

正序电压极化阻抗继电器的保护失效边界模型

姜爱华¹, 薛晨²

(1. 广西大学 电气工程学院, 广西 南宁 530004;

2. 国网四川省电力公司检修公司, 四川 成都 610000)

摘要: 提出一组以故障距离和过渡电阻大小为核心因子的保护失效边界模型, 用以评估阻抗继电器的耐受过渡电阻能力, 同时用于探讨阻抗继电器因过渡电阻而拒动和误动的真实原因。重点分析正序电压极化的阻抗继电器, 其具有保护区稳定、耐受过渡电阻能力强等优点。定义了能够使继电器正确动作的最大耐受过渡电阻值为保护失效边界电阻。根据保护失效边界模型计算出保护失效边界电阻值和相应的故障距离, 用以绘制保护失效边界电阻曲线, 再引入保护失效系数的概念, 以此评估该继电器的耐受过渡电阻能力以及抗风险能力。PSCAD 仿真结果表明, 该模型可准确计算出继电器能承受的最大过渡电阻数值。

关键词: 继电保护; 保护失效; 故障定位; 过渡电阻; 正序电压; 阻抗继电器; 模型

中图分类号: TM 773

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2015.07.008

0 引言

影响距离保护的因素有频率变化、过渡电阻以及电力系统的振荡等。其中, 涉及到电力系统动态运行的是频率变化和系统振荡。过渡电阻大小是随机的, 它是导致距离继电器误动和拒动的原因之一^[1-3]。文献[4-8]提出了多种自适应距离保护的方法来解决这个问题, 但是由于过渡电阻的大小未知, 这些方法所定义的特性仅仅是针对过渡电阻的变化, 并没有说明在正常运行情况下的误动。圆特性距离继电器是一种被广泛采用的距离继电器^[9], 其动作特性是在保护安装处系统侧的正序阻抗为直径的圆。由于过渡电阻的大小是随机的, 导致在测量阻抗中出现的阻抗附加分量可能呈容性, 也可能呈感性, 这是该继电器能否正确动作的风险性所在^[9,10]。目前的研究尚未能够精确计算出继电器所能够承受的最大过渡电阻的数值, 因而不知道继电器拒动和误动的原因。本文提出一组保护失效边界模型, 该模型无需考虑附加阻抗的性质, 直接从过渡电阻入手, 精确地计算出继电器所能够承受的最大过渡电阻的具体数值。保护失效边界模型是由保护失效边界电阻和保护失效系数所组成的。用保护失效边界电阻来评估阻抗继电器的最大耐受过渡电阻能力, 可在不同的故障位置下确定造成继电器拒动和误动的过渡电阻的具体数值。当线路上每个故障位置的保护失效边界电阻被确定后便可计算出保护失效系数, 并以此反映继电器在整条输电线路上的耐受过渡电阻能力和抗拒动能力。该保护失效系数越大, 则继电器拒动的风险越小; 保护失效系数越小, 则继电器拒动的风险越大。

1 正序电压极化的阻抗继电器

常规的圆特性方向阻抗继电器在保护区内发生单相接地故障时允许的过渡电阻不大, 且在反向出口处发生单相接地时易失去方向性^[11-12], 过渡电阻也影响着保护区的伸长或缩短。正序电压极化的接地方向阻抗继电器能有效解决方向性问题及减少过渡电阻的影响^[13]。用 A 相的正序电压 U_{A1} 作为 A 相接地方向阻抗继电器的极化电压时, 有动作方程:

$$90^\circ \leq [U_A - (I_A + K_{0L} \cdot 3I_0)Z_{set}] / U_{A1} \leq 270^\circ \quad (1)$$

其中, U_A 为 A 相电压; I_A 为 A 相电流; I_0 为零序电流; Z_{set} 为整定阻抗; K_{0L} 为零序电流补偿系数。

化简后的等效动作方程为:

$$90^\circ \leq \arg \frac{Z_{Mm} - Z_{set}}{Z_{Mm} + Z_{M1}} \leq 270^\circ \quad (2)$$

其中, Z_{Mm} 为 M 侧阻抗继电器的测量阻抗; Z_{M1} 为被保护线路的正序阻抗。

式(2)在复阻抗平面上的特性是一个以 Z_{set} 和 Z_{M1} 的末端端点连线为直径的圆, 其半径和圆心分别如式(3)、(4)所示。

$$|R_{ho}| = |(Z_{set} + Z_{M1}) / 2| \quad (3)$$

$$C_{ho} = (Z_{set} - Z_{M1}) / 2 \quad (4)$$

简化后的动作特性圆如图 1 所示。

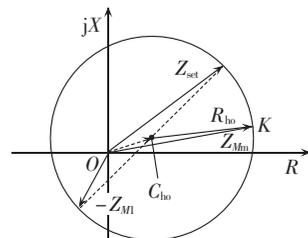


图 1 正序电压极化的继电器动作特性

Fig.1 Operating characteristics of distance relay with positive-sequence voltage polarization

正序电压极化的距离继电器具有明确的方向性,正向故障时能够可靠动作,反向故障时可靠不动作。而且与整定阻抗相同的方向圆特性距离继电器相比,该继电器的直径要大得多,因而其耐受过渡电阻的能力要比方向圆特性距离继电器强^[14]。

2 保护失效边界电阻的理论分析

2.1 保护安装处的测量阻抗

阻抗继电器的正确动作是基于保护安装处的测量阻抗。当过渡电阻为 0 时,阻抗继电器的测量阻抗取决于线路中保护安装处与故障位置的长度(如图 2 所示,图中, E_M 、 E_N 分别表示 M 侧、 N 侧的等值电动势),这个阻抗为 pZ_{MN1} ,其中 p 为线路的故障点到保护安装处的距离占整条线路的百分比, Z_{MN1} 为线路全长的正序阻抗。

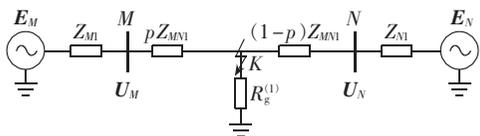


图 2 双端电源系统在单相接地故障时的等效电路

Fig.2 Equivalent circuit of single-phase grounding fault of dual power-source system

然而,在过渡电阻非 0 的情况下,阻抗继电器的测量阻抗并不等于 pZ_{MN1} 。由于过渡电阻 $R_g^{(1)}$ 的存在,测量阻抗中出现了阻抗附加分量,破坏了测量阻抗和故障点到保护安装处的线路阻抗的正比关系,这样必然引起距离继电器保护区的变化。

2.2 过渡电阻对继电器测量阻抗的影响

重新建立与图 2 等效的单相经过渡电阻 $R_g^{(1)}$ 接地故障时的复合序网图,得到图 3,图中,下标 0、1、2 分别表示对应量的零序、正序和负序量。

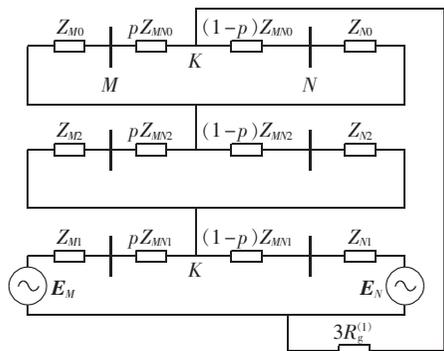


图 3 单相经过渡电阻接地时等效复合序网图

Fig.3 Equivalent compound-sequence circuit of single-phase grounding fault with transition resistance

可用以下方程来计算阻抗继电器保护安装处的阻抗^[15]。

故障点 K 到 M 侧电源 E_M 的正序阻抗:

$$Z_{1M} = Z_{M1} + pZ_{MN1} \quad (5)$$

故障点 K 到 N 侧电源 E_N 的正序阻抗:

$$Z_{1N} = Z_{N1} + (1-p)Z_{MN1} \quad (6)$$

故障点 K 到 M 侧电源 E_M 的零序阻抗:

$$Z_{0M} = Z_{M0} + pZ_{MN0} \quad (7)$$

故障点 K 到 N 侧电源 E_N 的零序阻抗:

$$Z_{0N} = Z_{N0} + (1-p)Z_{MN0} \quad (8)$$

假定系统的负序阻抗等于正序阻抗,则有系统的综合序阻抗:

$$Z_{\Sigma} = 2 \frac{Z_{1M}Z_{1N}}{Z_{1M} + Z_{1N}} + \frac{Z_{0M}Z_{0N}}{Z_{0M} + Z_{0N}} \quad (9)$$

δ 为线路双端电动势的相角差,令两端电动势绝对值的比值 $|E_N/E_M| = h$, $\delta = e^{-j\delta}$,则有:

$$\frac{E_N}{E_M} = \left| \frac{E_N}{E_M} \right| e^{-j\delta} = h\delta \quad (10)$$

M 侧的正序电流分配系数为:

$$C_{1M} = \frac{Z_{1N}}{Z_{1M} + Z_{1N}} \quad (11)$$

M 侧的负序电流分配系数为:

$$C_{2M} = C_{1M} \quad (12)$$

M 侧的零序电流分配系数为:

$$C_{0M} = \frac{Z_{0N}}{Z_{0M} + Z_{0N}} \quad (13)$$

零序电流补偿系数为:

$$K_{0L} = \frac{Z_{MN0} - Z_{MN1}}{3Z_{MN1}} \quad (14)$$

中间变量为:

$$K_{ld} = \frac{1 - h\delta}{Z_{1M}h\delta + Z_{1N}} \quad (15)$$

M 侧综合电流分配系数为:

$$C_{\Sigma M} = Z_{\Sigma} K_{ld} + 2C_{1M} + C_{0M}(1 + 3K_{0L}) \quad (16)$$

则 M 侧保护安装处的阻抗表达式为:

$$Z_{Mm} = pZ_{MN1} + 3R_g^{(1)} \div \left[\frac{(3R_g^{(1)} + Z_{\Sigma}) \left(1 - \left| \frac{E_N}{E_M} \right| e^{-j\delta} \right)}{\left| \frac{E_N}{E_M} \right| e^{-j\delta} (Z_{M1} + Z_{MK1}) + (Z_{N1} + Z_{NK1})} + 2C_{1M} + C_{0M}(1 + 3K_{0L}) \right] \quad (17)$$

其中, Z_{MK1} 为 M 侧保护安装处到故障点的正序阻抗, Z_{NK1} 为 N 侧保护安装处到故障点的正序阻抗。

将式(17)化简为:

$$Z_{Mm} = pZ_{MN1} + \frac{3R_g^{(1)}}{3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma M}} \quad (18)$$

同理, N 侧保护安装处的阻抗由以下公式计算。

N 侧正序电流分配系数为:

$$C_{1N} = \frac{Z_{1M}}{Z_{1M} + Z_{1N}} \quad (19)$$

N 侧负序电流分配系数为:

$$C_{2N} = C_{1N} \quad (20)$$

N 侧零序电流分配系数为:

$$C_{0N} = \frac{Z_{0M}}{Z_{0M} + Z_{0N}} \quad (21)$$

N 侧综合电流分配系数为:

$$C_{\Sigma N} = -Z_{\Sigma} K_{ld} + 2C_{1N} + C_{0N}(1 + 3K_{0L}) \quad (22)$$

N 侧保护安装处的阻抗表达式简化后得:

$$Z_{Nn} = (1-p)Z_{MN1} + \frac{3R_g^{(1)}}{-3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma N}} \quad (23)$$

可以看出,继电器的测量阻抗与系统结构、运行工况、过渡电阻以及故障位置有关。

2.3 保护失效边界电阻

如图 1 所示,单相接地点时,当测量阻抗落在动作特性圆内时,继电器能保证正确动作;当测量阻抗落在动作特性圆外的时候,继电器能够可靠不动作;而当测量阻抗落在动作特性圆边界上时,如图 1 中的 K 点,此时继电器刚好可以正确动作,根据式(18)可知,测量阻抗中的变量有故障距离 p 和 $R_g^{(1)}$,如果此时的电力系统结构和运行状况是已知的,在线路上针对不同的故障位置,可以计算出此时的过渡电阻 $R_g^{(1)}$ 的值,又因为此时的测量阻抗恰好在动作特性圆的边界上,那么此时可以认为这个电阻值是使继电器正确动作的最大边界电阻,定义该 $R_g^{(1)}$ 为保护失效边界电阻。

为保证测量阻抗能够刚好落在动作圆的边界上,定义该圆特性继电器在阻抗平面上的表达式为:

$$|Z_{Nn} - C_{ho}| = |R_{ho}| \quad (24)$$

其中, C_{ho} 为圆特性继电器动作特性圆的圆心; R_{ho} 为动作特性圆的半径长度。

对于 M 侧保护安装处的继电器,将式(18)代入式(24)中,即可得到:

$$\left| pZ_{MN1} + \frac{3R_g^{(1)}}{3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma M}} - C_{ho} \right| = |R_{ho}| \quad (25)$$

对于 N 侧保护安装处的继电器,同样有:

$$\left| (1-p)Z_{MN1} + \frac{3R_g^{(1)}}{-3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma M}} - C_{ho} \right| = |R_{ho}| \quad (26)$$

该保护失效边界电阻能够反映出继电器的耐过渡电阻能力,当测量阻抗中的过渡电阻 $R_g^{(1)}$ 等于或者小于该保护失效边界电阻值时,继电器可靠动作;当过渡电阻 $R_g^{(1)}$ 大于该保护失效边界电阻值时,继电器可靠不动作。

式(25)去分母后得到等式:

$$\left| (pZ_{MN1} - C_{ho})(3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma M}) + 3R_g^{(1)} \right| = |3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma M}| |R_{ho}|$$

合并同类项后得到等式:

$$\left| \{3[K_{ld}(pZ_{MN1} - C_{ho}) + 1]\} R_g^{(1)} + (pZ_{MN1} - C_{ho})C_{\Sigma M} \right| = |3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma M}| |R_{ho}| \quad (27)$$

令:

$$\begin{cases} A = 3[K_{ld}(pZ_{MN1} - C_{ho}) + 1] \\ B = (pZ_{MN1} - C_{ho})C_{\Sigma M} \end{cases}$$

则式(27)等效于:

$$|AR_g^{(1)} + B| = |R_{ho}| |3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma M}| \quad (28)$$

将式(28)等号右边扩展,得到:

$$\begin{aligned} |AR_g^{(1)} + B| &= \\ |R_{ho}| |3R_g^{(1)}[\operatorname{Re}(K_{ld}) + j\operatorname{Im}(K_{ld})] + [\operatorname{Re}(C_{\Sigma M}) + j\operatorname{Im}(C_{\Sigma M})]| &= \\ |R_{ho}| |3R_g^{(1)}\operatorname{Re}(K_{ld}) + \operatorname{Re}(C_{\Sigma M}) + j[3R_g^{(1)}\operatorname{Im}(K_{ld}) + \operatorname{Im}(C_{\Sigma M})]| & \\ \text{即可得到:} & \end{aligned}$$

$$|AR_g^{(1)} + B| = |R_{ho}| \times |3R_g^{(1)}\operatorname{Re}(K_{ld}) + \operatorname{Re}(C_{\Sigma M}) + j[3R_g^{(1)}\operatorname{Im}(K_{ld}) + \operatorname{Im}(C_{\Sigma M})]| \quad (29)$$

将式(29)等号左边平方后得到:

$$\begin{aligned} |AR_g^{(1)} + B|^2 &= |A|^2(R_g^{(1)})^2 + |B|^2 + 2R_g^{(1)}AB = \\ |A|^2(R_g^{(1)})^2 + |B|^2 + 2R_g^{(1)}[\operatorname{Re}(A)\operatorname{Re}(B) + \operatorname{Im}(A)\operatorname{Im}(B)] & \\ \text{即:} & \\ |A|^2(R_g^{(1)})^2 + |B|^2 + 2R_g^{(1)}[\operatorname{Re}(A)\operatorname{Re}(B) + \operatorname{Im}(A)\operatorname{Im}(B)] & \end{aligned} \quad (30)$$

将式(29)等号右边平方后得到:

$$\begin{aligned} |R_{ho}|^2 |3R_g^{(1)}\operatorname{Re}(K_{ld}) + \operatorname{Re}(C_{\Sigma M}) + j[3R_g^{(1)}\operatorname{Im}(K_{ld}) + \operatorname{Im}(C_{\Sigma M})]|^2 &= |R_{ho}|^2 \{ [3R_g^{(1)}\operatorname{Re}(K_{ld}) + \operatorname{Re}(C_{\Sigma M})]^2 + \\ [3R_g^{(1)}\operatorname{Im}(K_{ld}) + \operatorname{Im}(C_{\Sigma M})]^2 \} &= |R_{ho}|^2 \{ 9(R_g^{(1)})^2 |K_{ld}|^2 + \\ |C_{\Sigma M}|^2 + 6R_g^{(1)}[\operatorname{Re}(K_{ld})\operatorname{Re}(C_{\Sigma M}) + \operatorname{Im}(K_{ld})\operatorname{Im}(C_{\Sigma M})] \} & \\ \text{即:} & \end{aligned}$$

$$|R_{ho}|^2 \{ 9(R_g^{(1)})^2 |K_{ld}|^2 + |C_{\Sigma M}|^2 + 6R_g^{(1)}[\operatorname{Re}(K_{ld})\operatorname{Re}(C_{\Sigma M}) + \operatorname{Im}(K_{ld})\operatorname{Im}(C_{\Sigma M})] \} \quad (31)$$

式(30)等于式(31),则有:

$$\begin{aligned} |A|^2(R_g^{(1)})^2 + |B|^2 + 2R_g^{(1)}[\operatorname{Re}(A)\operatorname{Re}(B) + \operatorname{Im}(A)\operatorname{Im}(B)] &= \\ |R_{ho}|^2 \{ 9(R_g^{(1)})^2 |K_{ld}|^2 + |C_{\Sigma M}|^2 + & \\ 6R_g^{(1)}[\operatorname{Re}(K_{ld})\operatorname{Re}(C_{\Sigma M}) + \operatorname{Im}(K_{ld})\operatorname{Im}(C_{\Sigma M})] \} & \end{aligned} \quad (32)$$

式(32)两边移相并且合并同类项后得到:

$$\begin{aligned} (|A|^2 - 9|R_{ho}|^2 |K_{ld}|^2)(R_g^{(1)})^2 + 2R_g^{(1)}\{\operatorname{Re}(A)\operatorname{Re}(B) + & \\ \operatorname{Im}(A)\operatorname{Im}(B) - 3|R_{ho}|^2[\operatorname{Re}(K_{ld})\operatorname{Re}(C_{\Sigma M}) + & \\ \operatorname{Im}(K_{ld})\operatorname{Im}(C_{\Sigma M})]\} + |B|^2 - |R_{ho}|^2 |C_{\Sigma M}|^2 = 0 & \end{aligned} \quad (33)$$

由式(33)可以构造 $R_g^{(1)}$ 关于 p 的一元二次方程 $f(p)$:

$$C(R_g^{(1)})^2 + 2GR_g^{(1)} + D = 0 \quad (34)$$

由 $f(p)$ 可精确地计算出保护失效边界电阻的数值。

令:

$$\begin{cases} C = |A|^2 - 9|R_{ho}|^2 |K_{ld}|^2 \\ D = |B|^2 - |R_{ho}|^2 |C_{\Sigma M}|^2 \\ E = \operatorname{Re}(A)\operatorname{Re}(B) + \operatorname{Im}(A)\operatorname{Im}(B) \\ F = 3[\operatorname{Re}(K_{ld})\operatorname{Re}(C_{\Sigma M}) + \operatorname{Im}(K_{ld})\operatorname{Im}(C_{\Sigma M})] \\ G = E - |R_{ho}|^2 F \end{cases} \quad (35)$$

则 $R_g^{(1)}$ 的计算结果为:

$$R_g^{(1)} = f(p) = \begin{cases} \frac{-G - \sqrt{G^2 - CD}}{C} & C < 0 \\ \frac{-G + \sqrt{G^2 - CD}}{C} & C > 0 \\ \frac{-D}{2G} & C = 0 \end{cases} \quad (36)$$

由式(36)得出了保护失效边界电阻的具体数值,

由此来评估阻抗继电器的最大耐受过渡电阻能力,可确定在不同的故障位置,造成继电器拒动和误动的过渡电阻的具体数值。

2.4 保护失效系数

由于 $R_g^{(1)}=f(p)$ 是关于 p 的函数,则以 p 为横坐标、 $R_g^{(1)}$ 为纵坐标,可作出保护失效边界电阻的曲线图,用来反映继电器在不同的故障距离下所能耐受的最大过渡电阻值的大小。在其整定范围内,对 $f(p)$ 进行积分,可得到保护失效边界电阻曲线下的面积。定义保护失效系数为保护失效边界电阻曲线下的面积除以线路的整定值,用以评估该继电器的耐受过渡电阻能力以及抗拒动能力。继电器的保护失效系数 f_{ac} 可写为:

$$f_{ac} = \frac{\int_0^{\frac{Z_{set}}{Z_{M1}}} f(p) dp}{Z_{set}} \quad (37)$$

该式是 M 侧继电器的保护失效系数,对于 N 侧继电器,因求取 $R_g^{(1)}$ 的表达式不同,修改后再按照上述步骤求出即可。

2.5 正序电压极化的接地方向阻抗继电器保护失效边界模型

建立单相经过渡电阻接地故障下的正序电压极化的接地方向阻抗继电器保护失效边界模型。

根据式(3)、(4)、(25)得到求解以系统 M 侧的正序电压极化的阻抗继电器的保护失效边界电阻:

$$\left| pZ_{M1} + \frac{3R_g^{(1)}}{3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma M}} - \frac{Z_{set} - Z_{M1}}{2} \right| = \left| \frac{Z_{set} + Z_{M1}}{2} \right| \quad (38)$$

再联立式(36)、(37)可得到 M 侧正序电压极化的阻抗继电器保护失效边界电阻和保护失效系数,以此综合评估该继电器的耐受过渡电阻能力和抗拒动能力。

3 算例分析

本文采用 PSCAD 仿真软件,建立双端输电系统用于分析正序电压极化的接地方向阻抗继电器在实际系统中的保护失效边界模型。系统采用一条全长为 300 km 的 500 kV 超高压输电线路,故障类型都是单相接地故障。仿真参数如下。

a. 线路正序参数: $r_1=0.0781 \Omega/\text{km}$, $l_1=0.8716 \text{ mH}/\text{km}$, $c_1=0.0148 \mu\text{F}/\text{km}$ 。

b. 线路零序参数: $r_0=0.1902 \Omega/\text{km}$, $l_0=2.698 \text{ mH}/\text{km}$, $c_0=0.0098 \mu\text{F}/\text{km}$ 。

c. 系统 M 侧阻抗: $Z_{M1}=0.7+j14.384 \Omega$, $Z_{M0}=0.8+j38.166 \Omega$ 。

d. 系统 N 侧阻抗: $Z_{N1}=1.0539+j42.196 \Omega$, $Z_{N0}=0.598+j43.573 \Omega$ 。

e. 系统运行工况: $|E_N/E_M|=h=0.95$, $\delta=16^\circ$ 。

f. 双端系统额定容量: $S_M=S_N=5 \times 10^3 \text{ MW}$ 。继电器在 I 段保护整定保护范围为线路的 80%, 即有 $Z_{set}=0.8Z_{MN1}$ 。

正序电压极化的接地方向阻抗继电器的保护失效边界电阻曲线如图 4 所示,它表示 M 侧继电器在不同故障位置上的保护失效边界电阻。

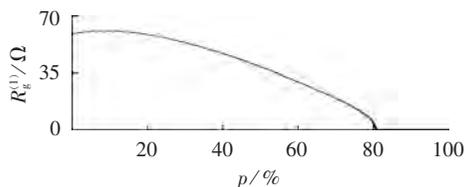


图 4 M 侧继电器保护失效边界电阻曲线

Fig.4 Protection failure boundary resistance curve of relay at M side

从图 4 可以看出,对于 M 侧继电器而言,故障位置从保护安装处沿着线路移动,保护失效边界电阻是不同的。保护失效边界电阻在前部分递增达到最大值,然后逐渐减小,到达整定点时为 0。当 $p=8.5\%$ 时,保护失效边界电阻最大为 60.5Ω ,该工况的保护失效系数为 0.5049。

同理,对于 N 侧继电器,以系统 N 侧的正序电压极化的阻抗继电器保护失效边界电阻为:

$$\left| (1-p)Z_{MN1} + \frac{3R_g^{(1)}}{3R_g^{(1)}K_{ld} + C_{\Sigma M}} - \frac{Z_{set} - Z_{M1}}{2} \right| = \left| \frac{Z_{set} + Z_{M1}}{2} \right| \quad (39)$$

对于 N 侧继电器而言,其保护失效边界电阻曲线如图 5 所示。保护失效边界电阻从 $p=20\%$ 开始一直递增达到最大值,然后就缓慢减小直到到达整定点。当 $p=96.5\%$ 时,保护失效边界电阻值达到最大值为 49.042Ω ,该工况下的保护失效系数为 0.3607。

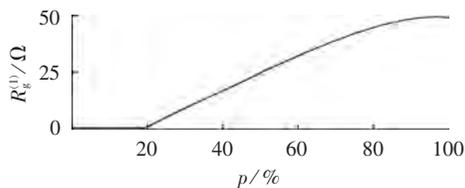


图 5 N 侧继电器保护失效边界电阻曲线

Fig.5 Protection failure boundary resistance curve of relay at N side

在双端距离保护中,当任何一个继电器在其 I 段保护范围内检测到故障时,同时将信号发送给另一个继电器,两继电器动作将故障切除。在这种情况下,对于不同故障距离下的保护失效边界电阻的最大值应该是 M 侧继电器和 N 侧继电器的综合保护边界失效电阻的最大值。当考虑 M 侧继电器和 N 侧继电器综合作用时的保护边界失效电阻曲线如图 6 所示。 M 侧继电器和 N 侧继电器的综合保护失效系数定义为:将综合保护失效边界电阻曲线下的面积除以线路的整定值。此时的保护失效边界电阻最

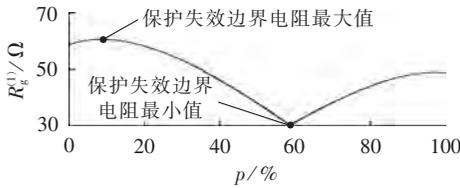


图 6 M、N 侧继电器的综合保护失效边界电阻曲线

Fig.6 Integrated protection failure boundary resistance curve of M-side relay and N-side relay

大值为 60.500 Ω , 相对应的 $p=9\%$, 该综合保护失效系数为 0.703 8; 从仿真计算结果可知存在一个特殊的故障位置, 它对应保护失效边界电阻的最小值, 该位置发生单相接地故障时, 极易因过渡电阻值超过了该保护失效边界电阻值而发生拒动, 该故障位置为 $p=58.5\%$, 保护失效边界电阻最小值为 30.550 Ω 。

系统的运行工况和网络结构拓扑变化都会影响输电线路短路点的短路电流大小, 同时也将会使继电器的测量阻抗改变, 从而影响保护失效边界电阻曲线和保护失效系数, 即存在一定的运行风险。本文仅探讨系统工况 (包含双端相角差、电压幅值比) 变化对保护失效边界电阻曲线的影响。

3.1 系统工况的影响

当电力系统工况变化时, 将会影响保护失效边界电阻的最大值和最小值。当网络结构固定时, 在 3 种不同的电力系统工况 (改变 δ 和 h , 其他参数同上述算例) 下, 得到 3 条不同的保护失效边界电阻曲线如图 7 所示, 计算结果见表 1。由图 7 可见, 当电力系统工况改变时, 保护失效边界电阻曲线也随之改变。当在功率因数一定的条件下, 通常双端相角差和电压幅值比有密切的关系, 因为双端相角差决定了有功潮流, 电压幅值差决定了线路的无功潮流。

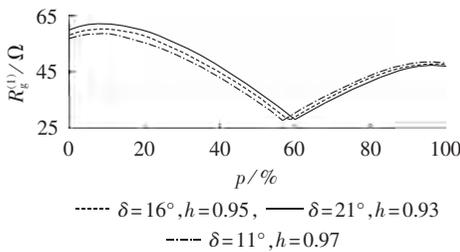


图 7 3 种系统工况的保护失效边界电阻曲线

Fig.7 Protection failure boundary resistance curve for three operational conditions

表 1 3 种工况的仿真数据

Table 1 Simulative data for three conditions

系统工况	保护失效系数	$R_g^{(1)}/\Omega$		$p/\%$	
		最大值	最小值	$R_g^{(1)}$ 最大值处	$R_g^{(1)}$ 最小值处
$\delta=16^\circ, h=0.95$	0.7038	60.501	30.513	8.75	58.45
$\delta=21^\circ, h=0.93$	0.7157	62.297	30.703	9.15	60.10
$\delta=11^\circ, h=0.97$	0.6944	58.882	30.374	8.30	56.80

3.2 双端相角差的影响

当输电线路的负荷增加时, 双端相角差 δ 也会增大, 反之亦然。如果系统的有功功率方向转向, 则此时双端相角差的符号取反。为了讨论双端相角差变化的影响, 在以下仿真计算中令 $h=0.95$, 只改变 δ 取值, 其他参数同上述算例。双端相角差的变化对保护失效边界电阻曲线的影响如图 8 所示, 计算结果如表 2 所示。

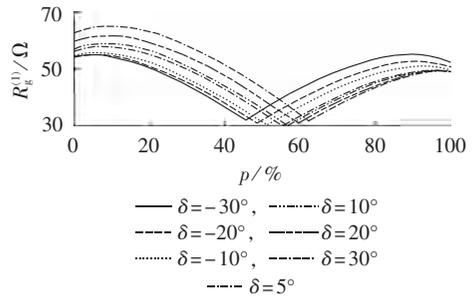


图 8 双端相角差变化对保护失效边界电阻曲线的影响

Fig.8 Influence of phase-angle difference between two sides on protection failure boundary resistance curve

表 2 双端相角差变化的仿真数据

Table 2 Simulative data for different phase-angle differences between two sides

系统工况	保护失效系数	$R_g^{(1)}/\Omega$		$p/\%$	
		最大值	最小值	$R_g^{(1)}$ 最大值处	$R_g^{(1)}$ 最小值处
$\delta=-30^\circ$	0.7064	55.089	32.163	4.55	45.80
$\delta=-20^\circ$	0.6886	55.148	31.031	5.40	48.60
$\delta=-10^\circ$	0.6809	55.818	30.390	6.30	51.35
$\delta=5^\circ$	0.6865	57.975	30.150	7.70	55.40
$\delta=10^\circ$	0.6929	59.018	30.272	8.15	56.80
$\delta=20^\circ$	0.7130	61.640	30.773	9.15	59.60
$\delta=30^\circ$	0.7436	65.070	31.638	10.15	62.45

结合图 8 和表 2 数据可以看出, 随着双端相角差的增加, 该工况下的保护失效系数先减小, 后增大。保护失效边界电阻最大值逐渐增大, 其相对应的故障位置也逐渐从线路的近端向线路的中间转移; 然而保护失效边界电阻最小值先减小后增大, 相对应的故障位置也逐渐从中间位置附近向远端转移。双端角度差的变化对保护失效边界电阻曲线、保护失效系数和距离继电器拒动的风险影响很大。

3.3 电压幅值比的影响

电压幅值比 h 的变化影响线路上无功功率的传输。当 $h < 1$ 时, h 值越低, 那么线路所需要的无功功率将会增加; 当 $h > 1$ 时, 意味着反向输送无功功率。为了讨论电压幅值比变化的影响, 在以下仿真计算中令 $\delta=16^\circ$, 只改变 h 的取值, 其他参数同上述算例。电压幅值比的变化对保护失效边界电阻曲线的影响如图 9 所示, 计算结果如表 3 所示。

结合图 9 和表 3 的数据可以看出, 随着电压幅值比的增大 (即电压损耗的降低), 该线路的保护失效系数呈现先减小后增大的趋势。保护失效边界电阻最大值不断减小, 相对应的故障位置也不断从线

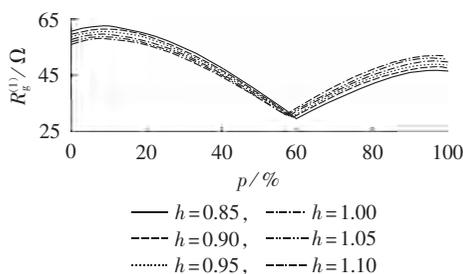


图 9 电压幅值比变化对保护失效边界电阻曲线的影响

Fig.9 Influence of voltage amplitude ratio on protection failure boundary resistance curve

表 3 电压幅值比变化的仿真数据

Table 3 Simulative data for different voltage amplitude ratios

系统工况	保护失效系数	$R_g^{(1)}/\Omega$		$p/\%$	
		最大值	最小值	$R_g^{(1)}$ 最大值处	$R_g^{(1)}$ 最小值处
$h=0.85$	0.7047	62.386	29.945	8.55	59.75
$h=0.90$	0.7041	61.421	30.253	8.65	59.10
$h=0.95$	0.7037	60.501	30.512	8.75	58.45
$h=1.00$	0.7035	59.623	30.762	8.80	57.85
$h=1.05$	0.7035	58.784	30.970	8.90	57.25
$h=1.10$	0.7035	57.982	31.147	9.00	56.65

路近端向着线路的中间转移。保护失效边界电阻最小值不断增大,相对应的故障位置从线路的中间位置附近向着线路的近端转移。电压幅值比的变化对保护失效边界电阻曲线和保护失效系数的影响并不十分明显,对于距离继电器拒动的风险影响不大。

4 结论

通过 PSCAD 建立模型进行仿真计算得到相关的实验结果,分析了运行工况对继电器耐受过渡电阻能力的影响。说明本文建立的正序电压极化阻抗继电器的保护失效边界模型,无需考虑附加阻抗的性质,直接从过渡电阻入手,能对继电器所能够承受的最大过渡电阻进行精确化的计算,所得保护失效电阻和失效系数值能反映继电器在整条输电线路上的耐受过渡电阻能力和抗拒动能力,为评估继电器拒动风险提供了有效途径。

参考文献:

- [1] 孔飞,张保会,王艳婷,等.超高速直流输电线路保护方向元件[J].电力自动化设备,2014,34(8):83-88.
KONG Fei,ZHANG Baohui,WANG Yanting,et al. Ultra-high-speed directional element of relay protection for HVDC transmission line [J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(8):83-88.
- [2] 丛伟,马彦飞,程学启,等.基于双端时域信号的过渡电阻在线计算方法[J].电力自动化设备,2013,33(10):63-67.
CONG Wei,MA Yanfei,CHENG Xueqi,et al. Transition resistance calculation based on time-domain signals of two terminals [J]. Electric Power Automation Equipment,2013,33(10):63-67.
- [3] 杨达,肖先勇,汪颖.计及失效事件和严重程度不确定性的设备电压暂降失效率评估[J].电力自动化设备,2013,33(10):107-111.
YANG Da,XIAO Xianyong,WANG Ying. Assessment of equipment

invalidation due to voltage sags considering uncertainties of failure and severity[J]. Electric Power Automation Equipment, 2013,33(10):107-111.

- [4] XIA Y Q,LI K K,DAVID A K. Adaptive relay setting for stand-alone digital distance protection[J]. IEEE Trans on Power Delivery,1994,9(1):480-486.
- [5] 索南加乐,许庆强,宋国兵,等.自适应接地距离继电器[J].电力系统自动化,2005,29(17):54-58.
SUONAN Jiale,XU Qingqiang,SONG Guobing,et al. Adaptive earth fault distance relay [J]. Automation of Electric Power Systems,2005,29(17):54-58.
- [6] 陈福锋.电流互感器断线情况下的接地距离保护改进方案[J].电力自动化设备,2014,34(12):117-122.
CHEN Fufeng. Improvement of grounding-fault distance protection under CT disconnection[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014,34(12):117-122.
- [7] 马静,曾惠敏,林富洪.基于分布参数模型的输电线路相间距离保护[J].电力自动化设备,2012,32(5):43-49.
MA Jing,ZENG Huimin,LIN Fuhong. A phase distance relay principle based on distributed parameter line model [J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(5):43-49.
- [8] JUNG Changho,SHIN Dongjoon,KIM Jino. Adaptive setting of digital relay for transmission line protection [C]//International Conference on Power System Technology 2000. Perth,WA,USA: IEEE,2000:1465-1468.
- [9] 龙军,王冠南,徐鹏,等.可变频限定性负序电压极化距离继电器[J].电网技术,2012,36(11):240-246.
LONG Jun,WANG Guannan,XU Peng,et al. Distance relay with changeable circle restrictive characteristics based on negative sequence voltage polarization [J]. Power System Technology,2012, 36(11):240-246.
- [10] RODRIGUEZ P,TEODORESCU R,CANDELA I,et al. New positive-sequence voltage detector for grid synchronization of power converters under faulty grid conditions [C]//37th Power Electronics Specialists Conference 2006. Jeju,Korea:IEEE, 2006:1-7.
- [11] 洪佩孙,李九虎.输电线路距离保护[M].北京:中国水利水电出版社,2008:46-57.
- [12] KAZEMI A,JAMALI S,SHATER H. Measured impedance by distance relay with positive sequence voltage memory in presence of TCSC [C]//IEEE/PES Power Systems Conference and Exposition,2009. PSCE'09. Seattle,WA,USA:IEEE,2009:1-6.
- [13] 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,2005:20-30.
- [14] 李钦豪,张勇军,王孟邻.风电并网对以正序电压极化的阻抗元件的影响[J].电力系统保护与控制,2012,30(23):54-57.
LI Qinhao,ZHANG Yongjun,WANG Menglin. Impact of wind power integration on impedance relay polarized by positive-sequence voltage [J]. Power System Protection and Control, 2012,30(23):54-57.
- [15] 许正亚.输电线路新型距离保护[M].北京:中国水利水电出版社,2002:19-26.

作者简介:



姜爱华

姜爱华(1971—),女,广西全州人,讲师,博士研究生,研究方向为电力系统优化运行与控制(E-mail:1261153682@qq.com);
薛晨(1988—),男,广西柳州人,硕士,从事继电保护方面的工作。

Protection failure boundary model of impedance relay with positive-sequence voltage polarization

JIANG Aihua¹, XUE Chen²

(1. College of Electrical Engineering, Guangxi University, Nanning 530004, China;
2. State Grid Sichuan Electric Power Corporation Maintenance Company, Chengdu 610000, China)

Abstract: A set of protection failure boundary model with the fault distance and transition resistance size as its core factors is proposed to evaluate the transition resistance toleration of impedance relay and investigate its improper operation due to the transition resistance. The impedance relay with positive-sequence voltage polarization is explicitly analyzed, which has stable protection zone and excellent toleration for transition resistance. The maximum transition resistance that the relay can tolerate is defined as the protection failure boundary resistance. The protection failure boundary resistance and corresponding fault distance are calculated based on the protection failure boundary model to draw the curve of protection failure boundary resistance. The concept of protection failure coefficient is introduced to assess the toleration for transition resistance and risk. Results of PSCAD simulation show the proposed model can precisely figure out the maximal transition resistance a relay can tolerate.

Key words: relay protection; protection failure; fault location; transition resistance; positive-sequence voltage; impedance relay; models

(上接第 31 页 continued from page 31)

Robust state estimation in form of mixed integer linear programming

CHEN Yanbo¹, MA Jin², CHEN Qian¹

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China; 2. School of Electrical and Information Engineering, University of Sydney, Sydney NSW2006, Australia)

Abstract: The existing robust state estimation approaches normally apply the gradient-based methods to solve the problems of nonlinear and non-convex optimization, which cannot guarantee the globally optimized solution and may not be convergent. A method of robust state estimation in the form of mixed integer linear programming is proposed based on the exact linear measurement equations. An auxiliary state vector and an auxiliary measurement vector are introduced to obtain the linear measurement equations; a binary variable used to identify a measurement as normal or abnormal is then introduced to transform the linear measurement equations into the linear measurement inequalities; a state vector supported by the normal measurements as more as possible is finally estimated. Without nonlinear iteration, the proposed approach has excellent robustness to mathematically guarantee the globally optimized solution. Simulative results demonstrate its effectiveness and efficiency.

Key words: electric power systems; robust estimation; state estimation; bad-data identification; mixed integer linear programming; mixed integer nonlinear programming; convergence