

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.211440

基于模型参数辨识的串联补偿输电线路纵联保护原理

李鹏¹, 刘玢岩², 习伟¹, 尹项根², 潘远林²

(1. 南方电网数字电网研究院有限公司, 广东 广州 510663; 2. 强电磁工程与新技术
国家重点实验室(华中科技大学), 湖北 武汉 430074)

摘要: 串联电容补偿设备的应用降低了超高压输电线路中差动保护的灵敏度, 为解决此问题提出了一种基于模型参数辨识的纵联保护原理。以串补等值阻抗作为辨识参数, 引入串补工频阻抗等值模型并结合线路分布参数模型, 采用线路两侧电压和电流作为测量量构建了串补等值阻抗辨识方程。辨识阻抗在区外故障时等于串补等值阻抗, 在区内故障时与串补等值阻抗有明显差异, 基于此构成纵联保护判据。理论分析与仿真结果表明, 该保护原理整定简单, 可靠性高, 受串补本体保护和系统运行方式的影响小, 不受分布电容电流的影响。与传统差动保护相比, 其保护灵敏度显著提高, 可与差动保护配合构成完善的纵联保护方案。

关键词: 串联补偿线路; 模型参数辨识; 分布参数; MOV; 纵联保护

Pilot protection principle based on model parameter identification for a series compensated transmission line

LI Peng¹, LIU Binyan², XI Wei¹, YIN Xianggen², PAN Yuanlin²

(1. China Southern Power Grid Digital Grid Research Institute Co., Ltd., Guangzhou 510663, China;
2. State Key Laboratory of Advanced Electromagnetic Engineering and Technology
(Huazhong University of Science and Technology), Wuhan 430074, China)

Abstract: The application of series compensation equipment in an EHV transmission line decreases the sensitivity of differential protection. A pilot protection based on model parameter identification is proposed to solve this problem. The equivalent impedance of series compensation equipment is taken as the identification parameter. The power frequency impedance equivalent model of series compensation equipment and the distributed parameter model of the line are considered. The identification equations of equivalent impedance are derived by voltages and currents at two terminals. When the external fault occurs, the identification impedance is equal to the equivalent impedance. When the internal fault occurs, the identification impedance is obviously different from the equivalent impedance. The protection criterion is proposed based on the above characteristics. Theoretical analysis and simulation results prove that the proposed protection is easy to set and has high reliability. It is hardly affected by the distributed capacitive current, the protection of series compensation equipment or the system operation mode. Compared with traditional differential protection, it has better sensitivity. It can cooperate with the differential protection to form a high performance pilot protection scheme.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51877089).

Key words: series compensated line; model parameter identification; distributed parameter; MOV; pilot protection

0 引言

串联补偿设备(以下简称串补)可以有效地补偿线路电感, 提升输电线路容量, 在超高压输电线路

中广泛应用^[1-3]。然而串补的接入影响了线路参数的均匀性, 可能引起线路电压反向、电流反向和次同步振荡等现象^[4-6], 有可能造成传统保护的误动或拒动^[7-9]。串补接入对于线路差动保护灵敏度的不利影响已引起工程界的高度关注。串补度较小时, 传统差动保护仍有较好的适应性, 然而随着系统容量增大, 系统等值阻抗变小, 使得串补容抗大于背侧系

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51877089); 中国南方电网有限责任公司科技项目资助(ZBKJXM20180500)

统阻抗, 当发生高阻接地故障时 MOV(metal oxide varistor)大电流保护不动作, 此时可能会出现较为严重的电流反向问题, 降低了分相差动保护甚至零序差动保护的灵敏度。基于实际的串补输电线路仿真测试, 在串补出口故障带 $22\ \Omega$ 过渡电阻时分相差动保护拒动, 灵敏度严重降低。零序差动保护主要受串补度和系统阻抗的影响, 当串补度为 45%, 背侧系统零序阻抗为 $13.75\angle 89^\circ\ \Omega$, 在串补出口发生故障时零序差动保护处于拒动边界, 而在系统大运行方式下则会发生拒动。如何提高串补线路保护灵敏度, 更好地应用串补设备, 是目前亟须解决的问题。随着保护装置向芯片化的方向发展, 其高性能优势可用于实现更为复杂的保护算法来解决这一问题。

针对高阻故障时串补线路差动保护灵敏度不足的问题, 大多数应对方法是对差动保护的制动特性进行改进。文献[10-11]指出分相电流差动保护会因串补线路高阻故障时电流反向而拒动, 并分析了过渡电阻和串补度的影响, 提出了一种三折线比率制动的差动保护。文献[12]在电流差动判据中引入电流电压相位差提升灵敏度。文献[13]分析了串补线路两端电流相位差和最小幅值比特性, 提出了一种基于电流幅相平面的差动保护。文献[14]指出在大串补度线路系统阻抗较小时零序差动保护也会拒动, 因此计算可能出现的最小零序差动比率制动系数以修正零序差动判据。上述仅通过改进差动保护制动特性的方法, 并未有效克服电流反向的影响。

另一方面是关于行波保护原理的研究, 文献[15]分析了电流行波波头不受串补影响, 构造行波差动判据。文献[16]以串补两侧为参考点基于贝瑞龙有损线路模型补偿电容电流, 依靠串补两侧电流相等构成判据, 避免了串补的非线性; 文献[17]从正反向行波入手基于无损线路对电容电流进行补偿。上述行波方法均需要很高的采样率, 且为了准确反映电压、电流行波需要对二次回路采取特别措施, 行波检测难度大, 在实际工程中尚难以广泛应用^[18]。

关于纵联阻抗类保护的研究是另一类提升串补线路高阻故障时保护灵敏度的重要方法。文献[19]基于双端电压电流故障分量构成综合阻抗保护判据, 重点是应对长线路分布电容的影响; 文献[20]提出一种基于线路纵联阻抗的保护方法, 区内外故障纵联阻抗计算值有显著差异。由于上述方法均基于故障分量, 只能在故障后短时内有效, 易受复杂故障工况影响而受到限制^[21]。但从中可以看出引入线路两端的电压、电流构造合理的阻抗判据可使串补线路区内外故障差异特征更为显著。串补装置在线路发生故障后可能出现 MOV 导通或被旁路的情

况, 这种非线性变化和差异必须给予与准确的考虑。

本文从辨识串补等值阻抗的角度出发构造新的保护判据, 综合考虑了串补等值阻抗、线路等值阻抗和对地分布电容的影响, 采用线路两侧电压和电流作为测量量构建串补等值阻抗辨识方程和动作判据, 以实现高灵敏度的串补线路高阻接地保护元件, 可与差动保护配合构成完善的纵联保护方案。

1 模型参数辨识原理及其特性分析

为了构建基于辨识串补等值阻抗的保护判据, 首先需要建立串补工频阻抗等值模型; 其次结合串补线路分布参数模型, 构造串补等值阻抗辨识方程; 在此基础上对辨识阻抗区内外故障特性进行分析。

1.1 串补工频阻抗等值模型

串补装置通常采用 MOV 作为电容器的过电压保护, 串补装置的工频阻抗由电容器和具有非线性特性的 MOV 共同决定。文献[22]提出了一种关于线路电流的电容和电阻串联型等值模型, 其计算公式为

$$\begin{cases} R_c = X_{c0}(0.0745 + 0.49e^{-0.243I_{pu}} - 35e^{-5I_{pu}} - 0.6e^{-1.4I_{pu}}) \\ X_c = X_{c0}(0.101 - 0.005749I_{pu} + 2.088e^{-0.8566I_{pu}}) \end{cases} \quad (1)$$

式中: X_{c0} 为电容器正常运行时的容抗; $I_{pu} = I/I_{pr}$, 其中 I 为线路电流, I_{pr} 为 MOV 的保护电流水平。分析结论指出, 当 $I_{pu} > 0.98$ 时, 串补等值阻抗满足 $Z_{sc} = R_c - jX_c$, 当 $I_{pu} \leq 0.98$ 时, 可忽略 MOV 的影响, 有 $Z_{sc} = -jX_{c0}$ 。

1.2 串补等值阻抗模型参数辨识原理

串补输电线路如图 1 所示, 考虑串补安装的一般情况, 串补距送端 M 的长度为 l_m (常见串补安装于线路 M 侧出口处时 $l_m = 0$), 距受端 N 的长度为 l_n 。串补线路一般为长线路, 分布电容不可忽略, 因此采用分布参数线路模型。根据均匀传输线稳态方程, 利用 M 端电压 $\dot{U}_m^{\&}$ 和电流 $\dot{I}_m^{\&}$, 可计算得到串补左侧的电压 $\dot{U}_{cm}^{\&}$ 和电流 $\dot{I}_{cm}^{\&}$, 如式(2)所示。

$$\begin{cases} \dot{U}_{cm}^{\&} = \dot{U}_m^{\&} \cosh(\gamma l_m) - Z_t \dot{I}_m^{\&} \sinh(\gamma l_m) \\ \dot{I}_{cm}^{\&} = \dot{I}_m^{\&} \cosh(\gamma l_m) - \dot{U}_m^{\&} / Z_t \sinh(\gamma l_m) \end{cases} \quad (2)$$

式中: $Z_t = \sqrt{Z/Y}$, 为特性阻抗; $\gamma = \sqrt{ZY}$, 为传播系数。其中 $Z = R + j\omega L$, 为传输线单位长度阻抗; $Y = G + j\omega C$, 为传输线单位长度的导纳。

进一步, 由 M 端电压、电流可以计算得到 N 端的电压为

$$\begin{aligned} \dot{U}_n^{\&} &= (\dot{U}_{cm}^{\&} - Z_{sc} \dot{I}_{cm}^{\&}) \cosh(\gamma l_n) - Z_t \dot{I}_{cm}^{\&} \sinh(\gamma l_n) = \\ & \dot{U}_{mn}^{\&} - Z_{sc} \dot{I}_{cm}^{\&} \cosh(\gamma l_n) \end{aligned} \quad (3)$$

式中, $\dot{U}_{mn}^{\&}$ 为不计串补电压以 M 端电压、电流归算至 N 端的电压。计算电压 $\dot{U}_n^{\&}$ 与 N 端实际电压 \dot{U}_n 相等, 可以得到串补等值阻抗的辨识方程为

$$Z_m = \frac{\dot{U}_{mn}^{\&} - \dot{U}_n^{\&}}{-\cosh(\gamma l_n) \dot{I}_{cn}^{\&}} \quad (4)$$

式中, $\dot{I}_{cn}^{\&}$ 为 N 端归算至串补右侧的电流, 正常情况下与 $\dot{I}_{cm}^{\&}$ 幅值相等、相位相反。

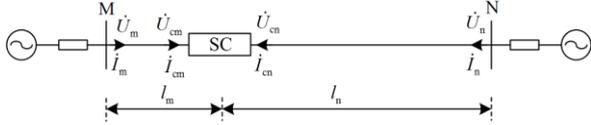


图 1 串补输电线路

Fig. 1 A series compensated transmission line

同理, 利用 N 端电压、电流重复上述步骤可得到另一辨识方程为

$$Z_n = \frac{\dot{U}_{nm}^{\&} - \dot{U}_m^{\&}}{-\cosh(\gamma l_m) \dot{I}_{cm}^{\&}} \quad (5)$$

定义 Z_m 、 Z_n 为辨识阻抗。区外故障时, 串补线路结构未改变, 两辨识阻抗均为实际的串补等值阻抗 Z_{sc} 。区内故障时, 线路结构发生变化, 两辨识阻抗与串补等值阻抗 Z_{sc} 出现较大偏差, 以此可作为区分区内故障的特征。

1.3 辨识阻抗的区内故障特性

为了便于分析辨识阻抗的区内故障特性, 建立串补线路区内故障 R-L 集中参数模型如图 2 所示; 假设串补位于线路 M 端(功率送端), 线路上发生接地故障。将式(4)在集中参数模型下写为

$$Z_m = \frac{\dot{U}_m^{\&} - Z_L \dot{I}_m^{\&} - \dot{U}_n^{\&}}{-\dot{I}_m^{\&}} = (Z_{nf} - Z_{sc}) \frac{\dot{I}_f^{\&}}{\dot{I}_m^{\&}} + Z_{sc} \quad (6)$$

式中: Z_L 为线路全长阻抗; Z_{nf} 为故障点至 N 端的线路阻抗; $\dot{I}_f^{\&}$ 为故障点电流。定义辨识阻抗 Z_m 与串补等值阻抗 Z_{sc} 的差值为附加阻抗 Z_{md} , 如式(7)所示。

$$Z_{md} = Z_m - Z_{sc} = \frac{(Z_{nf} - Z_{sc})(1 + k_{m1} e^{j\varphi_{m1}})}{1 - k_{m2} e^{j\varphi_{m2}}} = \frac{Z_1 Z_2}{Z_3} \quad (7)$$

其中

$$k_{m1} e^{j\varphi_{m1}} = \frac{Z_N \dot{I}_m^{\&}}{Z_M \dot{I}_n^{\&}}, \quad k_{m2} e^{j\varphi_{m2}} = \frac{\dot{I}_m^{\&} - \dot{I}_n^{\&}}{Z_M \dot{I}_n^{\&}} \quad (8)$$

式中: $Z_M = Z_{ms} + Z_{mf} + Z_{sc}$ 为故障点 M 侧的等值阻抗; $Z_N = Z_{ns} + Z_{nf}$ 为故障点 N 侧的等值阻抗; $\dot{I}_m^{\&}$ 、

$\dot{I}_n^{\&}$ 分别为两端系统电势; R_f 为过渡电阻。由式(7)、式(8)可知, 在系统运行方式一定的情况下, 附加阻抗仅与故障位置和过渡电阻有关。假设高阻故障下 MOV 大电流保护不动作, 电容器全部串联在线路中, 串补容抗大于 M 侧系统阻抗 $\text{Im}(Z_{ms} + X_{c0}) < 0$, 即存在电流反向区域。

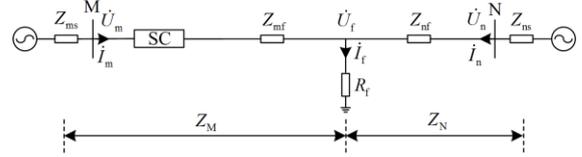


图 2 系统区内故障示意图

Fig. 2 Schematic diagram of internal fault on system

图 3 为两侧附加阻抗随故障点和过渡电阻的变化轨迹。图 3 左侧为 Z_{md} 随故障位置和过渡电阻的变化轨迹, 以 A 点为例, OO' 代表长度为 1 的水平直线, OA 代表 Z_2 , 作 $AA'' \perp OA$, $AA''/OA = |Z_1|$, 则 AA'' 代表 $Z_1 Z_2$, 当过渡电阻 R_f 从 $0 \sim \infty$ 变化时, $1/Z_3$ 的变化轨迹为圆弧^[23], 因此附加阻抗 Z_{md} 的变化轨迹为以 AA'' 为弦的圆弧 $\overset{\frown}{A''A'A}$, 其中 φ_{m2} 决定了该弧所对应的圆心角。

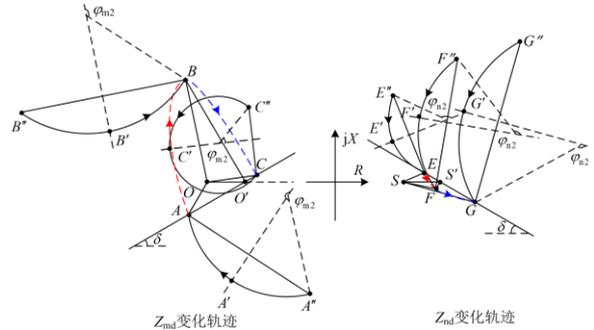


图 3 两侧附加阻抗随故障点和过渡电阻的变化轨迹

Fig. 3 Trajectory of additional impedance on both sides with various fault locations and transition resistances

Z_1 仅与故障位置有关, 随着故障点从串补右侧出口处右移时, Z_1 逐步减小, 且始终呈感性。 Z_2 同样仅与故障位置有关, 其中 $\varphi_{m1} = \delta + \theta_N - \theta_M$, δ 为两侧系统电位差; θ_M 、 θ_N 分别为 Z_M 、 Z_N 的阻抗角; $k_{m1} = |Z_N/Z_M|$ 为 Z_N 和 Z_M 的幅值比。下面将线路分为电流反向区域与电流非反向区域讨论 φ_{m1} 和 k_{m1} 随故障位置的变化情况:

(1) 故障点在电流反向区域 $\text{Im}(Z_M) < 0$, 随着故障点右移至电流反向区域边界, Z_M 由容性变为阻性, 因此 θ_M 在 $-90^\circ \sim 0^\circ$ 变化, $|Z_M|$ 逐渐减小。而

Z_N 不受串补的影响, 可始终认为呈感性, 忽略电阻则有 $\theta_N = 90^\circ$, $|Z_N|$ 逐渐减小。因此 φ_{m1} 从 $180^\circ + \delta$ 逐渐减小为 $90^\circ + \delta$, 由于 $|Z_N|$ 始终大于 $|Z_M|$, k_{m1} 仍呈现增大的趋势。在图 3 中 A 点即代表串补右侧出口处, B 点代表电流反向区域临界点, Z_2 的变化轨迹为红色虚线 AB。

(2) 故障点在电流非反向区域 $\text{Im}(Z_M) > 0$, 随着故障点从电流反向边界右移至 N 端, Z_M 由阻性变为感性, 因此 θ_M 在 $0^\circ \sim 90^\circ$ 变化, $|Z_M|$ 逐渐增大。 $\theta_N = 90^\circ$ 保持不变, $|Z_N|$ 继续减小。因此 φ_{m1} 从 $90^\circ + \delta$ 变为 δ , k_{m1} 呈现递减趋势。在图 3 中, C 点代表 N 端出口处, Z_2 的变化轨迹为蓝色虚线 BC。

随着故障点移动, 可用同样的作图法在 B 点、C 点画出附加阻抗 Z_{md} 随过渡电阻变化轨迹。由式(8)可得 $\varphi_{m2} = \delta/2 - \theta_M + 90^\circ$ 。由上述分析可知, 随着故障点右移, θ_M 从 $-90^\circ \sim 90^\circ$ 变化, 因此 φ_{m2} 从 $180^\circ + \delta/2 \sim \delta/2$ 逐渐减小, 可以看到附加阻抗的变化轨迹逐步由劣弧 $A'A'A$ 、 $B'B'B$ 变为优弧 $C'C'C$ 。

同理, 对 N 侧辨识阻抗有

$$Z_n = \frac{U_n^{\&} - Z_L^{\&} - U_m^{\&}}{-I_m^{\&}} = Z_{mf} \frac{I_f^{\&}}{I_m^{\&}} + Z_{sc} \quad (9)$$

N 侧附加阻抗 Z_{nd} 为

$$Z_{nd} = \frac{Z_{mf}(1 + k_{n1}e^{j\varphi_{n1}})}{1 - k_{n2}e^{j\varphi_{n2}}} = \frac{Z_4 Z_5}{Z_6} \quad (10)$$

式中:

$$k_{n1}e^{j\varphi_{n1}} = \frac{Z_M I_n^{\&}}{Z_N I_m^{\&}}, \quad k_{n2}e^{j\varphi_{n2}} = \frac{I_n^{\&} - I_m^{\&}}{Z_N I_m^{\&}} \quad (11)$$

Z_4 仅与故障位置有关, 随着故障点从串补出口处右移时, Z_4 逐步增大, 且始终呈感性。由式(8)、式(11)对比可知, k_{n1} 与 k_{m1} 互为倒数, φ_{n1} 与 φ_{m1} 互为相反数, 因此随着故障点右移, k_{n1} 先减小后增大, φ_{n1} 从 $180^\circ - \delta$ 变为 $-\delta$ 。在图 3 右侧, E 点代表串补右侧出口处, F 点代表电流反向区域临界点, G 点代表 N 端出口处。在电流反向区域, Z_5 的轨迹为红色虚线 EF; 在电流非反向区域, Z_5 的轨迹为蓝色虚线 FG。

可根据相同的作图方法在 E 点、F 点、G 点画出附加阻抗 Z_{nd} 随过渡电阻的变化轨迹。其中 $\varphi_{n2} = -\delta/2 - \theta_N - 90^\circ$, 由于 Z_N 始终为感性, 因此 φ_{n2} 始终为 $180^\circ - \delta/2$, 在不同故障点 Z_{nd} 的变化轨迹均为劣弧。

若串补位于线路 N 端(功率受端), 附加阻抗的

变化轨迹可做类似分析, 这里不再赘述。由上述分析可知, 区内故障时 Z_{md} 、 Z_{nd} 均有显著的大小差异。随着故障点从 M 端移动至 N 端, Z_{md} 先增大后减小, Z_{nd} 始终增大, 故障点在线路对侧时本侧的附加阻抗会取得最小值, 因此定义两侧附加阻抗幅值之和为综合附加阻抗 Z_p , Z_p 可在任一故障点均保持较大值:

$$Z_p = |Z_{md}| + |Z_{nd}| \quad (12)$$

以上分析基于高阻故障下 MOV 大电流保护不动作的情况, 在严重故障下 MOV 上电流过大或能耗过大时均会导致串补装置被旁路, 按式(1)计算得到的串补等值阻抗 Z_{sc} 并不为 0, 但此时电流不会出现反向问题, 因此附加阻抗如式(13)所示, Z_{md} 、 Z_{nd} 、 Z_p 同样有较大的幅值。

$$\begin{cases} Z_{md} = \frac{Z_{mf} I_m^{\&} - Z_L I_m^{\&} - Z_{nf} I_n^{\&}}{-I_n^{\&}} - Z_{sc} = \frac{Z_{nf} I_f^{\&}}{I_n^{\&}} - Z_{sc} \\ Z_{nd} = \frac{Z_{nf} I_n^{\&} - Z_L I_n^{\&} - Z_{mf} I_m^{\&}}{-I_m^{\&}} - Z_{sc} = \frac{Z_{mf} I_f^{\&}}{I_m^{\&}} - Z_{sc} \end{cases} \quad (13)$$

1.4 辨识阻抗的区外故障特性

对于区外故障, 线路结构未发生变化, 且两端没有故障差流, 近似满足:

$$I_m^{\&} + I_n^{\&} = 0 \quad (14)$$

将式(14)代入式(6)、式(9), 得到两侧辨识阻抗分别为

$$Z_m = \frac{U_m^{\&} - Z_L I_m^{\&} - U_n^{\&}}{-I_n^{\&}} = Z_{sc} \quad (15)$$

$$Z_n = \frac{U_n^{\&} - Z_L I_n^{\&} - U_m^{\&}}{-I_m^{\&}} = Z_{sc} \quad (16)$$

由式(15)、式(16)可知, 对于区外故障, 辨识阻抗结果即为实际的串补等值阻抗。由于区外故障时, 按串补设计规范, 电容器不允许被旁路^[24], 因此区外故障时根据串补工频阻抗等值模型计算所得到的串补等值阻抗符合实际值, 此时综合附加阻抗 Z_p 理论上接近于 0。

2 基于模型参数辨识的纵联保护判据

输电线路三相存在耦合关系, 基于对称分量法将保护安装处电压 $U_\phi^{\&}$ 、电流 $I_\phi^{\&}$ 解耦为序分量 $U_\phi^{\&}$ 、 $I_\phi^{\&}$, 其中 $\phi = a, b, c$ 表示相分量, $\phi = 1, 2, 0$ 表示序分量, 变换矩阵如式(17), 其中 $a = e^{j120^\circ}$ 。

$$T = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ a^2 & a & 1 \\ a & a^2 & 1 \end{bmatrix}, \quad T^{-1} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \quad (17)$$

基于均匀传输线稳态方程，将各序分量归算至串补处和对端，再将序分量还原为相分量，代入式(4)、式(5)计算辨识阻抗。

首先根据故障电流暂态能量选择故障相^[25]，再根据式(18)计算故障相的辨识阻抗。

$$Z_{m\varphi} = \frac{U_{mn\varphi} - U_{n\varphi}}{-\cosh(\gamma l_n) \dot{I}_{cn\varphi}}, Z_{n\varphi} = \frac{U_{nm\varphi} - U_{m\varphi}}{-\cosh(\gamma l_m) \dot{I}_{cm\varphi}} \quad (18)$$

其次，根据串补工频阻抗等值模型计算 $Z_{sc\varphi}$ 如式(19)，由于无法直接得到流过串补的实际电流 I_φ ，取串补两端计算电流 $I_{cm\varphi}$ 和 $I_{cn\varphi}$ 中的较大值即 $I_{sc\varphi}$ 代替。区外故障时 $I_{sc\varphi} = I_\varphi$ ，计算得到的 $Z_{sc\varphi}$ 即为串补实际等值阻抗；区内故障时， $I_{sc\varphi}$ 受故障点的影响不能准确反映实际电流 I_φ ，此时 $Z_{sc\varphi}$ 随计算电流浮动，但总是小于或等于正常运行时的容抗 X_{c0} 。

$$\begin{cases} I_{sc\varphi} = \max(I_{cm\varphi}, I_{cn\varphi}) \\ Z_{sc\varphi} = \begin{cases} -jX_{c0}, & I_{sc\varphi} / I_{pr} \leq 0.98 \\ R_{c\varphi} - jX_{c\varphi}, & I_{sc\varphi} / I_{pr} > 0.98 \end{cases} \end{cases} \quad (19)$$

依据上文分析结果可知，区外故障时辨识阻抗等于串补等值阻抗，综合附加阻抗 $Z_p = 0$ ；区内故障时辨识阻抗与串补等值阻抗有显著差异， $Z_p \neq 0$ 。考虑测量环节的误差，以 $Z_{sc\varphi}$ 的幅值作为浮动门槛，可构成纵联保护判据如式(20)。

$$\begin{cases} Z_{p\varphi} = |Z_{m\varphi} - Z_{sc\varphi}| + |Z_{n\varphi} - Z_{sc\varphi}| \\ Z_{gate\varphi} = |Z_{sc\varphi}| \\ Z_{p\varphi} > Z_{gate\varphi} \end{cases} \quad (20)$$

纵联保护流程如图4所示。

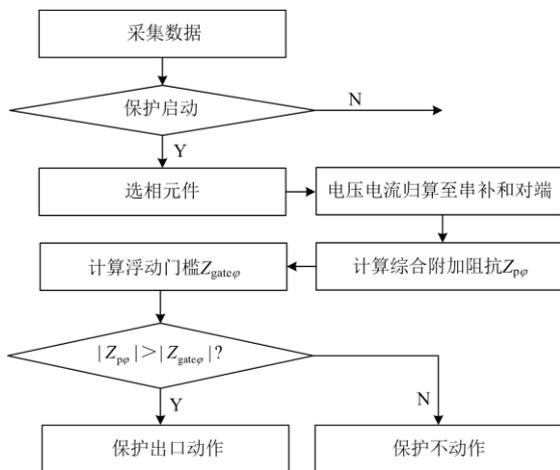


图4 纵联保护流程图

Fig. 4 Flow chart of pilot protection

3 仿真实验

在 PSCAD/EMTDC 中搭建串补线路仿真模型，如图5所示。

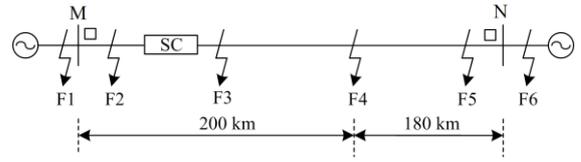


图5 仿真系统模型

Fig. 5 Model of simulation system

以国内某串补工程为例，线路长度 $l = 380$ km，线路正序阻抗 $z_1 = 0.0242 + j0.503 \Omega/\text{km}$ ，线路零序阻抗 $z_0 = 0.299 + j1.33 \Omega/\text{km}$ ，线路正序电容 $c_1 = 0.016 \mu\text{F}/\text{km}$ ，线路零序电容 $c_0 = 0.00944 \mu\text{F}/\text{km}$ 。

M 端系统电势 $E_m = 525 \angle 30^\circ$ kV，M 端系统阻抗 $Z_{ms1} = 0.2252 + j1.29 \Omega$ ， $Z_{ms0} = 0.24 + j13.75 \Omega$ 。

N 端系统电势 $E_n = 525 \angle 0^\circ$ kV，N 端系统阻抗 $Z_{ns1} = 0.1833 + j1.05 \Omega$ ， $Z_{ns0} = 0.5193 + j29.75 \Omega$ 。

串补位于线路首端，串补度为 45%。

3.1 保护原理验证

为了验证本文保护原理，在故障点 F1—F6 设置不同类型金属性故障，表1—表4列出了保护的動作情况。由仿真结果可知，区内故障时保护均動作，且故障相 Z_p 远大于 Z_{gate} 。其中，在 F3 点串补右侧出口故障，会导致 MOV 上通过的电流过大，

表1 A 相单相接地时的 Z_p 和 Z_{gate}

故障点	Z_p/Ω	Z_{gate}/Ω	保护动作
F1	0.83	86.01	×
F2	4074.08	10.21	√
F3	6212.82	10.20	√
F4	723.75	70.54	√
F5	3990.60	16.05	√
F6	0.94	86.01	×

表2 AB 相间短路时的 Z_p 和 Z_{gate}

故障点	Z_p/Ω		Z_{gate}/Ω		保护动作
	A 相	B 相	A 相	B 相	
F1	1.52	2.51	86.01	76.68	×
F2	2874.12	1873.97	11.76	11.76	√
F3	4295.90	2762.44	11.66	11.65	√
F4	545.08	509.35	52.86	65.53	√
F5	2036.47	4032.62	11.11	11.55	√
F6	4.03	1.05	80.86	86.01	×

表 3 AB 相间接地时的 Z_p 和 Z_{gate} Table 3 Z_p and Z_{gate} for AB double-phase ground faults

故障点	Z_p/Ω		Z_{gate}/Ω		保护动作
	A 相	B 相	A 相	B 相	
F1	1.74	2.67	86.01	78.89	×
F2	3272.20	3158.27	10.10	10.10	√
F3	4856.53	4734.04	10.09	10.09	√
F4	506.66	578.62	55.36	60.84	√
F5	2314.48	3891.82	10.99	10.99	√
F6	2.39	0.50	83.56	86.01	×

表 4 三相短路时的 Z_p 和 Z_{gate} Table 4 Z_p and Z_{gate} for three-phase faults

故障点	Z_p/Ω	Z_{gate}/Ω	保护动作
F1	4.48	79.46	×
F2	2296.50	9.99	√
F3	3408.23	9.99	√
F4	503.25	54.68	√
F5	2638.36	9.88	√
F6	4.55	86.01	×

电容器被旁路, Z_p 要明显大于其他故障情况, 可见电容器被旁路有利于保护动作。在距串补右侧出口 200 km 的 F4 点故障, 此时电容器未被旁路, 且故障点离线路两端较远, 由结果可知本文所提保护仍能灵敏动作。

各类金属性故障保护判据动作情况如图 6 所示, 可见区外故障时 Z_p 存在一定的暂态过程后接近于 0, Z_p 均在浮动门槛 Z_{gate} 以下, 浮动门槛始终有足够的裕度, 保护能可靠不动作; 区内故障时 Z_p 能快速超过浮动门槛, 说明本文所提保护能可靠区分区内外故障。区内典型故障场景选相结果如表 5 所示, 可见故障相电流暂态能量远大于非故障相, 选相结果良好。

3.2 过渡电阻的影响

图 7 为单相接地故障带 300 Ω 过渡电阻时保护判据动作情况, 在 F1、F6 点发生区外故障时 Z_p 基本稳定在 0 附近, 保护不动作。在 F3 点(电流反向区域内)和 F4 点(电流非反向区域内)故障时, 可以看到故障后 Z_p 能很快越过浮动门槛, 保护可在 30 ms 内快速动作。并且在过渡电阻小于 150 Ω 时可在 20 ms 内动作。

在故障点 F1—F6, 设置过渡电阻 100~1000 Ω 的接地故障, 计算得到各种情况下的 Z_p 如表 6 所示。从中可以看出, 区外故障时 Z_p 不受过渡电阻的影响, 始终接近于 0; 过渡电阻在 100~300 Ω 时,

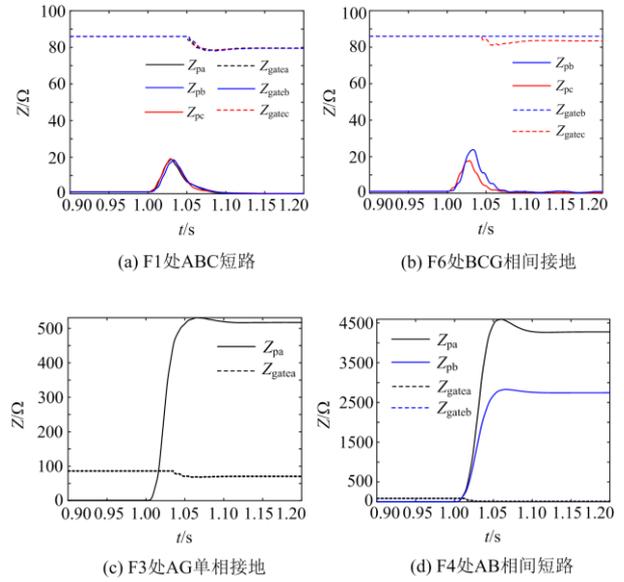


图 6 各类金属性故障保护判据动作情况

Fig. 6 Operation criterion for various metallic faults

表 5 区内典型故障场景选相结果

Table 5 Fault phase selection results of typical internal faults

故障点	故障场景	e_0	e_A	e_B	e_C	选相结果
F2	AG	0.9914	1.0000	0.0011	0.0012	A
F3	BG	0.7455	0.0166	1.0000	0.0155	B
F4	AB	0.0015	1.0000	0.7519	0.0197	AB
F5	CAG	0.8454	0.5538	0.0720	1.000	CA

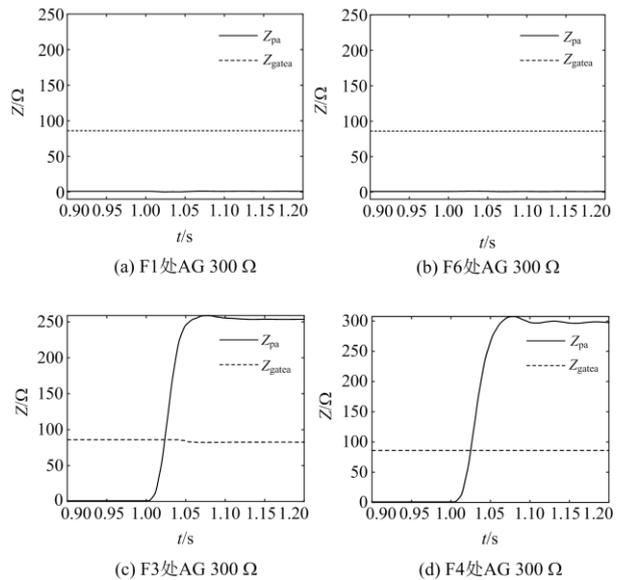


图 7 高阻故障保护判据动作情况

Fig. 7 Operation criterion for high resistance faults

表 6 单相接地故障带不同过渡电阻时的 Z_p
Table 6 Z_p for single-phase ground faults with different transition resistances

故障点	$Z_p/\Omega (Z_{gate} \leq 86.01 \Omega)$					
	100 Ω	150 Ω	200 Ω	250 Ω	300 Ω	1000 Ω
F1	1.14	1.08	1.05	1.03	1.02	0.98
F2	1076.7	703.5	523.1	415.1	343.4	105.01
F3	519.6	399.4	332.1	287.0	253.7	96.60
F4	645.0	524.7	429.1	353.5	297.7	93.71
F5	726.8	555.0	444.1	361.7	301.4	86.86
F6	0.83	0.87	0.89	0.91	0.91	0.95

区内故障受电流反向的影响, Z_p 在串补右侧出口故障时最小, 并且随着过渡电阻的增加有所下降, 但仍远大于浮动门槛, 说明本文保护应对高阻故障下的电流反向有良好的性能。当过渡电阻达到 1000 Ω 时, Z_p 主要受到负荷电流的影响而降低, 本文所提保护仍能可靠动作。仿真结果表明, 本文所提保护同样适用于低串补度线路。

3.3 系统电位差的影响

两端系统电位差决定了负荷电流的大小(反映系统运行工况), 同样也会对 Z_p 产生影响。表 7 为 F3 点发生单相接地故障, 两端系统电位差从 δ 在 $0^\circ \sim 60^\circ$ 变化时 Z_p 的变化情况。仿真结果显示, 随着电位差的增大, Z_p 逐渐减小, 是由于负荷电流的影响逐渐增加, 故障特征逐渐变弱, 但 Z_p 相对于浮动门槛 Z_{gate} 仍有较大裕度, 说明本文所提保护对各类运行方式有较好的适应性。

表 7 不同系统电位差下单相接地故障时的 Z_p

Table 7 Z_p for single-phase ground faults with different system phase differences

过渡电阻/ Ω	$Z_p/\Omega (Z_{gate} \leq 86.01 \Omega)$				
	$\delta = 0^\circ$	$\delta = 15^\circ$	$\delta = 30^\circ$	$\delta = 45^\circ$	$\delta = 60^\circ$
0	6394.8	6375.9	6212.8	5934.4	5590.5
50	2540.92	1605.57	831.34	598.293	599.59
100	1457.20	876.86	519.6	434.39	436.45
200	829.23	493.66	332.1	293.99	289.58
300	596.20	358.68	253.7	226.55	208.86

3.4 保护性能对比

对于分相差动保护和零序差动保护最不利的故障点通常在串补出口处, 且串补度越大, 系统阻抗越小, 电流反向特征越明显, 保护灵敏度越低^[10,14]。为了验证本文所提保护的有效性, 考虑较为极端的情况, 在系统大方式下, 将串补度提升至 55%, 系统电位差 30° , 在 F2—F5 设置单相接地故障, 过渡

电阻从 50 Ω 增加到 300 Ω , 考察本文所提保护和分相电流差动保护以及零序差动保护的動作情况。

本文纵联保护灵敏度定义为综合附加阻抗幅值与浮动门槛之比 $K_p = Z_p / Z_{gate}$, 比率制动系数为 1; 分相电流差动灵敏度为差流与制动电流之比 $K = I_d / I_r$, 比率制动系数为 0.6; 零序差动灵敏度为 $K_0 = I_{d0} / I_{r0}$, 比率制动系数为 0.75。

三种保护動作情况如表 8—表 10 所示。表 8 中本文所提纵联保护均能可靠動作, 在 F3 点带 300 Ω 过渡电阻接地故障(最不利情况)灵敏度最小为 1.87。表 9 中分相差动保护在应对高阻接地故障时灵敏度本就不高, 受电流反向的影响灵敏度最低仅 0.14, 高阻情况下无法動作。对于表 10 中零序差动保护, 大多数情况下能可靠動作, 但在 F3 点故障时仍因电流反向导致灵敏度仅有 0.64 发生拒动。对比可知, 本文所提纵联保护应对高阻故障电流反向的性能要优于传统分相差动保护与零序差动保护。

表 8 纵联保护動作情况

Table 8 Operation of pilot protection

故障点	保护動作情况					
	50 Ω	100 Ω	150 Ω	200 Ω	250 Ω	300 Ω
F2	√	√	√	√	√	√
F3	√	√	√	√	√	√
F4	√	√	√	√	√	√
F5	√	√	√	√	√	√

表 9 分相电流差动保护動作情况

Table 9 Operation of phase-split current differential protection

故障点	保护動作情况					
	50 Ω	100 Ω	150 Ω	200 Ω	250 Ω	300 Ω
F2	√	×	×	×	×	×
F3	×	×	×	×	×	×
F4	√	×	×	×	×	×
F5	√	√	√	√	×	×

表 10 零序差动保护動作情况

Table 10 Operation of zero-sequence differential protection

故障点	保护動作情况					
	50 Ω	100 Ω	150 Ω	200 Ω	250 Ω	300 Ω
F2	√	√	√	√	√	√
F3	×	×	×	×	×	×
F4	√	√	√	√	√	√
F5	√	√	√	√	√	√

4 结论

串补出口发生高阻接地故障时, 受电流反向的影响, 分相差动保护灵敏度不足, 在大串补度线路中零序差动保护也会拒动。本文针对此问题提出了

一种基于模型参数辨识的串补线路纵联保护原理。通过理论分析和仿真结果可得以下结论:

1) 本文提出的串补线路高灵敏度纵联保护原理以线路两端为参考点, 分别将线路两端的电压和电流归算至对端构造两组辨识方程, 以串补等值阻抗作为辨识参数, 通过比较辨识阻抗与串补等值阻抗的相对大小构造保护判据, 可作为高灵敏度的接地保护元件与差动保护配合构成完善的纵联保护方案。

2) 在区内故障时, 辨识阻抗与串补等值阻抗差异显著。保护受电流反向影响小, 可在 30 ms 内切除全线 300 Ω 高阻接地故障, 能适应各种系统运行方式, 不受电容电流和串补本体保护的影响, 与分相差动保护与零序差动保护相比灵敏度更高。

3) 在区外故障时, 基于串补的工频阻抗等值模型和线路分布参数模型, 辨识阻抗能准确反映实际的串补等值阻抗, 保护能可靠不动作。

参考文献

- [1] 邹蕴韬, 谭亲跃, 朱建行, 等. 超高压线路串补电容的微机保护算法[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(1): 45-49.
ZOU Yuntao, TAN Qinyue, ZHU Jianxing, et al. Microprocessor-based protection algorithm in UHV transmission lines with series compensated capacitor[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(1): 45-49.
- [2] 商立群, 呼延海, 黄若轩, 等. 基于电磁时间反转的串补线路故障测距[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(20): 6603-6609.
SHANG Liqun, HU Yanhai, HUANG Ruoxuan, et al. EMTR theory-based fault location for series compensated transmission line[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(20): 6603-6609.
- [3] 索南加乐, 许文宣, 何世恩, 等. 基于双端电气量的串补输电线路故障测距算法[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(19): 157-164.
SUONAN Jiale, XU Wenxuan, HE Shien, et al. A fault location algorithm for series compensated transmission lines based on two-end information[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(19): 157-164.
- [4] 张艳霞, 宣文博, 田斌宾, 等. 基于 Hilbert 变换的串联电容补偿线路距离保护[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(7): 77-82.
ZHANG Yanxia, XUAN Wenbo, TIAN Binbin, et al. Distance protection for series capacitor compensated lines based on Hilbert transform[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(7): 77-82.
- [5] 郭劲东, 李云阁, 王敏, 等. 线路模型对仿真分析串补次同步振荡现象的影响分析[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(20): 174-179.
GUO Jindong, LI Yunge, WANG Min, et al. Influence analysis of line models on the simulation analysis of a series complement sub-synchronous oscillation phenomenon[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(20): 174-179.
- [6] LIU Y, MELIPOULOS A P S, FAN R, et al. Dynamic state estimation based protection on series compensated transmission lines[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017, 32(5): 2199-2209.
- [7] GHORBANI A, EBRAHIMI S Y, GHORBANI M. Active power based distance protection scheme in the presence of series compensators[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2017, 2(1): 57-69.
- [8] 黄宗超, 王帆, 刘一民, 等. 基于串补线性化模型的含串补线路距离保护整定方法[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(11): 133-138.
HUANG Zongchao, WANG Fan, LIU Yimin, et al. Distance protection setting method of series-compensated line based on series compensation linearized model[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(11): 133-138.
- [9] 戚宣威, 叶雨田, 王松, 等. 基于异构边界的串补输电线路单端量全线速动保护原理[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(23): 226-233.
QI Xuanwei, YE Yutian, WANG Song, et al. Heterogeneous boundary based principle of full-line accelerated protection applying single-terminal information for series compensated transmission lines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(23): 226-233.
- [10] 李振兴, 王玲, 黄悦华, 等. 大串补线路电流差动保护拒动因素及改进保护方法[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(1): 199-205.
LI Zhenxing, WANG Ling, HUANG Yuehua, et al. Analysis of current differential protection maloperation in power transmission line with high series compensation and corresponding improved protection method[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(1): 199-205.
- [11] 唐萃, 尹项根, 戚宣威, 等. 大串补度输电线路的电流差动保护分析与对策[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(7): 157-163.
TANG Cui, YIN Xianggen, QI Xuanwei, et al. Analysis and countermeasures of current differential protection on transmission line with high series compensation degree[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(7): 157-163.
- [12] 王利平, 王伟, 陈军, 等. 串联补偿输电线路稳态量电

流差动保护改进算法[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(9): 98-103.

WANG Liping, WANG Wei, CHEN Jun, et al. Improvement algorithm for current differential protection using steady currents for series compensated transmission lines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(9): 98-103.

[13] 李振兴, 包文亮, 陈艳霞, 等. 适用于含串补设备的输电线路电流差动保护新判据[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(5): 11-19.

LI Zhenxing, BAO Wenliang, CHEN Yanxia, et al. New criterion for current differential protection used for a transmission line with series compensation equipment[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(5): 11-19.

[14] 朱晓彤, 黄蕙, 徐晓春, 等. 串联补偿线路电流反向对差动保护的影响及对策[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(14): 151-156.

ZHU Xiaotong, HUANG Hui, XU Xiaochun, et al. Influence and countermeasures for current reversal on differential protection of series compensated lines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(14): 151-156.

[15] 苏斌, 董新洲, 孙元章. 串联电容补偿线路行波差动保护研究[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2005, 45(1): 137-140.

SU Bin, DONG Xinzhou, SUN Yuanzhang. Travelling wave differential relay for a series compensated transmission line[J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2005, 45(1): 137-140.

[16] 贺家李, 郭征. 有串补电容输电线分相电流差动保护的新原理[J]. 继电器, 2005, 33(1): 1-9.

HE Jiali, GUO Zheng. New principle of segregated phase current differential protection in long distance transmission line with series capacitor compensation[J]. Relay, 2005, 33(1): 1-9.

[17] 陈福锋, 钱国明, 宋国兵. 串联电容补偿线路行波差动保护的研究[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(28): 89-94.

CHEN Fufeng, QIAN Guoming, SONG Guobing. Study on traveling-wave differential protection for series compensated line[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(28): 89-94.

[18] 郑博文, 王增平, 吕哲, 等. 基于暂态量的继电保护研究[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(22): 18-25.

ZHENG Bowen, WANG Zengping, LÜ Zhe, et al. Research on transient-based relay protection[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(22): 18-25.

[19] 何世恩, 索南加乐, 杨铖, 等. 适应于酒泉风电送出的750 kV 线路纵联保护原理研究[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 38(16): 87-91.

HE Shien, SUONAN Jiale, YANG Cheng, et al. A 750 kV transmission line pilot protection suitable to Jiuquan wind power base delivery[J]. Power System Protection and Control, 2010, 38(16): 87-91.

[20] 夏经德, 索南加乐, 罗玲, 等. 带串联补偿的输电线路纵联阻抗性能分析[J]. 西安交通大学学报, 2011, 45(6): 97-103.

XIA Jingde, SUONAN Jiale, LUO Ling, et al. Pilot impedance performance analysis for transmission lines with series compensation[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2011, 45(6): 97-103.

[21] 吕冉, 林湘宁, 刘鹏, 等. 一种具备全线高阻故障响应及强抗饱和能力的和阻抗继电器[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(8): 2323-2334.

LÜ Ran, LIN Xiangning, LIU Peng, et al. A summation impedance relay with high resistance fault response capability of the entire transmission line and strong anti-saturation capability[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(8): 2323-2334.

[22] GOLDSWORTHY D L. A linearized model for MOV-protected series capacitors[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1987, 2(4): 953-957.

[23] 朱声石. 高压电网继电保护原理与技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2005.

[24] 张金虎, 徐振宇, 杨奇逊, 等. 基于改进 RL 模型的串联补偿线路单相接地故障测距新算法[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(10): 1-7.

ZHANG Jinhu, XU Zhenyu, YANG Qixun, et al. A novel single-phase ground fault location algorithm for series compensated line based on improved RL model[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(10): 1-7.

[25] 王晓东, 邵能灵. 基于暂态能量的超高压串补线路故障选相[J]. 电力系统及其自动化学报, 2007, 19(5): 105-109.

WANG Xiaodong, SHAO Nengling. Fault phase selection for series compensated extra high voltage transmission lines based on transient energy[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2007, 19(5): 105-109.

收稿日期: 2021-10-27; 修回日期: 2022-08-23

作者简介:

李 鹏(1973—), 男, 博士, 教授级高级工程师, 研究方向为电力系统及其自动化; E-mail: lipeng@csg.cn

刘玢岩(1997—), 男, 通信作者, 硕士研究生, 研究方向为电力系统继电保护; E-mail: 920182743@qq.com

习 伟(1980—), 男, 硕士, 教授级高级工程师, 研究方向为电力系统及其自动化。E-mail: xiwei@csg.cn

(编辑 魏小丽)