# 基于 *U–I* 曲线的单相自耦变 GIC 无功损耗算法

刘连光[1],秦晓培[1,2],葛小宁[1]
(1. 华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室,北京 102206;2. 国网河北涉县供电公司,河北 涉县 056400)

**摘要**:准确计算整个电网的地磁感应电流(GIC)无功扰动非常困难。针对超特高压电网广泛采用的单相自耦变压器,提出了一种基于变压器 *U–I* 曲线和铭牌参数计算变压器 GIC 无功损耗的方法,算法利用厂家提供的 *U–I* 曲线和铭牌参数建立 $\psi$–*i* 曲线解析模型,求取变压器的 GIC 无功扰动增量,适用于地磁暴影响评估的工程计算。算例分析结果验证了算法的有效性。

**关键词**:*U–I* 曲线;$\psi$–*i* 曲线;单相自耦变压器;地磁感应电流;无功损耗
**中图分类号**:TM 41　　**文献标识码**:A　　DOI:10.16081/j.issn.1006–6047.2015.12.008

## 0　引言

地磁暴在电网产生频率为 0.0001~0.01 Hz 的准直流的地磁感应电流 GIC(Geomagnetically Induced Current)。GIC 作用于电网变压器,会导致变压器直流偏磁饱和,衍生谐波、温升和无功波动等次生干扰[1-2]。一方面,由于太阳距地球的平均距离近 $1.5\times10^8$ km,与地球直径相比非常远,太阳活动引发的地磁暴在全球的不同地区几乎同时发生,不同地区地磁暴的时间差不超过 2 min,因此 GIC 及其衍生的次生干扰也具有全网同时性。另一方面,变压器的无功损耗与铁芯的材料、构成等很多因素有关。受这些因素以及电网规模大、变压器数量多的影响,准确计算电网 GIC 衍生的谐波、无功扰动等干扰非常困难。

实测数据表明[3],与电网 GIC 衍生的变压器有功功率波动和谐波干扰相比,GIC 衍生的无功扰动幅度大,还会引起电网的电压波动,而大量变压器的无功波动和全网的电压波动将会对电网的安全运行产生较大的影响[3]。在 GIC 引发的大量电网事故案例中,1989 年加拿大魁北克大停电的起因是 GIC 引发的谐波及无功波动使输电线路和电网的静止无功补偿(SVC)装置跳闸,发生连锁反应和电网失去无功支撑,导致全网电压崩溃大停电[4]。随着我国长距离输电系统的建设,2000 年以来,我国也发现了大量的 GIC 侵害电网的事件。其中,2004 年 11 月 10 日广东岭澳核电站 500 kV 变电站实测的 GIC 的最大值为 75.5 A[5]。我国 750 kV 和 1000 kV 超/特高压电网分别采用六分裂和八分裂导线,输电线路的单位长度的直流电阻小,相同磁暴产生的 GIC 会更大[6]。评估变压器和电网的 GIC 无功扰动是 GIC 影响分析的基础。

国内外对变压器直流偏磁效应的研究主要集中在采用 J–A 理论等方法计算磁化特性,建立变压器的磁电路模型,从而实现变压器直流偏磁各种电磁干扰效应的理论计算[7-8]。J–A 理论算法虽然具有较高的计算精度,但由于计算需要的各种制造参数为商业机密,不易获取,同时变压器的结构、类型复杂,磁电路模型迭代的计算量比较大,因此 J–A 理论算法不适用于大规模电网 GIC 无功扰动的快速评估计算。与三相三柱、三相五柱的变压器相比,单相自耦变压器对 GIC 敏感[9],抗直流偏磁的能力差。本文提出利用变压器厂家提供的 *U–I* 曲线建立变压器 $\psi$–*i* 曲线的解析模型,研究单相自耦变压器的 GIC 无功损耗算法,从而实现大规模电网 GIC 无功扰动的工程计算。

## 1　基于 *U–I* 曲线建立 $\psi$–*i* 模型

### 1.1　变压器 *U–I* 曲线特性

*U–I* 曲线是指空载变压器电流均方根值 $I_{rms}$ 随电压均方根值 $U_{rms}$ 的变化曲线,可反映变压器的基本电磁关系[10]。作为变压器的励磁特性,*U–I* 曲线由变压器的生产厂家提供,因此可以方便地获取 *U–I* 曲线来用于计算 GIC 无功扰动。

以单相双绕组为例,*U–I* 曲线的数学模型表示为式(1)。

$$u_1=r_1i_0+N_1^2(\lambda_m+\lambda_{\sigma1})\frac{\mathrm{d}i_0}{\mathrm{d}t} \tag{1}$$

$$\lambda_m=\frac{\mu S}{l} \tag{2}$$

其中,$u_1$ 为变压器一次绕组端口电压瞬时值,取均方根为 $U_{rms}$;$i_0$ 为空载电流(励磁电流),取均方根为 $I_{rms}$;$r_1$ 为一次绕组电阻;$N_1$ 为一次绕组匝数;$\lambda_m$、$\lambda_{\sigma1}$ 分别为铁芯主、漏磁通的磁路磁导;$\mu$ 为铁芯主磁路磁导率;$S$ 为变压器铁芯截面;$l$ 为铁芯主磁路长度。

GIC 作用下 $\mu$ 非线性变化,进而导致 $\lambda_m$ 呈非线

**收稿日期**:2014–12–01;**修回日期**:2015–08–10
**基金项目**:国家自然科学基金资助项目(51177045);国家高技术研究发展计划(863 计划)资助项目(2012AA121005)
Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51177045) and National High Technology Research and Development Program of China(863 Program)(2012AA121005)

性,则 $U$–$I$ 曲线体现变压器非线性磁化特性。

### 1.2 $\psi$–$i$ 模型建立方法

计算变压器的直流偏磁效应,需要建立以电感形式表达的电路模型和进行非线性模型的迭代计算[8,11],本文提出用投影法建立 $\psi$–$i$ 瞬时特性模型,并通过对参数选取,简化迭代计算。

#### 1.2.1 $\psi$–$i$ 模型建立原理

$\psi$–$i$ 为磁链随电流瞬时变化曲线,$U$–$I$ 曲线到 $\psi$–$i$ 曲线的转换以电压和磁通在频率正弦变化为前提。$U$–$I$ 曲线在正弦电压下获得,变压器直流偏磁时电压无畸变[12-13],满足转换条件。

厂家提供的励磁特性参数常以数表表示,绘制的 $U$–$I$ 曲线和 $\psi$–$i$ 曲线如图 1 所示。其中,点 1 为线性区域到非线性区域的拐点。

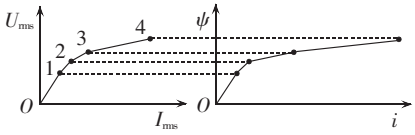



图 1 $U$–$I$ 和 $\psi$–$i$ 对应图

Fig.1 Corresponding relation between $U$-$I$ and $\psi$-$i$ curves

转换的方法及过程分电压转换和电流转换两部分,转换均以点对点转换方式进行。

电压有效值 $U_{rms}$ 到磁链 $\psi$ 的转换如图 2 所示,由每个 $U_{rms}$ 值生成正弦变化曲线 $u=U_{rms}\sin\theta$,则 $u$ 为时间 $t(\theta=\omega t)$的函数,$\psi(t)$ 为 $u$ 的积分,因此也为时间 $t$ 的函数。假设在每个转换点电压达到基波最大值,则可得 $\psi$–$i$ 曲线中的 $\psi$ 值。

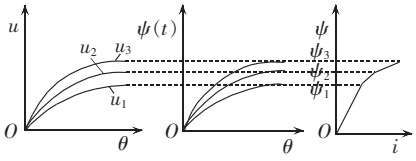



图 2 电压磁链转换原理图

Fig.2 Schematic diagram of conversion from $U$ to $\psi$

电压转换后可进行电流转换,电流有效值 $I_{rms}$ 到瞬时值 $i$ 的转换如图 3 所示。$\psi$–$i$ 曲线为分段线性函数,$\psi(t)$为时间 $t(\theta=\omega t)$的函数,则 $i$ 为磁链 $\psi$ 和时间 $t$ 的复合函数。假设磁链 $\psi$ 在需要转换的电流点

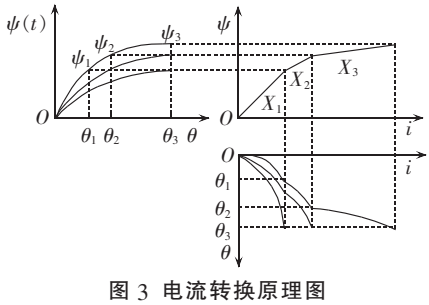



图 3 电流转换原理图

Fig.3 Schematic diagram of conversion from $I$ to $i$

达到基波最大值,则可得 $\psi$–$i$ 曲线中的 $i$ 值,转换忽略磁滞损耗和涡流损耗。

#### 1.2.2 求解方法

电压有效值 $U_{rms}$ 到磁链 $\psi$ 的转换基于电磁感应定律,则 $\psi_k$ 可由式(3)获得。

$$\psi_k=-\int_0^{\frac{\pi}{2}}e(t)\mathrm{d}t=-\int_0^{\frac{\pi}{2}}-u(t)\mathrm{d}t=\omega^{-1}\cdot\sqrt{2}\,U_{k.rms} \quad (3)$$

其中,$k=1,2,3$;$\omega=2\pi f$,$f$ 为频率。

以转换点 $k=3$ 为例进行电流转换求解 $i_k$,其他节点依此类推。则可得对应的方程式(4)[14-15]。

$$I_{3rms}^2=\frac{\pi}{2}\left[\int_0^{\theta_1}\left(\frac{\psi_1}{X_1}\sin\theta\right)^2\mathrm{d}\theta+\int_{\theta_1}^{\theta_2}\left(i_1+\frac{\psi_3\sin\theta-\psi_1}{X_2}\sin\theta\right)^2\mathrm{d}\theta+\int_{\theta_2}^{\theta_3}\left(i_2+\frac{\psi_3\sin\theta-\psi_2}{X_3}\sin\theta\right)^2\mathrm{d}\theta\right] \quad (4)$$

其中,$X_1$、$X_2$ 为 $\psi$–$i$ 曲线分段斜率,由已求得 $\psi$–$i$ 曲线段计算;$X_3$ 见式(5);$\theta_k$ 见式(6)。

$$X_3=\frac{\psi_3-\psi_2}{i_3-i_2} \quad (5)$$

$$\theta_k=\arcsin\frac{\psi_k}{\psi_3} \quad (6)$$

其中,$i_3$ 为未知变量,$i_1$、$i_2$ 为已知,则方程式(4)—(6)构成非线性积分方程组。采用梯形积分公式可以提取出变量 $i_3$,整理成式(7),求取 $i_3$。本文梯形积分采用 1° 为步长。

$$ai_3^2+bi_3+c=0 \quad (7)$$

其中,$a$、$b$、$c$ 为方程系数,提取 $i_3$ 后为已知值。

## 2 GIC 无功损耗算法

GIC 作用下变压器偏磁饱和,无功消耗增加与变压器的励磁电抗、漏抗等因素有关[16],励磁电抗是主要因素。在本文无功损耗评估中,计算不同 GIC 大小下的励磁无功增额,以在电网运行和无功控制系统中考虑无功增额的影响。

### 2.1 变压器无功增大原理

地磁扰动产生地表电势差,使变压器磁通量单向增加,产生直流偏置磁链 $\psi_{dc}$,导致变压器励磁电流波形畸变,如图 4 所示。畸变的励磁电流正包含直流、

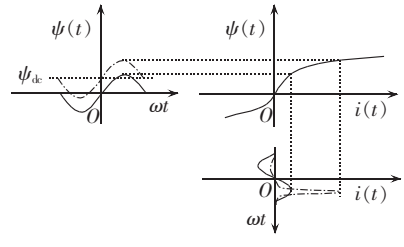



图 4 GIC 无功产生原理图

Fig.4 Schematic diagram of GIC reactive power generation

基波和谐波分量成分。其中，直流分量为地磁扰动产生的 GIC，对应变压器的直流偏置磁链，基波和谐波分量对应正弦磁链[12]。由交流电压决定的正弦磁链相位滞后交流电压 90°，为 GIC 作用下变压器的无功功率源。

因此，变压器 GIC 无功损耗计算评估的关键在于计算变压器励磁电流。其中，励磁电流的直流分量为流入变压器的 GIC，GIC 作用下的基波和谐波分量共同决定变压器的无功损耗。

### 2.2　投影法求励磁电流

变压器 GIC 直流偏置原因是：地磁暴感应地电势(ESP)在电网产生 GIC，即 $I_{dc}$；$I_{dc}$ 产生直流偏置磁通 $\psi_{dc}$。其中，$I_{dc}$ 可根据 ESP 大小和输电线路、中性点接地变压器和大地 GIC 回路的参数计算；$\psi_{dc}$ 可根据 GIC 回路参数对 ESP 分压，即作用在变压器的 $U_{dc}$ 大小计算。现有的基于磁电路模型的算法以 $I_{dc}$ 或 $U_{dc}$ 为设定参数，无法避免求解含非线性电感的微分方程以及迭代求解产生的计算量。本文用投影法求励磁电流。

取 $\psi$–$i$ 为投影函数 $F$，则地磁扰动发生时，变压器磁链和励磁电流满足方程式(8)：

$$\psi(t)=\psi_{ac}(t)+\psi_{dc}=F(i(t))=F(i_{ac}+I_{dc}) \tag{8}$$

其中，$\psi_{ac}(t)$ 为正弦磁链；$\psi_{dc}$ 为直流偏置磁链；$i_{ac}$ 为交流励磁电流；$I_{dc}$ 为励磁电流的直流分量；$F$ 为 $\psi$–$i$ 函数。

$I_{dc}$ 和 $\psi_{dc}$ 不满足磁化曲线 $\psi$–$i$[17]，即：

$$\psi(t)=F(i_{ac}+I_{dc})\neq F(i_{ac})+F(I_{dc}) \tag{9}$$

方程式(8)中，$\psi_{ac}(t)$、$I_{dc}$ 为已知，$\psi_{dc}$、$i_{ac}$ 为未知。方程求解需设定初值进行迭代。

在计算上，本文提出采用设置一系列 GIC 偏置磁链的计算方法，求解设置的 GIC 励磁电流序列 $i(t)$，并进行快速傅里叶变换(FFT)分解及计算，可得到 $i_{ac}$ 和 $I_{dc}$，进而求解一系列的 $I_{dc}$ 作用下的变压器 GIC 无功损耗。由于电网的规模大、变压器数量多，计算一系列 $I_{dc}$ 水平下的无功损耗，避免非线性微分方程迭代求解、降低计算量，是在线评估大电网 GIC 无功波动、电压波动需要考虑的问题。

### 2.3　变压器的 GIC 无功损耗算法

GIC 作用下励磁电流发生畸变，无功损耗计算属非正弦无功范畴。对非正弦无功计算有 2 种典型方程[18]：$Q=\sum_{i=1}^{n}E_iI_i\sin\varphi_i$，与经典有功功率计算方法对应，但物理意义不明确；$Q^2=\sum_{i=1}^{n}E_i^2I_i^2\sin^2\varphi_i$，用于无功补偿装置的补偿无功计算，但没有第 1 种应用广泛。研究 GIC 作用下变压器无功损耗的目的是判断电网无功需求与校核无功补偿容量的不平衡度，评估电网无功波动及电压不稳定的安全风险，因此采用第 2 种无功损耗算法。由于 GIC 侵害下励磁电压只存在基波正弦电压，无功损耗算法可表示为：

$$Q=\sqrt{Q^2}=\sqrt{\sum_{i=1}^{n}E_i^2I_i^2\sin^2\varphi_i}=U_{50Hz}I_{50Hz}\sin 90°=U_1I_1 \tag{10}$$

其中，$Q$ 为单一 GIC 水平下的无功损耗；$E_i$、$I_i$、$\varphi_i$ 分别为 $i$ 次谐波的电压有效值、电流有效值、功率因数角；$U_{50Hz}$、$I_{50Hz}$ 分别为工频电压有效值、工频电流有效值。

### 2.4　自耦变压器的处理

对自耦变压器，由于原副绕组中有直流电流流通，式(8)中的 $I_{dc}$ 需按串联绕组和公共绕组流过的等效 GIC 计算[19]，等效 $I_{dc}$ 为：

$$I_{dc}=\frac{NI_s+I_c}{N+1} \tag{11}$$

$$N=\frac{N_s}{N_c}=\frac{U_H}{U_L}-1 \tag{12}$$

其中，$U_H$、$U_L$ 分别为额定电压和实际电压；$I_s$ 为流过串联绕组的电流；$I_c$ 为流过公共绕组的电流；$N$ 为绕组匝数修正系数；$N_s$ 为串联绕组匝数；$N_c$ 为公共绕组匝数。

## 3　算例分析

### 3.1　计算流程

变压器 GIC 无功损耗计算依据以下步骤进行：

**a.** 依据式(4)—(7)，由 $U$–$I$ 曲线计算 $\psi$–$i$ 曲线，生成 $\psi$–$i$ 曲线函数 $F$ 以备调用；

**b.** 输入偏置磁链序列，以 $k$ 计数，依次提取磁链；

**c.** 依据式(8)，由投影法计算励磁电流，并进行 FFT 分解；

**d.** 依据式(10)计算变压器无功并存储；

**e.** 输出 $Q$、$I_{dc}$、$\psi_{dc}$。

编制计算程序的流程图如图 5 所示。

### 3.2　模型参数

考虑未来的影响，本文取 1000 kV 单相自耦变压器 ODFPS–1000000/1000 为算例。

算例单相自耦变压器的铭牌参数为：高压额定电压为 $1050/\sqrt{3}$ kV，中压额定电压为 $525/\sqrt{3}$ kV，低压额定电压为 110 kV；额定频率为 50 Hz；高、中、低压额定容量分别为 1000、1000、334 MV·A。表 1 为变压器厂家提供的 $U$–$I$ 曲线特性参数。

### 3.3　结果分析

#### 3.3.1　计算结果

采用 MATLAB 编程，由变压器参数计算获得的 $\psi$–$i$ 曲线数值如表 2 所示。由于 $U$–$I$ 饱和段数据有限，文中对未给出数据的 $U$–$I$ 采取线性差值。

表 3 给出了无功损耗的计算结果。可看出，随着

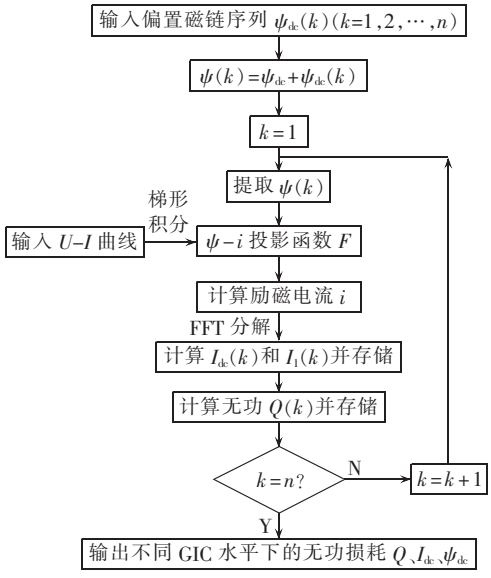



**图 5 变压器 GIC 无功计算流程图**
Fig.5 Flowchart of GIC reactive power calculation for transformer

**表 1 1 000 kV 变压器 $U$–$I$ 曲线**
Table 1 $U$-$I$ curve of 1 000 kV transformer

| $U_{rms}$/kV | $I_{rms}$/A | $U_{rms}$/kV | $I_{rms}$/A |
|---|---|---|---|
| 424.35 | 0.82 | 606.22 | 1.26 |
| 454.66 | 0.89 | 636.53 | 1.46 |
| 484.97 | 0.95 | 666.84 | 2.54 |
| 515.29 | 1.02 | 697.15 | 8.43 |
| 545.60 | 1.09 | 727.46 | 28.91 |
| 575.91 | 1.17 | | |

**表 2 1 000 kV 变压器 $\psi$–$i$ 曲线计算值**
Table 2 Calculative $\psi$-$i$ curve of 1 000 kV transformer

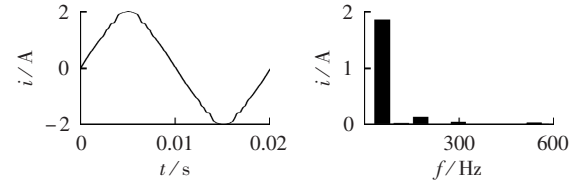
| $\psi$/Wb | $i$/A | $\psi$/Wb | $i$/A |
|---|---|---|---|
| 1 910.26 | 1.16 | 2 728.94 | 1.98 |
| 2 046.71 | 1.33 | 2 865.39 | 2.75 |
| 2 183.15 | 1.39 | 3 001.83 | 6.43 |
| 2 319.60 | 1.56 | 3 138.28 | 25.69 |
| 2 456.04 | 1.58 | 3 274.73 | 86.95 |
| 2 592.49 | 1.87 | | |

**表 3 无功损耗计算结果**
Table 3 Results of reactive power loss calculation

| 偏置磁链/Wb | GIC/A | 无功损耗/Mvar | 偏置磁链/Wb | GIC/A | 无功损耗/Mvar |
|---|---|---|---|---|---|
| 0 | 0 | 0.79 | 1 200 | 25.19 | 20.16 |
| 200 | 0.31 | 0.91 | 1 400 | 33.43 | 26.20 |
| 400 | 2.02 | 2.23 | 1 600 | 42.48 | 32.64 |
| 600 | 6.02 | 5.43 | 1 800 | 52.29 | 39.41 |
| 800 | 11.37 | 9.64 | 2 000 | 62.80 | 46.44 |
| 1 000 | 17.81 | 14.61 | | | |

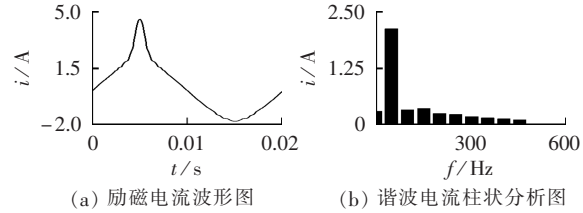
GIC 增大,无功损耗增大,两者近似呈线性关系。

以 0 Wb 和 200 Wb 为典型磁链偏置,计算结果分别如图 6 和图 7 所示。正常运行时磁链偏置水平为 0 Wb,励磁电流基本正弦变化。磁链偏置为 200 Wb 时,励磁电流发生畸变,励磁脉冲特性明显,计算结果与原理分析对应良好。




(a) 励磁电流波形图 (b) 谐波电流柱状分析图

**图 6 偏置磁链为 0 Wb 时励磁电流分析结果**
Fig.6 Analytical results of exciting current when DC flux is 0 Wb




(a) 励磁电流波形图 (b) 谐波电流柱状分析图

**图 7 偏置磁链为 200 Wb 时励磁电流分析结果**
Fig.7 Analytical results of exciting current when DC flux is 200 Wb

### 3.3.2 误差分析

当磁链偏置为 0 Wb 时,励磁电流最大幅值为 $I_m$=1.983 0 A,基波幅值为 $I_f$=1.843 0 A。忽略因 $\psi$–$i$ 线性差值产生的轻微畸变,取基波电流作为励磁电流的等效正弦波,计算有效值。变压器厂实测空载电流百分比为 0.075%,误差分析如下:

$$I_0=\frac{S_N}{U_L}P_{I0}=\frac{1\,000\times10^3}{1\,050/\sqrt{3}}\times0.075\%=1.237\ (\mathrm{A})$$

$$\Delta E_{I0}\%=\frac{I_f/\sqrt{2}-I_0}{I_0}\times100\%=$$

$$\frac{1.843\,0/\sqrt{2}-1.237}{1.237}\times100\%=5.35\%$$

当磁链偏置为 200 Wb 时,励磁电流最大幅值为 $I_m$=4.503 0 A,基波幅值为 $I_f$=2.113 2 A。200 Wb 对应的 $U_{rms}$ 值计算如下:

$$U_{dc}=\omega\psi_{dc}/\sqrt{2}=314\times200/\sqrt{2}=$$

$$4.440\,6\times10^4\ (\mathrm{V})=44.406\ (\mathrm{kV})$$

$$U_{rms}=U_{Nrms}+U_{dc}=1\,050/\sqrt{3}+44.406\approx650.28\ (\mathrm{kV})$$

则可由 $U$–$I$ 曲线获得 200 Wb 对应电流有效值为 $I_{rms}$=1.949 9 A。励磁电流曲线计算有效值 $I_{rms.j}$ 和误差分析如下:

$$I_{rms.j}=\sqrt{I_0^2+I_1^2+I_2^2+\cdots}=2.238\,4\ (\mathrm{A})$$

$$\Delta E_{Irms}\%=\frac{I_{rms.j}-I_{rms}}{I_{rms}}\times100\%=$$

$$\frac{2.238\,4-1.949\,9}{1.949\,9}\times100\%=14.80\%$$

其中,$I_0$ 为直流电流有效值;$I_1$、$I_2$ 分别为基波和 2 次谐波有效值。

这一误差包含了对 $U$–$I$ 曲线数据点进行分段线

性化处理的误差，线性化处理使励磁电流畸变量微增，而偏置为 0 Wb 时，磁化曲线本身处于线性段附近，线性化引起的畸变量较小。若扣除线性化误差，仅考虑 $U$–$I$ 到 $\psi$–$i$ 数据点转换误差，应与 5.35% 不相上下。

表 3 计算结果为：磁链偏置为 0 Wb 时，空载无功损耗为 0.79 Mvar，与实测空载无功损耗 0.75 Mvar 结果相近，其中实测空载无功损耗 $Q_0$ 忽略了磁滞和涡流损耗。

$$Q_0=U_1I_0=1\,050/\sqrt{3}\times1.237\times10^{-3}=0.75\ (\text{Mvar})$$

## 4　结论

电网规划、运行 GIC 影响评估需要简单、实用的变压器 GIC 无功损耗模型及其算法。本文利用变压器厂家提供的 $U$–$I$ 曲线值计算单相自耦变 GIC 空载无功损耗，得到结论如下。

**a.** 利用变压器 $U$–$I$ 曲线建立磁化 $\psi$–$i$ 曲线模型，以及采用投影法求励磁电流和设置一系列偏置磁通的算法，针对 1 000 kV 单相自耦变算例计算误差约为 ±5.35%。结果表明，利用 $U$–$I$ 曲线建立的磁化 $\psi$–$i$ 曲线模型计算变压器的 GIC 无功损耗，能满足电网规划影响评估的需要。

**b.** 采用 J–A 理论方法计算变压器铁芯磁化特性，评价变压器直流偏磁效应精度高，但获取设计参数和模型建立困难，同时变压器结构、类型复杂，迭代计算量大，不适用于电网工程 GIC 影响的评估计算。本文模型容易获得，算法简单和计算量小，是 GIC 影响评估的实用算法。

**c.** 由于不同结构不同厂家变压器的 $U$–$I$ 曲线存在一定的差异，虽然可采用本文相同的 $U$–$I$ 曲线转换为 $\psi$–$i$ 曲线的方法，但如何处理大量变压器海量数据，实现大规模电网无功及电压波动的计算，以及考虑磁滞损耗和涡流损耗对全网评估的影响等，都是下一步考虑的问题。

**参考文献：**


[1] ALBERTSON V D,THORSON J M,CLAYTON R E,et al. Solar-induced-currents in power systems:cause and effects[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,1973(2):471-477.

[2] 张冰，刘连光，肖湘宁. 地磁感应电流对变压器振动，噪声的影响[J]. 高电压技术，2009，35(4)：900-904.
ZHANG Bing,LIU Lianguang,XIAO Xiangning. Effects of geomagnetically induced current on the vibration and noise of transformers[J]. High Voltage Engineering,2009,35(4):900-904.

[3] LESHER R L,PORTER J W,BYERLY R T. SUNBURST–a network of GIC monitoring systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,1994,9(1):128-137.

[4] KAPPENMAN J G. Geomagnetic storms and their impact on power systems[J]. Power Engineering Review,IEEE,1996,16(5):5.

[5] LIU Chunming,LIU Lianguang,PIRJOLA R. Geomagnetically induced currents in the high-voltage power grid in China[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,2009,24(4):2368-2374.

[6] LIU C,LIU L,NIU X. Disastrous space weather risk on large-scale power grid[C]// 5th International Conference on Critical Infrastructure(CRIS). Beijing,China:IEEE,2010:1-5.

[7] 白保东，赵晓旋，陈德志，等. 基于 J–A 模型对直流偏磁条件下变压器励磁电流的模拟及实验研究[J]. 电工技术学报，2013，28(增刊 2)：162-166.
BAI Baodong,ZHAO Xiaoxuan,CHEN Dezhi,et al. Simulation and experiment research on transformer excitation current under DC magnetic bias based on J-A model[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2013,28(Supplement 2):162-166.

[8] 李泓志，崔翔，卢铁兵，等. 变压器直流偏磁的电路–磁路模型[J]. 中国电机工程学报，2009，29(27)：119-125.
LI Hongzhi,CUI Xiang,LU Tiebing,et al. Electric circuit and magnetic circuit combined model of DC biased power transformer[J]. Proceedings of the CSEE,2009,29(27):119-125.

[9] DONG X,LIU Y,KAPPENMAN J G. Comparative analysis of exciting current harmonics and reactive power consumption from GIC saturated transformers[C]//Power Engineering Society Winter Meeting. Columbus,OH,USA:IEEE,2001:318-322.

[10] 潘超，王梦纯，蔡国伟，等. 变压器直流偏磁场路耦合计算中的磁化曲线拟合[J]. 电力自动化设备，2014，34(4)：49-52.
PAN Chao,WANG Mengchun,CAI Guowei,et al. Magnetization curve fitting in field-circuit coupling computation for DC-biased transformer [J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(4):49-52.

[11] 董霞，刘志珍. 三相变压器直流偏磁仿真分析[J]. 电力自动化设备，2013，33(7)：121-125.
DONG Xia,LIU Zhizhen. Simulative analysis of three-phase transformer with DC bias[J]. Electric Power Automation Equipment,2013,33(7):121-125.

[12] WALLING R A,KHAN A N. Characteristics of transformer exciting-current during geomagnetic disturbances[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,1991,6(4):1707-1714.

[13] 李晓萍，文习山，蓝磊，等. 单相变压器直流偏磁试验与仿真[J]. 中国电机工程学报，2007，27(9)：33-40.
LI Xiaoping,WEN Xishan,LAN Lei,et al. Test and simulation for single-phase transformer under DC bias[J]. Proceedings of the CSEE,2007,27(9):33-40.

[14] DOMMEL H W,YAN A,WEI S. Harmonics from transformer saturation[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,1986,1(2):209-215.

[15] NEVES W L A,DOMMEL H W,MEREDITH R J,et al. On modelling iron core nonlinearities. Discussion[J]. IEEE Transactions on Power Systems,1993,8(2):417-425.

[16] 陆安定. 无功电功率[M]. 杭州：浙江科学技术出版社，1984：63-65.

[17] TAY H C,SWIFT G W. On the problem of transformer overheating due to geomagnetically induced currents[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,1985,104(1):212-219.

[18] SHEPHERD W,ZAKIKHANI P. Suggested definition of reactive power for nonsinusoidal systems[J]. Proceedings of the Institution of Electrical Engineers,1972,119(9):1361-1362.

[19] ALBERTSON V D,KAPPENMAN J G,MOHAN N,et al. Load-flow studies in the presence of geomagnetically-induced currents


（下转第 65 页 continued on page 65）

using "non-code ratio method" [J]. Transformer,1999,36(3):32-36.

作者简介:

宋　斌(1970—),男,湖北天门人,副教授,主要从事电气设备状态检修等方面研究工作(**E-mail**:Songbin72@163.com);

刘志雄(1973—),男,湖北武汉人,讲师,博士,通信作者,主要从事电力系统通信与控制以及电力系统信息化相关研究工作(**E-mail**:zxliu@whu.edu.cn);

宋　斌

李恩文(1990—),男,四川西昌人,硕士研究生,研究方向为电力变压器故障诊断与状态检修;

王国利(1975—),男,山东德州人,高级工程师,博士,主要从事特高压试验基地的建设和高电压试验研究工作技术的试验研究工作。

## Preliminary study of undefined three-ratio code in DGA

SONG Bin[1],LIU Zhixiong[1],LI Enwen[1],WANG Guoli[2]

(1. School of Electrical Engineering,Wuhan University,Wuhan 430072,China;
2. National Engineering Laboratory for UHV Engineering Technology(Kunming,Guangzhou),Guangzhou 510080,China)

**Abstract**: The fault type of three-ratio code 011 is not defined,aiming at which,the DGA(Dissolved Gas Analysis) data are collected and sorted out,and the data related to code 011 and its four adjacent codes in code space are analyzed and compared. Results show the relationship between the logarithms of fault gas contents is linear. Further research on the relationship by the linear regression and hypothesis test shows that,the linear relationship among methane,ethane and ethylene is obvious while that between hydrogen and hydrocarbon is less obvious. The fault type of code 011 is preliminarily and qualitatively discussed based on the content of fault gases and the results of linearity analysis.

**Key words**: DGA; three-ratio method; power transformers; fault diagnosis; linear regression

(上接第 59 页 continued from page 59)

[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,1981,pas-100(2):594-607.

作者简介:

刘连光(1954—),男,吉林汪清人,教授,博士研究生导师,研究方向为电网安全运行与灾变控制、电力系统规划;

秦晓培(1990—),女,河北邯郸人,硕士研究生,研究方向为电网安全运行与灾变控制(**E-mail**:happyqin2012@126.com);

刘连光

葛小宁(1983—),女,河北唐山人,博士研究生,研究方向为电网安全运行与灾变控制、电力系统规划。

## GIC reactive power loss calculation based on *U-I* curve for single-phase autotransformer

LIU Lianguang[1],QIN Xiaopei[1,2],GE Xiaoning[1]

(1. State Key Laboratory for Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources,North China Electric Power University,Beijing 102206,China;2. State Grid Hebei Shexian Power Supply Company,Shexian 056400,China)

**Abstract**: Since it is very hard to accurately calculate the reactive power turbulence caused by the GIC (Geomagnetically Induced Current) for the whole power grid,a method is proposed to calculate the GIC reactive power loss of single-phase autotransformer widely used in UHV and EHV power grid,which builds the analytic model of $\psi$-$i$ curve based on its $U$-$I$ curve and nameplate parameters to calculate the reactive power increment caused by the GIC. The proposed algorithm is suitable for the engineering calculation to assess the GIC influence and its effectiveness is validated by case study.

**Key words**: $U$-$I$ curve; $\psi$-$i$ curve; single-phase autotransformer; geomagnetically induced current; reactive power loss