

К развитию теории резонансных процессов в обмотках силовых трансформаторов.

Ч. 2. Частотные характеристики схемы с четырьмя П-звеньями

ЛАРИН В.С.

ВЭИ – филиал РФЯЦ-ВНИИТФ, Москва, Россия

В первой части статьи были представлены результаты теоретических исследований частотных характеристик в однородной цепной схеме, содержащей два П-звена, и сделаны выводы об условиях развития резонанса напряжений. Схема с двумя П-звеньями имеет один независимый узел и одну собственную частоту колебаний, в то время как обмотки трансформаторов представляют собой более сложные колебательные контуры и имеют большее число собственных частот колебаний. Во второй части статьи представлены результаты исследований частотных характеристик в однородной цепной схеме, содержащей четыре П-звена, три независимых узла и три собственные частоты колебаний. Получены аналитические выражения для проводимостей отдельных частей схемы замещения и напряжений в промежуточных узлах, а также выражения собственных частот колебаний. С помощью анализа частотных зависимостей проводимостей участков схемы замещения показаны условия и диапазоны частот, при которых возможно возникновение резонанса напряжений на первой, второй и третьей собственных частотах. Показано, что для рассматриваемых резонансных схем существует критическая частота, выше которой не выполняются условия для резонанса напряжений. Приведены формулы для сопротивлений и напряжений в промежуточных узлах цепной схемы с произвольным числом П-звеньев.

К л ю ч е в ы е с л о в а: силовые трансформаторы, резонансные процессы, обмотки, частотная характеристика, собственная частота колебаний

В первой части статьи [1] рассмотрены основные частотные характеристики и условия возникновения резонанса напряжений в однородной схеме замещения, которая состоит из двух расчетных RLC-элементов (П-звена) с сосредоточенными параметрами (схема 2×RLC), имеет всего один независимый узел и одну собственную частоту колебаний.

Обмотки трансформаторов представляют собой более сложные колебательные контуры и имеют значительно большее число собственных частот колебаний [2–5]. Поэтому далее проанализируем резонансные процессы в более сложной схеме 4×RLC [6, 7] (рис. 1). Эта схема содержит четыре расчетных элемента (П-звена) и три независимых узла, что дает три собственные частоты колебаний.

Выражения для напряжений в промежуточных узлах схемы 4×RLC могут быть записаны через полные сопротивления участков схемы:

$$U_2 = U_1 \frac{Z_2}{Z + Z_2}; U_3 = U_2 \frac{Z_3}{Z + Z_3}; U_4 = U_3 \frac{Z_4}{Z + Z_4},$$

где

$$Z_2 = \frac{(Z + Z_3)Z_0}{Z + Z_3 + Z_0}; Z_3 = \frac{(Z + Z_4)Z_0}{Z + Z_4 + Z_0};$$

$$Z_4 = \frac{(Z + Z_5)Z_0}{Z + Z_5 + Z_0}; Z_5 = \frac{2Z_0Z_H}{2Z_0 + Z_H};$$

$Z_5 = 0$ – при заземлении узла 5 схемы ($Z_H = 0$); $Z = 1/Y$ – сопротивление продольной ветви схемы; $Z_0 = 1/Y_0$ – сопротивление поперечных ветвей схемы, подключенных к узлам 2 – 4.

Входное сопротивление Z_1 схемы 4×RLC относительно земли:

$$Z_1 = \frac{(Z + Z_2)2Z_0}{Z + Z_2 + 2Z_0}.$$

Проводимости промежуточных узлов относительно земли можно выразить через соответствующие полные сопротивления: $Y_i = 1/Z_i$ ($i = 2 \dots 4$), а проводимость продольной ветви между узлами 1 и 2 – через полное сопротивление ветви: $Y_{12} = 1/Z$.

Используя подстановку $\frac{Z}{Z_0} = \frac{j\omega C(R + j\omega L)}{1 + j\omega K(R + j\omega L)}$, за-

пишем выражение для напряжения U_4 в частотной области:

$$U_4(j\omega) = \frac{(j\omega K(R + j\omega L) + 1)^3}{F_3(j\omega)},$$

где выражение в знаменателе равно:

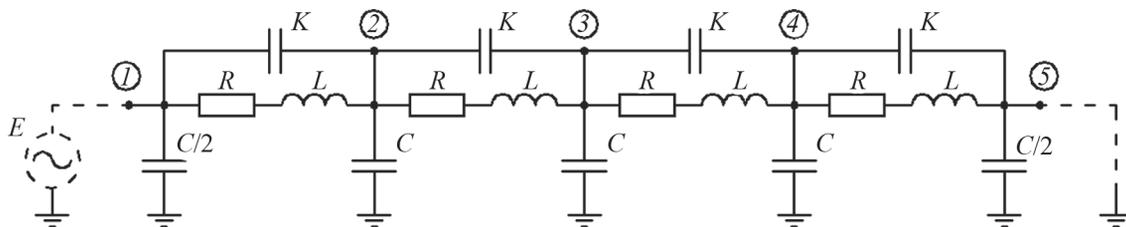


Рис. 1. Упрощенная схема замещения 4×RLC

Fig. 1. Simplified equivalent scheme 4×RLC

$$F_3(j\omega) = (j\omega(K + C)(R + j\omega L) + 1)^2 \times (j\omega(4K + C)(R + j\omega L) + 4) + j\omega C(R + pL)(j\omega K(R + j\omega L) + 1)^2. \quad (1)$$

Здесь $F_3(j\omega)$ – многочлен шестого порядка, все коэффициенты которого положительные вещественные числа, а значит его корнями являются три пары комплексно сопряженных чисел, которые можно представить в виде $p_{(2i-1),(2i)} = -\gamma_i \pm j\omega_i$, где γ_i и ω_i – коэффициент затухания и круговая частота i -й собственной частоты колебаний (гармоники).

Из решения уравнения (1) получены выражения для собственных частот колебаний схемы 4×RLC:

$$f_1 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{LK \left(1 + \frac{\alpha^2(2 + \sqrt{2})}{32}\right)} - \gamma^2};$$

$$f_2 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{LK \left(1 + \frac{\alpha^2}{32}\right)} - \gamma^2};$$

$$f_3 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{LK \left(1 + \frac{\alpha^2(2 - \sqrt{2})}{32}\right)} - \gamma^2}.$$

Проанализируем частотные зависимости напряжений U_2 , U_3 и U_4 . Для количественного примера примем следующие значения параметров схемы замещения: $R_r = 200$ Ом; $L_r = 40$ мГн; $K_r = 1$ нФ и $C_r = 25$ нФ ($\alpha = 5$; $R = 100$ Ом; $L = 20$ мГн; $K = 2$ нФ; $C = 12,5$ нФ; $C_\Sigma = 16,5$ нФ).

Для указанных значений параметров схемы значения вышеперечисленных частот составляю:

$$f_1 = 13,135 \text{ кГц}; f_2 = 18,851 \text{ кГц}; f_3 = 20,839 \text{ кГц};$$

$$f_{кр} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{LK} - \frac{R^2}{L^2}} = 25,152 \text{ кГц}.$$

На рис. 2 и 3 приведены характерные частотные зависимости напряжений U_2 , U_3 и U_4 , где вертикальными пунктирными линиями отмечены собственные частоты колебаний.

Из рис. 2 и 3 видно, что реактивная составляющая напряжений узлов 2, 3 и 4 имеет явно выраженный ре-

зонансный характер, максимумы которой достигаются на частотах, близких к собственным частотам колебаний f_1 , f_2 и f_3 . Активная составляющая имеет иной характер частотной зависимости, в результате чего максимумы модуля напряжений узлов достигаются на частотах, отличающихся от частот резонансных пиков реактивной составляющей напряжений (аналогичная картина выше была получена для схемы 2×RLC).

Для анализа условий возникновения резонансных процессов в схеме 4×RLC рассмотрим более подробно частотные зависимости проводимостей и сопротивлений отдельных участков этой схемы замещения при заземлении узла 5 (вывода «нейтраль»).

Рассмотрим частотные зависимости проводимостей Y_{12} , Y_2 , Y_3 и Y_4 (рис. 4).

Проводимость продольной ветви Y_{12} вплоть до частоты $f_{кр} = 25,152$ кГц имеет индуктивный характер, а после $f_{кр}$ ее характер становится емкостным. Для резонанса напряжения необходимо, чтобы в схеме присутствовали два последовательно включенных участка, один из которых должен иметь индуктивное сопротивление, а другой – емкостное, равное по модулю индуктивному. Аналогично схеме 2×RLC частота $f_{кр}$ определяет верхнюю частоту, свыше которой перестают выполняться условия резонанса напряжения, по-

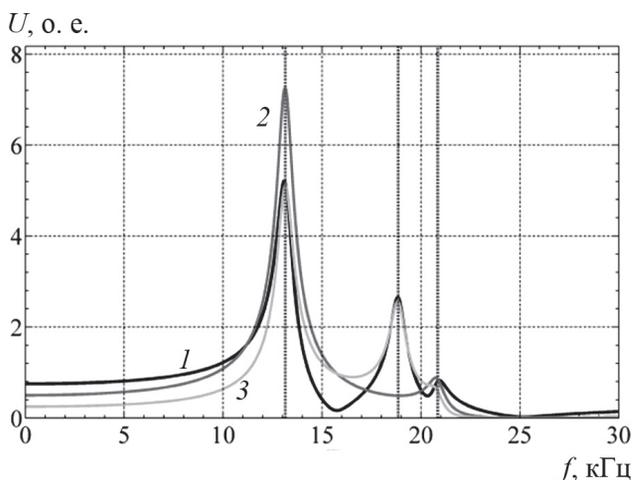


Рис. 2. Частотные зависимости модуля напряжений: 1 – U_2 ; 2 – U_3 ; 3 – U_4

Fig. 2. Frequency dependencies of the voltages module: 1 – U_2 ; 2 – U_3 ; 3 – U_4

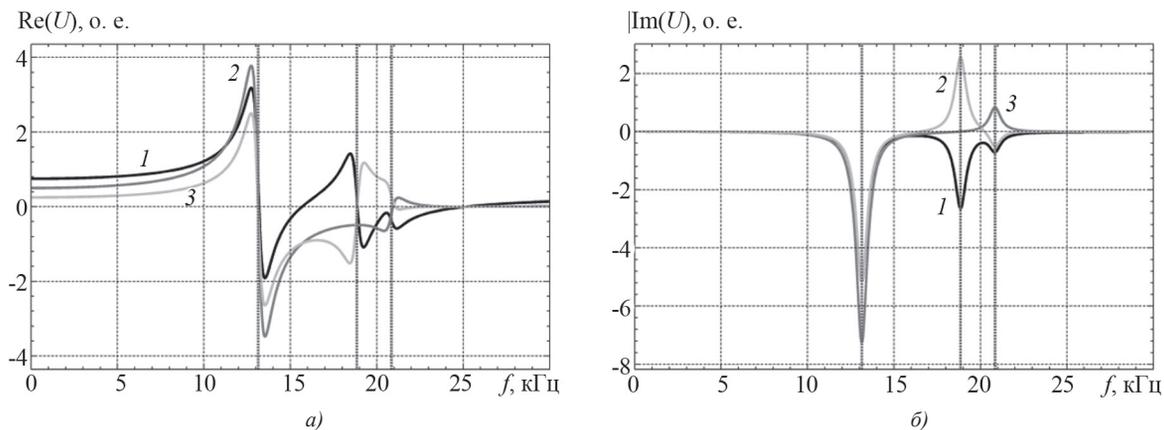


Рис. 3. Частотные зависимости активной (а) и реактивной (б) составляющих напряжений: 1 – U_2 ; 2 – U_3 ; 3 – U_4

Fig. 3. Frequency dependencies of active (a) and reactive (b) parts of voltages: 1 – U_2 ; 2 – U_3 ; 3 – U_4

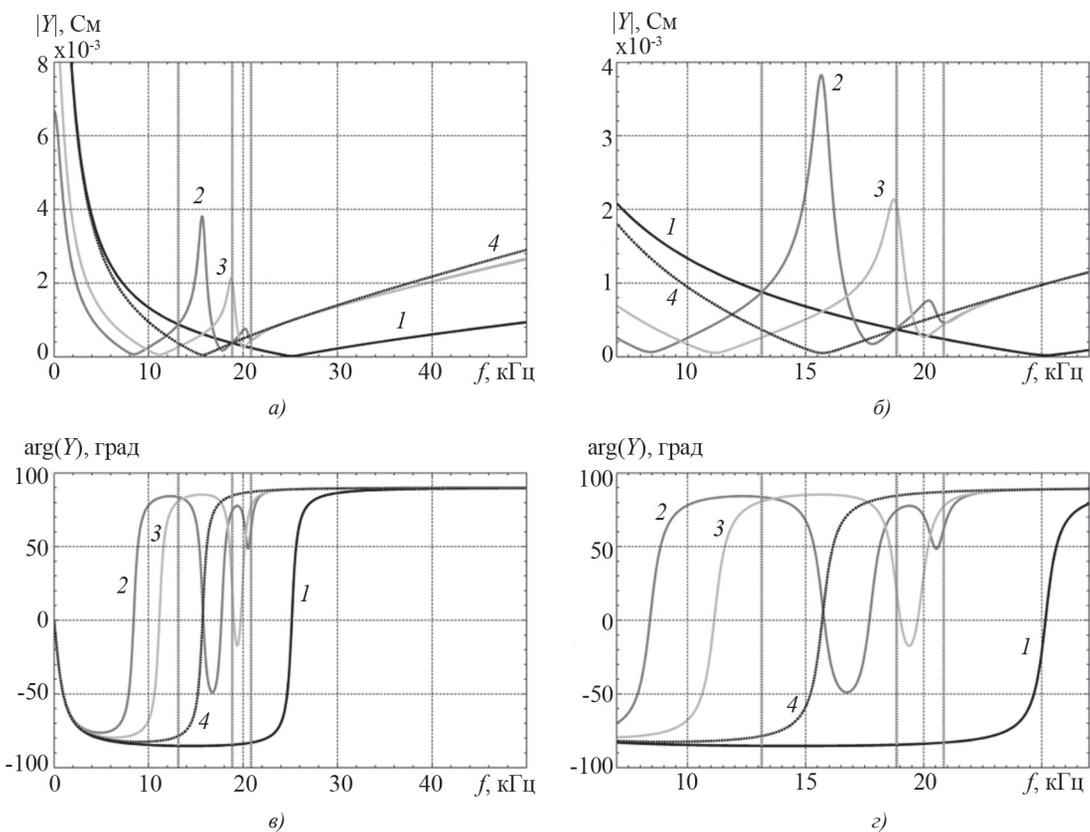


Рис. 4. Частотные зависимости модуля (а, б) и фазового угла (в, г) проводимостей Y_{12} (1), Y_2 (2), Y_3 (3) и Y_4 (4): а, в – в диапазоне $0 \div 50$ кГц; б, г – в диапазоне $8 \div 28$ кГц

Fig. 4. Frequency dependencies of module (a, b) and phase angle (v, g) of Y_{12} (1), Y_2 (2), Y_3 (3) and Y_4 (4) admittances: а, в – in range $0 \div 50$ kHz; б, г – in range $8 \div 28$ kHz

сколько только продольная ветвь с индуктивностью L и поперечной емкостью K может выступать участком цепи, имеющим индуктивное сопротивление.

Наличие поперечной емкости C , подключенной к промежуточному узлу схемы $4 \times RLC$, приводит к тому, что у проводимости Y_4 частота перехода от индуктивного характера к емкостному меньше, чем $f_{кр}$. В рассматриваемом примере эта частота перехода для Y_4 составила 15,7 кГц. Проводимость участка цепи отно-

сительно узла 3 (Y_3) меняет свой характер еще раньше – на частоте 11,127 кГц, а проводимость Y_2 – на частоте 8,407 кГц.

На частоте, соответствующей первой собственной частоте колебаний (13,135 кГц) проводимость Y_4 еще имеет индуктивный характер, а проводимости Y_3 и Y_2 уже имеют емкостный характер. Таким образом, на этой частоте имеет место последовательное включение участка цепи между узлами 1 и 2 (Y_{12}) с индуктивным

Номер собственной частоты	Значение собственной частоты, кГц	Частота локального максимума G_1 вблизи собственной частоты, кГц
1	13,135	13,141
2	18,851	18,855
3	20,839	20,819

сопротивлением и участка цепи между узлами 2 и 0 (Y_2) с емкостным сопротивлением.

Аналогичная картина имеет место на второй собственной частоте колебаний (18,851 кГц). При этом на частоте, близкой ко второй собственной частоте, модуль проводимости Y_3 достигает локального максимума, а ее фазовый угол приближается к нулевому значению. Это означает, что вблизи этой частоты на участке цепи между узлами 3 и 0 имеет место последовательный резонанс. Действительно, проводимость Y_4 на этой частоте имеет емкостный характер, а проводимость продольной ветви между узлами 3 и 4 – индуктивный характер ($Y_{34} = Y_{12}$). В результате получается, что на второй собственной частоте выполняются условия для резонанса напряжений в двух половинах схемы: индуктивная ветвь между узлами 1 и 2 последовательно с участком цепи между узлами 2 и 0, а также индуктивная ветвь между узлами 3 и 4 последовательно с участком цепи между узлами 4 и 0.

Рассмотрим частотные зависимости составляющих входной проводимости Y_1 схемы $4 \times RLC$ (рис. 5).

Как видно из рис. 5, на частоте, примерно равной первой собственной частоте колебаний f_1 , достигается максимум активной составляющей входной проводимости Y_1 (далее – активная проводимость G_1). При этом максимум $|Y_1|$ смещен влево по частоте относительно f_1 ввиду того, что реактивная составляющая Y_1 вблизи частоты f_1 имеет спадающий характер и не равна нулю. Аналогичный результат выше был получен для схемы $2 \times RLC$, что говорит об общей закономерности.

Как и в случае схемы $2 \times RLC$, активная проводимость G_1 достигает максимума на частотах, отлича-

ющихся от собственных частот колебаний (таблица). Вместе с тем, это отличие незначительно, и для практических целей им можно пренебречь.

Непосредственный вывод выражения для активной проводимости G_1 для схемы $4 \times RLC$ затруднен ввиду значительного количества элементов, входящих в эту схему замещения. Вместе с тем, из анализа частотных зависимостей промежуточных узлов схемы (рис. 2 и 3) можно отметить, что на частотах, близких к собственным частотам колебаний, имеют место наибольшие разности напряжений между соседними узлами. Это означает, что на собственных частотах будут иметь место наибольшие токи в продольных ветвях, в том числе через активные сопротивления R и наибольшие потери энергии в схеме, что эквивалентно достижению максимума активной составляющей входной проводимости рассматриваемой резонансной схемы. Таким образом, полученные для схемы $4 \times RLC$ результаты подтверждают практический вывод о том, что собственные частоты колебаний схемы могут быть определены из частотной зависимости активной составляющей входной проводимости резонансной схемы.

Аналогично схеме $2 \times RLC$, частотные зависимости входного сопротивления схемы $4 \times RLC$ также имеют меньшую информативную ценность, поскольку в явном виде не отражают характерные частоты рассматриваемой схемы (рис. 6).

Таким образом, анализ резонансных процессов в схеме $4 \times RLC$ подтверждает сформулированные выше важные практические выводы.

При дальнейшем увеличении количества П-элементов можно приблизить рассматриваемую модель с

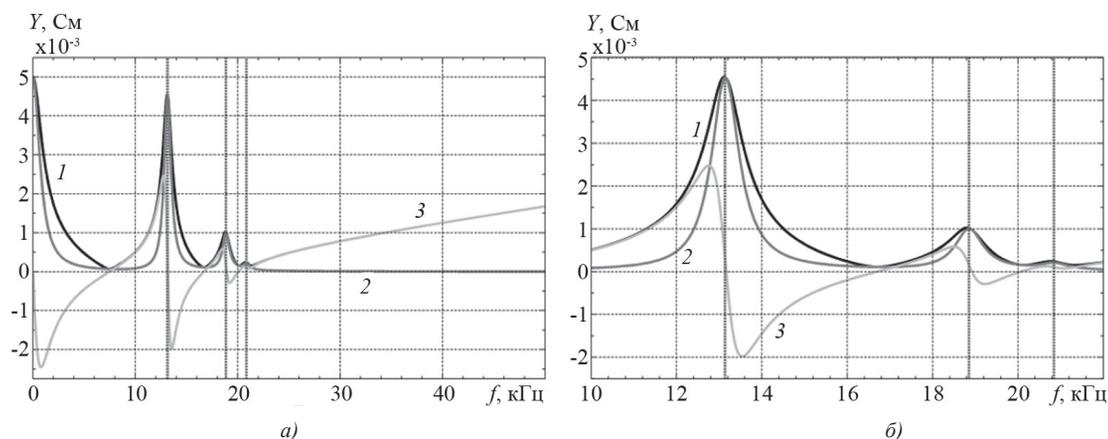


Рис. 5. Частотная зависимость модуля (1), активной (2) и реактивной (3) составляющих проводимости Y_1 : а – в диапазоне 0 ÷ 50 кГц; б – в диапазоне 10 ÷ 22 кГц

Fig. 5. Frequency dependencies of module (1), active (2) and reactive (3) parts of admittance Y_1 : а – in range 0 ÷ 50 kHz; б – in range 10 ÷ 22 kHz

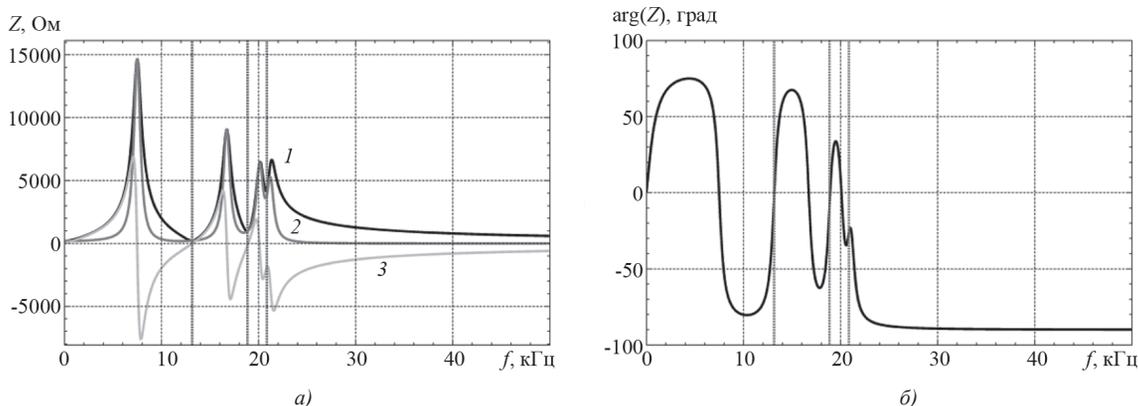


Рис. 6. Частотные зависимости входного сопротивления схемы Z_1 : a – модуль (1), активная (2) и реактивная (3) составляющие; b – фазовый угол

Fig. 6. Frequency dependencies of impedance Z_1 : a – module (1), active (2) and reactive (3) parts; b – phase angle

сосредоточенными параметрами к модели однородной обмотки с распределенными параметрами.

В более общем виде для схемы замещения с произвольным числом N расчетных элементов (Π-звеньев) выражения для сопротивлений участков схемы и напряжений в промежуточных узлах $i = 2 \dots N$ могут быть записаны:

$$Z_i = \frac{(Z + Z_{i+1}) Z_0}{Z + Z_{i+1} + Z_0}; \tag{2}$$

$$U_i = U_{i-1} \frac{Z_i}{Z + Z_i} = U_1 \frac{\prod_{j=2}^i Z_j}{\prod_{j=2}^i (Z + Z_j)}, \tag{3}$$

где $Z_{N+1} = 0$ при $Z_n = 0$; $Z_{N+1} = \frac{2Z_0 Z_n}{2Z_0 + Z_n}$ при $Z_n \neq 0$; Z_n – сопротивление нагрузки.

Можно показать, что при достаточно большом числе расчетных элементов, например $N = 1024$ (далее – схема $1024 \times RLC$), в окрестностях первых трех собственных частот полученные для схем $4 \times RLC$ и $1024 \times RLC$ частотные зависимости напряжений промежуточных узлов имеют практически идентичный характер. Из этого следует, что схема $4 \times RLC$, несмотря на сравнительно небольшое количество расчетных элементов, на частотах до третьей собственной частоты в достаточной степени воспроизводит характер частотных зависимостей напряжений промежуточных узлов и вполне пригодна для качественного анализа резонансных процессов на этих частотах. Таким образом, основные выводы, полученные для схемы $4 \times RLC$, могут быть распространены на резонансные схемы с большим числом расчетных элементов, и в том числе на модель однородной обмотки с распределенными параметрами, воспроизводящую резонансные процессы в обмотках силовых трансформаторов.

В заключение необходимо отметить, что существование критической частоты $f_{кр}$, начиная с которой условия для резонанса напряжений перестают выпол-

няться, на практике означает возможность защиты от резонансных перенапряжений путем отстройки собственных частот колебаний резонансной схемы таким образом, чтобы $f_{кр}$ была ниже возможных частот колебаний напряжения в сети. Из приведенной выше формулы для $f_{кр}$ видно, что это может быть сделано путем увеличения продольной емкости K . Применительно к силовым трансформаторам классов напряжения 110 кВ и выше такая отстройка может быть реализована путем увеличения продольной емкости обмоток, например за счет использования переплетенных обмоток и обмоток с холостыми витками [8–12], а также комбинированных обмоток, состоящих из последовательно включенных катушек с многослойной цилиндрической намоткой (обмотки типа *pancake* [13–15]).

Выводы. В рассмотренных резонансных схемах для выполнения условий резонанса напряжений необходимо, чтобы продольные ветви схемы, содержащие параллельно включенные индуктивности и продольные емкости, имели результирующее индуктивное сопротивление. Это определяет существование критической частоты, начиная с которой сопротивление продольных ветвей становится емкостным и условия для резонанса напряжений перестают выполняться.

Резонансные частоты, на которых достигаются резонансные максимумы напряжений внутренних узлов в рассмотренных резонансных схемах замещения обмоток силовых трансформаторов, близки по значению к собственным частотам колебаний, но в общем случае не равны им.

Собственная частота колебаний резонансной схемы и резонансная частота, соответствующая наибольшей кратности резонансного повышения напряжения в схеме, примерно равны частоте, на которой достигается локальный максимум активной составляющей входной проводимости. Это характеризует практическую возможность приближенной оценки значений этих частот по результатам расчетов и измерений активной проводимости резонансных схем и обмоток силовых трансформаторов.

Частотные зависимости активной составляющей входной проводимости и тока нейтрали имеют большую информационную ценность, чем зависимости модуля входной проводимости и тока нейтрали. По этой причине целесообразно расширить их применение в диагностической технике, реализующей метод частотных характеристик, и дополнить перечень анализируемых кривых активной составляющей тока нейтрали.

Знание о критических частотах может быть использовано при проектировании силовых трансформаторов, стойких к воздействию высокочастотных перенапряжений. Например, путем изменения конструкции обмоток можно добиться того, чтобы критическая частота была ниже возможных в эксплуатации частот колебаний напряжения в сети, и тем самым исключить возможность развития опасного резонанса напряжения в обмотках при эксплуатационных воздействиях.

Автор выражает благодарность Д.А. Матвееву за ценные замечания при обсуждении результатов и выводов, представленных в первой и второй частях данной статьи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ларин В.С. К развитию теории резонансных процессов в обмотках силовых трансформаторов. Ч. 1. Частотные характеристики схемы с двумя П-звеньями. – Электричество, 2021, № 8, с. 49–55.
2. Геллер Б., Веврка А. Импульсные процессы в электрических машинах. М.: Энергия, 1973, 440 с.
3. Белецкий З.М., Бунин А.Г., Горбунцов А.Ф., Конторович Л.Н. Расчет импульсных воздействий в обмотках трансформаторов с применением ЭВМ. М.: Информэлектро, 1978, 79 с.
4. Лизунов С.Д., Лоханин А.К. Силовые трансформаторы. Справочная книга. М.: Энергоиздат, 2004, 616 с.
5. Karsai K., Kerényi D., Kiss L. Large power transformers. Amsterdam: Elsevier, 1987, 614 p.
6. Ларин В.С., Матвеев Д.А. Аппроксимация переходных резонансных напряжений и токов в обмотках силовых трансформаторов для определения собственных частот колебаний и коэффициентов затухания. – Электричество, 2020, №12, с. 44–54.
7. Ларин В.С., Матвеев Д.А. Определение коэффициентов затухания по измеренным частотным характеристикам обмоток силовых трансформаторов. Ч. 1. Теоретическое обоснование. – Электричество, 2021, №1, с. 13–22.

8. Del Vecchio R.M., Poulin B., Ahuja R. Calculation and measurement of winding disk capacitances with wound-in-shields. – IEEE Transactions on Power Delivery, 1998, vol. 13, No. 2, pp. 503–509.

9. Del Vecchio R.M., et al. Transformer Design Principles. Boca Raton: CRC Press, 2017, 612 p, DOI: <https://doi.org/10.1201/9781315155920>.

10. Bagheri M., Phung B.T., Naderi M.S. Impulse voltage distribution and frequency response of intershield windings. – IEEE Electrical Insulation Magazine, 2016, vol. 32, No. 5, pp. 32–40, DOI: 10.1109/MEI.2016.7552374.

11. Niasar M.G., Zhao W. Impulse voltage distribution on disk winding: calculation of disk series capacitance using analytical method. – 2020 IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE), 2020, DOI: 10.1109/ICHVE49031.2020.9279969.

12. Sriyono, U. Khayam and Suwarno. Evaluating the Inter-Resonance Characteristics of Various Power Transformer Winding Designs. – IEEE Access, 2021, vol. 9, pp. 54649–54656, DOI: 10.1109/ACCESS.2021.3070595.

13. Larin V., Matveev D., Maximov B.K. Resonant overvoltages inside power transformer windings and the measures improving their ability to withstand high-frequency stresses. – 48th CIGRE Session, report A2-203, Paris, France, 2020.

14. Soloot A.H., Høidalen H.K., Gustavsen B. Upon the improvement of the winding design of wind turbine transformers for safer performance within resonant overvoltages. – CIGRE SC A2 & C4 JOINT COLLOQUIUM, Zurich, Switzerland, 2013,

15. Soloot A.H., Høidalen H.K., Gustavsen B. Influence of the Winding Design of Wind Turbine Transformers for Resonant Overvoltage Vulnerability. – IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2015, vol. 22, No. 2, pp. 1250–1257.

16. Soloot A.H. Resonant Overvoltages in Offshore Wind Farms: Analysis, modeling and measurement. Theses for Ph.D, Norwegian University of Science and Technology, 2017, DOI:10.13140/RG.2.2.28215.11682.

[25.05.2021]

Автор: Ларин Василий Сергеевич – кандидат техн. наук, начальник отдела трансформаторов Всероссийского электротехнического института (ВЭИ) – филиала ФГУП «Российский Федеральный Ядерный Центр – Всероссийский научно-исследовательский институт технической физики им. академ. Е.И. Забабахина» (РФЯЦ-ВНИИТФ).



On Developing the Theory of Resonant Processes in Power Transformer Windings. Part 2. Frequency Responses of a Circuit with Four PI Sections

LARIN Vasily S. (All-Russian Electrotechnical Institute – Branch of FSUE "RFNC – VNIITF named after academ. E.I. Zababakhin", Moscow, Russia) – Head of the Transformer Dept., Cand. Sci. (Eng.).

In the first part of the article, the results from theoretical studies of frequency responses in a homogeneous chain circuit containing two PI sections were presented, and conclusions about the voltage resonance occurrence conditions were drawn. A circuit with two PI sections has a single independent node and one natural frequency, whereas transformer windings are more complex oscillatory circuits and have a much larger number of natural oscillation frequencies. The second part of the article presents the results from studies of frequency responses in a homogeneous chain circuit containing four PI sections, three independent nodes, and three natural oscillation frequencies. Analytical expressions for the admittances of the equivalent circuit individual parts and the voltages at the intermediate nodes, as well as expressions for the natural frequencies are obtained. Using an analysis of the frequency dependences of the admittances of the equivalent circuit parts, the conditions and frequency ranges under which voltage resonance may occur at the first, second, and third natural frequencies, are shown. It has been demonstrated that for the considered resonant circuits there is a critical frequency above which the conditions for voltage resonance are not satisfied. Formulas for impedances and voltages at intermediate nodes of a chain circuit with an arbitrary number of PI sections are given.

Key words: *power transformers, resonant processes, windings, frequency response, natural oscillation frequency*

REFERENCES

1. **Larin V.S.** *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2021, No. 8, pp. 49–55.
2. **Heller B., Veverka A.** *Impulsnye processy v elektricheskikh mashinah* (Surge Phenomena in Electrical Machines). M.: Energiya, 1973, 440 p.
3. **Beletskiy Z.M., Bunin A.G., Gorbuntsov A.F., Kontorovich L.N.** *Raschet impul'snykh vozdeystviy v obmotkah transformatorov s primeneniem EVM* (Calculation of pulse effects in transformer windings using a computer). M.: Informelektro, 1978, 79 p.
4. **Lizunov S.D., Lokhanin A.K.** *Silovye transformatory. Spravochnaya kniga* (Power transformers. Reference book). M.: Energoizdat, 2004, 616 p.
5. **Karsai K., Kerényi D., Kiss L.** Large power transformers. Amsterdam: Elsevier, 1987, 614 p.
6. **Larin V.S., Matveev D.A.** *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2020, No. 12, pp. 44–54.
7. **Larin V.S., Matveev D.A.** *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2021, No. 1, pp. 13–22.
8. **Del Vecchio R.M., Poulin B., Ahuja R.** Calculation and measurement of winding disk capacitances with wound-in-shields. – IEEE Transactions on Power Delivery, 1998, vol. 13, No. 2, pp. 503–509.
9. **Del Vecchio R.M., et al.** Transformer Design Principles. Boca Raton: CRC Press, 2017, 612 p, DOI: <https://doi.org/10.1201/9781315155920>.
10. **Bagheri M., Phung B.T., Naderi M.S.** Impulse voltage distribution and frequency response of intershield windings. – IEEE Electrical Insulation Magazine, 2016, vol. 32, No. 5, pp. 32–40, DOI: 10.1109/MEI.2016.7552374.
11. **Niasar M.G., Zhao W.** Impulse voltage distribution on disk winding: calculation of disk series capacitance using analytical method. – 2020 IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE), 2020, DOI: 10.1109/ICHVE49031.2020.9279969.
12. **Sriyono, U. Khayam and Suwarno.** Evaluating the Inter-Resonance Characteristics of Various Power Transformer Winding Designs. – IEEE Access, 2021, vol. 9, pp. 54649–54656, DOI: 10.1109/ACCESS.2021.3070595.
13. **Larin V., Matveev D., Maximov B.K.** Resonant overvoltages inside power transformer windings and the measures improving their ability to withstand high-frequency stresses. – 48th CIGRE Session, report A2-203, Paris, France, 2020.
14. **Soloot A.H., Hoidalén H.K., Gustavsen B.** Upon the improvement of the winding design of wind turbine transformers for safer performance within resonant overvoltages. – CIGRE SC A2 & C4 JOINT COLLOQUIUM, Zurich, Switzerland, 2013,
15. **Soloot A.H., Hoidalén H.K., Gustavsen B.** Influence of the Winding Design of Wind Turbine Transformers for Resonant Overvoltage Vulnerability. – IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2015, vol. 22, No. 2, pp. 1250–1257.
16. **Soloot A.H.** Resonant Overvoltages in Offshore Wind Farms: Analysis, modeling and measurement. Theses for Ph.D, Norwegian University of Science and Technology, 2017, DOI:10.13140/RG.2.2.28215.11682.

[25.05.2021]