

DOI: 10.12158/j.2096-3203.2023.04.025

40.5 kV 真空断路器分闸并联电抗器重燃过电压及抑制方法

辛妍丽^{1,2}, 周文婷³, 余泽远⁴, 徐亮⁵, 王鹏宇^{1,2}, 岑健^{1,2}

(1. 广东技术师范大学自动化学院, 广东 广州 510665; 2. 广州市智慧建筑设备信息集成与控制重点实验室, 广东 广州 510665; 3. 中国能源建设集团广东省电力设计研究院有限公司, 广东 广州 510663; 4. 南方电网能源发展研究院有限责任公司, 广东 广州 510663; 5. 国网甘肃省电力公司平凉供电公司, 甘肃 平凉 744000)

摘要:40.5 kV 真空断路器分闸并联电抗器时, 极易出现截流和电弧复燃, 由此产生的重燃过电压会危害系统设备绝缘, 危及电网安全稳定运行。为分析重燃过电压的特性及危害, 文中考虑分闸过程中真空断路器触头之间的燃弧特性, 利用电磁暂态仿真软件 PSCAD/EMTDC 构建了准确的真空断路器的三相分闸重燃模型及开断并联电抗器的 220 kV 变电站系统仿真模型, 分析了真空断路器分闸初相角和介质绝缘恢复速度对重燃过电压的影响。文中提出了避雷器和阻容吸收器、以及避雷器和铁氧体磁环两种过电压协同防护方案, 与避雷器、阻容吸收器和铁氧体磁环单独使用时对重燃过电压的抑制效果进行了对比, 并分析了不同安装位置下的抑制效果, 验证了文中所提出的避雷器和阻容吸收器以及避雷器和铁氧体磁环两种协同防护重燃过电压方案的有效性。文中的研究成果为并联电抗器的投切和抑制方面的实际应用提供了理论支撑。

关键词:并联电抗器; 相对地重燃过电压; 相间重燃过电压; 抑制方法; 40.5 kV 真空断路器; 铁氧体磁环

中图分类号: TM472

文献标志码: A

文章编号: 2096-3203(2023)04-0231-10

0 引言

并联电抗器 (shunt reactors, SRs) 是一种重要的无功补偿设备, 被广泛应用于 220 kV 变电站。真空断路器 (vacuum circuit breakers, VCBs) 具有结构简单、体积小、重量轻、维护方便等优点, 被广泛用于中压系统来频繁投切设备^[1-3], 比如变电站投切并联电抗器、风电场投切风机。然而, 真空断路器在频繁分闸并联电抗器的过程中, 因截流和重燃现象, 经常出现高幅值、高陡度和高频率的操作过电压, 造成并联电抗器、站用变 (substation transformers, STs) 等设备多次发生绝缘击穿事故^[4-8], 说明现有的防护方案并不奏效^[9-10]。因此, 进一步探究真空断路器分闸并联电抗器时产生的重燃过电压 (reignition overvoltages, ROVs) 的幅值、陡度和重燃次数等重要暂态特征, 选取合适的过电压抑制方法, 有效降低相对地和相间过电压具有危害性的暂态特征, 对真空断路器、变压器、并联电抗器等电力设备和整个变电站的安全稳定运行具有十分重要的意义。

对于真空断路器分闸并联电抗器过程中产生的过电压及其抑制方法, 目前国内外学者开展了一

系列的研究, 但大多针对 10 kV 系统, 对于 35 kV 系统的研究相对较少。文献[11]基于试验结果探究了 40.5 kV 真空断路器分闸并联电抗器时过电压的产生机理, 指出 35 kV 电压等级下的过电压与 10 kV 不同, 而且 10 kV 等级下常用的保护措施在此工况下的抑制效果不佳。

近几年, 随着真空断路器在 35 kV 系统中的应用越来越多, 涌现了很多关于真空断路器分闸 35 kV 并联电抗器过电压抑制方法的研究^[10-12]。目前, 10 kV 和 35 kV 系统对于分闸过电压的抑制, 现场采取的主要措施是在并联电抗器端口加装避雷器或阻容吸收器。文献[12]对比分析了多种过电压保护方案的抑制效果, 指出在变电站 35 kV 母线侧和并联电抗器侧安装三相组合式避雷器或阻容吸收器, 能够有效地抑制变电站重要设备的相对地和相间过电压。文献[13]指出多次重燃和“虚拟截流”是过电压引起的电力设备绝缘击穿事故的主要原因, 提出在母线侧和并联电抗器侧同时安装阻容吸收器, 并适当增加真空断路器与并联电抗器之间的电缆长度来抑制相间过电压。但相关研究和实际运行经验表明, 避雷器仅能有效抑制过电压幅值, 对过电压陡度的抑制效果不佳。阻容吸收器虽具有出色的过电压幅值和陡度抑制效果, 但存在体积大、安装不方便、造价高等不足。因此, 有必要探索重燃过电压抑制的新方法。

收稿日期: 2023-01-22; 修回日期: 2023-03-29

基金项目: 广东省基础与应用基础研究基金资助项目 (2022-A1515110650)

文献[14]提出了利用磁环抑制特快速暂态过电压的方案,通过一系列的实验室模拟和现场试验研究,已经证实了铁氧体磁环对气体绝缘开关(gas insulated switchgears, GISs)中特快速暂态过电压的显著抑制作用^[15-16]。铁氧体磁环具有结构简单、安装方便、体积小、造价低等优点,可以弥补避雷器和阻容吸收器的不足。文献[17-18]将其应用于中低压风机端变压器端口的高频暂态过电压抑制,并开展了实验室模拟试验,初步验证了该方法应用中低压场景的可行性。文献[19-20]提出铁氧体磁环及其与避雷器联合使用的防护方案能够有效降低40.5 kV真空断路器投切风机、风电场变电站并联电抗器等感性负载时过电压的幅值、陡度和振荡频率。然而,目前尚未看到将铁氧体磁环应用于变电站中低压站用变、并联电抗器等设备过电压抑制的相关研究和报道。因此,文中利用仿真模型进行了铁氧体磁环及其与避雷器协同防护抑制变电站35 kV侧重燃过电压的研究。

由于各地变电站运行条件差异,不同系统的接线、电压等级和运行方式等都会影响真空断路器开断并联电抗器的暂态过程,使每一个类似场景下的开断过程都相不尽相同,很难确定最优防护方法。因此,须结合具体的电网拓扑结构和参数开展深入研究。

针对上述问题,文中依托某220 kV变电站一次接线图以及设备参数,利用电磁暂态仿真软件(power systems computer aided design/electromagnetic transients including DC, PSCAD/EMTDC)搭建了真空断路器、并联电抗器、三芯电缆、站用变等主要设备高频暂态仿真模型和220 kV变电站35 kV侧系统的电磁暂态仿真模型,仿真分析了真空断路器分闸35 kV并联电抗器过程中并联电抗器侧和站用变高压侧的相对地和相间重燃过电压暂态特性及影响因素;然后,对比分析了避雷器、阻容吸收器、铁氧体磁环、避雷器+阻容吸收器以及避雷器+铁氧体磁环5种不同过电压防护方案的抑制效果;最后给出了抑制该变电站重燃过电压的最优防护方案。

1 35 kV 变电站主要设备参数和仿真模型

1.1 35 kV 变电站系统概况

文中以某220 kV变电站分闸35 kV并联电抗器为研究实例,图1为变电站35 kV侧系统拓扑。35 kV主变为三绕组变压器,35 kV母线上有并联电抗器、站用变压器和避雷器,35 kV母线上无出线。

图1中真空断路器额定电压为40.5 kV,用来投切并联电抗器。

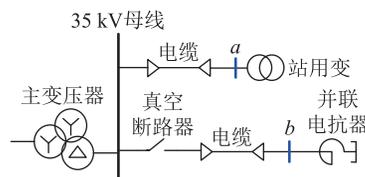


图1 35 kV侧系统示意

Fig.1 Schematic diagram of the studied system at 35 kV side

1.2 真空断路器

真空断路器熄弧重燃过程的准确描述对分闸操作中引起的重燃过电压的准确模拟至关重要。根据关于真空断路器重燃模型的相关研究结果^[21],文中主要考虑截流值(工频截流和高频截流)、介质绝缘恢复强度以及高频熄弧能力三个因素,在PSCAD/EMTDC中构建更加真实有效的真空断路器分闸高频电弧重燃模型,开关状态的逻辑控制器采用FORTRAN语言编写^[22]。

真空断路器电路模型由杂散电阻 R 、杂散电感 L 和杂散电容 C 串联而成的支路并联1个理想开关组成,如图2所示,其中 U_{in} 、 U_{out} 分别为理想开关两端的电压。经查证,35 kV并联电抗器普遍采用额定电压为40.5 kV的真空断路器进行投切,其中 R 、 L 、 C 分别取 50Ω 、 $50 \mu\text{H}$ 和 0.1 nF ^[23]。

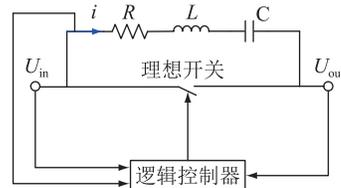


图2 PSCAD/EMTDC中真空断路器电弧重燃模型

Fig.2 Schematic circuit of arc reignition model of VCB in PSCAD/EMTDC

根据相关研究和厂家数据,35 kV真空断路器的工频截流值为4~6 A,仿真中工频截断电流取5 A,高频截断电流取8 A。

真空断路器灭弧室介质绝缘恢复强度通常为20~50 kV/mm,根据相关文献中35 kV真空断路器开断并联电抗器的实验数据,介质绝缘恢复强度统计值在25 kV/mm、分闸速度在1.7 m/s左右。文中仿真模型中,真空断路器的介质绝缘恢复强度取25 kV/mm,即介质绝缘恢复速度为40 kV/ms。

真空断路器熄灭高频电弧需要同时满足两个条件:实时电流低于工频或高频截流值,电流过零点附近电流变化率小于一定的临界值。临界值称

为高频电流熄弧能力,一般为 $50 \sim 600 \text{ A}/\mu\text{s}$,文中取 $300 \text{ A}/\mu\text{s}$ 。

真空断路器模型的详细建模流程和实验验证可参考文献[20]。

1.3 并联电抗器

并联电抗器型号为 BKK-3334/35,额定电压 35 kV,额定电流 165 A,其单相无功额定容量为 3 340 kvar,根据相关文献可得其每相电抗为 125Ω ,即单相电感为 398 mH,且入口等效电容为 $2 \sim 4 \text{ nF}$ [24]。仿真中采用 0.4 H 等效电感并联 3 nF 入口电容进行模拟,星形中性点不接地接线方式,如图 3 所示。

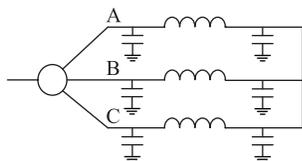


图 3 并联电抗器仿真模型

Fig.3 Simulation model of a shunt reactor

1.4 变压器

1.4.1 主变压器

该 220 kV 变电站主变采用型号为 SSZ10-150000/220 的三相三绕组变压器,额定容量为 150/150/60 MV·A,联结组别为 YNyn0d11,相关参数见表 1。

表 1 主变压器参数

Table 1 Parameters of the main transformer

额定电压/kV			短路阻抗/%			空载	负载	空载
高	中	低	高低	高中	中低	损耗/kW	损耗/kW	电流/%
225.5	110	35	23.8	13.7	8.1	85	415	0.3

1.4.2 站用变压器

该 220 kV 变电站站用变采用型号为 DKSC400/35 的三相双绕组变压器,额定容量为 400 kV·A,其他参数如表 2 所示。

表 2 站用变压器参数(Yyn0)

Table 2 Parameters of the substation transformer (Yyn0)

额定电压/kV		空载损	负载损	短路阻	空载电
高	低	耗/kW	耗/kW	抗/%	流/%
35	0.4	0.58	5.47	6.5	0.85

1.5 三芯电缆

220 kV 变电站中并联电抗器与真空断路器以及站用变与母线之间采用三芯电力电缆进行连接,型号为 YJV22-35kV3×120,长度分别为 80 m 和 100 m。单位长度电容、电感和交流电阻分别为 183

pF/m、 $0.40 \mu\text{H}/\text{m}$ 和 $0.0033 \Omega/\text{m}$,根据 $Z = \sqrt{L/C}$ 推出波阻抗约为 50Ω 。

1.6 过电压防护设备

1.6.1 避雷器

避雷器(surge arresters, SAs)作为应用最广泛的过电压保护装置,其本质上是一个非线性电阻,一般与被保护设备并联连接,能够有效降低过电压的幅值。相关研究显示,虽然避雷器的伏安特性曲线越低,残压越低,抑制效果越好,但太低的残压可能会增加避雷器误动作的概率,而且较难选型。因此文中仍选用具有常规伏安特性曲线的避雷器,即额定电压为 51.3 kV、最大持续电压为 41 kV、操作冲击电流下(30/60 μs , 500 A)残压为 114 kV。

1.6.2 阻容吸收器

阻容吸收器(resistor-capacitor snubbers, RC snubbers)每相由电阻和电容串联组成,一般就近并联在被保护设备端口,可以有效降低过电压的幅值、陡度、振荡频率和衰减时间。目前国内针对阻容吸收器参数的选取还未形成统一标准,因此不同场景下其参数值都是依靠经验确定。相关研究结果显示,阻容吸收器的电容值越大,过电压抑制效果越好。由于工艺限制,难以同时满足小体积与大电容的要求,因此根据国内外相关资料,文中选取目前 35 kV 系统阻容吸收器最为常用的参数,即 $100 \Omega/0.05 \mu\text{F}$ 。

1.6.3 铁氧体磁环

铁氧体磁环(ferrite magnetic rings, FMRs)是由氧化铁及其他金属氧化物组合而成的化合物,具有良好的非线性特性和高频特性,表现出的抑制效果可简单等效成电路中串联接入电感和电阻的并联电路[17]。一般将铁氧体磁环就近串联在与被保护设备相连的导电杆上,可以有效降低过电压的幅值和陡度。在工频时阻抗接近于 0,正常情况下对设备几乎无影响。在高频时相当于 1 个高阻抗,以达到对高频过电压幅值和陡度的可靠抑制。在一些应用场合中,可在铁氧体磁环端口并联 1 个小电容($\leq 10 \text{ nF}$)[18],以便达到更为明显的过电压抑制效果。文中采用线性电阻和线性电感串联而成的电路模型来等效铁氧体磁环,其中电阻选取与并联电抗器相连的电缆的波阻抗 50Ω ,电感为 $40 \mu\text{H}$,另外并联 1 个 10 nF 的小电容,如图 4 所示。

1.7 其他主要元件

系统电压源采用额定电压为 220 kV 的三相交流电压源模拟,并考虑变电站的接地电阻,等效电源中性点直接接地。

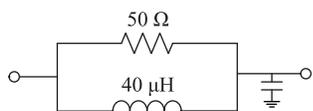


图4 铁氧体磁环等效仿真模型

Fig.4 Equivalent simulation model of a ferrite magnetic ring

2 重燃过电压特征及其影响因素分析

2.1 操作过电压标么值

35 kV 中性点不接地系统中,操作过电压基准值为 33.1 kV。

根据电力行业标准 GB 311.1—2012 和 GB/T 50064—2014 的规定,35 kV 不接地系统中相对地操作过电压最大耐受值为 4.0 p.u.,即 132.4 kV,相间过电压可设为相对地过电压的 1.4 倍,即 185.4 kV,此值同时也是相对地及相间雷电冲击耐受电压。因此,相对地和相间重燃过电压限值分别取 132 kV 和 185 kV。

2.2 无任何防护设备时的重燃过电压波形分析

为了分析不同类型保护方案的效果,首先开展不加任何保护装置时真空断路器三相同时分闸情况下的仿真分析,设置分闸时间为 B 相电压峰谷点 (43.33 ms)。由于文中有限的空间,考虑到站用变和 35 kV 侧母线仅有一段 100 m 的电缆,重燃过电压波形特征较为相似,因此仅给出了电抗器侧和站用变 35 kV 侧的重燃过电压仿真波形,见图 5。

由图 5 可知,真空断路器分闸 35 kV 并联电抗器时,在并联电抗器、站用变 35 kV 侧和主变低压侧 (即母线侧) 端口出现高幅值、高陡度和高频率的重燃过电压。其相对地过电压 (V_{SRPG} 、 V_{STPG} 和 V_{BusPG}) 幅值最大值分别为 227.5 kV (6.9 p.u.)、197.6 kV (6.0 p.u.) 和 160.7 kV (4.9 p.u.), 相间过电压 (V_{SRPP} 、 V_{STPP} 和 V_{BusPP}) 幅值分别为 369.5 kV (11.2 p.u.)、283.5 kV (8.6 p.u.) 和 222.9 kV (6.7 p.u.)。

由此可见,在没有任何防护的情况下,真空断路器分闸 35 kV 并联电抗器时产生的相对地和相间过电压均超过了标准规定的范围,多次操作引起的累积效应很容易使其出现绝缘事故,尤其是相间绝缘事故,应采取有效的抑制措施。

2.3 重燃过电压影响因素

为了揭示重燃过电压受不同因素的影响机理,文中主要分析了投切初相角和介质绝缘恢复速度与重燃过电压的关系。

2.3.1 重燃过电压与投切相角的关系

投切过电压的特征与投切相角密切相关,投切

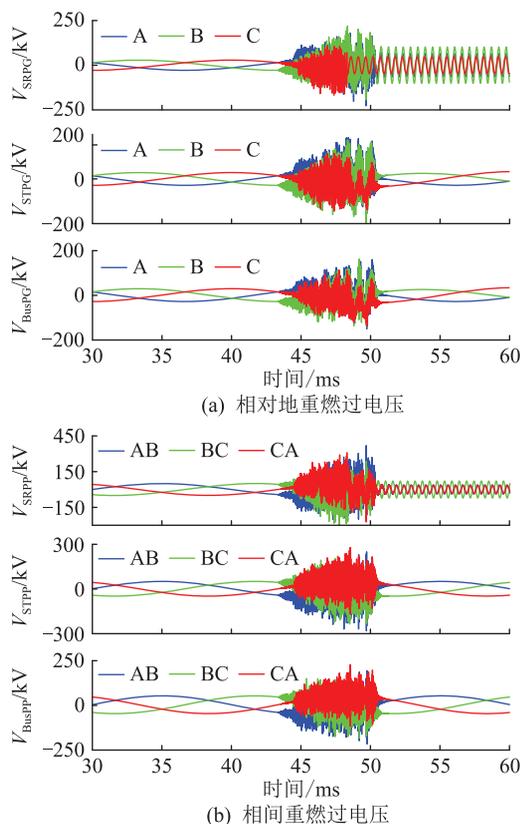


图5 无保护时的重燃过电压

Fig.5 ROVs without any protection

相角越接近电压峰值点,断路器在开断瞬间触头间距越小,越容易重燃。考虑到三相同时分闸时过电压之间的相互耦合作用,分别分析了真空断路器三相单相分闸 (以 C 相为例) 和三相同时分闸时投切初相角与相对地重燃过电压峰值的关系。在 2 个周期内等间隔选择 50 个分闸时间点 (即 $0^\circ \sim 720^\circ$, 步长 15°) 进行分闸并联电抗器仿真,计算并联电抗器侧三相相对地重燃过电压峰值最大值,得到相对地重燃过电压幅值最大值与分闸相角的关系。图 6 给出了 A 相相对地重燃过电压最大值与分闸相角的关系,2 条曲线分别是 2 个周期内设置不同分闸初相角时的电抗器相对地过电压峰值。

由图 6 可知,分闸并联电抗器时在并联电抗器侧出现了非常高的重燃过电压。由于相间耦合作用,真空断路器三相同时分闸时过电压幅值最大值近似为单相开断时过电压幅值最大值的 2 倍。

由图 6(a) 可知,真空断路器单相分闸并联电抗器时相对地重燃过电压幅值与合闸初相角近似呈正弦关系,重燃过电压最大值出现在合闸初相角为电源峰值点,即电流过零点。由于分闸过程中电弧的不稳定,重燃过电压幅值与分闸初相角并不是标准的正弦曲线。

由图 6(b) 可知,当真空断路器三相同时分断

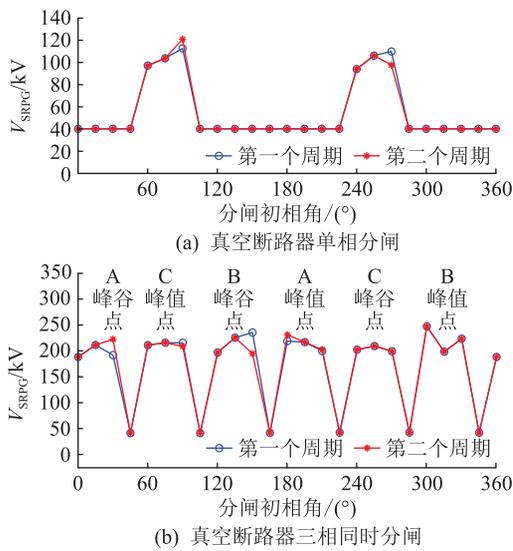


图6 投切初相角与相对地重燃过电压幅值的关系(A相)

Fig.6 The relationship between the open angle and the amplitude of phase-to-ground ROVs (phase A)

时,重燃过电压幅值与合闸初相角呈 60° 周期关系。由于相间电流耦合作用,重燃过电压幅值最大值出现在每相过电压峰值点附近,即电流过零点。

综合以上分析可知,真空断路器三相同步开断和单相开断时,重燃过电压幅值最大值均出现在电源电压峰值点附近,即电流过零点,主要是因为此时触头刚开始分离,触头间隙介质绝缘击穿电压比较低,更容易发生重燃,从而引起高幅值、高陡度和高频率的多次重燃过电压。为了分析最严重工况下的重燃过电压影响因素以及不同保护方案的抑制效果,无特殊说明,下文均以真空断路器三相同步分闸为研究工况。

2.3.2 介质绝缘恢复速度对重燃过电压的影响

为了研究真空断路器触头介质绝缘恢复速度对过电压的影响,将其设置为 $10 \sim 50$ kV/mm (步长为 5 kV/mm),仿真分析真空断路器分闸并联电抗器的重燃过电压,计算并联电抗器侧相对地及相间过电压峰值,如图7所示。

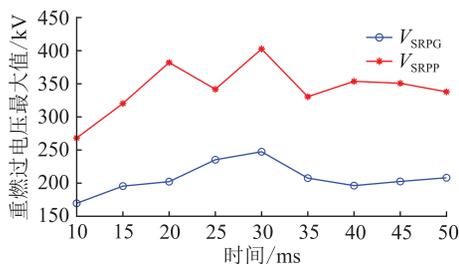


图7 投切初相角与重燃过电压幅值的关系(A相)

Fig.7 The relationship between the open angle and the amplitude of ROVs (phase A)

由图7可知,随着断路器触头两端介质强度恢

复速度的增加,相对地和相间重燃过电压最大值并不是呈线性变化,但观察仿真波形可知重燃率和重燃持续时间会明显下降。当介质绝缘恢复速度为 30 kV/mm 时,电抗器端口相对地和相间过电压最大,分别高达 250 kV 和 400 kV。当达到一定值(35 kV/mm)后,继续增加介质绝缘恢复强度,重燃过电压幅值最大值不会发生明显变化。由此说明,对于真空断路器,增大介质绝缘恢复速度可以降低重燃和出现较大过电压的概率,但是无法总是抑制最大过电压峰值。

3 并联电抗器投切重燃过电压抑制方法

并联电抗器投切时会同时在并联电抗器侧、主变低压侧和站用变 35 kV 侧产生过电压,其过电压由各自的保护装置限制,文中仅考虑绝缘事故最严重的并联电抗器与站用变 35 kV 侧。其中过电压保护装置的安装位置如图1中 *a* 和 *b* 所示。

在未加抑制措施的情况下,并联电抗器和站用变高压侧的相对地和相间过电压幅值如表3中“无保护”行所示。

表3 仅在位置 *b* 安装过电压保护装置时
5种防护方案的抑制效果

Table 3 Suppression performance with five overvoltage protection schemes only installed at the position *b*

保护方案	kV					
	V_{SRPG}	V_{SRPP}	V_{STPG}	V_{STPP}	V_{BusPG}	V_{BusPP}
无保护	227.5	369.5	197.6	283.5	160.7	222.9
方案1	88.9	176.3	97.6	153.8	93.4	137.4
方案2	42.3	60.5	57.6	68.4	57.6	70.2
方案3	43.2	73.7	58.8	69.8	58.8	69.3
方案4	40.1	61.0	56.6	69.3	56.6	71.1
方案5	38.5	64.5	57.2	61.2	57.2	61.0

避雷器是应用最广泛的过电压保护装置,但仅能够有效抑制过电压幅值,不能有效抑制过电压陡度和振荡频率。阻容吸收器能够有效降低过电压幅值、陡度和振荡频率,但是为了抑制较大的高频振荡过电压,须配置较大的吸收电容(μ F数量级)。铁氧体磁环能够有效降低过电压的陡度、振荡频率和重燃次数,但单独使用时对幅值的抑制效果并不理想,可在其首端并联小电容(≤ 10 nF)。因此,文中结合避雷器、阻容吸收器和铁氧体磁环的特性,提出避雷器和阻容吸收器、避雷器和铁氧体磁环的协同防护方案,如图8所示。当过电压水平小于避雷器动作电压时,由阻容吸收器或铁氧体磁环完成保护;当过电压幅值大于避雷器动作电压时,避雷

器参与保护,同时还能抑制雷击过电压。

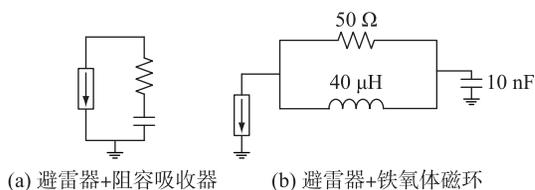


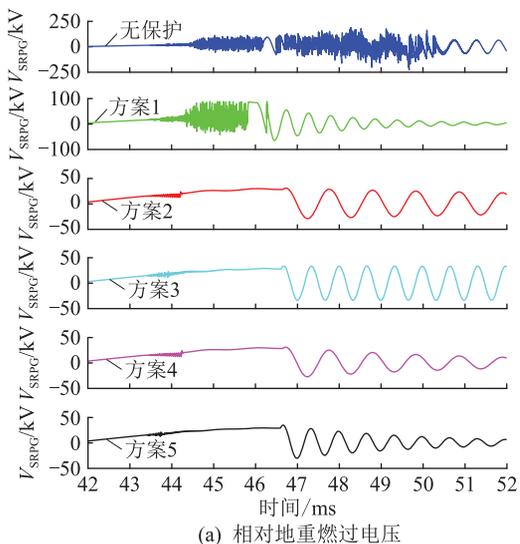
图8 协同保护方案

Fig.8 Coordinated protection schemes

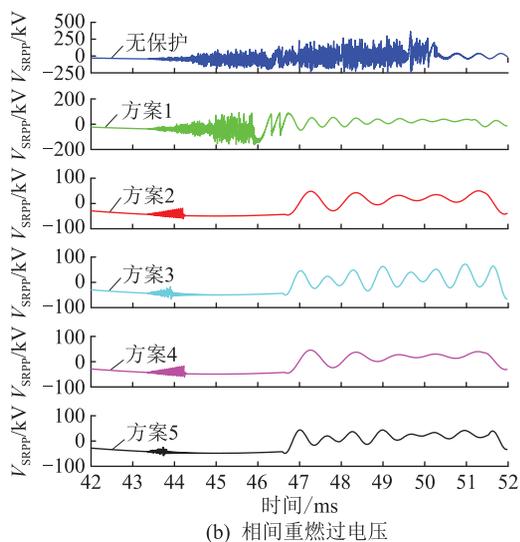
根据相关研究结果,在只能安装 1 台过电压保护装置时,安装在位置 *b* 的抑制效果优于安装在位置 *a*。考虑到常规过电压抑制措施的就近保护效果,仅在单一位置安装抑制装置仅能限制某一节点的过电压,因此为了同时抑制不同位置的过电压,可以在位置 *a* 和 *b* 均加装 1 台过电压抑制装置。

综合上述关于防护方案和安装位置的分析结果,对比分析了仅在位置 *b* 以及位置 *a* 和 *b* 安装保护装置 5 种过电压保护方案的抑制结果。5 种保护方案包括避雷器、阻容吸收器、铁氧体磁环(并联小电容)、避雷器和阻容吸收器协同防护以及避雷器和铁氧体磁环协同防护。图 9 和表 3 给出了仅在位置 *b* 安装 5 种保护方案时的抑制效果,图 10 和表 4 给出了在位置 *a* 和 *b* 同时安装 5 种保护方案时的抑制效果。

由图 9 和表 3 可知,在电抗器侧(位置 *b*)安装 5 种保护装置后,相对地和相间重燃过电压均明显下降。方案 1 仅在并联电抗器侧安装常规伏安特性曲线的避雷器,可以将并联电抗器、站用变高压侧和主变低压侧的相对地重燃过电压分别降低至 88.9 kV、97.6 kV 和 93.4 kV,相间重燃过电压降低至 176.3 kV、153.8 kV 和 137.4 kV,满足关键电力设备绝缘耐受电压要求。但是重燃过电压的陡度、振荡频率和重燃次数仍然很大。



(a) 相对地重燃过电压



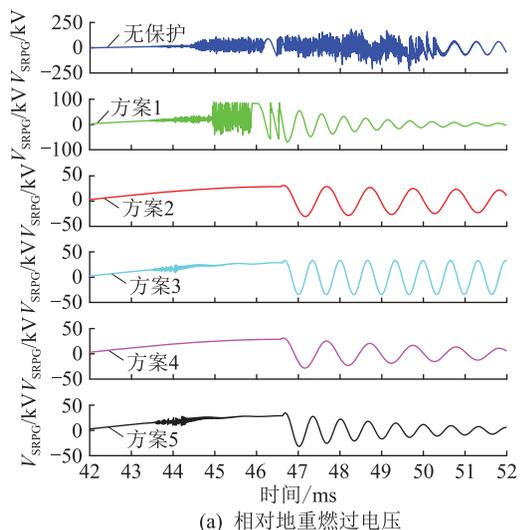
(b) 相间重燃过电压

图9 仅在位置 *b* 安装 5 种保护方案时并联电抗器相对地(A相)和相间(AB相间)重燃过电压

Fig.9 Simulation waveforms of phase-to-ground ROVs (phase A) and phase-to-phase ROVs (phases A and B) at the 35 kV side of SR with five overvoltage protection schemes installed at the position *b*

由方案 2 的结果可知,在并联电抗器侧安装阻容吸收器能够取得更好的过电压抑制效果,将并联电抗器、站用变 35 kV 侧和主变低压侧的相对地重燃过电压分别降低到 42.3 kV、57.6 kV 和 57.6 kV,而相间重燃过电压则分别降低到 60.5 kV、68.4 kV 和 70.2 kV。此外,阻容吸收器中阻尼电阻和并联电容的接入改变了过电压振荡回路的电路参数,降低了真空断路器的重燃概率和次数,使得重燃过电压的幅值、陡度和振荡频率均明显下降。

方案 3 的结果表明,在并联电抗器侧采用新型铁氧体磁环的抑制方案,同样较好地抑制了重燃过电压的幅值、陡度、重燃次数和振荡频率,取得了与阻容吸收器类似的抑制效果。由方案 4 和方案 5 的



(a) 相对地重燃过电压

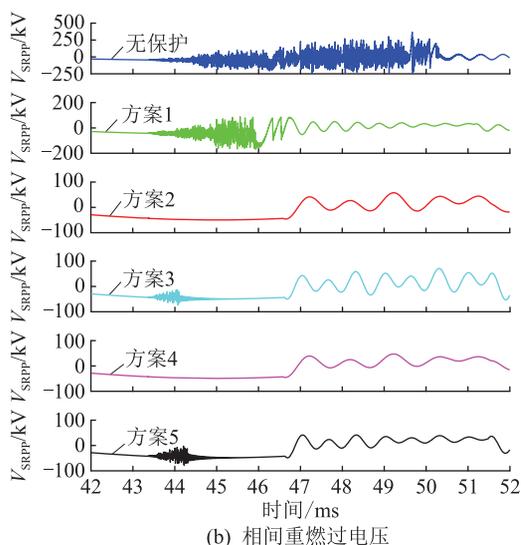


图 10 在位置 *a* 和 *b* 同时安装 5 种保护方案时并联电抗器相对地 (A 相) 和相间 (AB 相间) 重燃过电压

Fig.10 Simulation waveforms of phase-to-ground ROVs (phase A) and phase-to-phase ROVs (phases A and B) at the 35 kV side of SR with five overvoltage protection schemes installed both at the position *a* and *b*

表 4 在位置 *a* 和 *b* 均安装过电压保护装置时 5 种防护方案的抑制效果

Table 4 Suppression performance with five overvoltage protection schemes installed at the positions *a* and *b*

保护方案	电抗器		站用变 35 kV 侧		主变 35 kV 侧	
	V_{SRPG}	V_{SRPP}	V_{STPG}	V_{STPP}	V_{BusPG}	V_{BusPP}
无保护	227.5	369.5	197.6	283.5	160.7	222.9
方案 1	89.0	174.6	88.7	133.0	99.2	124.4
方案 2	40.8	56.9	56.1	49.6	56.1	49.6
方案 3	47.9	73.1	58.2	75.8	58.2	76.3
方案 4	35.7	56.9	54.6	49.6	54.6	49.6
方案 5	49.8	77.8	58.4	81.9	59.9	83.6

结果可知,采用文中所提出的协同保护方案,相对地过电压的幅值、陡度、重燃次数和振荡频率得到进一步抑制,虽然降低幅度不大,但是其结合了两种保护方案的优点,不但可以抑制高幅值、高陡度和高频重燃过电压,而且由于避雷器的使用还能够可靠抑制雷击过电压,避免设备绝缘造成损害,极大地提高了设备和变电站的可靠性。

由图 10 和表 4 可知,当在并联电抗器侧和站用变 35 kV 侧 (位置 *a* 和 *b*) 均安装 5 种抑制装置后,大部分情况下站用变 35 kV 侧和主变 35 kV 侧的相对地和相间过电压进一步明显降低。阻容吸收器在两种安装位置下的效果最佳,而铁氧体磁环在此情况下抑制效果也较好。但在 *a* 和 *b* 2 个位置同时安装时,与阻容吸收器相比,对站用变 35 kV 侧和主

变 35 kV 侧相间过电压的抑制效果不理想,但也可以满足过电压要求。文中提出的协同防护方案,同样能取得比单一保护装置更好的抑制效果。

对比表 3 和表 4 可知,在并联电抗器侧和站用变 35 kV 侧均安装保护装置,虽然对 3 个位置的过电压均能够较好地抑制,但是抑制效果的增加不明显。其次,2 种安装位置下文中所提出的协同防护方案能够综合两种保护装置的优点,整体上取得更好的抑制效果。

综合上述 5 种防护方案及其在 3 个位置的抑制效果可知,避雷器仅能在重燃过电压出现时进行抑制,不能影响真空断路器的开断过程及电流截断、重燃现象等,因此仅能抑制过电压幅值,不能有效降低过电压陡度和振荡频率。

阻容吸收器虽然克服了避雷器的缺点,能够改变断路器的重燃过程和振荡回路参数,抑制重燃过电压的幅值、陡度、振荡频率和重燃次数等暂态特征,但是需要较大的电容,存在体积大、成本高的问题,而且参数选取还缺乏统一的标准。

铁氧体磁环作为一种由超高压场合延伸到中压系统的新兴过电压保护方法,在参数配置合理的情况下能够明显地降低重燃过电压的幅值、陡度、振荡频率和重燃次数,而且此方法还具有结构简单、体积小、使用方便、价格低廉、不易造成高频信号失真等优点。相关研究的开展可为此方法在中压领域的应用提供坚实的理论参考,弥补现有过电压保护措施和不足。

文中提出的协同防护方案兼具了两种保护方法的优点,取得了更为优异的抑制效果。因而,方案 4 (避雷器+阻容吸收器) 和方案 5 (避雷器+铁氧体磁环) 都可以作为该 220 kV 变电站 35 kV 侧并联电抗器、站用变等关键电力设备的过电压保护装置推荐方案,综合考虑场地空间、经济性、运行经验等因素后可选择一种作为最终的方案。

4 结论

文中首先在 PSCAD/EMTDC 中搭建了能够有效模拟真空断路器重燃、熄弧现象的仿真模型,并以此为基础搭建了 220 kV 变电站开断 35 kV 并联电抗器的系统仿真模型。然后,探究了避雷器、阻容吸收器、铁氧体磁环、避雷器和阻容吸收器、避雷器和铁氧体磁环协同防护方案在两种不同安装位置情况下的过电压抑制效果,最终得到最优抑制方案。

(1) 40.5 kV 真空断路器分闸并联电抗器时触

头之间会出现电流截断、重燃和因三相高频电流耦合而导致的强制熄弧等现象,从而在并联电抗器、站用变高压侧和主变低压侧引起高幅值、高陡度和高频率的重燃过电压。

(2) 真空断路器的分闸初相角和介质绝缘恢复速度会影响重燃过电压的幅值、陡度、频率和重燃次数等暂态特征。当分闸初相角靠近某一相电流过零点时,重燃过电压幅值最大。而介质绝缘恢复速度的增加虽然能够减小重燃概率,但与过电压幅值的降低并不是呈明显的线性关系,不能总是减小过电压幅值。

(3) 避雷器能够抑制相对地和相间过电压幅值,但对过电压陡度和振荡频率的抑制效果不佳。阻容吸收器既可以抑制相对地和相间重燃过电压幅值,还能通过改变断路器的开断过程和回路参数,降低重燃过电压的陡度、振荡频率和重燃次数,抑制效果最好。与阻容吸收器类似,铁氧体磁环同样能够较好地抑制过电压的幅值、陡度和振荡频率。而文中所提出的避雷器和阻容吸收器以及避雷器和铁氧体磁环协同保护,能够显著地降低电抗器侧和站用变侧的重燃过电压。安装位置会影响的重燃过电压的抑制效果,就近安装保护装置才能更加有效地限制被保护设备端口的过电压。

(4) 针对文中所研究的 220 kV 变电站真空断路器分闸 35 kV 并联电抗器产生的重燃过电压,最佳抑制方案是:在场地空间、经济成本等允许的情况下,在并联电抗器侧和站用变 35 kV 侧均加装避雷器和阻容吸收器保护装置,并联电抗器侧、站用变 35 kV 侧和主变低压侧三处分闸最大相对地过电压可分别限制在 1.08 p.u.、1.65 p.u. 和 1.65 p.u.。若不许可,推荐在并联电抗器侧加装避雷器和铁氧体磁环保护装置,三处分闸相对地最大过电压可分别限制在 1.50 p.u.、1.76 p.u. 和 1.81 p.u.。

在将来的研究中可进一步对 35 kV 母线带馈线、SF₆替代真空断路等工况,以及馈线数量、电缆长度等参数变化时对变电站不同位置重燃过电压暂态特征的影响进行分析。此外,可深入研究利用相控断路器实现最优相角分闸、优化阻容吸收器、铁氧体磁环以及协同保护方案的参数配置,加强其对重燃过电压的抑制效果,并开展实验验证,为中低压设备最优高频瞬态过电压抑制方案的确定及其参数选取提供理论指导。

致 谢

本文得到广东省普通高校创新团队项目(2020KCXTD017),广东省普通高校“人工智能”重

点领域专项项目(2019KZDZX1004)资助,谨此致谢!

参考文献:

- [1] 郑一鸣,徐华,金佳敏,等. 断路器特性对切除 35 kV 空母线并联电抗器操作过电压的抑制效果[J]. 电工技术学报, 2018,33(22):5282-5291.
ZHENG Yiming, XU Hua, JIN Jiamin, et al. Suppression effects of circuit breaker characteristics on switching overvoltage of cutting shunt reactor on 35 kV no-load busbar[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(22): 5282-5291.
- [2] 孙德兴,李元佳,江栩铄,等. 运行方式对真空断路器开断并联电抗器过电压影响研究[J]. 高压电器, 2022, 58(3): 78-85.
SUN Dexing, LI Yuanjia, JIANG Xushuo, et al. Research on influence of operation modes on over-voltage of shunt reactor switching by vacuum circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2022, 58(3): 78-85.
- [3] 严利雄,韩昊,刘晓华,等. 高压并联电抗器噪声影响因素及其控制措施研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2021, 42(1): 58-63.
YAN Lixiong, HAN Hao, LIU Xiaohua, et al. Study on noise influencing factor and control measures of high voltage shunt reactor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2021, 42(1): 58-63.
- [4] 杜宁,关永刚,张景升,等. 40.5 kV 真空断路器开断并联电抗器的现场试验[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2010, 50(4): 517-520.
DU Ning, GUAN Yonggang, ZHANG Jingsheng, et al. Field tests of 40.5 kV vacuum circuit breakers switching off shunt reactors[J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2010, 50(4): 517-520.
- [5] 张猛,王红雨,刘成柱,等. 110 kV 干式空心并联电抗器地震模拟震动台试验[J]. 高压电器, 2022, 58(3): 186-193.
ZHANG Meng, WANG Hongyu, LIU Chengzhu, et al. Test of seismic simulation bench for 110 kV dry-type air-core shunt reactor[J]. High Voltage Apparatus, 2022, 58(3): 186-193.
- [6] 徐鹏,甘强,谭婷月. 一起 35 kV 油浸式并联电抗器故障分析[J]. 电力电容器与无功补偿, 2021, 42(6): 76-80.
XU Peng, GAN Qiang, TAN Tingyue. Fault analysis of 35 kV oil immersed shunt reactor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2021, 42(6): 76-80.
- [7] 吴超,遇心如,孙金鸽,等. 特高压并联电抗器中性点小电抗的过电压及绝缘水平分析[J]. 电网与清洁能源, 2021, 37(2): 11-22.
WU Chao, YU Xinru, SUN Jinge, et al. Analysis of the over-voltage and insulation level of small reactance at neutral point of UHV shunt reactors[J]. Power System and Clean Energy, 2021, 37(2): 11-22.
- [8] 吉亚民,周志成,马勇,等. 真空断路器投切并联电抗器过电压故障分析[J]. 江苏电机工程, 2014, 33(2): 12-14.
JI Yamin, ZHOU Zhicheng, MA Yong, et al. Analysis of over-

- voltage caused by vacuum-breaker switching on/off shunt connected reactance[J]. *Jiangsu Electrical Engineering*, 2014, 33(2):12-14.
- [9] 谢天喜,周志成,陶风波,等. 真空断路器开断并联电抗器保护措施仿真分析[J]. *中国电力*, 2014, 47(1):39-43, 70.
XIE Tianxi, ZHOU Zhicheng, TAO Fengbo, et al. Simulation analysis on overvoltage protection of shunt reactors with switching-off vacuum circuit breakers[J]. *Electric Power*, 2014, 47(1):39-43, 70.
- [10] 杜宁,关永刚,张景升,等. 40.5 kV 真空断路器开断并联电抗器的过电压防护[J]. *高电压技术*, 2010, 36(2):345-349.
DU Ning, GUAN Yonggang, ZHANG Jingsheng, et al. Protections of overvoltages caused by 40.5 kV vacuum circuit breakers switching off shunt reactors[J]. *High Voltage Engineering*, 2010, 36(2):345-349.
- [11] 关永刚,唐琦雯,刘卫东,等. 40.5 kV 真空断路器开断并联电抗器时过电压的产生机制[J]. *中国电机工程学报*, 2012, 32(33):124-132, 185.
GUAN Yonggang, TANG Qiwen, LIU Weidong, et al. Overvoltage mechanism of switching off shunt reactors for 40.5 kV vacuum circuit breakers[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2012, 32(33):124-132, 185.
- [12] 陈锡磊,施纪栋. 真空断路器开断 35 kV 并联电抗器过电压及防护方案分析[J]. *电力电容器与无功补偿*, 2018, 39(2):54-59.
CHEN Xilei, SHI Jidong. Analysis on overvoltage and protection proposal of breaking 35 kV shunt reactors by vacuum circuit breakers[J]. *Power Capacitor & Reactive Power Compensation*, 2018, 39(2):54-59.
- [13] 彭庆军,姜雄伟,司马文霞,等. 真空断路器开断 35 kV 并联电抗器的三相建模仿真与过电压抑制研究[J]. *高压电器*, 2017, 53(3):147-153, 159.
PENG Qingjun, JIANG Xiongwei, SIMA Wenxia, et al. Three-phase modeling of the vacuum circuit breaker switching off 35 kV shunt reactors and overvoltage suppression[J]. *High Voltage Apparatus*, 2017, 53(3):147-153, 159.
- [14] 刘卫东,金立军,钱家骊,等. 铁氧体磁环抑制 GIS 的 VFTO 的可能性[J]. *电工技术学报*, 2002, 17(4):22-25.
LIU Weidong, JIN Lijun, QIAN Jiali, et al. Possibility of suppressing VFTO in GIS by ferrite rings[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2002, 17(4):22-25.
- [15] 项祖涛,刘卫东,钱家骊,等. 磁环抑制 GIS 中特快速暂态过电压的模拟试验和仿真[J]. *中国电机工程学报*, 2005, 25(19):101-105.
XIANG Zutao, LIU Weidong, QIAN Jiali, et al. Simulation test and computation of suppressing very fast transient overvoltage in GIS by magnetic rings[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2005, 25(19):101-105.
- [16] 关永刚,郭珮琪,陈维江,等. 铁氧体磁环抑制 252 kV GIS 中 VFTO 的试验研究[J]. *高电压技术*, 2014, 40(7):1977-1985.
GUAN Yonggang, GUO Peiqi, CHEN Weijiang, et al. Test study on suppressing VFTO in 252 kV GIS by ferrite magnetic rings[J]. *High Voltage Engineering*, 2014, 40(7):1977-1985.
- [17] SMUGALA D, PIASECKI W, OSTROGORSKA M, et al. Wind turbine transformers protection method against high-frequency transients[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2015, 30(2):853-860.
- [18] SMUGALA D, PIASECKI W, OSTROGORSKA M, et al. New approach to protecting transformers against high frequency transients-wind turbine case study[J]. *Przełąd Elektrotechniczny*, 2013.
- [19] 郭亚勋,刘刚,江晓锋,等. 考虑真空断路器重燃特性的海上风电场分闸过电压研究[J]. *电力自动化设备*, 2018, 38(10):60-65, 95.
GUO Yaxun, LIU Gang, JIANG Xiaofeng, et al. Switching-off overvoltage of offshore wind farm considering reignition characteristics of vacuum circuit breaker[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2018, 38(10):60-65, 95.
- [20] XIN Y L, ZHAO B N, LIANG Q H, et al. Development of improved suppression measures against reignition overvoltages caused by vacuum circuit breakers in offshore wind farms[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2022, 37(1):517-527.
- [21] GHAFOURIAN M, SADEGH S M. Switching transients in large offshore wind farms[D]. Manchester: University of Manchester, UK, 2015.
- [22] XIN Y L, TANG W H, ZHOU J J, et al. Sensitivity analysis of reignition overvoltage for vacuum circuit breaker in offshore wind farm using experiment-based modeling[J]. *Electric Power Systems Research*, 2019, 172:86-95.
- [23] HELMER J, LINDMAYER M. Mathematical modeling of the high frequency behavior of vacuum interrupters and comparison with measured transients in power systems[C]//Proceedings of 17th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum. Berkeley, CA, USA. IEEE, 2002: 323-331.
- [24] 周文婷,唐文虎,辛妍丽,等. 海上风电场真空断路器投入并联电抗器的过电压及防护[J]. *电力系统自动化*, 2018, 42(3):77-83.
ZHOU Wenting, TANG Wenhui, XIN Yanli, et al. Overvoltage and its protection of switching shunt reactors by vacuum circuit breakers in offshore wind farms[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2018, 42(3):77-83.

作者简介:



辛妍丽

辛妍丽(1988),女,博士,讲师,研究方向为海上风电场建模、电力设备及线路故障诊断、过电压机理与绝缘配合、数字孪生技术等(E-mail:yanlixin@gpnu.edu.cn);

周文婷(1993),女,硕士,工程师、经济师,从事海上风电场过电压研究、变电技术经济研究工作;

余泽远(1993),男,博士,工程师、经济师,从事电力系统弹性、电力经济研究工作。

Reignition overvoltages caused by 40.5 kV vacuum circuit breaker switching-off shunt reactors and suppression methods

XIN Yanli^{1,2}, ZHOU Wenting³, YU Zeyuan⁴, XU Liang⁵, WANG Pengyu^{1,2}, CEN Jian^{1,2}

(1. School of Automation, Guangdong Polytechnic Normal University, Guangzhou 510665, China;

2. Guangzhou Intelligent Building Equipment Information Integration and Control Key Laboratory, Guangzhou 510665, China;

3. China Energy Engineering Group Guangdong Electric Power Design Institute Co., Ltd., Guangzhou 510663, China;

4. Energy Development Research Institute Co., Ltd., China Southern Power Grid, Guangzhou 510663, China;

5. Pingliang Power Supply Company, State Grid Gansu Electric Power Company, Pingliang 744000, China)

Abstract: During the process of switching-off shunt reactors with vacuum circuit breakers (VCBs), reignition overvoltages (ROVs) may occur due to current chopping and arc reignition, which may damage the insulation of main power equipment and endanger the stability and safety of the power grid. In order to analyze the transient characteristics and potential hazards, in this research an accurate three-phase arc reignition model of the VCB, is developed in PSCAD/EMTDC with considering the arc characteristics of the two contacts of VCBs. Then the system simulation model of a 220 kV substation is further established. Then two factors are considered to analyze their effects on ROVs, including the opening angle and the dielectric insulation recovery velocity of VCBs. Subsequently, two types of coordinated protection schemes are proposed, including a surge arrester (SA) and a RC snubber, and a SA and a ferrite magnetic ring (FMR). Then their suppression performance is compared with that of the SA, RC snubber and FMR installed alone, and the mitigation performance of different installation positions is also investigated. Finally, the effectiveness of the proposed coordinated protection schemes for ROVs is validated. The research results of this paper can provide theoretical support for practical applications of switching-off shunt reactors and the overvoltage suppression.

Keywords: shunt reactor; phase-to-ground reignition overvoltages; phase-to-phase reignition overvoltages; suppression methods; 40.5 kV vacuum circuit breaker; ferrite magnetic ring

(编辑 李栋)

(上接第 22 页)

Optimization strategy for aggregating electric vehicles through VPP to participate in the carbon market

JIANG Wei¹, SHAN Mowen¹, DENG Yifan¹, LI Peng², ZHANG Lizong³

(1. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China;

2. State Grid Zhejiang Electric Power Co., Ltd. Research Institute, Hangzhou 310014, China;

3. State Grid Zhejiang Electric Power Co., Ltd. Shaoxing Power Supply Company, Shaoxing 312000, China)

Abstract: Virtual power plant (VPP) is an important solution for distributed energy management of power grid. VPP's participation in carbon emission trading can give full play to its environmental benefits and improve the overall income of VPP. Based on the demand for electric vehicles to participate in the certification and emission reduction market, a coordinated scheduling optimization strategy for aggregating electric vehicles through VPP to participate in the carbon market is proposed. Firstly, design a scheme for VPP to represent electric vehicles in the certification and emission reduction market, and increase VPP revenue by charging service fees. Then, analyze the carbon emission characteristics of different aggregated resources in VPP and evaluate the volatility of new energy output by scenario generation method. Finally, with the goal of maximizing VPP revenue, design an optimization model for VPP participation in the carbon market. The aggregation of electric vehicles as controllable loads and energy storage devices can increase the stability of VPP operation. Example analysis shows that aggregating multiple types of resources including electric vehicles through VPP and participating in carbon market can not only incentivize VPP to reduce the power generation of traditional thermal power units and reduce carbon emissions generated during VPP operation, but also improve the stability of VPP operation, increase VPP revenue and social benefits through the use of electric vehicles.

Keywords: virtual power plant (VPP); electric vehicle; carbon market; optimized operation; certified emission reduction; electric energy market

(编辑 方晶)