

## 混压同塔线路跨电压不接地短路时低压系统过电压计算

刘欣<sup>1,2</sup>, 黄少锋<sup>2</sup>, 张鹏<sup>3</sup>, 郑涛<sup>2</sup>(1. 电力规划设计总院, 北京 100120; 2. 华北电力大学 电力系统新能源国家重点实验室, 北京 102206;  
3. 国家电网公司直流建设分公司, 北京 100052)

**摘要:** 提出适用于弱电强磁系统发生多回线跨电压不接地故障时的短路电流计算方法, 在此基础上计算了跨电压不接地故障时短路点对地电压, 分析了该电压与两系统电源电动势相角差和系统阻抗比之间的关系, 得到了阻抗比不同时短路点对地电压的最大值, 并与正常运行时的对地电压作对比, 以评估低电压系统内过电压大小。在 PSCAD 软件中建模验证了短路电流计算方法和过电压计算的准确性。

**关键词:** 混压同塔; 跨电压故障; 复合序网图; 过电压; 阻抗比

**中图分类号:** TM 713

**文献标识码:** A

**DOI:** 10.16081/j.issn.1006-6047.2018.01.017

## 0 引言

为了充分利用线路走廊输送能量, 提高输送能力, 电力系统已经开始广泛采用混压同塔输电模式<sup>[1-3]</sup>, 同时由于其架线方式导致混压同塔线路跨电压故障成为主要的故障之一<sup>[4]</sup>, 此类型故障引发多种危害。其中当发生跨电压不接地故障时, 故障点对地电压的升高容易引起低电压系统中线路过电压, 影响低电压系统绝缘, 破坏供电可靠性。

当混压同塔线路之间电联系大于磁联系时, 在电气特征上属于弱电强磁系统; 反之, 当磁联系大于电联系时, 则属于弱电强磁系统。不同电压等级的同塔系统, 可以分解为弱电强磁系统和弱电强磁系统 2 种系统。在工程中因弱电强磁引发问题的情况时有发生<sup>[5]</sup>, 故准确评估弱电强磁输电系统中发生跨电压不接地故障造成低电压系统过电压的大小, 对混压同塔系统设备选型、保护参数设置等具有重要意义<sup>[5-8]</sup>。

目前对于混压同塔线路跨电压故障的研究已有一定成果, 文献[9-10]研究了跨电压故障时的故障计算方法, 文献[3, 11]研究了跨电压故障时不同原理的保护所受的影响。故障计算是过电压计算的基础, 文献[9]采用的十二序分量法计算量大, 物理意义并不明确。文献[10]采用的六序分量法加边界条件在同电压等级线路上使用尚可, 但并不适用于不同电压等级线路。而目前对于混压同塔线路的跨电压故障引起的过电压问题鲜有研究。

本文提出了适用于弱电强磁系统多回线跨电压

故障的短路电流计算方法; 在此基础上, 提出了跨电压不接地短路时短路点对地电压的计算方法, 分析了此电压与 2 个电压等级系统电源电动势相角差和阻抗比的关系, 得到不同组合条件下短路点对地电压的最大值, 并与正常运行时短路点对地电压大小作对比, 以评估低电压系统内过电压大小; 在 PSCAD 软件中建立模型验证了短路电流计算方法以及过电压计算的准确性, 为系统设备选型、保护参数设置提供了理论依据。

## 1 复合序网图的短路计算方法

以弱电强磁的混压同塔四回线发生单相跨单相不接地的跨电压不接地故障为例, 给出采用多复合序网图方法进行故障分析过程如下。

图 1 为不同电压等级的 2 个系统中发生系统 I 的 C 相跨系统 II 的 a 相不接地短路故障模型。其中一个电压等级系统用系统 I 来表示, 其故障线路的三相标注为 A、B、C; 另一个电压等级系统用系统 II 来表示, 其故障线路的三相标注为 a、b、c。本节中的电流、电压电气量均指短路点的电气量, 各序阻抗均归并到短路点。需要说明的是, 本文电气量下标中的 1、2、0 分别表示正、负、零序分量, 字母分别对应各相, I、II 分别对应 2 个电压等级的系统。图中  $U_k$  为

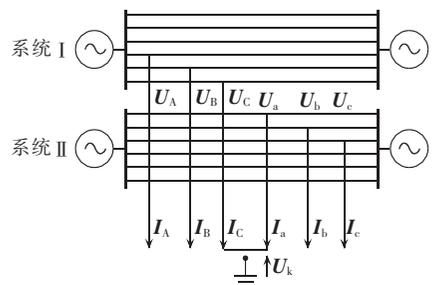


图 1 混压同塔四回线 C-a 故障模型

Fig.1 Model of mixed-voltage four-circuit transmission lines system with C-a fault

收稿日期: 2016-12-28; 修回日期: 2017-10-19

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(973 计划)项目(2012-CB215206); 中央高校基本科研费专项资金资助项目(2015XS-12)

Project supported by the National Basic R&D Program of China(973 Program)(2012CB215206) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities(2015XS12)

短路点的对地电压。

从短路点归算正、负、零序网络,由于两系统正序阻抗间的互感很小,可以忽略不计,负序网络与正序网络相同;而零序阻抗之间的互感不能忽略不计,采用经典去耦的方法对整个系统的零序网络进行去耦和归算。归算的原理很简单,完全去耦后,经 Y/Δ 变换、串并联过程就可以得到,而步骤较繁琐,在研究过程中可通过编程计算得到归算阻抗,本文不再赘述。综合以上过程可以得到正、负、零序阻抗网络如图 2 所示。图中负序与正序阻抗相同,零序阻抗下标中的 e 表示等效阻抗。

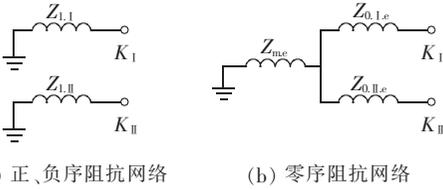


图 2 计及互感时混压同塔四回线的序网络

Fig.2 Sequence-network of mixed-voltage four-circuit transmission lines including mutual inductance

对于系统 I, 短路点的三相边界条件为:

$$\begin{cases} I_A = I_B = 0 \\ U_C = U_k \end{cases} \quad (1)$$

分解为特殊相(C相)的对称分量,有:

$$\begin{cases} I_{1,C} = I_{2,C} = I_{0,C} \\ U_{1,C} + U_{2,C} + U_{0,C} = U_k \end{cases} \quad (2)$$

依据上述边界条件可得图 3 中  $m, n$  两点的左侧部分。对于系统 II, a 相是特殊相,系统 II 具有类似形式的边界条件,可得到图 3 中的右侧部分。结合两系统  $U_k$  相等的条件,将上述两部分的复合序网组合,得到 C-a 故障(单相跨单相不接地的跨电压故障)下的多复合序网图见图 3。此处命名中“多”的含义是指,2 个不同电压等级系统各自的复合序网图合并而成的复合序网图,构成多重复合的多复合序网图。

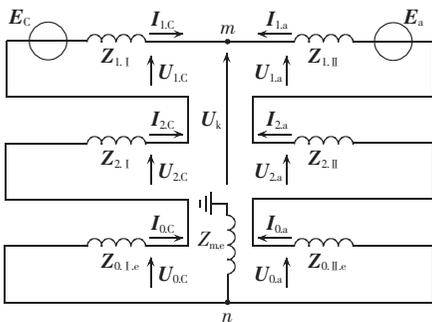


图 3 C-a 故障的多复合序网络

Fig.3 Multi-composite sequence-network of C-a fault

令  $Z_{\Sigma I} = Z_{1,I} + Z_{2,I} + Z_{0,I,e}$ ,  $Z_{\Sigma II} = Z_{1,II} + Z_{2,II} + Z_{0,II,e}$ , 由图 3 所示的多复合序网图可得序电流如下:

$$\begin{cases} I_{1,C} = (E_C - E_a) / (Z_{\Sigma I} + Z_{\Sigma II}) \\ I_{1,C} = I_{2,C} = I_{0,C} \\ I_{1,C} = -I_{1,a} = -I_{2,a} = -I_{0,a} \end{cases} \quad (3)$$

分析图 3 所示的多复合序网图,计算短路点电压  $U_k$  为:

$$U_k = E_C - Z_{\Sigma I} I_{1,C} = E_C - Z_{\Sigma I} \frac{E_C - E_a}{Z_{\Sigma I} + Z_{\Sigma II}} = \frac{Z_{\Sigma II} E_C + Z_{\Sigma I} E_a}{Z_{\Sigma I} + Z_{\Sigma II}} \quad (4)$$

绘制多复合序网图的关键点在于:2 个系统的故障点电压是相同的。为了简便、清晰,本文仅绘制出单相跨单相不接地跨电压故障的多复合序网图。实际上,按照上述的基本思想,也可以绘制出混压线路其他类型跨电压故障的多复合序网图。

## 2 跨电压不接地故障对系统绝缘的影响

### 2.1 故障点对地电压

根据第 1 节分析可知故障点对地电压升高至  $U_k$ , 假设式(4)中  $E_C = k E_a e^{j\delta_C}$ ,  $k$  为系统 I 故障相 C 相与系统 II 故障相 a 相故障点电压的幅值比,  $\delta_C$  为上述两电压的相角差,则有:

$$U_k = \frac{Z_{\Sigma II} E_C + Z_{\Sigma I} E_a}{Z_{\Sigma I} + Z_{\Sigma II}} = \frac{k Z_{\Sigma II} e^{j\delta_C} + Z_{\Sigma I} E_a}{Z_{\Sigma I} + Z_{\Sigma II}} \quad (5)$$

其中,  $E_a$  为从故障点处看进去的系统 II 正序戴维南等效模型中的电压。按照叠加法计算系统 II 两端电源分别对故障点电压作用得到的故障点电压如图 4 所示。图中,  $E_P, E_Q$  为系统 II 两端电源电动势;  $Z_P, Z_Q$  为系统 II 电源的系统正序阻抗;  $Z_L$  为系统 II 单条线路的线路正序阻抗;  $\alpha$  为故障发生位置 K 与 P 端线路始端之间距离占线路总长度的比例。

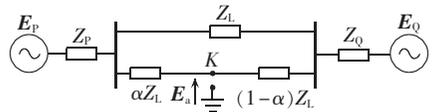


图 4 计算短路点正序电压示意图

Fig.4 Schematic diagram of calculating positive-sequence voltage at fault point

P 端电源单独作用下故障点正序电压有:

$$E_{a1} = \frac{E_P}{Z_P + Z_Q + 0.5 Z_L} [Z_Q + 0.5 Z_L (1 - \alpha)] \quad (6)$$

Q 端电源单独作用下故障点正序电压有:

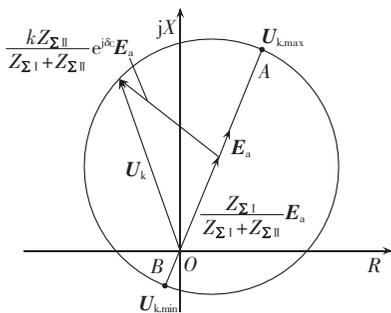
$$E_{a2} = \frac{E_Q}{Z_P + Z_Q + 0.5 Z_L} (Z_P + 0.5 \alpha Z_L) \quad (7)$$

故两端电源共同作用下,有  $E_a = E_{a1} + E_{a2}$ 。

若不考虑负荷和分布电容的影响,送受端电源  $E_P = E_Q$ , 则  $\alpha$  在 0~1 变化中都有  $E_a = E_P = E_Q$ , 即  $E_a$  大小与故障位置无关;同理可得到  $E_C$  的大小同样与本系统的 2 个电源电动势相等。

### 2.2 故障点对地电压与相角差的关系

系统在一定的运行方式下,且故障位置确定时,各归算阻抗大小确定,即  $Z_{\Sigma I}, Z_{\Sigma II}$  大小值固定。分析式(5)可知,故障点对地电压  $U_k$  仅随两系统电源电动势相角差  $\delta_C$  的变化而变化。 $U_k$  的相量图如图 5 所示。

图 5  $U_k$  随  $\delta_c$  的变化曲线Fig.5 Curve of  $U_k$  vs.  $\delta_c$ 

由图 5 可知,  $U_k$  仅随两系统电源电动势相角差  $\delta_c$  变化而在图 5 中的圆周上变化, 当变化到图中 A 点位置, 在  $\delta_c = 0^\circ$  时, 对地电压  $U_k$  最大, 有  $U_{k,max} = \frac{kZ_{\Sigma II} + Z_{\Sigma I}}{Z_{\Sigma I} + Z_{\Sigma II}} E_a$ ; 当变化到图中 B 点位置, 在  $\delta_c = 180^\circ$

时, 对地电压  $U_k$  最小, 有  $U_{k,min} = \frac{-kZ_{\Sigma II} + Z_{\Sigma I}}{Z_{\Sigma I} + Z_{\Sigma II}} E_a$ 。

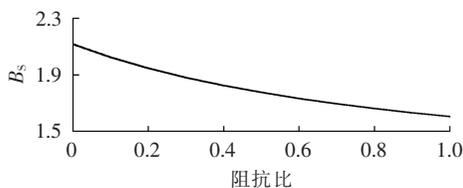
### 2.3 故障点电压与阻抗比的关系

$Z_{\Sigma I}$ 、 $Z_{\Sigma II}$  与故障位置、系统的运行参数等呈复杂的函数关系。当两系统电源电动势相角差  $\delta_c$  确定时, 分析故障点电压与阻抗比大小关系如下。

常用的混压同塔输电线路有 500 kV/220 kV、20 kV/110 kV、110 kV/35 kV 等类型的电压等级, 因此可合理假设  $k \geq 2$ ; 计及系统内各元件的阻抗角几乎相同, 且低电压等级系统的等效阻抗大于等于高压等级系统的等效阻抗 ( $Z_{\Sigma II} \geq Z_{\Sigma I}$ ), 则有  $Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II} \leq 1$ 。故有:

$$U_{k,max} = \frac{k + Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}}{1 + Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}} E_a \geq \frac{k+1}{1+1} E_a \geq \frac{3}{2} E_a \quad (8)$$

使用常用 500 kV/220 kV 系统, 则  $k = 500/220 \approx 2.27$ , 令式 (8) 最大电压与正常运行电压之比为  $B_s$ , 则  $B_s = \frac{2.27 + Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}}{1 + Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}}$ 。使用 MATLAB 数学分析工具画出倍数  $B_s$  与阻抗比的关系如图 6 所示。

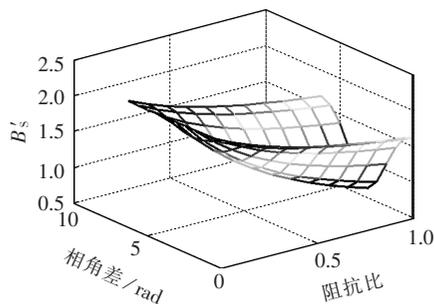
图 6 倍数  $B_s$  与阻抗比的关系Fig.6 Relationship between  $B_s$  and impedance ratio

由式 (8) 和图 6 可知,  $U_{k,max}$  可能会超出低电压系统的绝缘水平, 造成绝缘子沿面闪络或绝缘子击穿, 破坏系统稳定性甚至造成电力设备损坏, 后果严重。

### 2.4 故障点电压与相角差和阻抗比关系

综合 2.2 和 2.3 节中 2 类影响因素, 以 500 kV/220 kV 混压系统为例,  $k = 500/220 \approx 2.27$ ; 假定系统

I 为高压等级系统, 系统 II 为低电压等级系统, 并且  $Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}$  大小在 0~1 变化; 两系统故障点电压相角差  $\delta_c$  的变化范围是 0~ $2\pi$ 。则故障点电压与正常运行时电压之比  $B'_s = \frac{2.27 e^{j\delta_c} + Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}}{1 + Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}}$  ( $0 < Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II} < 1$ ,  $0 \leq \delta_c \leq 2\pi$ ) 随  $Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}$  和  $\delta_c$  变化的情况如图 7 所示。

图 7 倍数  $B'_s$  与阻抗比、相角差的关系Fig.7 Relationship between  $B'_s$  and impedance ratio, phase difference

由图 7 可知,  $Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}$  在 0~1 变化,  $\delta_c$  在 0~ $2\pi$  变化时  $B'_s$  始终大于 1, 且最大值接近 2.5, 即在发生跨电压故障时低电压等级系统故障点电压始终大于正常运行电压, 最大时能够达到接近正常电压水平的 2.5 倍。同时应指出上述的倍数也与混压同塔输电线路的电压水平有关, 假如是 500 kV/110 kV 混压同塔, 则按照上述方法计算跨电压不接地故障时低电压等级系统故障点电压最大能够达到正常电压水平的 4 倍。

## 3 仿真实验

给定仿真系统参数如下: 系统 I 电压等级为 500 kV, 电源正序阻抗为  $j18 \Omega$ , 零序阻抗为  $j54 \Omega$ , 导线正序单位阻抗为  $0.007 + j0.3 \Omega/\text{km}$ , 零序单位阻抗为  $0.266 + j1.026 \Omega/\text{km}$ ; 系统 II 电压等级为 220 kV, 电源正序参数为  $j70 \Omega$ , 零序阻抗为  $j93 \Omega$ , 导线正序单位阻抗为  $0.01 + j0.43 \Omega/\text{km}$ , 零序单位阻抗为  $0.301 + j1.367 \Omega/\text{km}$ ; 相同电压等级之间的零序互感单位阻抗为  $0.259 + j0.723 \Omega/\text{km}$ , 不同电压等级系统之间零序互感单位阻抗为  $0.156 + j0.459 \Omega/\text{km}$ ; 线路长度为 100 km。

### 3.1 故障点对地电压与相角差的关系

以  $\alpha = 0.1$  处发生故障为例, 使用 MATLAB 基于上述模型计算  $\delta_c$  在  $0^\circ \sim 360^\circ$  变化时短路点对地电压  $U_k$  大小如图 8 所示。

由图 8 可以看出,  $\delta_c$  为  $0^\circ$  和  $360^\circ$  时短路点对地电压  $U_k$  最大,  $\delta_c$  为  $180^\circ$  时  $U_k$  最小。

在 PSCAD 中建立上述模型, 并且在  $\delta_c$  为  $0^\circ \sim 180^\circ$  范围内取点, 验证短路点对地电压大小与两系统电源电动势角度差的关系如表 1 所示。

表 1 结果表明, PSCAD 仿真结果与理论分析一

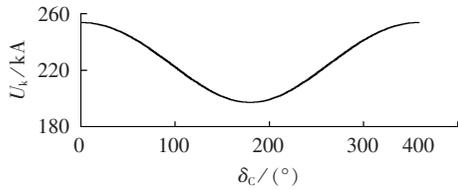


图 8  $\alpha=0.1$  处故障时  $U_k$  随  $\delta_c$  的变化曲线  
Fig.8 Curve of  $U_k$  vs.  $\delta_c$  when fault happens at  $\alpha=0.1$

表 1  $U_k$  随  $\delta_c$  变化的理论与仿真结果对比  
Table 1 Comparison of  $U_k$  vs.  $\delta_c$  between theory and simulative results

$\delta_c$	$U_k/kV$	
	仿真值	理论值
$0^\circ$	252.9	250.9
$90^\circ$	228.3	226.5
$180^\circ$	196.8	193.2

致,在  $\delta_c=0^\circ$  时短路点对地电压  $U_k$  最大, $\delta_c=180^\circ$  时短路点对地电压  $U_k$  最小。

### 3.2 故障点电压与阻抗比的关系验证

采用 500 kV/220 kV 系统,则有  $k=500/220 \approx 2.27$ ;归算  $Z_{\Sigma I}/Z_{\Sigma II}$ ,变化上述系统中的系统阻抗得到不同情况下的阻抗比。故有短路点最大电压为:

$$U_{k,max} = \frac{2.27 Z_{\Sigma II} + Z_{\Sigma I}}{Z_{\Sigma I} + Z_{\Sigma II}} \times \frac{220}{\sqrt{3}} = \frac{2.27 Z_{\Sigma II} + Z_{\Sigma I}}{Z_{\Sigma I} + Z_{\Sigma II}} \times 127 \quad (9)$$

改变系统阻抗,得到短路点对地电压最大值与阻抗比之间的关系如图 9 所示。

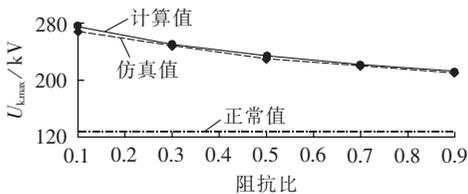


图 9 短路点对地电压最大值与阻抗比的关系

Fig.9 Relationship between maximum voltage at fault point and impedance ratio

从表 1 和图 9 可以看出,当混压同塔线路发生跨电压不接地故障时,短路点对地电压远大于系统正常运行时的电压,造成低电压系统内的过电压,影响线路的绝缘,会导致线路避雷器动作,或者绝缘子沿面闪络甚至被击穿等后果。

## 4 结论

当混压同塔线路发生跨电压不接地故障时,短路点对地电压的大小会随着两系统电源电动势相角差和阻抗比的变化而变化。当阻抗比确定,相角差为  $0^\circ$  和  $360^\circ$  时电压幅值达到最大, $180^\circ$  时最小;当相角差确定时,其与阻抗比的大小呈单调递减的关系。当阻抗比最小且两系统在故障点电压同相位时,故障点电压最小;当阻抗比最大且两系统在故障点电

压反相位时,故障点电压最大。

短路点对地电压的升高会对低电压系统绝缘造成影响,可能会引起线路避雷器动作、绝缘子沿面闪络或被击穿等后果,损坏电力设备,破坏系统稳定性。因此应该对跨电压故障情况下的故障点电压升高问题引起足够的重视。另外跨电压不接地故障时的过电压问题还有零序过电压、非故障相的过电压等,本文提出的故障序网图分析方法同样适用于这些问题的分析研究。

### 参考文献:

- [1] 张旭,徐振宇,贺健,等. 同塔四回线路单相接地故障距离保护[J]. 电力自动化设备,2015,35(9):30-37.  
ZHANG Xu,XU Zhenyu,HE Jian,et al. Distance protection for single-phase grounding fault of four-loop transmission lines on same tower[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(9):30-37.
- [2] 王艳,郝良霞,徐玉琴. 特高压同他双回线路故障测距算法[J]. 电力自动化设备,2016,36(4):7-13.  
WANG Yan,HAO Liangxia,XU Yuqin. Fault location algorithm for double-circuit UHV transmission lines on same tower[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(4):7-13.
- [3] 李斌,李学斌,丁茂生,等. 特高压同杆双回线的环流不平衡及其影响[J]. 电工技术学报,2012,27(4):202-208.  
LI Bin,LI Xuebin,DING Maosheng,et al. Circulating unbalanced current and its influence of double-circuit UHV transmission lines[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2012,27(4):202-208.
- [4] 陈福锋,钱国明. 基于同杆双回线跨线故障识别的选相方案[J]. 电力系统自动化,2008,32(6):66-70.  
CHEN Fufeng,QIAN Guoming. Research on fault phase selector of protective relay for double circuit lines based on crossing-line fault identifying[J]. Automation of Electric Power Systems,2008,32(6):66-70.
- [5] 邓军,肖遥,郝艳捧. 新型同塔双回高压直流输电线路分布参数测量方法及工程应用[J]. 电力自动化设备,2016,36(3):154-159.  
DENG Jun,XIAO Yao,HAO Yanpeng. Measuring of distributed parameter and its application for dual-loop HVDC transmission lines on same tower[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(3):154-159.
- [6] 孙栩,董鹏,朱艺颖. 特高压交直流线路同塔架设对交流线路电磁暂态特性的影响[J]. 电力自动化设备,2014,34(1):148-152.  
SUN Xu,DONG Peng,ZHU Yiyang. Impact of tower-shared UHV DC and AC line installation on electromagnetic transient characteristics of AC line[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(1):148-152.
- [7] 杨鹏,吴娅妮,马士聪. 控制保护特性对  $\pm 1100$  kV 特高压直流过电压的影响[J]. 电力系统自动化,2015,39(10):181-186.  
YANG Peng,WU Yani,MA Shicong. Overvoltage analysis on influence of HVDC control and protection system on  $\pm 1100$  kV UHVDC project[J]. Automation of Electric Power Systems,2015,39(10):181-186.
- [8] 余占清,曾嵘,王绍安. 配线路雷电感应过电压仿真计算分析[J]. 高电压技术,2013,39(2):415-422.

- YU Zhanqing,ZENG Rong,WANG Shaoan. Simulation calculation and analysis of lightning induced overvoltage on power distribution lines[J]. High Voltage Engineering,2013,39(2):415-422.
- [9] 张琦兵, 邵能灵, 袁成, 等. 同塔四回输电线的相模变换[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(34): 57-62.
- ZHANG Qibing, TAI Nengling, YUAN Cheng, et al. Phase-mode transformation of four-parallel lines on the same tower[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(34): 57-62.
- [10] 刘玲, 范春菊. 基于六序分量法的跨电压等级的同塔四回线的故障计算[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 38(9): 6-11.
- LIU Ling, FAN Chunju. Fault calculation for joint four transmission lines of different voltage grades on the same tower based on six-sequence-component method[J]. Power System Protection and Control, 2010, 38(9): 6-11.
- [11] 李斌, 戴冬康, 廖惠琴. 局部同塔输电线路的零序电流保护的影响因素及对策[J]. 电力自动化设备, 2016, 36(8): 82-89.

LI Bin, DAI Dongkang, LIAO Huiqin. Influencing factors of zero sequence current protection and countermeasures for power transmission lines partially on same tower[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(8): 82-89.

#### 作者简介:



刘欣

刘欣(1987—),女,湖北襄阳人,博士,主要研究方向为电力系统保护和变电站设计(E-mail:xinl\_0626@126.com);

黄少锋(1958—),男,福建福州人,教授,博士研究生导师,博士,主要研究方向为电力系统保护与控制;

张鹏(1987—),男,湖北荆门人,工程师,硕士,主要研究方向为变电站设计建造。

## Overvoltage calculation of low-voltage system for mixed-voltage on same tower transmission lines under unearthed cross-voltage fault

LIU Xin<sup>1,2</sup>, HUANG Shaofeng<sup>2</sup>, ZHANG Peng<sup>3</sup>, ZHENG Tao<sup>2</sup>

(1. Electric Power Planning & Engineering Institute, Beijing 100120, China;

2. State Key Laboratory of Alternate Electric Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China; 3. State Grid DC Power Construction Branch Company, Beijing 100052, China)

**Abstract:** A method of calculating the short circuit current under non-grounded cross-voltage fault in mixed-voltage transmission lines is proposed for strong magnetic and weak electricity system. On this basis, the voltage at fault point is calculated. Meanwhile, the relationship between this voltage and the electromotive force phase angle difference of the two systems is analyzed, likewise the relationship between this voltage and the impedance ratio. Consequently, the maximum voltages at fault point in different impedance ratios can be obtained, which enables the overvoltage evaluation in low-voltage system compared to the voltages in normal operation. Simulative results on PSCAD verify the accuracy of the proposed method for the short circuit current and over voltage calculation.

**Key words:** mixed-voltage on same tower; cross-voltage fault; composite sequence-network; overvoltage; impedance ratio

(上接第115页 continued from page 115)

## Live transformer winding deformation detector based on impulse frequency response method

LI Chengxiang<sup>1</sup>, XIA Qi<sup>1,2</sup>, ZHU Tianyu<sup>1</sup>, ZHAO Zhongyong<sup>1</sup>, YAO Chenguo<sup>1</sup>, MI Yan<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment & System Security and New Technology, Chongqing University, Chongqing 400044, China; 2. Sichuan Electric Power Design & Consulting Company, Chengdu 610041, China)

**Abstract:** Aiming at the deficiency that the existing transformer winding deformation detector can only detect the operating state of transformer winding off line, a portable and live transformer winding deformation detector based on the impulse frequency response method is developed. It adopts the solid-state Marx circuit as the impulse generating circuit, the FPGA (Field-Programmable Gate Array) as the control core and the AD sampling circuit as the signal acquisition circuit. Also it combines the high voltage impulse signal generation with the acquisition of impulse and response signals, and can further analyze the frequency response curve quickly to achieve the purpose of on-site rapid detection. Results of offline test, capacitance coupling test and live test results show that resonance point locations in the frequency response curve of the developed detector basically coincide with those of the existing offline detector, the developed detector can truly and accurately reflect the winding's operating state of the detector and can be used in live detection of transformer winding's operating state. The developed detector lays a foundation for further verification of effectiveness and reliability of the live transformer winding deformation detection technique based on the pulse frequency response method and its popularization and application in electric power system.

**Key words:** power transformers; winding deformation; live detection; solid-state Marx circuit; AD acquisition circuit; FPGA; state assessment