

基于不平衡电压的磁控式并联电抗器控制 绕组接地保护方案

郑涛¹, 韦俊琪¹, 刘校销¹, 李怀强², 张健康², 王康达²

(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. 国家电网西北调控分中心, 陕西 西安 710048)

摘要:实际工程中对于特高压磁控式并联电抗器(MCSR)控制绕组接地故障配置直流母线过压保护,然而发生控制绕组端部接地故障时,母线极对地电压无交流过电压特征,导致保护无法识别该故障。针对该问题,分析了控制绕组接地故障及稳态运行、2种方式合闸、区外故障工况下母线极对地电压变化情况,基于此提出一种基于直流母线不平衡电压的控制绕组接地保护方案。该方案利用正、负极直流母线电压之和构造直流母线不平衡电压,基于故障下直流母线不平衡电压明显上升的特征识别故障。方案原理简单、易于实现,解决了现有保护无法识别控制绕组端部接地故障问题。在MATLAB/Simulink软件中搭建了750 kV三相MCSR仿真模型,大量仿真结果验证了该保护方案的有效性。

关键词:磁控式并联电抗器;控制绕组;接地故障;直流母线;不平衡电压;控制绕组接地保护

中图分类号:TM 721; TM 472; TM 77

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202101023

0 引言

超/特高压交流输电输送距离远,是解决我国能源逆向分布的重要手段^[1]。由于西北地区的新能源大规模集中外送,输送通道功率波动剧烈且充电功率较大,需在线路末端装设高压并联电抗器^[2-4]。磁控式并联电抗器MCSR(Magnetically Controlled Shunt Reactor)具有容量大范围可调、能够根据电压水平自动平滑地调整容量、谐波含量小等优势,在超/特高压电网中的应用前景十分广阔^[5-6]。

特高压MCSR结构复杂,发生故障概率较高且故障特性十分复杂,其安全稳定运行关系到电力系统的无功平衡和电压稳定,故对其本体保护的可靠性提出了较高要求^[7-8]。MCSR控制绕组匝间和匝地故障为控制绕组内部常见故障。文献[7-11]研究了MCSR控制绕组内部故障特性并提出了相应的保护方案。针对控制绕组匝间故障提出的保护方案较为完善且灵敏度较高。文献[9-10]提出了基于总控制绕组电流基频分量的控制绕组匝间故障保护方案;文献[11]利用各相控制绕组基频分量与总控制电流的基频分量比值改进了基于总控制电流基频分量的匝间故障保护方案,该方案对于控制绕组轻微匝间故障具有很高的灵敏度。针对控制绕组匝地故障,现有研究均是基于绕组内部接地的故障特征提出保

护方案,可靠性较高,但仍存在保护死区。文献[7]通过Ansoft有限元仿真软件得到了MCSR控制绕组内部接地故障的故障特征:直流母线对地电压产生交流过电压,其数值为正常运行时的5~7倍。文献[8]简要介绍了鱼卡站750 kV MCSR的保护配置方案,提出以直流母线对地过电压保护作为控制绕组接地故障的主保护,但其无法识别控制绕组端部接地故障,且需设置0.1~0.3 s的保护动作延时以躲过暂态过电压的影响。文献[12]提出低电压与过电流复合型控制绕组接地故障保护方案,该方案灵敏度较高,但需测量各控制分支绕组电压并且仍然无法识别绕组端部接地故障。现有的MCSR控制绕组匝地故障保护方案均无法识别端部接地故障,因此控制绕组端部接地的保护死区问题亟待解决。

本文首先介绍了特高压MCSR的本体结构和工作原理,深入分析了控制绕组接地故障特征。分析结果表明,发生控制绕组端部接地故障时,母线极对地电压无交流过电压特征,导致了现有的直流母线过电压保护无法识别控制绕组端部接地故障。针对该问题,本文提出了一种基于直流母线不平衡电压的保护方案。该方案利用正、负极直流母线对地电压之和构造直流母线不平衡电压,通过其有效值在发生故障时明显上升的特征识别控制绕组接地故障。基于MATLAB/Simulink搭建了750 kV的三相MCSR模型,通过大量仿真结果验证了本文保护方案的有效性。

1 特高压MCSR本体结构及工作原理

特高压MCSR以3个独立的单相MCSR构成三相电抗器组,图1为单相特高压MCSR铁芯结构及绕

收稿日期:2020-04-01;修回日期:2020-11-26

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51677069);国家电网公司科技项目(SGNW0000DKJS1900197)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51677069) and the Science and Technology Project of SGCC(SGNW0000DKJS1900197)

组分布示意图。图中,主铁芯分裂为芯柱p、q;接入电网匝数为 N_1 的网侧绕组绕制在2个芯柱外;匝数均为 N_2 的2个控制绕组反极性串联后外接MCSR励磁系统, $N_{2,p}$ 和 $N_{2,q}$ 分别为控制绕组绕制在芯柱p、q上的匝数;匝数为 N_3 的补偿绕组同极性串联后绕制在芯柱p、q外^[13], $N_{3,p}$ 和 $N_{3,q}$ 分别为补偿绕组绕制在芯柱p、q上的匝数; u 为系统电压, U_m 、 θ 分别为其幅值、相角; I_k 为直流电流。特高压MCSR励磁系统一般采用三相电源经三相桥式整流电路为控制绕组直流输入直流励磁。

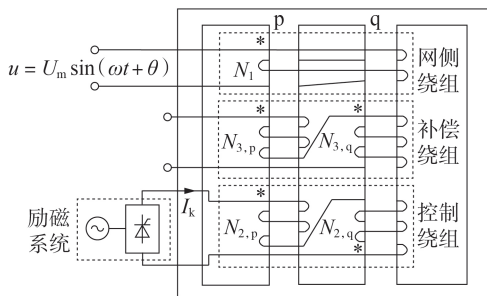


图1 单相特高压MCSR铁芯结构及绕组分布

Fig.1 Iron core structure and winding arrangement of single-phase EHV MCSR

正常运行时,直流电流 I_k 流过2个控制绕组,在芯柱p、q中产生等幅反向的直流偏置磁通,直流偏置磁通叠加网侧电压所产生的交流磁通使得芯柱p、q在交流磁通的正、负半周内轮流饱和。可以通过调节 I_k 的大小控制铁芯饱和程度,从而改变铁芯磁导率。 I_k 越大,铁芯饱和程度越高,MCSR的等效电感越小,当电网电压一定时,输出的无功功率越大。

三相特高压MCSR电气主接线及本文分析的故障位置如图2所示。图中,控制绕组三相并联于直流母线间;由三相电源经三相桥式整流电路为控制绕组输入直流;补偿绕组为三角形连接,角外连接5、7次谐波滤波器; f_1 和 f_3 为控制绕组内部故障点, f_2 为端部接地故障点, f_4 为MCSR区外故障点。

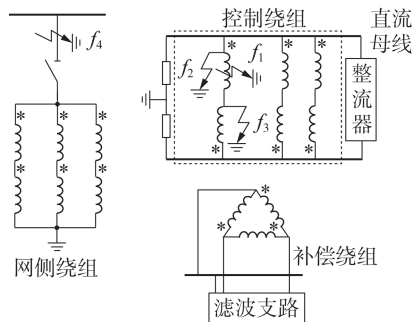


图2 三相特高压MCSR的电气主接线及故障位置示意图

Fig.2 Schematic diagram of main electric circuit and fault location for three-phase EHV MCSR

2 不同运行工况下直流母线不平衡电压特征分析

2.1 稳态运行

图3为三相特高压MCSR励磁系统结构,包括励磁系统、三相控制绕组支路和平衡电阻。图中, w_{pA} 、 w_{pB} 、 w_{pC} 和 w_{qA} 、 w_{qB} 、 w_{qC} 分别为芯柱p和q的控制绕组; R_{b1} 和 R_{b2} 为平衡电阻,用于箝制正、负极直流母线对地电压, $R_{b1}=R_{b2}\approx 120\ \Omega$; u_{dc} 为直流母线极间电压。通过调节整流器触发角调节直流母线极间电压进而控制MCSR容量,整流变压器两侧额定电压为38 500 V / 150 V,整流桥输出电压平均值为 $u_{dc} = 2.34 U_2 \cos \theta$,其中 U_2 为整流变二次侧相电压,可知100%容量时 $u_{dc}\approx 200\text{ V}$ 。

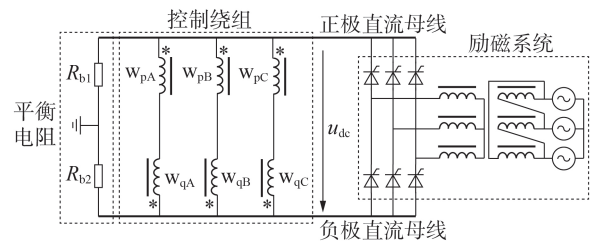


图3 三相特高压MCSR励磁系统结构

Fig.3 Structure of excitation system of three-phase EHV MCSR

定义直流母线不平衡电压为正、负极直流母线对地电压之和,可表示为:

$$\Delta u_d = u_{d+} + u_{d-} \quad (1)$$

其中, Δu_d 为直流母线不平衡电压; u_{d+} 和 u_{d-} 分别为正极和负极直流母线对地电压。

正常运行时,控制分支绕组反极性串联,直流母线极间电压可表示为:

$$u_{dc|0|} = i_{k|0|} R_k + AN_{2,p} \frac{dB_p}{dt} + \left(-AN_{2,q} \frac{dB_q}{dt} \right) \quad (2)$$

其中, $u_{dc|0|}$ 为正常运行时的直流母线极间电压; $i_{k|0|}$ 为正常运行时流过单相控制绕组的电流; R_k 为单相控制绕组的电阻; A 为芯柱p、q的截面积; B_p 和 B_q 分别为芯柱p、q的磁感应强度。

由于芯柱p、q绕组交链的主磁通相同,且控制分支绕组匝数相同,则控制分支绕组产生的感应电动势相等,即有:

$$AN_{2,p} \frac{dB_p}{dt} = AN_{2,q} \frac{dB_q}{dt} \quad (3)$$

将式(3)代入式(2)得:

$$u_{dc|0|} = i_{k|0|} R_k \quad (4)$$

参考实际工程参数, R_k 较小,约为0.03 Ω 。因此正常运行时MCSR的直流母线极间电压为数值较小的直流电压。由于平衡电阻的箝制作用,正、负极直流母线对地电压的大小相等、极性相反,理论上直流

母线不平衡电压为0,即有:

$$\Delta u_{d|0|} = u_{d+|0|} + u_{d-|0|} = 0 \quad (5)$$

其中, $\Delta u_{d|0|}$ 为正常运行时直流母线不平衡电压; $u_{d+|0|}$ 和 $u_{d-|0|}$ 分别为正常运行时正极和负极直流母线对地电压。实际上由于平衡电阻阻值误差及电压测量误差, 母线不平衡电压近似为0。

综上所述, 正常运行时 MCSR 控制绕组的直流母线极间电压为数值很小的直流电压, 正、负极母线对地电压大小相等、极性相反, 保持平衡, 母线不平衡电压理论上为0。

2.2 控制绕组接地故障

以芯柱 p 上的 A 相控制绕组发生接地故障(内部接地故障)为例进行分析, 故障位置为图 2 中的 f_1 , 控制绕组内部单相接地故障示意图及等效模型见图 4。图中, α 为接地点到控制绕组端口的匝数与分支控制绕组匝数之比; U_k 为分支控制绕组的额定电压。

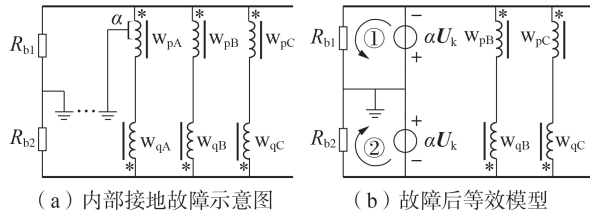


图4 控制绕组内部单相接地故障示意图及等效模型

Fig.4 Schematic diagram of single-phase control winding grounding fault and corresponding equivalent model

如图 4(a) 所示, 故障接地点与平衡电阻的接地点共地, 故障点两侧的控制绕组各自与平衡电阻形成回路^[8]。由于回路②中芯柱 p、q 上的部分控制分支绕组的感应电动势相互抵消, 在回路②产生的基频交流电压为 $U_k - (1-\alpha)U_k = \alpha U_k$, 与回路①的基频交流电压相等, 均为 αU_k , 故障后的等效模型如图 4(b) 所示。故障后的正、负极直流母线对地电压由正常运行时的直流电压和故障后产生的交流电压组成, 即:

$$u_{d+|f_1|} = u_{d+|0|} + \alpha U_{km} \sin(\omega t + \varphi) \quad (6)$$

$$u_{d-|f_1|} = u_{d-|0|} + \alpha U_{km} \sin(\omega t + \varphi) \quad (7)$$

其中, $u_{d+|f_1|}$ 和 $u_{d-|f_1|}$ 分别为控制绕组内部接地故障后正极和负极直流母线对地电压; U_{km} 、 φ 分别为 U_k 的幅值、相角。

控制绕组内部接地故障使正、负极直流母线对地电压叠加交流电压 αU_k , 由于分支控制绕组的额定电压 U_k 较高(额定值为 41.86 kV), 远高于正常运行时母线对地的直流电压(100% 容量时约为 200 V), 使母线对地电压形成基频交流过电压^[8]。在两控制分支绕组串联处发生接地故障(即 $\alpha = 1$), 故障点为

图 2 中 f_3 处时, 故障产生的基频交流电压最大。

正、负极直流母线极对地电压呈现不平衡状态, 将式(6)和式(7)代入式(1)可得, 两直流电压被相互抵消, 母线不平衡电压为故障后产生的交流电压之和 $2\alpha U_k$, 即有:

$$\Delta u_{d|f_1|} = u_{d+|f_1|} + u_{d-|f_1|} = 2\alpha U_{km} \sin(\omega t + \varphi) \quad (8)$$

其中, $\Delta u_{d|f_1|}$ 为控制绕组内部接地故障后的直流母线不平衡电压。

控制绕组端部接地时有 $\alpha = 0$, 以芯柱 p 靠近正极直流母线的端部为例进行分析, 故障位置如图 2 中 f_2 所示。控制绕组芯柱 p、q 上产生的感应电动势相互抵消, 直流母线对地电压无交流过电压, 故障极母线对地电压由直流电压降为 0。由于 I_k 不受影响, I_k 在控制绕组上产生的压降不变, 非故障极母线电压的数值升高至原来的 2 倍, 导致正、负极直流母线对地电压呈现不平衡状态, 此时直流母线不平衡电压等于非故障极直流母线对地电压, 即有:

$$\Delta u_{d|f_2|} = u_{d+|f_2|} + u_{d-|f_2|} = u_{d-|f_2|} = 2u_{d-|0|} \quad (9)$$

其中, $\Delta u_{d|f_2|}$ 为控制绕组端部接地故障后的直流母线不平衡电压; $u_{d+|f_2|}$ 和 $u_{d-|f_2|}$ 分别为控制绕组端部接地故障后的正极和负极直流母线对地电压。

$\alpha = 0$ 时, 非故障极直流母线电压的数值升高至正常运行时的 2 倍, 其为数值较小的直流电压, 在 MCSR 以 100% 容量运行时约为 200 V, 无交流过电压。正因如此, 基于母线对地过电压特征设计的过压保护无法识别控制绕组端部接地故障。

综上所述, 控制绕组接地故障后的母线不平衡电压可表示为:

$$\Delta u_d = \begin{cases} 2u_{d-|0|} & \alpha = 0 \\ 2\alpha U_{km} \sin(\omega t + \varphi) & \alpha \in (0, 1] \end{cases} \quad (10)$$

2.3 MCSR 的不同合闸方式

MCSR 有直接合闸及预励磁合闸 2 种合闸方式。直接合闸为网侧绕组合闸前不投入励磁系统, 直流母线上无直流电流流过, 直流母线间会出现严重的交流过电压^[14]; 预励磁合闸为在网侧合闸前励磁系统向控制绕组整流输入直流电流。对于直接合闸, 考虑合闸前芯柱 p、q 的剩磁一般不同, 剩磁可视为直流预励磁的一部分, 芯柱 p、q 的磁工作点经偏移后不对称; 对于预励磁合闸, 由于直流预偏磁作用, 芯柱 p、q 的磁工作点发生偏移后不对称。2 种合闸方式均会在控制绕组上形成不平衡感应电动势 Δe ^[14]。

直接合闸时, MCSR 励磁系统开路, 各相控制绕组上的不平衡电动势 Δe_A 、 Δe_B 、 Δe_C 与平衡电阻 R_{b1} 和 R_{b2} 形成回路, 直接合闸时的励磁系统电流分布如图

5(a)所示,图中 R_{kA} 、 R_{kB} 和 R_{kC} 分别为三相控制绕组的电阻。由于平衡电阻阻值($120\ \Omega$)远大于控制绕组电阻阻值($0.03\ \Omega$), Δe 几乎完全施加于平衡电阻上。产生的交流电流完全穿越2个平衡电阻,导致直流母线对地过电压。因此,实际工程中母线过压保护为避免直接合闸时误动,需要牺牲一定的速动性,通过设置0.1~0.3 s的保护延时躲过暂态过电压。

预励磁合闸时励磁系统电流分布如图5(b)所示,励磁系统为不平衡电动势 Δe 提供通路,励磁系统的阻值较小,相当于 Δe 被励磁系统短路,仅少量电流穿越平衡电阻支路,母线不会出现过电压,工程中多采用预励磁合闸方式。

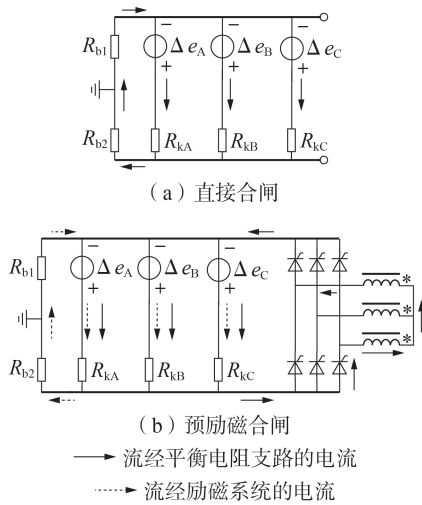


图5 合闸时励磁系统电流分布图

Fig.5 Current distribution of excitation system during energization

2种合闸方式下,由合闸产生流经平衡电阻支路的电流均为穿越性电流,正、负极直流母线电压保持平衡,故直流母线不平衡电压理论上等于0。

2.4 MCSR 区外故障

发生MCSR区外故障时,故障电流的非周期分量使铁芯磁工作点发生偏移,控制绕组产生不平衡电动势,进而对直流母线电压产生影响。本文以与MCSR在网侧绕组相连的线路发生A相接地故障为例,分析MCSR区外故障后直流母线不平衡电压的变化特征,故障位置如图2中的 f_4 所示。

MCSR正常运行时,芯柱p、q的磁工作点具有半波对称性^[14],且满足:

$$B_p(t) = -B_q\left(t + \frac{T}{2}\right) \quad (11)$$

其中, T 为工频周期。

MCSR区外A相发生接地故障后,网侧绕组流入故障电流,根据叠加定理可得:

$$I'_w = I_{w|0|} + I_f \quad (12)$$

其中, I'_w 为MCSR区外故障后的网侧绕组电流; I_f 为

网侧绕组电流故障分量。此时,铁芯p和q由正常运行时的网侧绕组电流 $I_{w|0|}$ 、控制绕组直流电流 $I_{k|0|}$ 以及故障电流 I_f 共同励磁,总磁场强度为:

$$\begin{cases} H'_p = H_{k,dc} + H'_m \sin(\omega t) + H_{f,dc} \\ H'_q = -H_{k,dc} + H'_m \sin(\omega t) + H_{f,dc} \end{cases} \quad (13)$$

其中, H'_p 和 H'_q 分别为铁芯p、q在MCSR区外故障后的磁场强度; $H_{k,dc}$ 为 $I_{k|0|}$ 产生的直流偏置磁场强度; H'_m 为MCSR区外故障后的交流磁场强度幅值; $H_{f,dc}$ 为 I_f 中非周期分量产生的直流偏置磁场强度。

MCSR区外故障后的p、q芯柱磁感应强度波形如附录中图A1所示。发生故障后,由于 $H_{f,dc}$ 使芯柱p、q的磁工作点分别由点P、Q移动到点P'和Q',故障后的芯柱p、q的磁感应强度 B'_p 和 B'_q 不再满足半波对称的关系,使控制绕组芯柱p、q产生的感应电动势不再相等,即:

$$AN_{2,p} \frac{dB'_p}{dt} \neq AN_{2,q} \frac{dB'_q}{dt} \quad (14)$$

控制绕组上产生的不平衡电动势 Δe_f 为:

$$\Delta e_f = AN_{2,p} \frac{dB'_p}{dt} - AN_{2,q} \frac{dB'_q}{dt} \quad (15)$$

综上所述,MCSR区外故障使MCSR控制绕组产生不平衡电动势的关键是故障电流的非周期分量使铁芯磁工作点发生偏移。对于区外相间短路、三相短路故障,依然可进行定性分析:故障电流的非周期分量均会使芯柱p、q的磁工作点发生偏移,进而在控制绕组上产生不平衡电动势。

发生MCSR区外故障时,励磁系统电流分布与预励磁合闸时类似,流经平衡电阻支路的电流为穿越性电流,正、负极直流母线电压保持平衡,直流母线不平衡电压理论上等于0。

综上所述,发生控制绕组接地故障后,正、负极直流母线电压呈现不平衡状态,而在正常运行、不同方式合闸及区外故障运行工况下,正、负极直流母线电压维持大小相等、极性相反的平衡状态。

3 基于直流母线不平衡电压的保护方案

根据第2节的分析,发生控制绕组端部接地故障时母线无交流过电压特征,导致现有的母线过电压保护无法识别该故障。正、负极直流母线电压呈现不平衡状态,不平衡电压不为0是控制绕组接地故障区别于稳态运行、不同方式合闸及区外故障运行工况的差异性故障特征。

根据此差异性特征,本文利用直流母线不平衡电压有效值构造控制绕组接地故障保护判据。定义 ΔU_d 为采样时间窗内直流母线不平衡电压的有效值:

$$\Delta U_d = \sqrt{\frac{1}{N_s} \sum_{i=1}^{N_s} (u_{d+}(i) + u_{d-}(i))^2} \quad (16)$$

其中, N_s 为采样时间窗内采样点的个数, 本文中取 $N=20$, 采样频率为 $20 \times 50 = 1$ (kHz); $u_{d+}(i)$ 和 $u_{d-}(i)$ 分别为第 i 个采样点对应的正极和负极直流母线对地电压。

基于母线不平衡电压有效值的保护判据为:

$$\Delta U_d \geq \varepsilon_{\text{set}} \quad (17)$$

其中, ε_{set} 为门槛值, 取正常运行、直接合闸、预励磁合闸和 MCSR 区外故障工况下的直流母线不平衡电压的最大值, 本文取 100% 容量下直流母线对地电压的 10%, 在所建立的 MCSR 模型中, $\varepsilon_{\text{set}} = 10.13$ V。

在不同的 MCSR 运行工况下, 本文保护方案动作情况的分析如下。正常运行时, 正、负极直流母线对地电压保持平衡, $\Delta U_d = 0$, 保护不动作; 在直接合闸、预励磁合闸、MCSR 区外故障的运行工况下, 流经平衡电阻支路的电流为穿越性电流, 正、负极直流母线对地电压大小相等、极性相反, 从而保持平衡, $\Delta U_d = 0$, 保护不动作。控制绕组发生接地故障时, 若 $\alpha \in (0, 1]$, 则 $\Delta U_d = |2\alpha U_k|$; 若 $\alpha = 0$, 则 ΔU_d 为正常运行时母线对地电压有效值的 2 倍。因此控制绕组发生接地故障时, ΔU_d 均大于门槛值, 保护可正确动作。本文保护方案能准确识别控制绕组接地故障, 克服了传统保护方案无法识别端部接地故障的问题, 消除了保护死区, 无需设置保护延时, 在不同运行工况下均可正确动作。

4 仿真实验

本文基于磁路分解原理^[15-16]和鱼卡站的 750 kV MCSR 实际参数, 在 MATLAB / Simulink 中搭建了 750 kV 的三相 MCSR 仿真模型, 该仿真模型的额定参数见附录中表 A1。

MCSR 在 70% 容量下发生控制绕组 40% 匝接地故障时的仿真结果见图 6 (假设故障时 $\varphi=0^\circ$)。由图可见, 发生控制绕组内部接地故障后, 直流母线对地电压呈现为交流过电压, 直流母线不平衡电压呈现为交流过电压且数值为直流母线对地电压的 2 倍, 与理论分析一致; ΔU_d 随着采样时间窗的移动而增大, 在故障后 20 ms 达到其最大值 30 kV, 远大于

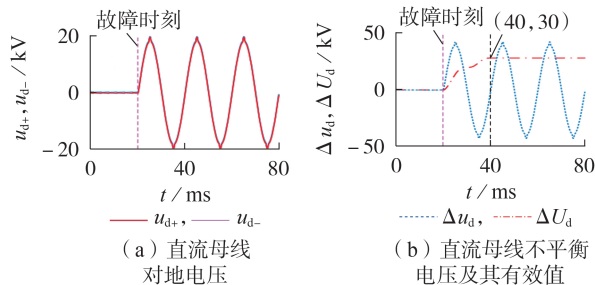


图6 70%容量下控制绕组40%匝接地故障的仿真结果

Fig.6 Simulative results of 40% turn to ground fault of phase-A control winding under 70% working capacity

门槛值 ε_{set} , 保护正确动作。

图7为MCSR在70%容量下, 控制绕组靠近正极直流母线的端部发生接地故障的仿真结果。如图7(a)所示, 故障极直流母线对地电压降为0, 非故障极直流母线对地电压升高为原来的2倍, 数值远小于内部接地故障后产生的交流过电压; 直流母线不平衡电压等于非故障极直流母线对地电压, 与理论分析一致。图7(b)中, 直流母线不平衡电压有效值在故障后20 ms达到其最大值203.9 V, 大于门槛值 ε_{set} , 保护可靠动作。

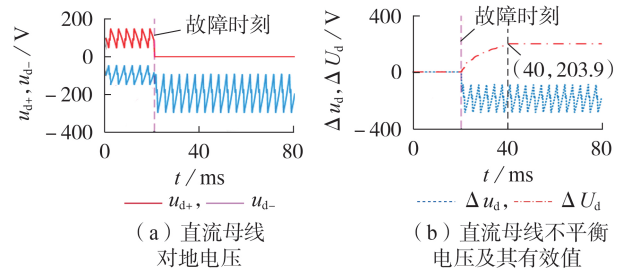


图7 70%容量下控制绕组端部接地故障的仿真结果

Fig.7 Simulative results of end part to ground fault of phase-A control winding end part under 70% working capacity

MCSR 直接合闸和在 70% 容量下预励磁合闸的仿真结果分别见附录中图 A2 和图 A3。由图 A2 可见, 由于直接合闸时不平衡电动势与平衡电阻形成回路, 导致直流母线出现周期性的过电压, 其持续时间超过 0.3 s, 说明传统保护即使设置延时也无法完全躲过直接合闸产生的过电压。正、负极直流母线对地电压保持平衡, 直流母线不平衡电压基本等于 0, 说明基于直流母线不平衡电压的保护方案不受直接合闸暂态过电压影响。由图 A3(a)可见, 预励磁合闸对直流母线对地电压几乎无影响, 母线无交流过电压, 不平衡电压等于 0.016 V, 远小于门槛值 ε_{set} , 保护不会动作。

MCSR 在 70% 容量下网侧绕组与电网连接线上发生 A 相接地故障的仿真结果见附录中图 A4。由图可见, MCSR 区外 A 相接地故障对直流母线对地电压几乎无影响, 产生的直流母线不平衡电压基本为 0, 保护可靠不误动。

对 MCSR 处于不同运行工况进行仿真, 计算故障后 20 ms 的不平衡电压有效值 ΔU_d , 计算结果及本文保护方案的动作情况见表 1。表中, “√”、“×”分别表示保护动作和保护不动作。

由表 1 可见, 本文方案能够在控制绕组接地故障下可靠动作且灵敏度较高, 在控制绕组端部接地故障下也能正确动作, 消除了传统保护死区; 在正常运行、直接合闸、预励磁合闸及区外故障等不同运行工况下均能可靠不动作。

表1 不同运行工况下的 ΔU_d 及保护动作情况
Table 1 Values of ΔU_d and protection action under different operation conditions

运行工况		容量 / %	$\Delta U_{\text{d}} / \text{V}$	保护动作情况
正常运行		20	0.013	×
		40	0.048	×
		70	0.049	×
		100	0.047	×
合闸	直接合闸	—	0	×
	预励磁合闸	70	0.016	×
区外故障	A相接地	100	0	×
	BC相短路	100	0	×
	BC相接地	100	0	×
	三相短路	100	0	×
A相控制绕组 接地故障	端部接地	20	174.557	√
	1%匝接地	20	646.906	√
		40	640.935	√
		70	649.236	√
		100	633.424	√
	10%匝接地	20	6237.760	√
		40	6149.832	√
		70	6269.920	√
		100	5934.498	√
	20%匝接地	20	12468.567	√
		40	12292.425	√
		70	12532.949	√
		100	11860.224	√

5 结论

本文针对实际工程应用的直流母线过压保护无法识别控制绕组端部接地故障的问题,提出了一种基于直流母线不平衡电压的控制绕组接地保护方案,通过大量仿真结果验证了其有效性,主要结论如下。

(1)发生控制绕组端部故障时直流母线无交流过电压特征,导致现有的母线过电压保护无法识别故障,存在保护死区。

(2)在不同方式合闸、区外故障等运行工况下,平衡电阻支路电流均为穿越性电流,正、负极直流母线电压保持平衡;而发生控制绕组接地故障时,正、负极直流母线电压不再保持平衡。

(3)基于直流母线不平衡电压的保护方案能准确识别控制绕组接地故障,解决了现有保护无法识别端部接地故障的问题,对实际工程具有重要参考价值。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 刘振亚. 中国特高压交流输电技术创新[J]. 电网技术, 2013, 37(3):597-574.
LIU Zhenya. Innovation of UHV AC transmission technology in China[J]. Power System Technology, 2013, 37(3):597-574.
- [2] 陈水明, 许伟, 何金良. 1000 kV 交流输电线路的工频暂态过

电压研究[J]. 电网技术, 2005, 29(19):31-35.

CHEN Shuiming, XU Wei, HE Jinliang. Research on power frequency transient overvoltage in 1000 kV UHV transmission line[J]. Power System Technology, 2005, 29(19):31-35.

- [3] 张芬芬, 郑涛, 刘连光. TCT式并联电抗器控制绕组匝间故障保护方案[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(7):135-141.
ZHANG Fenfen, ZHENG Tao, LIU Lianguang. Protection schemes for control winding inter-turn faults of TCT-type shunt reactor[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(7):135-141.
- [4] 田铭兴, 王田戈, 马长立, 等. 磁集成结构变压器式可控电抗器的对比分析及设计[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(10):191-196, 204.
TIAN Mingxing, WANG Tiange, MA Changli, et al. Comparative analysis and design of CRT with magnetic integrated structures[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(10):191-196, 204.
- [5] 黄晓胜, 史欢, 田翠华, 等. 基于磁控电抗器的变电站无功电压控制[J]. 电力自动化设备, 2011, 31(8):99-102, 107.
HUANG Xiaosheng, SHI Huan, TIAN Cuihua, et al. Reactive power and voltage control based on MCR in substations[J]. Electric Power Automation Equipment, 2011, 31(8):99-102, 107.
- [6] 袁剑, 田翠华, 田成, 等. 新型磁控电抗器快速响应技术[J]. 电力自动化设备, 2016, 36(5):166-170.
YUAN Jian, TIAN Cuihua, TIAN Cheng, et al. Fast response technology of MCR[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(5):166-170.
- [7] 马玉龙. 特高压磁控式并联电抗器内部故障仿真建模研究[D]. 北京:华北电力大学, 2018.
MA Yulong. Research on the simulation modeling of internal faults of magnetically controlled shunt reactor[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2018.
- [8] 郑涛, 赵彦杰, 金颖. 特高压磁控式并联电抗器保护配置方案及其性能分析[J]. 电网技术, 2014, 38(5):1396-1401.
ZHENG Tao, ZHAO Yanjie, JIN Ying. Research on protective configuration for a UHV magnetically controlled shunt reactor[J]. Power System Technology, 2014, 38(5):1396-1401.
- [9] 郑涛, 赵彦杰, 金颖, 等. 磁控式并联电抗器控制绕组匝间故障分析及保护方案[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(10):95-99.
ZHENG Tao, ZHAO Yanjie, JIN Ying, et al. Analysis and protective schemes against control winding turn-to-turn fault of magnetic controlled shunt reactors[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(10):95-99.
- [10] ZHENG Tao, ZHAO Yanjie, JIN Ying, et al. Design and analysis on the turn-to-turn fault protection scheme for the control winding of a magnetically controlled shunt reactor[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(2):967-975.
- [11] 郑涛, 刘校销. 基于控制绕组电流基频分量的磁控式并联电抗器匝间保护新原理[J]. 电网技术, 2019, 43(8):3016-3024.
ZHENG Tao, LIU Xiaoxiao. New protection scheme based on fundamental component of control winding current against turn-to-turn fault of MCSR[J]. Power System Technology, 2019, 43(8):3016-3024.
- [12] 张艳霞, 崔迪凡, 徐威. 500 kV 磁控式并联电抗器控制绕组保护方案[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(19):148-157.
ZHANG Yanxia, CUI Difan, XU Wei. Protection scheme of control winding for 500 kV magnetically controlled shunt reactor[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(19):148-157.
- [13] 周佩朋, 项祖涛, 郑彬, 等. 750 kV 磁控式可控高抗谐波特性仿真与实测分析[J]. 电网技术, 2014, 38(4):1059-1063.
ZHOU Peipeng, XIANG Zutao, ZHENG Bin, et al. Simulation

and actual measurement based analysis on harmonic characteristic of 750 kV magnetically controlled shunt reactor[J]. Power System Technology, 2014, 38(4): 1059-1063.

- [14] 郑涛,赵彦杰. 超/特高压磁控式并联电抗器合闸过程分析及其影响研究[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(7): 1790-1798.
ZHENG Tao, ZHAO Yanjie. Analysis on energization and its effects of EHV/UHV magnetically controlled shunt reactors [J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(7): 1790-1798.
- [15] 邓占锋,王轩,周飞,等. 超高压磁控式并联电抗器仿真建模方法[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(36): 108-113.
DENG Zhanfeng, WANG Xuan, ZHOU Fei, et al. Modeling of extra-high voltage magnetically controlled shunt reactor[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(36): 108-113.
- [16] 娄宝磊,李晓明. 基于双饱和和变压器模型的磁控电抗器仿真新方法[J]. 高压电器, 2017, 53(4): 191-196.
LOU Baolei, LI Xiaoming. New method for simulation of mag-

netically controlled reactor based on double saturated transformers model[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(4): 191-196.

作者简介:



郑涛

郑涛(1975—),男,山东济南人,教授,博士研究生导师,主要研究方向为电力系统自动化及继电保护(E-mail: zhengtao_sf@126.com);

韦俊琪(1996—),男,广西柳州人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统主设备保护(E-mail: ncepu_wjq@163.com);

刘校销(1995—),女,山西晋城人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统继电保护与控制(E-mail: m18811315622@163.com)。

(编辑 任思思)

Protection scheme against control winding grounding fault of magnetically controlled shunt reactor based on unbalanced voltage

ZHENG Tao¹, WEI Junqi¹, LIU Xiaoxiao¹, LI Huaiqiang², ZHANG Jiankang², WANG Kangda²

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources,

North China Electric Power University, Beijing 102206, China;

2. Northwest Electric Power Dispatching and Control Sub-Center, Xi'an 710048, China)

Abstract: In the actual project, the DC bus overvoltage protection is configured for the control winding grounding fault of the extra-high voltage MCSR (Magnetically Controlled Shunt Reactor). However, under the condition of grounding fault occurring in the end part of control winding, the DC bus does not exhibit AC overvoltage characteristic, which causes the protection to fail to identify the fault. To solve this problem, the characteristics of DC bus pole-to-ground voltage under different conditions, such as control winding grounding fault, steady-state operation, two ways of energizing and external faults, are analyzed. Based on this, a protection scheme based on DC bus unbalanced voltage is proposed, which uses the sum of the positive and negative DC bus voltages to construct an unbalanced voltage of DC bus, and identifies the fault based on the characteristic that the DC bus unbalanced voltage rises obviously during control winding grounding fault. The principle of the protection scheme is simple and easy to implement, which overcomes the problem that the conventional protection cannot identify the control winding end part grounding fault. A large number of simulative results based on MATLAB/Simulink verify the effectiveness of the proposed protection scheme.

Key words: magnetically controlled shunt reactor; control winding; grounding fault; DC bus; unbalanced voltage; control winding grounding fault protection

附录

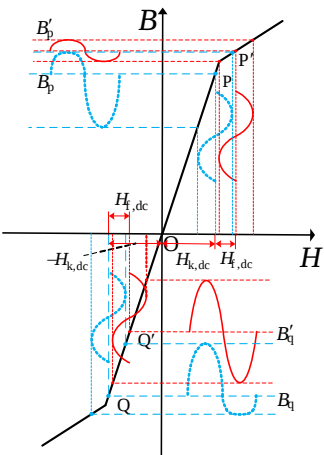


图 A1 图解法确定区外故障时 p、q 芯柱磁感应强度波形
Fig.A1 To determine flux density by exciting current for external ground fault

表 A1 三相 MCSR 仿真模型的额定参数

Table A1 Rated parameters of the three-phase MCSR simulation model

元件	参数	参数值
MCSR	额定容量	$3 \times 110\text{Mvar}$
网侧绕组	额定电压/额定电流	800 kV/281 A
	每相绕组电阻, 漏感	$2.0776 \, \Omega$, $0.91846 \, \text{H}$
		41.86 kV/1314
控制绕组	额定电压/额定电流	A
	每相绕组电阻, 漏感	$0.0342 \, \Omega$, $0.03063 \, \text{H}$
		40.5 kV/135 A
补偿绕组	额定电压/额定电流	$0.0157 \, \Omega$, $0.00695 \, \text{H}$
整流变压器	额定容量	$1100 \, \text{kV} \cdot \text{A}$
	额定电压	38500/150 V

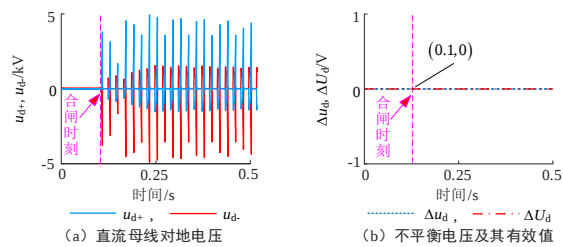


图 A2 直接合闸
Fig.A2 Direct energization

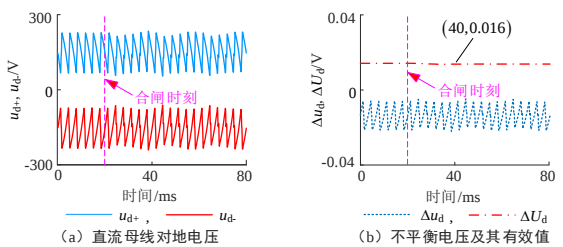


图 A3 70%容量下预励磁合闸的仿真结果

Fig.A3 Simulative results of switching on with 70% working capacity pre-excitation

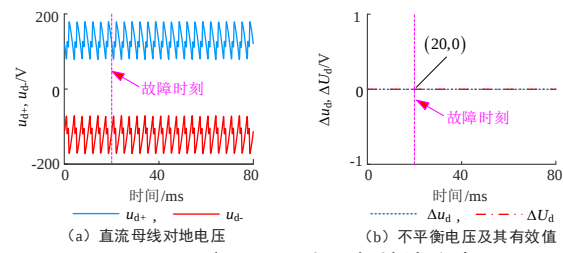


图 A4 70%容量下区外 A 相接地故障

Fig.A4 Simulative results of external phase A grounding fault under 70% working capacity