

Оптимизация конструкции трансформатора для инверторного источника питания машины контактной сварки

САХНО Л.И., ЛИХАЧЕВ Д.И.

Рассматриваются особенности применения трансформаторов с дисковыми обмотками в инверторных источниках питания машин контактной сварки с выпрямлением сварочного тока. Показано, что сопротивление КЗ трансформатора существенно влияет на электропотребление машины и массу трансформатора. Предложена методика расчета частотных зависимостей сопротивлений КЗ трансформаторов, подтвержденная экспериментально, и приведены результаты исследования влияния их конструктивных параметров на частотные зависимости сопротивлений КЗ. На основе результатов этого исследования выполнена оптимизация конструкции трансформатора инверторного источника питания с частотой 7,5 кГц.

Ключевые слова: контактная сварка, инверторный источник питания, трансформатор, дисковые обмотки, сопротивление короткого замыкания, электропотребление

Контактная сварка – это основной способ сварки давлением, при котором соединение образуется вследствие нагрева электрическим током и сжатия свариваемых деталей в зоне контакта. Силовая

Specific features relating to the use of transformers with pancake windings in inverter-based power supply units of contact welding machines with rectified welding current are considered. It is shown that the transformer short-circuit impedance has an essential effect on the machine power consumption level and transformer weight. A procedure for calculating the frequency dependences of transformer short-circuit impedances is proposed, the validity of which is confirmed by experiment, and the results from studying the effect of transformer design parameters on the short-circuit impedance frequency dependences are presented. The results of this study served as a basis for optimizing the design of the transformer for an inverter-based power supply unit with a frequency of 7.5 kHz.

Key words: contact welding, inverter-based power supply, transformer, pancake windings, short-circuit impedance, power consumption

электрическая часть машины контактной сварки (МКС) состоит из источника питания и токопроводов к свариваемым деталям. В настоящее время большинство МКС имеет источники питания про-

мышленной частоты. В то же время ведутся работы по созданию инверторных источников питания с выпрямлением сварочного тока. В номенклатуре изделий ведущих мировых производителей сварочного оборудования имеются такие машины.

Структурная схема такого источника питания (рис. 1) состоит из трехфазного мостового выпрямителя с емкостным фильтром 1, инвертора 2, сварочного трансформатора 3 с первичной обмоткой 4 и вторичными обмотками 5 и 6, к которым через однофазный двухполупериодный выпрямитель со средней точкой подключены свариваемые детали 7. Импульс сварочного тока, протекающего в свариваемых деталях, показан на рис. 2,а. Применение инверторных источников питания в МКС с выпрямлением на стороне вторичной обмотки позволяет уменьшить массу и габариты сварочного трансформатора, что особенно актуально в подвесных клещах для контактной сварки в автомобилестроении с применением сварочных роботов, для сварки арматуры железобетонных конструкций в строительстве. Снижение массы трансформатора в инверторном источнике питания достигается за счет уменьшения площади поперечного сечения магнитопровода трансформатора. При этом уменьшается средняя длина витков обмоток, что приводит к уменьшению массы меди обмоток. Кроме того, инверторные источники питания могут обеспечить длительность сварочного импульса $T_{\text{имп}}$ (рис. 2) меньше периода промышленной частоты, что позволяет с высоким быстродействием осуществлять стабилизацию его значения в случае изменения контактного сопротивления при сварке, а также получать сварочный импульс заданной формы с очень малым значением пульсаций. Машины контактной сварки с такими технологическими возможностями востребованы для сварки деталей из циркония, титана или радиационно стойких сталей для атомных энергетических установок.

Для создания конкурентоспособных МКС с инверторными источниками питания необходимо решить ряд сложных задач. Одной из таких задач является разработка сварочных трансформаторов повышенной частоты. Частота инвертора может составлять от 500 Гц до нескольких десятков кило-

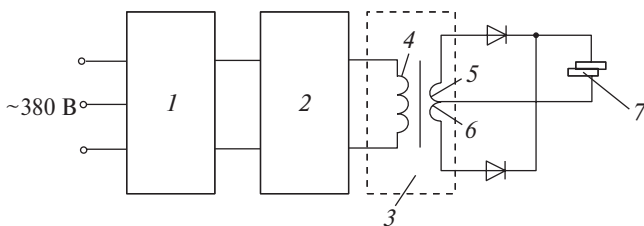


Рис. 1. Структурная схема инверторного источника питания МКС

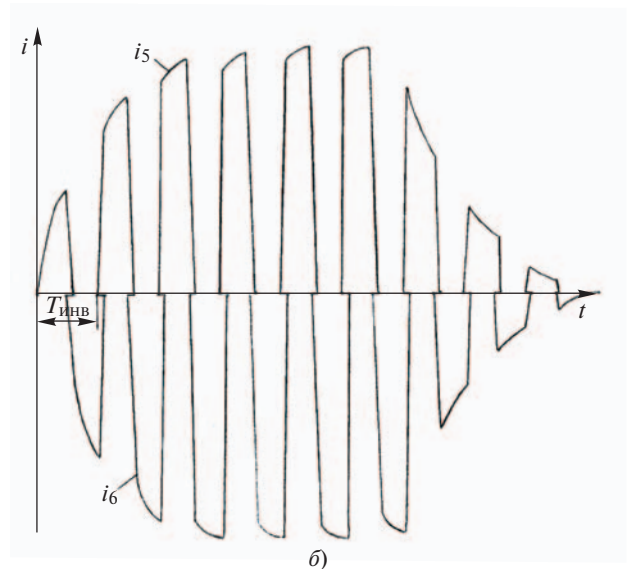
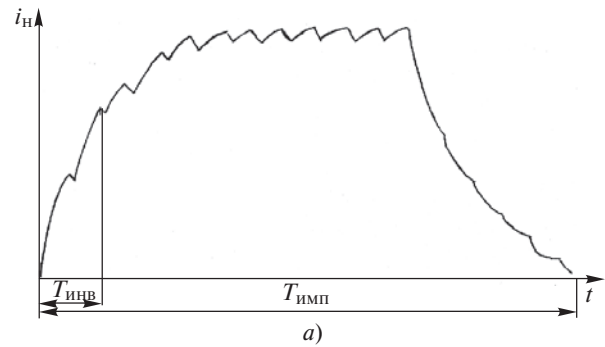


Рис. 2. Ток нагрузки (а) и токи в обмотках трансформатора (б)

герц, что определяется как технологическими требованиями к сварке некоторых деталей, так и требованиями, предъявляемыми к массе и габаритам трансформатора.

В практике проектирования МКС промышленной частоты принято выполнять трансформаторы с броневыми магнитопроводами и дисковыми обмотками. Такие трансформаторы имеют обычно несколько катушек первичной обмотки, которые выполняются медным проводом прямоугольного сечения, и один виток вторичной обмотки, состоящий из нескольких сплошных медных дисков, соединенных параллельно. Катушки размещают в группах, каждая из которых состоит из двух катушек первичной обмотки, между которыми расположен диск вторичной обмотки. Напряжение на стороне вторичной обмотки трансформатора по условиям сварки составляет несколько вольт (в отдельных случаях достигает 20–25 В). По этой обмотке протекает ток от единиц до нескольких десятков килоампер. Большой опыт использования трансформаторов с броневыми магнитопроводами и дисковыми обмотками в МКС промышленной частоты показал эффективность и высокую технологичность такой конструкции. В связи с этим це-

лесообразно исследовать особенности применения и возможность оптимизации этой конструкции в инверторных источниках МКС.

Трансформаторы инверторных источников питания МКС (ИИП МКС) имеют существенные отличия от трансформаторов МКС промышленной частоты. Прежде всего эти трансформаторы в большинстве случаев имеют два витка вторичной обмотки, ток в которых при сварке протекает поочередно в течение полупериода работы инвертора. На рис. 2,б показаны зависимости от времени тока в обмотках 5 и 6 сварочного трансформатора 3 (рис. 1). Такой режим работы трансформатора приводит к отличию от нуля магнитодвижущих сил (МДС) катушечных групп и увеличению индуктивности рассеяния по сравнению с режимом с традиционным чередованием первичных и вторичных обмоток [1]. Кроме того, в обмотках трансформаторов ИИП МКС существенно сильнее проявляется поверхностный эффект из-за повышенной частоты. Поэтому значения добавочных потерь в обмотках могут быть велики, что приводит к перерасходу меди обмоток [2]. В связи с этим возникает задача определения взаимного расположения катушек первичной и вторичной обмоток, при котором как добавочные потери, так и индуктивность рассеяния трансформатора будут минимальными. Однако публикации, посвященные влиянию поверхностного эффекта на добавочные потери и индуктивность рассеяния сварочных трансформаторов МКС, относятся в основном к трансформаторам промышленной частоты [3]. Многие вопросы, связанные с созданием трансформаторов ИИП МКС, решаются экспериментально путем изготовления многочисленных макетов.

Еще одно отличие трансформаторов ИИП МКС от сварочных трансформаторов промышленной частоты состоит в существенном влиянии их сопротивлений на мощность МКС. Мощность, которая потребляется МКС переменного тока промышленной частоты, определяется как

$$S = U_1 I_1 \gg U_{x,x2} I_{св}, \quad (1)$$

где U_1 — действующее значение напряжения источника, к которому подключена первичная обмотка; I_1 — действующее значение тока в первичной обмотке; $U_{x,x2}$ — действующее значение напряжения х.х. вторичной обмотки сварочного трансформатора; $I_{св}$ — действующее значение сварочного тока.

Расчетное значение напряжения х.х. вторичной обмотки трансформатора МКС промышленной частоты, которое необходимо для получения требуемого сварочного тока, зависит от значения сва-

рочного тока и сопротивления z , состоящего из сопротивлений трансформатора и нагрузки МКС:

$$U_{x,x2} = I_{св} z, \quad (2)$$

где

$$z = z_{\text{тр}} + r_{\text{дет}} + r_{\text{конт}} + jx_{\text{конт}}, \quad (3)$$

где $z_{\text{тр}} = r_{\text{тр}} + jx_{\text{тр}}$ — полное сопротивление трансформатора, приведенное к вторичной обмотке ($r_{\text{тр}}$, $x_{\text{тр}}$ — активное и индуктивное сопротивления трансформатора, приведенные к вторичной обмотке); $r_{\text{дет}} \gg 100, 200$ мкОм — сопротивление свариваемых деталей; $r_{\text{конт}} \gg 100$ мкОм — активное сопротивление токоподводов от вторичных обмоток трансформатора к сварочным электродам; $x_{\text{конт}} = \omega L_{\text{конт}}$, $L_{\text{конт}}$ — индуктивность сварочного контура, образованного токоподводами к свариваемым деталям.

Поскольку в ИИП МКС сварочный ток выпрямлен, индуктивное сопротивление вторичного контура практически не влияет на расчетное напряжение х.х. $U_{x,x2}$ в формуле (2) (лишь на небольшом участке цепи от трансформатора до диодов проявляется это влияние). В напряжении $U_{x,x2}$ ИИП МКС необходимо учесть падение напряжения на диодах. Кроме того, активное и индуктивное сопротивления трансформатора намного больше сопротивлений токоподводов и деталей, поэтому сопротивление трансформатора $z_{\text{тр}}$ является определяющим в значении сопротивления z в формуле (3). Оно влияет на расчетное значение $U_{x,x2}$ в (2) и на мощность МКС, причем это влияние увеличивается с ростом частоты. В связи с этим для оптимизации конструкции трансформатора ИИП МКС необходима методика расчета сопротивления $z_{\text{тр}}$ при заданной частоте инвертора, позволяющая учесть основные конструктивные особенности трансформатора — форму сечения проводов обмоток, расстояния между ними, взаимное расположение и размеры катушек в окне трансформатора.

В статье излагается методика расчета частотных зависимостей активного $r_{\text{тр}}$ и индуктивного $x_{\text{тр}}$ сопротивлений сварочных трансформаторов с броневыми магнитопроводами и дисковыми обмотками в диапазоне частот от 0 до 10 кГц. На основе теоретических и экспериментальных исследований зависимостей этих сопротивлений выделены конструктивные параметры, влияющие на массу и электропотребление МКС. Приведен пример использования результатов этого исследования для оптимизации конструкции трансформатора ИИП МКС с номинальной частотой 7,5 кГц и сварочным током 6 кА для точечной сварки деталей из титановых сплавов.

В качестве базового для исследования выбран трансформатор ВТ-1, сечение которого показано на рис. 3. Первичная обмотка состоит из четырех последовательно соединенных катушек 1, 3, 4, 6 и двух катушек вторичной обмотки 2 и 5. Каждая катушка первичной обмотки имеет девять витков. Катушки вторичной обмотки выполнены из медных трубок, по которым протекает охлаждающая вода. Размеры и площадь поперечного сечения провода первичной и трубок вторичной обмоток трансформатора ВТ-1 указаны ниже:

Трансформаторы	ВТ-1	ВТ-3
Число катушек первичной обмотки	4	2
Число проводов в катушке	9	18
Сечение провода первичной обмотки с изоляцией, мм ²	2,0; 5,0	1,6; 4,0
Число трубок в катушке вторичной обмотки	4	11
Сечение трубок в катушке вторичной обмотки, мм ²	6; 6; 1	0,4; 0,5
Сечение первичной обмотки, мм ²	9,64	6,19
Сечение вторичной обмотки, мм ²	66,0	60

Для исследования активных и индуктивных сопротивлений базового трансформатора ВТ-1, замещающего его в номинальном режиме работы, выполнялся расчет двумерного переменного магнитного поля рассеяния в окне трансформатора (магнитная проницаемость магнитопровода $\mu = \infty$) методом конечных элементов с использованием пакета ELCUT [4]. Такой подход позволяет учесть реальную форму поперечных сечений обмоток и расстояния между проводами первичной обмотки, которые существенно влияют на проявление поверхностного эффекта в обмотках. Поскольку магнитное поле рассеяния трансформатора создается МДС первичной и вторичной обмоток, сумма которых равна нулю. (режим противовключения) [1], исходными данными при расчете являются токи в катушках, найденные из условия

$$I_1 w_1 = - I_2 w_2, \quad (4)$$

где I_1, I_2 – действующие значения токов в первичной и вторичной обмотках; w_1, w_2 – число витков первичной и вторичной обмоток.

В формуле (4) следует учесть, что ток во вторичной обмотке протекает только в одной из ее катушек (2 или 5), поскольку в каждой катушке вторичной обмотки ток протекает только в течение половины периода работы инвертора.

На основании расчета переменного магнитного поля в ELCUT можно найти потери мощности P на единицу длины катушки и энергию магнитного поля рассеяния W_M на единицу длины окна магнитопровода. Данные о потерях используются для расчета активного сопротивления на единицу длины катушек:

$$R_K = P / I^2, \quad (5)$$

где I – ток в обмотке.

Индуктивность рассеяния трансформатора, приведенная к первичной обмотке, на единицу длины окна определяется по формуле

$$L_{\phi 2} = \frac{2W_M}{I_1^2}. \quad (6)$$

Для оптимизации конструкции трансформатора был выполнен анализ влияния поверхностного эффекта на активные сопротивления обмоток и индуктивность рассеяния трансформатора. При исследовании индуктивности рассеяния рассматривается относительная индуктивность L / L_0 , которая равна отношению индуктивности L рассеяния трансформатора при заданной частоте к индуктивности рассеяния этого трансформатора при равномерном распределении тока по катушкам и проводам обмоток трансформатора (т.е. при постоянном токе в режиме противовключения). При исследовании активных сопротивлений используются следующие относительные активные сопротивления катушек:

отношение $R_j^* = R_j / R_{0j}$ активного сопротивления j -й катушки R_j при переменном токе к её сопротивлению при постоянном токе R_{0j} ;

отношение $R_j^{**} = R_j / R_a$ активного сопротивления j -й катушки R_j при переменном токе к сопротивлению R_a постоянному току той же катушки при условии, что толщина провода b (рис. 3) равна эквивалентной глубине проникновения $a = \sqrt{2 / \omega \mu \sigma}$, $\omega = 2\pi f$; f – частота; μ – магнитная проницаемость; σ – удельная электрическая проводимость провода ($R_a = l / \sigma a c$; l – длина провода j -й катушки; a – эквивалентная глубина проникновения; c – сечение провода на рис. 3).

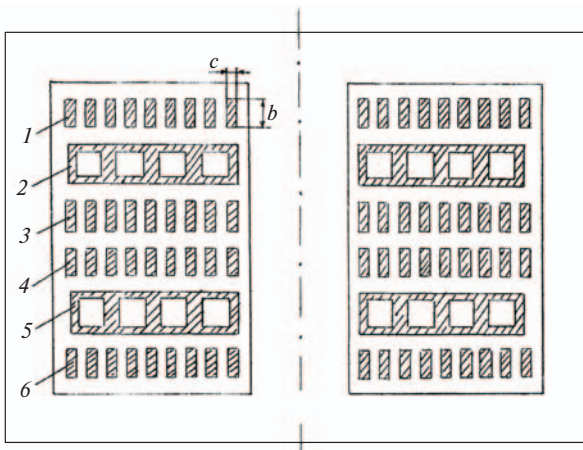


Рис. 3. Схема конструкции трансформатора ВТ-1

Относительное сопротивление R_j^* позволяет оценить добавочные потери в отдельной катушке. Относительное сопротивление R_j^{**} при постоянных значениях w , m и g пропорционально активному сопротивлению R_j катушки, что позволяет исследовать в относительных единицах зависимость активного сопротивления катушки от её толщины b , т.е. исследовать эффективность расхода меди на обмотки. Минимум функции $R_j^{**}(b)$ определяет критическое значение толщины обмотки, увеличение которой приводит к увеличению, а не к уменьшению потерь при заданной частоте [5].

Рассмотрим результаты расчета относительных активных сопротивлений обмоток и индуктивностей рассеяния базового трансформатора ВТ-1 в диапазоне 0–10 кГц по формулам (5), (6) для полупериода, когда ток во вторичной обмотке протекает только по катушке 2. Эти результаты можно использовать и для следующего полупериода, когда ток во вторичной обмотке протекает по катушке 5, поскольку картины магнитного поля рассеяния в этих двух полупериодах одинаковы, но повернуты относительно друг друга на 180° . Относительная индуктивность рассеяния трансформатора L/L_0 уменьшается при увеличении частоты за счет уменьшения внутренней индуктивности проводов обмоток вследствие влияния вихревых токов (рис. 4,а). При частоте 10 кГц это уменьшение составляет приблизительно 30%. Следовательно, благодаря поверхностному эффекту индуктивное сопротивление рассеяния (wL) увеличивается не прямо пропорционально частоте, а несколько медленнее.

В отличие от влияния на индуктивность рассеяния поверхностный эффект приводит к увеличению активных сопротивлений обмоток. На рис. 4,а приведены зависимости относительных активных сопротивлений R_j^* катушек от частоты. В относительном сопротивлении R_2^* учтены потери в катушке 5 от вихревых токов, которые наводятся магнитным полем рассеяния. Из рисунка видно, что максимальные добавочные потери приходятся на катушку 3 (рис. 3) первичной обмотки. Например, при частоте 10 кГц значение относительного сопротивления катушки 3 превышает 40, в то время как для катушек 1 и 6 его значение составляет около 8. Это различие объясняется тем, что катушка 3 находится в наиболее сильном магнитном поле рассеяния. Такое распределение поля рассеяния обусловлено отсутствием чередования катушек первичной и вторичной обмоток, что связано с отсутствием стороннего тока в катушке 5 трансформатора

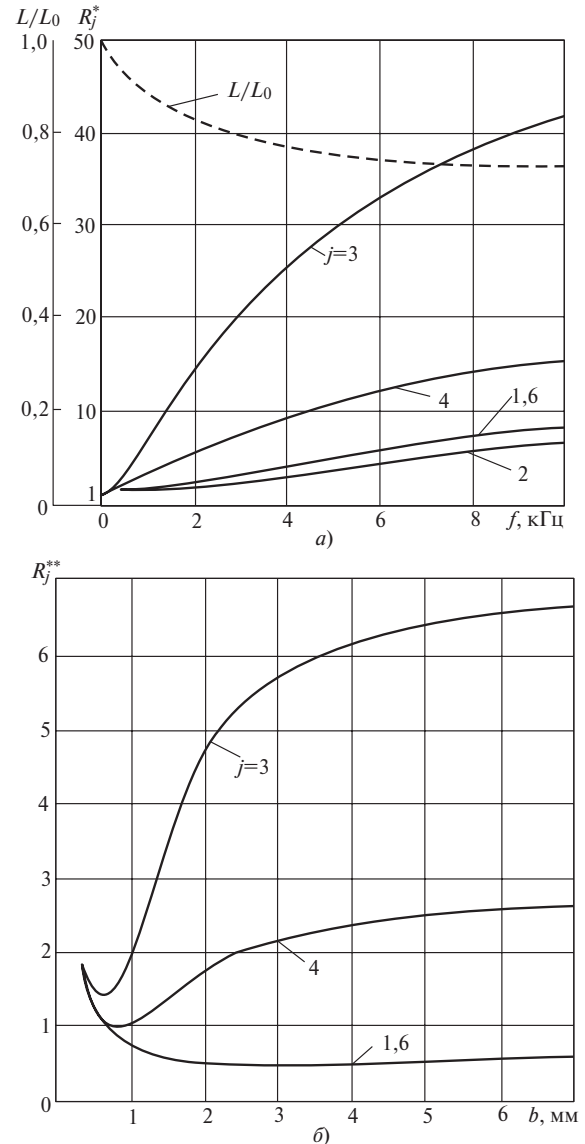


Рис. 4. Зависимости относительных активных сопротивлений катушек R_j^* и относительной индуктивности рассеяния от частоты (а) и относительных активных сопротивлений R_j^{**} от толщины катушки (б) для трансформатора ВТ-1

матора (между катушками 3, 4, 6 первичной обмотки отсутствуют катушки вторичной обмотки). Относительные сопротивления катушек на рис. 4,а позволяют найти относительные и реальные (т.е. измеренные в омах, а не в относительных единицах) сопротивления первичной и вторичной обмоток и оценить влияние поверхностного эффекта на активные сопротивления обмоток в целом. Относительное сопротивление первичной обмотки рассчитывается по формуле (П-2) приложения, реальное сопротивление этой обмотки – по формуле (П-1), реальное сопротивление вторичной обмотки – по формуле (П-3).

Результаты расчета сопротивлений первичной и вторичной обмоток как функций частоты показаны

на рис. 5, где из рис. 5,а видно, что при частоте 10 кГц добавочные потери в первичной обмотке превышают основные более чем в 15 раз, а во вторичной обмотке – приблизительно в 2 раза. Для расчета реальных активных сопротивлений обмоток по формулам (П-1), (П-3) необходимы значения их сопротивлений на постоянном токе. Для уменьшения погрешности расчета добавочных потерь в этих формулах следует использовать измеренные значения сопротивлений при постоянном токе. При исследованиях для этой цели применялся микроомметр М4104 производства компании «Брис» [6]. Результаты измерений при постоянном токе: для первичной обмотки $R_{0П} \gg 30$ мОм, для вторичной – $R_{0В} \gg 108$ мкОм. Условное активное сопротивление вторичной обмотки, приведенное к первичной, $R_{0В}^* = R_{0В} k_{тр}^2 = R_{0В} w_1^2$ ($k_{тр}$ – коэффициент трансформации; w_1 – число витков первичной обмотки) составляет 146 мОм и превышает сопротивление первичной обмотки почти в 5 раз. Это связано с тем, что вторичная обмотка имеет принудительное водяное охлаждение и допустимая плотность тока в этой обмотке приблизительно в 5 раз выше, чем в первичной. Используя эти значения и результаты расчета относительных сопротивлений обмоток на рис. 5,а, получены зависимости активных сопротивлений первичной $R_{П}$ и вторичной $R_{В}^*$ обмоток от частоты, которые представлены на рис. 5,б. Из этого рисунка видно, что при небольших частотах приведенное активное сопротивление вторичной обмотки больше сопротивления первичной. Однако при частоте около 3000 Гц эти сопротивления становятся приблизительно одинаковыми, а при дальнейшем увеличении частоты активное сопротивление первичной обмотки превышает приведенное сопротивление вторичной обмотки.

Экспериментально оценить погрешность рассчитанных относительных и реальных сопротивлений катушек и обмоток, представленных на рис. 4 и 5, не представляется возможным, так как для измерения этих сопротивлений необходимо с чрезвычайно высокой точностью установить режим противовключения, т.е. установить токи в обмотках согласно (4) [1]. В связи с этим оценку представленных расчетов можно осуществить только косвенно на основе интегральной величины – сопротивления КЗ трансформатора. Результаты расчета активного сопротивления трансформатора $R_{КЗ} = R_{П} + R_{В}^*$, приведенного к первичной обмотке, в режиме КЗ от частоты представлены на рис. 5,б. Вид этой зависимости определяется не только степенью проявления поверхностного эффекта в каждой обмотке (рис. 5,а), но и соотношением между активными сопротивлениями при постоянном токе

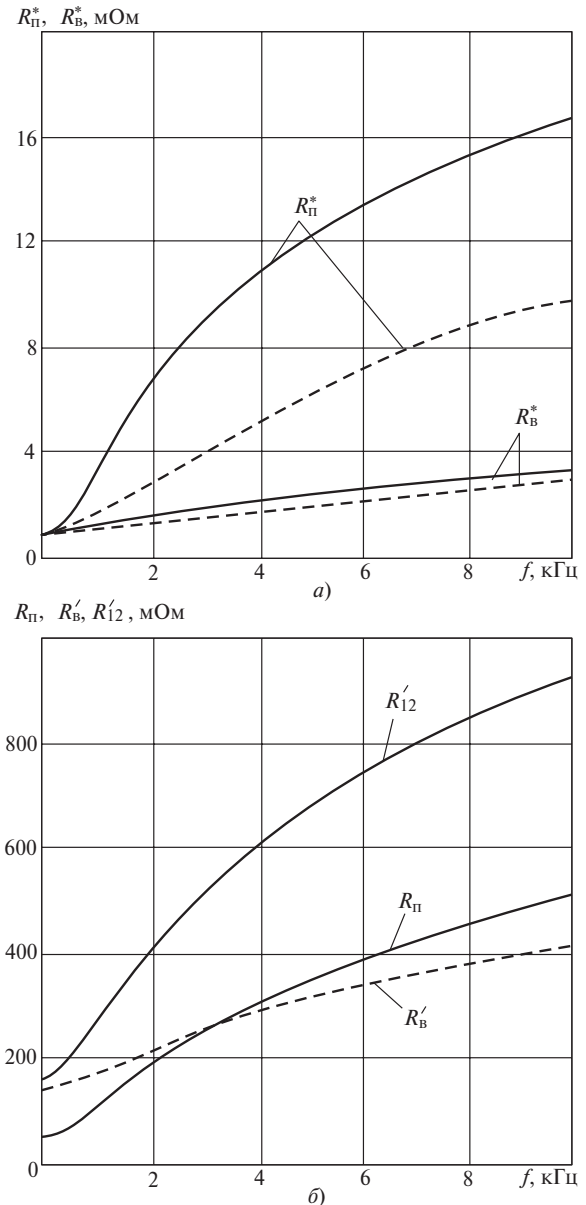


Рис. 5. Частотные зависимости относительных (а) и реальных (б) активных сопротивлений первичных $R_{П}^*$ и вторичных $R_{В}^*$ обмоток трансформаторов ВТ-1 и

первичной $R_{0П}$ и вторичной $R_{0В}$ обмоток, а также коэффициентом трансформации.

Для измерения частотных зависимостей сопротивлений $R_{КЗ}$ трансформатора в режиме КЗ использовался измеритель МНИПИ Е7-20 [7]. Для проверки возможности проведения таких опытов были выполнены стандартные опыты КЗ трансформаторов промышленной частоты. Разница измерений в опыте КЗ и измерителем не превышала 1%. Погрешность расчета сопротивлений КЗ трансформатора ВТ-1, найденная путем сопоставления с результатами измерений МНИПИ ЕС-20, не превышает 10%.

Как расчетные, так и экспериментальные частотные зависимости сопротивлений трансформато-

ра ВТ-1 показали, что в режиме КЗ индуктивное сопротивление рассеяния трансформатора больше активного, причем разница между ними увеличивается при росте частоты. Например, при частоте 10 кГц индуктивное сопротивление больше активного почти на порядок. Следовательно, именно это сопротивление будет определяющим в расчетном напряжении х.х. $\dot{U}_{2x.x}$ в (2) и в мощности S в (1) при высоких частотах.

Рассмотрим более детально частотные зависимости активного сопротивления катушек первичной обмотки трансформатора с целью анализа расхода меди на неё. Большие добавочные потери в катушках 3 и 4 (кривые $j=3$ и $j=4$ на рис. 4,а) приводят к резко выраженному минимуму зависимости относительного сопротивления $R_j^{**} = R_j / R_a$ от толщины катушки. Для примера на рис. 4,б даны зависимости относительного сопротивления $R_j^{**} = R_j / R_a$ от толщины катушек при максимальной частоте рассматриваемого диапазона $f=10$ кГц. Из этого рисунка видно, что критическое значение толщины катушки $j=3$ составляет 0,8 мм, катушки $j=4$ - около 1 мм. Следовательно, при использовании трансформатора ВТ-1 при $f=10$ кГц в этих катушках будет перерасход меди. Следует отметить, что для катушек 1 и 6, в которых добавочные потери существенно меньше, чем в катушках 3 и 4, отклонение толщины катушки b от критической приводит к незначительному изменению активного сопротивления. Для катушки 3 даже небольшое отклонение от критической толщины приводит к резкому увеличению ее активного сопротивления и перерасходу меди.

Анализ зависимостей $R_j^{**} = R_j / R_a$ на рис. 4,б показал, что для снижения добавочных потерь следует уменьшить толщину катушек первичной обмотки до критического значения $b_{кр}$. Однако такие значения для катушек первичной обмотки при высоких частотах очень малы. Намотка дисковой катушки проводом, сечение которого составляет около 10 мм^2 , а толщина катушки меньше 1 мм, не представляется возможной.

Для уменьшения индуктивного сопротивления трансформатора и уменьшения добавочных потерь в катушках первичной обмотки, которые приводят к перерасходу меди при высоких частотах, предложено изменить расположение катушек таким образом, чтобы улучшить чередование первичной и вторичной обмоток. Для этого следует расположить все витки первичной обмотки в двух катушках, а оба диска вторичной обмотки расположить между ними, т.е. радикально изменить традиционное для

трансформаторов МКС промышленной частоты чередование первичной и вторичной обмоток (по одной катушке первичной обмотки с обеих сторон диска вторичного витка). Это приведет к существенному уменьшению индуктивности рассеяния трансформатора и добавочных потерь в катушках первичной обмотки. Добавочные потери в обеих катушках первичной обмотки будут незначительно отличаться от добавочных потерь в катушках 1 и 6 на рис. 4, причем даже значительное отклонение толщины обмотки от критического значения не приведет к сильному увеличению потерь в катушке.

Это конструктивное решение реализовано в трансформаторе ВТ-3, который имеет две катушки первичной обмотки, между которыми расположены две катушки вторичной. Этот трансформатор предназначен для ИИП МКС с номинальной частотой 7,5 кГц. Основные конструктивные размеры этого трансформатора указаны выше. Как расчетные, так и экспериментальные значения индуктивностей рассеяния трансформатора ВТ-3 почти в 2 раза меньше, чем индуктивности рассеяния трансформатора ВТ-1 при любой частоте. Толщина проводов первичной обмотки выбрана близкой к критической для частоты 7,5 кГц. В трансформаторе ВТ-3 сечение первичной обмотки уменьшено приблизительно на 50% по сравнению с аналогичным сечением трансформатора ВТ-1. Поскольку при этом средняя длина витков обмотки уменьшилась также приблизительно на 50%, сопротивления первичных обмоток трансформаторов ВТ-1 и ВТ-3 приблизительно равны. Результаты измерений активных сопротивлений обмоток на постоянном токе для трансформатора ВТ-3: $R_{0п} \gg 32 \text{ мОм}$, $R_{0в} \gg 104 \text{ мкОм}$, условное сопротивление вторичной обмотки, приведенное к первичной, $R_{0в}^* = 135 \text{ мОм}$. Зависимости относительных сопротивлений катушек R_j^* первичной обмотки трансформатора ВТ-3 от частоты практически совпадают с частотными зависимостями относительных активных сопротивлений R_1^* и R_6^* катушек первичной обмотки трансформатора ВТ-1 (кривые $j=1$ и $j=6$ на рис. 4,а). Результаты расчетов относительных сопротивлений первичной $R_{п}^*$ и вторичной $R_{в}^*$ обмоток для этого трансформатора показаны на рис. 5,а (штриховые кривые).

На основе этих значений по формулам приложения рассчитаны реальные сопротивления обмоток и сопротивления КЗ трансформатора ВТ-3. Их значения хорошо согласуются с результатами измерений сопротивлений в опыте КЗ трансформатора ВТ-3 измерителем Е7-20. Экспериментальные зна-

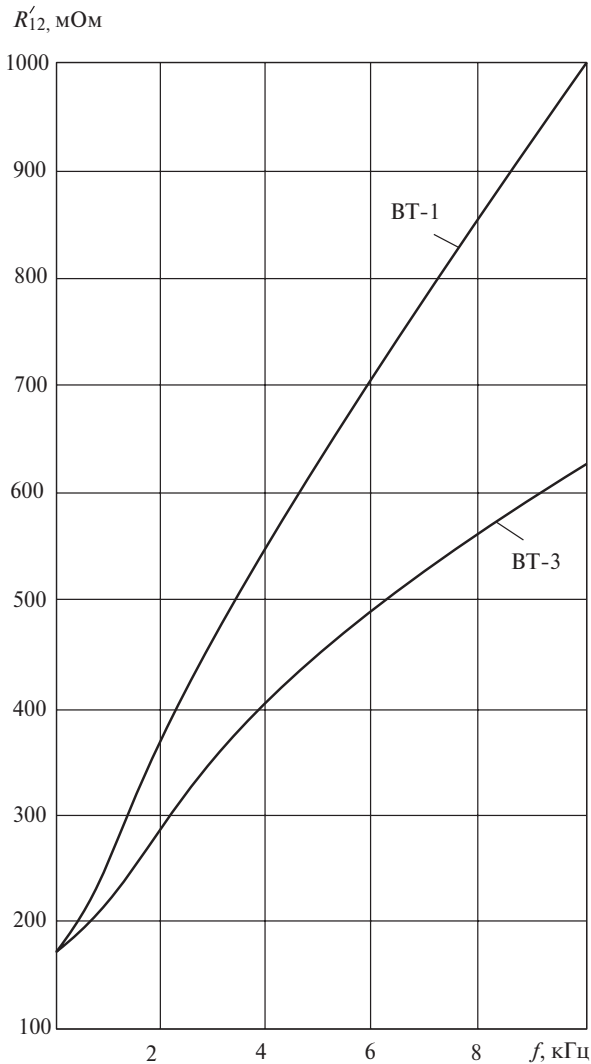


Рис. 6. Экспериментальные частотные зависимости активных сопротивлений трансформаторов ВТ-1 и ВТ-3 в режиме КЗ

чения активных сопротивлений КЗ исследуемых трансформаторов показаны на рис. 6. Как отмечено выше, трансформаторы ВТ-1 и ВТ-3 имеют приблизительно одинаковые условные сопротивления КЗ постоянному току, приведенные к первичной обмотке. Поэтому при низких частотах сопротивления этих трансформаторов различаются незначительно. При повышении частоты сопротивление КЗ трансформатора ВТ-3 увеличивается медленнее, чем трансформатора ВТ-1, поскольку добавочные потери в его обмотках существенно меньше (рис. 5,а). При частоте 10 кГц активное сопротивление КЗ трансформатора ВТ-3 на 67% меньше сопротивления КЗ трансформатора ВТ-1 несмотря на то, что сечение проводов первичной обмотки этого трансформатора в 1,56 раз меньше, чем у ВТ-1 (см. данные выше).

Трансформаторы ВТ-1 и ВТ-3 были испытаны при работе в составе одной и той же МКС с ИИП при одинаковом вторичном напряжении х.х. транс-

форматоров, равном $U_{x,x2} = 15$ В. Это значение вторичного напряжения достигнуто за счет регулирования первичного напряжения сварочного трансформатора. При частоте инвертора 7,5 кГц максимальные сварочные токи, измеренные с помощью регистратора РРС-4, составили 3,1 кА для трансформатора ВТ-1 и 6,7 кА для ВТ-3. Увеличение сварочного тока МКС при замене в ней трансформатора ВТ-1 на ВТ-3 при $U_{x,x2} = 15$ В подтверждает уменьшение полного сопротивления трансформатора ВТ-3, которое достигнуто за счет улучшения чередования катушек первичной и вторичной обмоток.

Покажем, что при использовании трансформатора ВТ-3 в инверторном источнике питания с частотой 7,5 кГц и сварочным током 6 кА обеспечивается существенное уменьшение потребляемой мощности по сравнению с трансформатором ВТ-1. Для этого найдем расчетное значение напряжения х.х. вторичных обмоток для каждого трансформатора по формуле (2), которое обеспечит заданный сварочный ток 6 кА. Сопротивления трансформаторов, приведенные к вторичным обмоткам, найдем из экспериментальных данных. При частоте 7,5 кГц для трансформатора ВТ-1 активное сопротивление составляет 653 мкОм, индуктивное сопротивление 4182 мкОм, полное сопротивление 4230 мкОм, для трансформатора ВТ-3 — активное сопротивление 455 мкОм, индуктивное сопротивление 2220 мкОм, полное сопротивление 2266 мкОм. При расчете $U_{x,x2}$ необходимо учесть дополнительное по сравнению с (2) падение напряжения на диодах двухполупериодного выпрямителя на рис.1. Для диода Д-152, который использовался в данной МКС, падение напряжения $U_d \approx 1,5$ В. При расчете по формуле (2) приняты следующие значения: $r_{дет} \approx 100$ мкОм, $r_T \approx 200$ мкОм. Тогда для получения сварочного тока 6 кА при использовании трансформатора ВТ-1 напряжение х.х. должно составлять 26,8 В, а при использовании трансформатора ВТ-3 — 15,1 В. Соответственно, потребляемая мощность при использовании трансформатора ВТ-3 меньше почти в 2 раза, чем при использовании ВТ-1. По сравнению с ВТ-1 в трансформаторе ВТ-3 расход электротехнической стали для магнитопровода и расход меди уменьшены в 2 раза. Уменьшение расхода меди достигнуто за счет уменьшения сечения первичной обмотки трансформатора ВТ-3 (толщина катушек близка к критической) и уменьшения средней длины витка за счет уменьшения площади поперечного сечения магнитопровода. Трансформатор ВТ-3 эксплуатируется в машинах контактной сварки серии МТП в ОАО «Машиностроительный завод» (Московская обл., г. Электросталь, www.elemash.ru).

Приложение. При выполнении первичной обмотки проводом одинакового сечения и одинаковом числе витков в катушках сопротивление каждой катушки постоянному току $R_{0j} = R_0$ одинаково. Сопротивление первичной обмотки постоянному току $R_{0П} = mR_0$ (m – число последовательно соединенных катушек первичной обмотки). В этом случае реальное сопротивление первичной обмотки рассчитывается по формуле

$$R_{П} = R_0 \prod_{j=1}^m R_j^* = \frac{R_{0П}}{m} \prod_{j=1}^m R_j^*. \quad (\text{П-1})$$

Используя формулу (П-1), определяем относительное значение сопротивления первичной обмотки:

$$R_{П}^* = \frac{R_{П}}{R_{0П}} = \frac{\prod_{j=1}^m R_j^*}{m}. \quad (\text{П-2})$$

Для вторичной обмотки относительное сопротивление равно относительному сопротивлению $R_{В}^* = R_2^*$, которое находится расчетом по ELCUT. Реальное активное сопротивление вторичной обмотки рассчитывается по формуле

$$R_{В} = R_{0В} R_{В}^*, \quad (\text{П-3})$$

где $R_{0В}$ – сопротивление вторичной обмотки постоянному току.

Выводы. 1. Предложенная методика расчета активных и индуктивных сопротивлений трансформатора с броневым магнитопроводом и дисковыми обмотками позволяет оценить влияние формы сечения и размеров проводов обмоток, а также взаимное расположение и размеры катушек на активные и индуктивные сопротивления трансформатора в диапазоне изменения частоты от 0 до 10 кГц. Достоверность методики подтверждена результатами измерений сопротивлений КЗ трансформаторов.

2. Трансформатор с двумя катушками первичной обмотки, между которыми расположены диски

вторичной обмотки, при повышенных частотах имеет существенно меньшее сопротивление КЗ, чем традиционный сварочный трансформатор МКС. Применение такой конструкции трансформатора в инверторном источнике питания МКС с однофазным двухполупериодным выпрямителем со средней точкой в цепи сварочного тока с частотой 7,5 кГц и сварочным током 6 кА позволило почти в 2 раза уменьшить электропотребление МКС и расход электротехнической стали и меди по сравнению с трансформатором традиционной конструкции, рассчитанным на те же частоту и сварочный ток.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вольдек А.И. Электрические машины. – Л.: Энергия, 1978.
2. Сахно Л.И., Сахно О.И., Лихачев Д.И. Инженерный метод расчета критической толщины дисков обмоток трансформаторов машин контактной сварки. – Сварочное производство, 2010, № 1.
3. Оборудование для контактной сварки: Справочное пос./Под ред. В.В. Смирнова. – СПб: Энергоатомиздат, 2000.
4. Комплекс программ для численного моделирования электромагнитных и электромеханических устройств ELCUT, www/tor.ru/elcut
5. Ламмеранер И., Шафль М. Вихревые токи. – М.; Л.: Энергия, 1967.
6. Микрометр М4104, www/pribory-spb.ru
7. Измеритель иммитанса Е7-20, www/priborelectro.ru.

[17.12.12.]

Авторы: Сахно Людмила Ивановна окончила электромеханический факультет Ленинградского политехнического института (ныне Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, СПбГПУ) в 1974 г. В 2006 г. в СПбГПУ защитила докторскую диссертацию «Теория, разработка и исследование новых экономических двухмостовых сварочных выпрямителей с многообмоточными трансформаторами». Профессор кафедры теоретических основ электротехники СПбГПУ.

Лихачёв Денис Игоревич окончил Институт лазерной техники и технологии Балтийского государственного технического университета им. Д.Ф. Устинова «Военмех» в 2001 г. Главный конструктор ЗАО «Технолог-С».