, junior researcher, Department of Automated Electric Drive and Mechatronics, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. Email: tulupov.pg@mail.ru

Alexander S. Denisevich – postgraduate student, Department of Automated Electric Drive and Mechatronics, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. Email: denisevich933@mail.ru