

基于谐波互阻抗的励磁涌流引发谐波电压畸变风险识别

滕予非,丁理杰,汤 凡,李 甘,史华勃

(国网四川省电力公司电力科学研究院,四川 成都 610072)

摘要: 弱联系电网中普通的空载变压器合闸操作就可能会因向电网注入了励磁涌流,而导致系统出现严重的谐波电压畸变,加大设备及负荷损毁的风险。提出了励磁涌流引发谐波电压畸变风险指标,该指标基于系统网络的谐波互阻抗,考虑了被操作主变的容量以及系统中发电机、负荷、线路、变压器等元件对谐波电压畸变的影响。利用该指标对某联网工程中励磁涌流引发的谐波电压畸变风险进行了评估,PSCAD 仿真结果验证了所提指标的有效性。

关键词: 励磁涌流; 电压畸变; 谐波互阻抗; 风险; 谐波分析; 变压器

中图分类号: TM 711

文献标识码: A

DOI: 10.3969/j.issn.1006-6047.2014.08.026

0 引言

当电力系统中出现空载变压器合闸操作(简称合空变)时,变压器会向系统中注入励磁涌流^[1-3]。分析表明,正常情况下变压器注入的励磁涌流可达额定电流的 6~8 倍。长期以来,励磁涌流对继电保护的影响受到了广泛的关注,许多学者研究了多种励磁涌流的识别方法,并将其用于变压器差动保护中实现制动功能^[4-5],以防止励磁涌流引发变压器的保护误动。

然而,励磁涌流对于系统的危害并不单纯地表现在对继电保护的影响上。励磁涌流本身含有丰富的谐波分量,对电力系统的电能质量也会造成严重的污染。特别是在建设初期或者故障恢复期,电网本身就具有长线路、轻负荷的弱联系特性,系统中的电感、电容参数接近低次谐波的谐振区间^[6]。此时,励磁涌流的注入很可能会在电网的末端产生较大的谐波电压,从而导致系统末端电压的畸变率明显加大,而电压的瞬时值也可能因谐波电压的叠加而超出允许的范围。在这种工况下,设备以及负荷存在着很大的损毁风险。这一风险在偏远地区的运行电网中已多次发生^[7]。

文献[8-9]对 2011 年 11 月 16 日官厅 750 kV 变电站进行合空变操作导致青藏直流双极闭锁的事件原因进行了分析,分析结果表明该次事件主要是由于主变空载合闸产生的励磁涌流导致换流站 100 Hz 谐波保护动作。山东电网也出现了在黑启动试验中,因为励磁涌流导致机组跳闸而造成试验失败的事例^[10]。另外,2013 年我国西南某藏区电网,也出现了因励磁涌流的注入而在电网末端产生严重的电压畸变,进而导致谐波过电压的事件。根据录波数据,此次事件中系统末端 35 kV 母线的电压瞬时值达到了正常情况的 1.9 倍,对设备以及负荷的安全带来了极大的威胁。

1 现有分析方法简述

在励磁涌流导致谐波电压畸变风险的分析方面,大部分学者主要采用以下 3 种方法。

a. 对系统中长线路的分布特性进行分析。分析认为,当线路长度接近谐波电磁波的 1/4 波长时,在线路末端谐波电压可能会被严重放大,从而造成严重的电压畸变,导致设备损毁^[8]。该方法能够较为直观地说明具有长线路、轻负荷特性的弱联系系统中励磁涌流引发谐波电压严重畸变的机理,然而针对一个较为复杂的网络,该方法则有所欠缺。

b. 对进行合空变操作的母线进行谐振频率扫描。如果扫描结果发现电网内存在着某次谐波的谐振点,那么根据经验就可以判定系统内某些节点可能会产生严重的谐波电压畸变,甚至出现较高的谐波过电压^[6,8]。该方法综合考虑了负荷、发电机等多种因素,然而却无法明确地给出系统内谐波电压畸变风险最高的母线。

c. 利用 PSCAD/EMTDC 等电磁暂态分析软件,对系统进行详细的仿真研究。该方法可以很直观地发现系统中谐波电压畸变风险,并较为准确地计算出畸变率以及谐波过电压数值。然而,如果有较好的理论指导,仿真分析则会更有针对性与可信性。

为此,本文提出了励磁涌流引发的谐波电压畸变风险指标,该指标基于网络的谐波互阻抗,并综合考虑了空载合闸变压器的容量以及系统中线路、负荷、无功补偿等因素,可以较直观地反映系统中因励磁涌流导致的谐波电压畸变风险,并寻找出系统中风险最大的厂站。该指标使用方便,可以与电磁暂态仿真方法相配合,为仿真提供前期的方案指导,并为仿真结果提供相应的理论参考。

2 谐波阻抗阵的生成及其物理意义

2.1 系统元件的谐波模型

谐波阻抗阵的形成需要依赖于各元件的谐波模

型,下面对系统中各元件的谐波模型进行归纳^[11]。

a. 输电线路。输电线路在谐波下的等值模型依然采用 π 型等值电路,如图 1 所示。

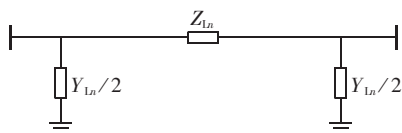


图 1 输电线路的谐波等值电路

Fig.1 Harmonic equivalent circuit of transmission line

由于在高次谐波作用下,输电线路的波长明显变短,因此线路的分布参数特性更加明显。由于励磁涌流引发的谐波电压畸变主要涉及到 5、6 次谐波,因此根据经验,当输电线路距离超过 50 km 时,需要利用双曲函数计算输电线路的 π 型电路等值参数,即:

$$\begin{aligned} Z_{ln} &= Z_{cn} \sinh(\gamma_n l) \\ \frac{Y_{ln}}{2} &= \frac{\cosh(\gamma_n l) - 1}{Z_{cn} \sinh(\gamma_n l)} \end{aligned} \quad (1)$$

其中, l 为输电线路长度; Z_{cn} 为 n 次谐波下线路的特征阻抗; γ_n 为 n 次谐波下线路的传播系数。 Z_{cn} 和 γ_n 可以由下式计算得出:

$$Z_{cn} = \sqrt{\frac{z_{ln}}{y_{ln}}}, \quad \gamma_n = \sqrt{z_{ln} y_{ln}} \quad (2)$$

其中, z_{ln} 、 y_{ln} 分别为 n 次谐波下线路单位长度的阻抗和导纳。

b. 变压器。为简化计算,根据文献[11],在对某一非线性负荷谐波含量进行分布计算时,网内的其他变压器可以忽略其励磁绕组,而用图 2 所示的等值电路。

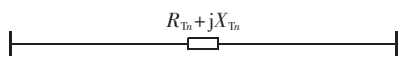


图 2 变压器谐波等值电路

Fig.2 Harmonic equivalent circuit of transformer

图 2 中,变压器的谐波等值阻抗可表示为:

$$R_{Tn} + jX_{Tn} = \sqrt{n} R_{T1} + njX_{T1} \quad (3)$$

其中, R_{Tn} 、 X_{Tn} 分别为变压器 n 次谐波的谐波电阻与电抗; R_{T1} 、 X_{T1} 分别为变压器基次谐波的谐波电阻与电抗。

由于忽略了空载合闸变压器附近并联或串联的变压器铁芯的饱和,因此没有计及和应涌流的影响,可能会使计算结果出现一定的误差。但仿真分析表明,这种误差在可以接受的范围之内。

c. 发电机。根据叠加定理,发电机的电动势仅存在于基波网络中,而在谐波网络中发电机的电动势可视为 0。而其在 n 次谐波下电抗 X_{Gn} 可近似等于基波负序阻抗 X_{G2} 与谐波次数 n 的乘积,即:

$$X_{Gn} = nX_{G2} \quad (4)$$

d. 负荷。将负荷等值为一个综合等值电动机,其谐波阻抗 Z_n 为:

$$Z_n = \sqrt{n} R_2 + jnX_2 \quad (5)$$

其中, R_2 、 X_2 分别为等值电动机的基波负序电阻与电抗。

e. 无功补偿元件。将无功补偿元件近似地等值为单一的电容、电感元件,因此感性补偿元件与容性补偿元件的谐波阻抗 Z_{QLn} 、 Z_{QCn} 分别为:

$$\begin{aligned} Z_{QLn} &= jn\omega L \\ Z_{QCn} &= j \frac{1}{n\omega C} \end{aligned} \quad (6)$$

其中, ω 为基波角频率; L 、 C 分别为感性补偿元件的电感值与容性补偿元件的电容值。

2.2 谐波阻抗阵的形成及其物理意义

谐波阻抗阵的形成,可采用先求取谐波导纳阵,再对谐波导纳阵求逆的方法,其具体步骤为:

a. 利用 2.1 节所述的元件谐波模型,参照基波导纳阵的求法^[12],得到各次谐波的谐波导纳阵;

b. 通过对导纳阵求逆得到各次谐波的阻抗阵。

利用上述方法,得到系统 n 次谐波阻抗阵 Z_n 后,可知该矩阵可写为以下形式:

$$Z_n = \begin{bmatrix} Z_{n11} & Z_{n12} & \cdots & Z_{n1i} & \cdots & Z_{n1m} \\ Z_{n21} & Z_{n22} & \cdots & Z_{n2i} & \cdots & Z_{n2m} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ Z_{ni1} & Z_{ni2} & \cdots & Z_{nii} & \cdots & Z_{nim} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ Z_{nm1} & Z_{nm2} & \cdots & Z_{nmi} & \cdots & Z_{nmn} \end{bmatrix} \quad (7)$$

该矩阵中的某一非对角元素 $Z_{nij}(i \neq j)$ 是系统中母线 i 与母线 j 之间的谐波互阻抗。根据互阻抗的定义, Z_{nij} 在数值上等于当母线 i 上注入单位大小的 n 次电流而其他节点均处于开路状态时,母线 j 的电压。

即当设定

$$\begin{aligned} I_{in} &= 1 \\ I_{jn} &= 0 \quad j \neq i \end{aligned}$$

时,有:

$$U_{jn} = Z_{nij}$$

由此可见,在母线 i 处注入相同的 n 次谐波电流, Z_{nij} 的模值越大,则母线 j 处的谐波电压就越大,因此母线 j 处谐波电压畸变的风险就越高。

3 谐波电压畸变的计算及风险指标的提出

3.1 励磁涌流谐波电压的计算

根据之前的推导可以看出,谐波互阻抗 Z_{nij} 反映了电网中 n 次谐波的网络分布特性。利用该参数,可以对系统中励磁涌流引发的谐波电压畸变进行初步估算。

设定合空变操作时其变压器注入的励磁涌流峰值为额定电流的 k_R 倍。根据文献[13],变压器励磁涌流可达变压器额定电流的 6~8 倍。为考虑最恶劣的情况,取励磁涌流峰值最大的情况,即令 $k_R=8$,则在合空变操作时,其产生的励磁涌流的峰值 I_r 可以通过下式进行计算:

$$I_r = \frac{8S_T}{\sqrt{3} U_{NT}} \quad (8)$$

其中, S_T 为变压器的额定容量; U_{NT} 为变压器在操作侧的额定电压。

因此,在最恶劣的情况下,主变产生的励磁涌流中 n 次谐波的大小可通过下式计算得出:

$$I_{rn} = k_n I_r = k_n \frac{8S_T}{\sqrt{3} U_{NT}} \quad (9)$$

其中, k_n 为励磁涌流中 n 次谐波有效值与涌流峰值的比值。

假设系统中没有其他谐波源,则该工况下母线 j 的 n 次谐波电压可由下式计算:

$$U_{nj} = k_n Z_{nij} \frac{8S_T}{\sqrt{3} U_{NT}} \quad (10)$$

3.2 励磁涌流引发电压畸变风险计算

励磁涌流引发的谐波电压畸变风险主要体现在以下 3 个方面:

- a. 单次谐波畸变率超标风险;
- b. 电压总畸变率超标风险;
- c. 电压最大瞬时值超标风险。

以下将针对这 3 个方面依次进行说明。

3.2.1 单次谐波畸变率超标风险

由于励磁涌流引发的谐波电流持续时间相对较短,且谐波含量处于衰减状态,因此一般可以不按照《公共电网谐波》标准对各次谐波含有率进行限制。但是根据文献[14]可知,如果系统中 3、5 次谐波电压含有率超过了 20%,则系统中感应电动机可能在短时间内被损坏。因此,根据这一描述,需要对励磁涌流在系统中造成的 3、5 次谐波畸变进行分析。

根据前文可以算得,当母线 i 上注入励磁涌流时,母线 j 上可能出现的最大 3、5 次电压的含量 D_3 、 D_5 分别为:

$$\begin{aligned} D_3 &= \frac{U_{3j}}{U_{lj}} = \frac{k_3 Z_{3ij}}{U_{lj}} \frac{8S_T}{\sqrt{3} U_{NT}} \\ D_5 &= \frac{U_{5j}}{U_{lj}} = \frac{k_5 Z_{5ij}}{U_{lj}} \frac{8S_T}{\sqrt{3} U_{NT}} \end{aligned} \quad (11)$$

假设系统中各条母线的基波电压为 1.0 p.u.,因此可以得到式(11)的标幺制形式为:

$$\begin{aligned} D_3 &= \frac{U_{3j}}{U_B} = \frac{k_3 Z_{3ij}}{U_B} \frac{8S_T}{\sqrt{3} U_{NT}} = 8k_3 Z_{3ij}^* S_{T^*} \\ D_5 &= \frac{U_{5j}}{U_B} = \frac{k_5 Z_{5ij}}{U_B} \frac{8S_T}{\sqrt{3} U_{NT}} = 8k_5 Z_{5ij}^* S_{T^*} \end{aligned} \quad (12)$$

其中, U_B 为系统中母线电压标幺制基准值。

由此可以得到,在最恶劣的条件下,励磁涌流造成的 3、5 次电压畸变不会造成设备损坏风险的条件为:

$$\begin{aligned} 8k_3 Z_{3ij}^* S_{T^*} &< 20\% \\ 8k_5 Z_{5ij}^* S_{T^*} &< 20\% \end{aligned} \quad (13)$$

即:

$$\begin{aligned} 40k_3 Z_{3ij}^* S_{T^*} &< 1.0 \\ 40k_5 Z_{5ij}^* S_{T^*} &< 1.0 \end{aligned} \quad (14)$$

3.2.2 电压总畸变率超标风险

由于我国对正弦波形畸变率极限值的定义都是基于稳态值的,对于持续时间短暂的谐波都没有规定。不过,文献[14]给出了一个参考值,即对于谐波持续时间少于 2 s、间隔时间大于 30 s 的谐波畸变率允许值可放宽至稳态值的 2 倍。同时,考虑到励磁涌流中谐波含量呈现逐渐衰减趋势,因此本文中对于 35 kV 电网的短时谐波畸变率允许值设定为 10%。

根据前文计算结果,可以得到当母线 i 上注入励磁涌流时,母线 j 上可能出现的最大电压畸变率为:

$$THD_j = \frac{\sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} \left(8k_n \frac{S_T}{\sqrt{3} U_{NT}} Z_{nij} \right)^2}}{U_{lj}} \quad (15)$$

同样,假设系统中各条母线的基波电压为 1.0 p.u.,因此可以得到式(15)的标幺制形式为:

$$THD_j = \sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} (8k_n S_{T^*} Z_{nij}^*)^2} \quad (16)$$

若希望母线 j 的电压畸变率不超过标准,则需满足:

$$\sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} (8k_n S_{T^*} Z_{nij}^*)^2} < 0.1 \quad (17)$$

即:

$$80 \sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} (k_n S_{T^*} Z_{nij}^*)^2} < 1 \quad (18)$$

3.2.3 电压最大瞬时值超标风险

此外,在励磁涌流向电网注入谐波后,还存在着因各次谐波叠加造成电压瞬时值偏高而击穿绝缘的风险。

为计算该风险,设定一种极端的情况,即各次谐波的峰值均在同一时刻出现,此时电压的瞬时值 U_p 达到最大,为:

$$U_p = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \left(U_1 + \sum_{n=2}^{\infty} 8k_n S_{T^*} Z_{nij}^* \right) \quad (19)$$

根据文献[6],本文选择电压瞬时值最大允许值为额定相电压峰值的 1.5 倍,因此可以得到瞬时值不超标的关系式为:

$$U_p = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \left(U_1 + \sum_{n=2}^{\infty} 8k_n S_{T^*} Z_{nij}^* \right) < \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} 1.5 U_B \quad (20)$$

假设系统中各条母线的基波电压为 1.0 p.u., 因此可以得到式(20)的标幺制形式为:

$$\sum_{n=2}^{\infty} 8k_n S_{T^*} Z_{nij}^* < 0.5 \quad (21)$$

即:

$$16 \sum_{n=2}^{\infty} k_n S_{T^*} Z_{nij}^* < 1 \quad (22)$$

3.3 谐波电压畸变风险指标

根据上文的推导, 可以对励磁涌流所引起的谐波电压畸变风险指标进行定义。

该指标包括以下 3 类。

a. 单次谐波畸变率风险指标。

该指标主要体现了系统中 3、5 次谐波畸变过大造成电动机损坏的风险, 参考式(14), 定义该指标如下:

$$\delta_{IHVD_{nij}} = 40 k_n Z_{nij}^* S_{T^*} \quad n=3, 5 \quad (23)$$

b. 电压总畸变率风险指标。

该指标主要体现了励磁涌流注入后, 系统电压畸变率超过短时允许值的风险, 参考式(18), 定义该指标如下:

$$\delta_{IHVD_{ij_THD}} = 80 S_{T^*} \sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} (k_n Z_{nij}^*)^2} \quad (24)$$

c. 电压瞬时值超标风险指标。

该指标主要体现了励磁涌流注入后, 系统中各次谐波电压叠加后瞬时值超过允许值的风险, 参考式(22), 定义该指标如下:

$$\delta_{IHVD_{ij_p}} = 16 S_{T^*} \sum_{n=2}^{\infty} k_n Z_{nij}^* \quad (25)$$

根据推导, 上述 3 类谐波电压畸变风险指标反映了在系统母线 i 处对一台容量为 S_{T^*} 的主变进行空载合闸操作时, 在母线 j 处产生谐波电压畸变的风险。当系统中某条母线的该指标计算结果大于 1 时, 说明该电网在某些恶劣的工况下, 可能存在着对应的风险, 该指标值越大, 则风险的程度就越高。

这些指标综合考虑了被操作主变的容量以及系统中发电机、负荷、线路、变压器等元件对谐波电压畸变的影响。因此, 它比单纯的谐波互阻抗 Z_{nij} 更能体现出不同变压器在空载合闸操作时对谐波电压畸变风险的影响。

值得说明的是, 为简化计算, 谐波电压畸变风险指标计算时, 假定励磁涌流与额定电流的倍数为最严重的 8 倍, 同时各次谐波的含量 k_n 也只能取典型值。但是由于实际操作中, 励磁电流与额定电流的倍数会随着系统阻抗等因素而变化, 且各次谐波的含量也会有所不同。因此该指标无法精确地获得电机的畸变率以及谐波过电压的数值。由此可见, 谐波电压畸变风险指标并不能完全地取代电磁仿真分析。该指标的作用主要是对谐波电压畸变风险进行定性的描述, 利用简单的方法寻找出系统中电压畸变风险最高的母线, 进而与电磁暂态仿真方法相配合, 为后续的仿真分析提供参考和理论依据。

4 算例分析

4.1 算例系统介绍

为了验证本文所提出指标的作用, 以我国西南某藏区联网工程为算例进行指标计算与风险分析。算例系统如图 3 所示。

图 3 所示的系统包含了 500 kV、220 kV 以及 110 kV 3 个电压等级, 系统中 220 kV 变电站之间采用双回线串供的输电方式。整个系统输电线路距离较长, 其中 500 kV 线路总长度为 344 km, 220 kV 输电线路总长度为 1414 km。系统中 110 kV 输电线路长度也很长, 母线 7 与母线 10 之间输电线路的距离也达到了 320 km 以上。在负荷方面, 由于藏区经济相对落后, 负荷水平较低, 在小方式下 220 kV 母线 5 下网负荷功率大约为 10 MW, 而母线 6 下网功率大

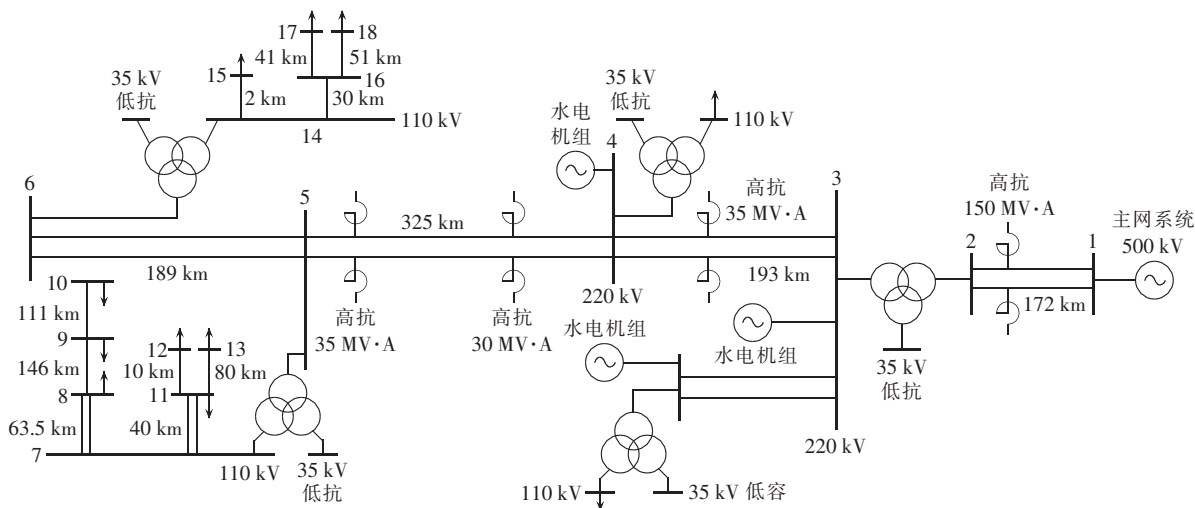


图 3 算例系统

Fig.3 System for case study

约为 20 MW。由此可见,图 3 所示的系统是一个典型的具有长线路、轻负荷特性的弱联系系统,谐波电压畸变的风险较高。

4.2 指标计算及有效性分析

在图 3 所示的系统中,分别以下述 2 个操作为例,对系统的谐波电压畸变风险指标进行计算:

- a. 在 500 kV 母线 2 对该变电站第 2 台 1 000 MV·A 空载变压器进行合闸操作;
- b. 在 220 kV 母线 4 对该变电站第 2 台 120 MV·A 空载变压器进行合闸操作。

本次计算中,忽略 6 次及以上的谐波分量,同时设定励磁涌流中各次谐波的含量 k_n 为表 1 中的典型值。该典型值是通过四川网内多次合空变时实测的励磁涌流录波波形综合分析而得,大体可认为能对高压变压器励磁涌流的谐波分布进行概念性的描述。

表 1 各次谐波含量
Tab.1 Harmonic percentage of different orders

谐波次数	k_n	谐波次数	k_n
2	15%	4	3%
3	5%	5	2%

在上述假设下,根据式(23)—(25)的定义,可得系统中指标值较大的几条母线对应的计算结果如表 2 所示。

表 2 指标计算结果
Tab.2 Calculated index values

合空变 母线	风险 所在母线	$\delta_{IHVD3ij}$	$\delta_{IHVD5ij}$	δ_{IHVDij_THD}	δ_{IHVDij_P}
2	10	2.308	13.045	29.602	9.872
	9	2.177	10.918	25.453	8.727
	8	1.613	2.990	11.327	4.326
	18	1.371	6.449	15.366	5.059
4	10	1.704	1.442	12.650	4.005
	9	1.607	1.207	12.218	3.776
	8	1.189	0.329	10.477	2.834
	18	1.011	0.713	10.239	2.762

通过表 2 中风险指标的计算,易做出以下几点判断。

a. 当在母线 2、4 分别进行合空变操作时,系统中计算出的风险指标绝大多数大于 1,这说明系统中可能存在着较大的因励磁涌流导致谐波电压严重畸变的风险。尤其是在母线 2 上进行合空变操作时,如果励磁涌流真的达到了额定电流的 8 倍(约为 8.80 kA),则在母线 10 上 5 次谐波畸变率将超标 13 倍以上,而电压总畸变率则会超标接近 30 倍,风险十分明显。即使励磁涌流达不到额定电流的 8 倍,其电压的畸变依然会超过允许值。

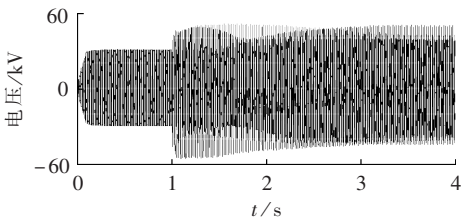
b. 同时由于母线 2 上并入的主变容量超过母线 4 上并入主变容量的 8 倍以上,因此在母线 2 上进行

合空变操作所引起的风险比母线 4 上引起的风险要大。

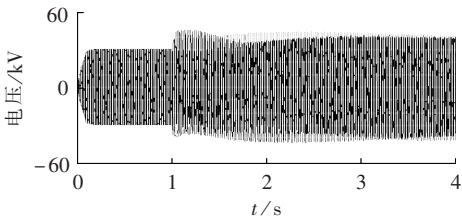
c. 通过对比 $\delta_{IHVD3ij}$ 与 $\delta_{IHVD5ij}$ 2 个指标的计算结果,可以发现当母线 2 进行合空变操作时,图 3 所示的系统中 5 次谐波的放大水平比 3 次谐波要大很多。

d. 在图 3 所示的系统进行上述 2 项合空变操作,谐波电压畸变风险较大的母线包括母线 10 与母线 9,而母线 8 与母线 18 的风险则偏小一些。

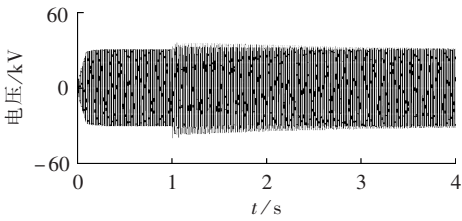
为验证计算的准确性,利用 PSCAD 搭建了相同的模型。为说明特点,选取表 2 中风险最大的母线 10 以及风险相对较小的母线 18 进行分析。分别设置在母线 2、4 的 A 相电压瞬时值为 0 时对各自主变进行空载合闸操作,忽略主变的剩磁,可以仿真得到母线 10、18 的 35 kV 侧的电压瞬时值如图 4 所示。



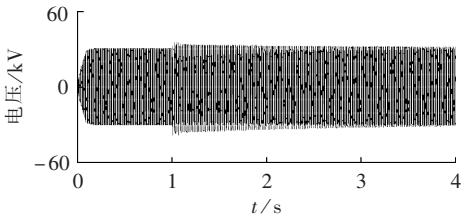
(a) 母线 2 空合变操作时母线 10 电压瞬时值



(b) 母线 2 空合变操作时母线 18 电压瞬时值



(c) 母线 4 空合变操作时母线 10 电压瞬时值



(d) 母线 4 空合变操作时母线 18 电压瞬时值

图 4 PSCAD 仿真结果

Fig.4 Simulative results of PSCAD

对图 4 所示的仿真结果进行分析,可以得到当在母线 2、4 进行合空变操作时,母线 10 与母线 18 的 35 kV 侧出现的最高电压瞬时值、最大电压畸变率以及最大的 3、5 次谐波畸变率如表 3 所示。

表 3 仿真结果分析
Tab.3 Analysis of simulative results

分析 母线	进行操作 的母线	最高电压 瞬时值/kV	电压畸 变率/%	3 次谐波 畸变/%	5 次谐波 畸变/%
10	2	55.43	93.40	15.50	84.50
	4	39.05	44.50	7.90	6.80
18	2	45.31	53.40	10.40	51.80
	4	37.96	34.60	4.70	3.90

通过图 4 及表 3,可以定性地得到以下判断。

a. 当母线 2、4 分别进行合空变操作时,母线 10、18 出现了明显的电压畸变。其中母线 2 合空变操作时最高电压畸变率、最高电压瞬时值以及 3、5 次谐波畸变率均明显高于母线 4 合空变操作的时候。

b. 对比同一操作时母线 10 与母线 18 的计算结果,母线 10 的电压峰值和畸变率也超过了母线 18。

c. 在母线 2 进行合空变操作时,母线 10 与 18 上的 5 次谐波畸变明显大于 3 次谐波,而在母线 4 进行合空变操作时,3 次谐波与 5 次谐波的畸变率没有明显的区别。

这些定性分析结果与表 2 计算结果相符。以下将以在母线 2 空充电压,而在母线 10 上观测结果为例,从定量分析方面,探讨指标与仿真结果的一致性。

对仿真波形进行分析发现,母线 2 进行主变压器空载合闸操作时,产生的励磁涌流大小约为变压器额定电流的 2.8 倍,达到了 3 077 A。其中各次谐波的电流大小以及与励磁涌流峰值间的比值如表 4 所示。

表 4 仿真结果中各次谐波含量
Tab.4 Harmonic percentage of different
orders for simulative results

谐波次数	电流有效值/A	k_n
2	403.10	13.10 %
3	140.14	4.55 %
4	70.78	2.30 %
5	53.98	1.75 %

对比表 4 与表 1 可以发现,仿真结果励磁涌流的峰值虽然小于指标计算时的 8 倍,但各次谐波含量则与典型值相近。

为了验证本文方法的正确性,利用上述的励磁涌流倍数以及 k_n 值进行指标计算,可以得到计算结果与仿真结果反推的指标相比较的结果如表 5 所示。

表 5 利用仿真结果进行的指标计算
Tab.5 Index calculation for simulative results

物理量	仿真结果	计算结果	对应指标
最高电压瞬时值	55.43 kV	78.11 kV	$\delta_{HVT\bar{y}_p}=2.97$
电压畸变率	93.4 %	89.7 %	$\delta_{HVT\bar{y}_{THD}}=8.97$
3 次谐波畸变	15.5 %	15.1 %	$\delta_{HVT\bar{y}_3}=0.7551$
5 次谐波畸变	84.5 %	79.9 %	$\delta_{HVT\bar{y}_5}=3.995$

由表 5 可知,若按实际产生的励磁涌流倍数以及谐波含量进行指标计算,除最高电压瞬时值外,电

压总畸变率指标以及 3、5 次谐波畸变指标反映的物理量均与仿真结果的误差在 5 % 以内,从而证明了本文方法的正确性。而最高电压瞬时值指标与仿真结果相差较大的原因则是为计算瞬时值过电压风险,本文设定一种极端的情况,即各次谐波的峰值均在同一时刻出现。而实际仿真时各次谐波间必然存在着相位差,峰值出现时间并不完全相同。

由此可见,实际系统运行时,励磁涌流引发电压严重畸变的风险可能并没有表 2 计算出的那么严重,这是由于风险计算时考虑的是最恶劣的情况,而仿真时励磁涌流的峰值完全没有达到额定电流的 8 倍,各次谐波的峰值也不会在同一时刻出现。由此可以说明,谐波电压畸变风险指标并不能完全地取代电磁仿真分析。该指标需要与电磁暂态仿真方法相配合,为后续的仿真分析提供参考和理论依据。

同时,上述指标分析以及电磁暂态仿真结论均表明,图 3 所示的联网工程存在着较大的因励磁涌流导致谐波电压畸变的风险,包括电压瞬时值超标、单次谐波畸变率超标以及谐波电压总畸变超标等,建议采取相应的措施进行抑制。

5 结论

本文基于谐波互阻抗对弱联系电网中励磁涌流引起的谐波电压畸变风险进行了识别,提出了励磁涌流所引起的谐波电压畸变风险指标并给出了指标的推导过程和物理意义,得到了以下结论。

a. 风险指标反映了在系统母线 i 处对一台容量为 S_{T*} 的主变进行空载合闸操作时,在母线 j 处产生谐波电压畸变的风险。当系统中某条母线的风险指标计算结果大于 1 时,说明该电网在某些恶劣的工况下,可能存在着对应的风险,风险指标值越大,则风险的程度就越大。

b. 风险指标包括单次谐波畸变率风险指标、电压总畸变率风险指标、电压瞬时值风险指标,分别反映了励磁涌流造成的 3 类不同的电压畸变风险。

c. 风险指标原理简单、清晰,计算量小,可以对励磁涌流引发的谐波电压畸变风险进行直观的描述,利用简单的方法寻找出系统中风险最高的厂站,进而与电磁暂态仿真方法相配合,为后续的仿真提供参考以及分析依据。

d. 通过对我国西南某藏区联网工程为例进行风险分析,并与 PSCAD 仿真结果进行定性与定量的对比,说明了指标对电磁暂态仿真的指导意义。分析结果表明,该联网工程在进行合空变操作时存在着严重的谐波电压畸变风险,包括电压瞬时值超标、单次谐波畸变率超标以及谐波电压总畸变超标等,建议采取相应的措施进行抑制。

下一步的研究方向将考虑对空载合闸变压器附近并联或串联的变压器铁芯饱和后产生的和应涌流对谐波电压畸变影响进行分析与描述。

参考文献:

- [1] BRUNKE J H, FROHLICH K J. Elimination of transformer inrush current by controlled switching-part 1: theoretical consideration[J]. IEEE Trans on Power Delivery, 2001, 16(2): 276-280.
- [2] BRUNKE J H, FROHLICH K J. Elimination of transformer inrush current by controlled switching-part 2: application and performance considerations[J]. IEEE Trans on Power Delivery, 2001, 16(2): 281-286.
- [3] POVH D, SCHULTZ W. Analysis of overvoltage caused by transformer magnetizing inrush current[J]. IEEE Trans on Power Apparatus and Systems, 1978, 97(4): 1355-1365.
- [4] 王雪. 变压器励磁涌流特征空间综合识别方法[J]. 电力自动化设备, 2012, 32(11): 83-86.
WANG Xue. Synthetic transformer inrush identification based on characteristic space[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012, 32(11): 83-86.
- [5] 韩正庆, 刘淑萍. 基于模型的变压器保护判据分析与改进[J]. 电力自动化设备, 2007, 27(2): 31-34.
HAN Zhengqing, LIU Shuping. Analysis and improvement of transformer protection criterion based on model[J]. Electric Power Automation Equipment, 2007, 27(2): 31-34.
- [6] 程改红, 徐政. 电力系统故障恢复初期的谐波过电压问题[J]. 电网技术, 2005, 29(10): 14-19.
CHENG Gaihong, XU Zheng. Analysis and control of harmonic overvoltages during early stages of power system restoration[J]. Power System Technology, 2005, 29(10): 14-19.
- [7] BOURGAULT O, MORIN G. Analysis of a harmonic overvoltage due to transformer saturation following load shedding on Hydro-Quebec-NYPA 765 kV interconnection[J]. IEEE Trans on Power Delivery, 1990, 5(1): 397-405.
- [8] 周佩朋, 项祖涛, 杜宁, 等. 西北 750 kV 电网合空变导致青藏直流闭锁故障分析[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(10): 129-133.

- ZHOU Peipeng, XIANG Zutao, DU Ning, et al. Analysis on blocking of Qinghai-Tibet DC system caused by transformer energizing in Northwest China 750 kV Grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(10): 129-133.
- [9] 种芝艺, 栗小华, 刘宝宏. 西北电网主变充电引起青藏直流闭锁的原因分析及对策[J]. 电力建设, 2013, 34(3): 88-91.
ZHONG Zhiyi, SU Xiaohua, LIU Baohong. Analysis and countermeasures of Qinghai-Tibet DC blocking caused by main transformer charging in Northwest Power Grid[J]. Electric Power Construction, 2013, 34(3): 88-91.
- [10] 逯怀东, 郭志红, 王辉, 等. 基于 500 kV 网架的电网黑启动试验分析[J]. 电网技术, 2013, 37(7): 1895-1901.
LU Huaidong, GUO Zhihong, WANG Hui, et al. Power system black-start analysis based on 500 kV power grid[J]. Power System Technology, 2013, 37(7): 1895-1901.
- [11] 崔威, 李建华, 赵娟. 供电网络谐波潮流计算[J]. 电力自动化设备, 2003, 23(2): 11-14.
CUI Wei, LI Jianhua, ZHAO Juan. Harmonic flow calculation in power supply system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2003, 23(2): 11-14.
- [12] 王锡凡, 方万良, 杜正春. 现代电力系统分析[M]. 北京: 科学出版社, 2006: 13-16.
- [13] 谷水清, 李凤荣. 电力系统继电保护[M]. 北京: 中国电力出版社, 2007: 204.
- [14] 电力工业部电力规划设计总院. 电力系统设计手册[M]. 北京: 中国电力出版社, 2010: 456-460.

作者简介:



滕予非

滕予非(1984-),男,四川成都人,工程师,博士,研究方向为电力系统及其新型输电的分析与控制(E-mail: yfteng2011@163.com);

丁理杰(1981-),男,浙江嘉兴人,高级工程师,博士,研究方向为电力系统稳定与控制;

汤凡(1984-),男,四川乐至人,工程师,硕士,研究方向为电力系统稳定与控制。

Risk identification based on harmonic mutual impedance for harmonic voltage distortion caused by excitation inrush current

TENG Yufei, DING Lijie, TANG Fan, LI Gan, SHI Huabo

(State Grid Sichuan Electric Power Research Institute, Chengdu 610072, China)

Abstract: Because of the excitation inrush current, even the energization of normal unloaded transformer may induce serious harmonic voltage distortion of weak interconnected grid, which increases the damage risk of grid equipments and appliances. A risk index based on the harmonic mutual impedance of power network is proposed for the harmonic voltage distortion caused by the excitation inrush current, which considers the capacity of the main transformer to be energized and the impacts of grid components on the harmonic voltage distortion, such as generators, loads, transmission lines and transformers. The introduced index has applied in the harmonic voltage distortion risk evaluation of a grid interconnection project. Its effectiveness is verified by the simulative results of PSCAD.

Key words: excitation inrush current; voltage distortion; harmonic mutual impedance; risks; harmonic analysis; electric transformers