

降压节能技术研究综述

戴诗滕¹, 孙 鸣¹, 刘俊勇², 羊 静³

- (1. 合肥工业大学电气与自动化工程学院, 安徽 合肥 230009;
- 2. 四川大学电气信息学院, 四川 成都 610065;
- 3. 国网四川节能服务有限公司, 四川 成都 610021)

摘 要:降压节能 (conservation voltage reduction, CVR) 是一种欧美电力机构普遍使用的通过降低配电系统电压水平来降低峰荷时期负荷需求并实现能源节约的技术。近年来, 国内许多地区的电网都存在峰荷时期供电容量不足的问题, 导致部分用户断电, 造成较大的经济损失。如果单纯的通过扩大发电机组装机容量来解决问题, 投入较高, 并且在用电低谷时会出现发电机效率低下的问题, 而降压节能技术能够经济有效地解决该问题。首先对 CVR 技术的发展历程进行简单回顾; 随后介绍 CVR 技术相关的定义及其主要实现方法; 然后对该技术的效益量化评估方式进行总结与对比, 并对分布式电源与 CVR 技术的相互关系进行分析与讨论; 最后结合国内配电网实际情况对 CVR 技术在中国的实际运用进行探讨。

关键词:降压节能; 配电网; 峰荷需求; 能源节约; 分布式电源

Abstract: Conservation voltage reduction (CVR) technique can reduce the peak demand and achieve energy saving via voltage level reduction of distribution system, which is widely used by the power utilities of the US and Europe. In recent years, the supply capacity of domestic distribution network fails to meet the peak demand, and CVR is an economical and effective way to solve this problem. Firstly, the development of CVR is reviewed and the related concepts are introduced. Then, a summary and the comparison of the assessment methods of CVR are provided. Besides, the relationships and impacts between CVR and distributed generators are analyzed. Discussion about the application of CVR in China is included in the end.

Key words: conservation voltage reduction (CVR); distribution network; peak demand; energy saving; distributed generators

中图分类号: TM72 文献标志码: A 文章编号: 1003 - 6954(2017)04 - 0001 - 07

0 引 言

随着人类经济社会的发展、人口的迅速增长, 主要的两种燃料资源——石油和天然气正快速被消耗, 能源节约这一主题逐渐受到世界范围的重视。降压节能 (conservation voltage reduction, CVR) 技术的提出不仅是可以用来解决短期供电不足问题的临时性措施, 也可用来节约能源的长期性措施。

降压节能技术是一种通过将用电电压降低到标准电压范围下半区从而实现降低峰荷与能源节约的技术。1973 年美国电力公司选择不同负荷组成的配电馈线对 CVR 技术进行了现场试验与分析。试验为期 1 年, 每隔 15 min 采集一次数据, 采用 CVR 装置运行 1 天、停止 1 天的操作模式 (因为连续两天

基金项目: 国家高技术研究发展计划 (863 计划) 项目 (2014AA051901)

的天气情况与环境因素变化较小, 能够尽量减小这些因素对于 CVR 效果的影响), 每天的降压时间控制在 4 h。试验结果发现 CVR 在降低峰荷方面具有明显作用, 持续 4 h 电压降低 5% 可以降低 4% 的供电需求, 而降低能量损耗方面的效果则相对不那么明显。由于当时能源充足, 节能意识弱, 考虑投入成本与效益比, 人们对于通过更长时间降压来获取更明显的节能效果颇有争议, 因此 CVR 技术并没有被充分地接受与使用^[1]。

面对大多数人心目中依旧存在的对 CVR 作用的怀疑, 南加州爱迪生电力公司^[2]、美国东北电力公司^[3]、邦纳维尔电力局^[4]以及卑诗水电公司^[5]等电力机构先后进行了相应的 CVR 测试试验, 试验多将 CVR 的控制时间在之前的基础上进行延长, 发现每降低 1% 的电压能够降低 0.3% ~ 1% 的负荷需求。KP Schneider 等学者 2010 年通过 GridLAB - D 仿真系统

对 24 种馈线进行 CVR 装置接入前后的负荷需求以及能源消耗数据对比发现:如果美国所有的馈线都接入 CVR 装置,则年能源消耗量可以减少 3.04%^[6]。此外爱尔兰^[7]以及澳大利亚^[8]等国家也分别对 CVR 接入本国电力系统的效益进行了试验评估,试验结果均对 CVR 的相应效果予以了肯定。

下面首先对 CVR 技术的相关基本概念进行简短的描述,随后总结 CVR 技术的效益评估方法,然后对 CVR 技术与分布式电源之间的关系进行讨论,最后结合国内配电网的实际情况对 CVR 技术在国内的应用进行探讨。

CVR 技术相关概念

1.1 CVR 技术的相关定义

降压节能技术通过调压措施将用户用电电压降到标准电压的下半区(即 0.95 p. u. ~1.0 p. u.),从而在保证不对用电设备造成伤害的同时,降低系统总功率需求实现能源的节约,充分地提高了用户供电的可靠性并且也促进了电网整体的能源节约。CVR 技术的效益通常通过 CVR 因子(conservation voltage reduction factor, f_{CVR})来表示,是减少的功率需求(能量损耗)百分比 $\Delta P\%$ 与降低的电压百分比 $\Delta U\%$ 的比值,具体的算式如式(1)所示:

$$f_{CVR} = \frac{\Delta P\%}{\Delta U\%} \tag{1}$$

CVR 的效益主要由负荷的组成决定,系统的总功率需求主要由负荷需求和线路损耗两部分组成, $P_{load} = UI, P_{lines} = I^2 R_{lines}$ 。当负荷为恒阻抗负荷(白炽灯)时,电压降低,电流也降低,负荷损耗和线路损耗均降低,最终使总功率需求降低。但当负荷为诸如电脑、电视机等恒功率负荷时,电压下降意味着电流上升,负荷损耗不变而线损增加,这样系统总功率需求增加。而对于电热水器和电冰箱这一类带有温控回路的负荷,其损耗保持恒定。此外还有节能灯一类的恒电流负荷,电压下降使负荷损耗减少,而线损保持不变,故总体功率需求下降。Ellens. W 等学者在经过详细实验对比后发现,恒功率负荷增加的损耗相对恒阻抗负荷减少的只是很小的一部分,只要恒功率负荷消耗的能量不大于恒阻抗负荷的 50 倍,那么系统在降低电压之后总体上的功率需求是减少的^[8]。

1.2 CVR 技术的实现方法

CVR 的实现可以通过多种渠道,传统且使用最普遍的方式是通过变电站调压变压器(on-load tap-changers, OLTC)或者馈线调压器进行直接降压处理,操作简单、成本低廉。但这种调节方式存在一定的缺陷,如果馈线较长,线路上的电压损耗较大,则会导致线路末端的电压水平较低,使得电压可以下调的范围十分受限。对于电压降较大的线路,为了保证馈线末端能够拥有足够的降压裕度,可以在配电馈线的适当位置安装无功补偿装置,对线路的电压无功条件进行改善。文献[10-12]均在馈线沿线压降较大的节点安装并联电容器组或者可投切电容器组,以支撑该类节点的电压并进行功率因数的矫正,缩小馈线沿线电压最大与最小值差,保证扁平的馈线电压以及功率因数分布特性,为 CVR 的实现提供良好的电压无功条件。图 1 所示为接入并联电容器组前后的线路电压分布情况。

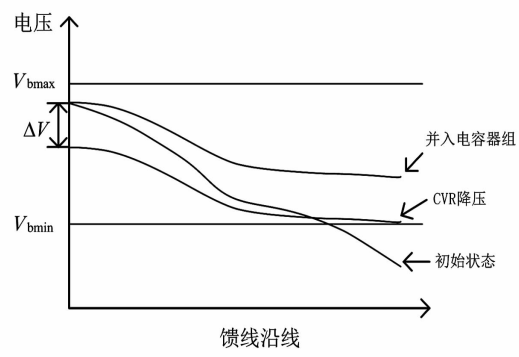


图 1 线路电压分布对比图

上述方法均建立在变电站带有 OLTC 或者线路装有馈线调压器的情况之下。当系统没有该类装置时,单使用电容器组亦可以达到调节电压的目的,只是电压调节范围相对较小^[13]。除了在变电站或者馈线沿线调压之外,也可以在用户侧安装调压装置直接进行调压;但由于需由用户自行安装设备,且并不会减少线路损耗,所以这种方法并不常使用。

随着配电系统的结构日益复杂,其数据信息动态多变,以上提到的传统控制方法难以随信息变化而保持动态控制,因此提出了更加先进的闭环控制方法,其主要是通过能够实现 CVR 的集中式 VVC 来实现^[14]。集中式的 VVC 是指地调中心通过数据采集与监视控制系统(supervisory control and data acquisition, SCADA)获得各地不同设备测量得到的关键位置电力数据,通过分析 with 计算直接对变电站

的 OLTC、线路的馈线调节器、电容器组等发出控制指令以实现全网最优化的控制方式。文献[15-16]提到的 AdaptiVol™ 系统(电压自适应系统)则是较早提出的能够充分实现 CVR 的 VVC 闭环控制系统。闭环控制方式虽然能够弥补传统控制方式存在的诸多缺点,但其控制方式较为复杂,投资成本也相对较高。

2 CVR 的效益评估

通常来说 CVR 的效益评估方法总体上分为三大类:回归法、合成法以及对比法。

2.1 回归法

回归法通常是通过建立负荷与其诸多影响因子的线性模型,如定义负荷模型:

$$L = \alpha_0 + \alpha_1 T + \alpha_2 \Delta V + \varepsilon \tag{2}$$

式中: α_0 表示基本负荷分量,为恒定值; α_1 为负荷对温度的敏感系数; α_2 为负荷对电压的敏感系数(load-to-voltage dependence, LTV); ε 为误差; T 为温度; ΔV 为变电站电压的变化值。从该模型的各项系数可以看出负荷对于对应影响因子的灵敏度,其中 LTV 反映负荷对于电压变化的灵敏程度。在电压降低值固定的情况下,负荷下降越多则能量损耗减少越多,因此,多元线性回归法的本质就是通过确定 LTV 来得到 f_{CVR} 。前面提到的美国电力公司^[1]以及卑诗水电公司^[5]进行的现场实验均通过这种方法来进行 CVR 技术的效益评估。除了温度、电压之外,测量时间等也可被纳入影响因子中,当然最终只有电压变化的敏感系数用于 f_{CVR} 的计算^[17]。这里所提到的回归法均建立的是线性回归模型,其精确度决定于负荷模型建立的准确度,而实际上负荷与许多影响因子的关系是非线性的。随着人工神经网络、支持向量回归法等非线性回归方法的提出,使得模拟负荷与影响因子的非线性关系成为可能。Zhaoyu Wang 等学者提出通过一种多阶段支持向量回归法来建立负荷模型,计算出 CVR 试验周期中未进行降压处理的对照组的负荷水平,该方法不依赖于假设负荷与影响因子的任何线性关系,现场试验验证该方法有效且结果精确度高^[18]。目前将非线性回归方法用于 CVR 效益评估的研究还较少,有待更深入更全面的探寻。

2.2 合成法

合成法通过将各类负荷与电压的关系进行合成来计算 CVR 的效益。通常有两种实现合成的方法:按负荷组成合成和按用户类别合成^[19]。在按负荷组成合成时,主要电气负荷的能量损耗模型通过实验室测试定义为一个电压的函数,而每一种电气负荷所占总负荷的百分比则通过调查统计获得。整个电路的总能量损耗可以通过式(3)计算:

$$E_T(V) = \sum_i E_i(V) S_i \tag{3}$$

式中: $E_i(V)$ 为第 i 种电气负荷在电压 V 时的能量损耗; S_i 为第 i 种电气负荷所占总负荷的比例。对电压进行降压处理,通过处理前后的能量损耗计算出 f_{CVR} 。按照用户类别合成法中,用户可以分为住宅用户、商业用户以及工业用户 3 类,不同的用户类别其电气负荷组成百分比各有不同。通过美国各电力公司对不同用户类别的的测量统计,可以发现降压后,住宅用户和商业用户可以减少更多的能量损耗,因为这两类用户对于电压变化具有更高的灵敏度。由此,线路的 f_{CVR} 可以通过 3 种用户类别的 f_{CVR} 进行线性合成:

$$f_{CVR} = R\% f_{CVR-R} + C\% f_{CVR-C} + L\% f_{CVR-L} \tag{4}$$

式中: $R\%$ 、 $C\%$ 、 $L\%$ 分别为负荷中住宅用户、商业用户以及工业用户的百分比; f_{CVR-R} 、 f_{CVR-C} 、 f_{CVR-L} 分别为住宅用户、商业用户以及工业用户的 CVR 因子。合成法的基础假设是所有的电气负荷均按照其出厂前的实验测量数据工作,而现实中其实很难采集到具体每一种电气负荷的 LTV 以及电力系统中各类负荷所占比例的准确信息。

2.3 对比法

对比法主要是通过实验组与对照组的对比,获得 CVR 操作前后的负荷需求以及功率损耗,而后根据实验数据计算出 f_{CVR} 。早期的多数现场试验均采用这种方法,这种方法最大的问题是变量控制精确度有限,难以避免负荷波动、环境变化等其他因素对 f_{CVR} 计算准确度的影响。有许多研究采用多次测量取平均数据的方法虽能在一定程度上减少误差,但是却无法获取特定时间的 f_{CVR} ,使得 f_{CVR} 不具有时效性。

随着科技的发展,仿真软件功能的日益强大为对比法提供了进步的空间。通过仿真软件可以得到测试周期内未进行 CVR 技术处理之前的能量损耗,而通过测量装置可以得到进行降压处理后的能量损耗,通过两种方法得到的能量损耗差值则可计算得

到 f_{CVR} 。该方法所得结果的精确度决定于仿真模型中负荷模型的精确度。Zhaoyu Wang 等对计算 f_{CVR} 所需的时变负荷模型建立方法进行了深入的研究,首先提出了一种基于最小二乘法的指数负荷模型,该方法不需要建立对比试验组或者假设负荷与影响因子的线性关系,充分反应了 f_{CVR} 的不确定性^[20],不过该方法使用的最小二乘法在应对参数突变、观测噪音等常见实际测量问题时鲁棒性较差。随后又提出一种基于无损卡尔曼滤波法的负荷模型方法。该方法通过无损卡尔曼滤波法对系统状态的概率密度函数进行逼近以确定指数时变负荷模型的负荷参数,计算精度高,且能够充分应对测量过程中的观测噪声等^[21]。前面提到的两种方法均采用指数型负荷模型,该模型不能反应负荷组成结构的变化,于是在前面所述方法的基础上又提出一种鲁棒时变负荷建模方法。该方法用 ZIP 静态模型取代指数静态模型,通过负荷种类比例的变化来反映负荷组成的变化;通过可变遗忘因子来改善递归最小二乘法的鲁棒性,准确地建立了时变负荷模型,且该模型能够充分应对测量过程中的突然波动干扰^[22]。

3 分布式电源与 CVR

光伏、风能这一类分布式电源(distributed generator, DG)的接入能够大幅提升电网的清洁度,并从一定程度上减少配电网的容量需求负担,但由于它们的输出功率与天气情况有关,具有随机性与不稳定性^[23]。因此,DG 的接入不仅会造成电压的陡升使馈线沿线的电压分布变化得更频繁,同时产生大量的逆潮流,导致系统中的电容器组动作次数增加,对该类设备的可靠运行造成了不利影响。此外,DG 出力的不确定性使得系统结构变化更加频繁,加大了 CVR 效益评估的难度^[24]。

另一方面,大量研究发现:DG 与 CVR 技术的良好配合能够进一步促进能源的节约。Singh 等学者通过 IEEE 13 节点测试馈线针对分布式光伏电源接入配电网后对 CVR 的影响进行了分析,发现在安装 CVR 装置的情况下,DG 接入渗透率较低时对电压的提升作用并不明显,并且在一定范围内,随着 DG 渗透率的增加,系统的能量损耗呈下降趋势^[25]。Rahimi 等以 ZIP 负荷模型为基础,将光伏出力看作光辐射度的线性函数,发现分布式光伏电源的接入

等效降低了恒功率负荷在总负荷中所占的比重,从而促进了能量损耗的减少,提高了系统的效益^[26]。D. A. Quijano 等考虑 DG 在输出有功功率的同时也产生无功输出,通过多层次的仿真对比发现 DG 的无功注入能够有效地改善系统的电压分布情况。此外,在 DG 渗透率低于 80% 时对于系统的总有功需求没有明显影响,而当渗透率高于 80% 时则会明显导致有功需求的增加。因此当 DG 渗透率不超过 80% 时,可以通过 DG 的无功注入在不增加系统有功需求的同时对电压质量进行改善,为 CVR 的实现提供良好的电压分布条件^[27]。Bokhari 等提出根据节点的不同负荷需求接入不同类型的 DG:负荷需求较大节点接入同步电机类 DG,负荷需求较小的节点接入逆变器类 DG 来实现降压节能所需的馈线沿线扁平电压分布^[28]。Zhaoyu Wang 等考虑 DG 出力的不确定性将 DG 最优位置的确定看作一个随机最优优化问题,提出一种样本均值近似算法,通过多次递归计算候选方案和最优方案差距的置信区间,多情景仿真证明该方法能够实现 DG 的优化配置,促进 CVR 的节能降损效益^[29]。

此外,为适应 DG 接入后系统表现出的诸多变化,CVR 的实现方法需要进行一定的调整。上面提到的传统实现方法通常使用 OLTC、馈线调压器以及电容器组等设备来实现,而这些设备均有一定的反应延迟时间,在包含 DG 的配电系统中,电路结构的变化更加频繁与迅速,这就意味着需要投入更加快速的控制设备。高级量测体系(advanced metering infrastructure, AMI)由每个节点或设备上的新型传感器与具有独立操作系统的处理器相联结,通过高速宽带光纤通信将测得的信息进行双向传输,形成分布式的统计平台,能够快速完成分析判断和协调控制等工作^[30]。Chunxue Zhang 等提出基于 AMI 数据的原对偶内点建模法,该方法比起遗传算法等常用算法在优化电容器组运行规律以及节能等方面具有明显的优点^[31]。北卡罗纳州电力公司、卑诗水电公司等电力机构通过试验发现 AMI 能够促进配电系统的优化运行,实现更为精确的电压优化,使 CVR 的能源节约率较之前提高近 40%^[32-33]。此外,逆变器可以实现连续快速的动态无功供给且运行成本低廉,目前已经有学者通过控制逆变器的无功输出来实现电压的调节^[34-36]。南加州爱迪生电力公司在最新的试验中还提出一种基于 AMI 和光

伏逆变器的双闭环电压控制方法,该方法能够快速精确地实现CVR^[37]。未来,如何结合新兴的电力电子设备,在DG与CVR的良好配合下,实现快速、动态的CVR操作,进一步促进能源节约是值得深入研究的问题。

4 关于CVR技术在国内运用的探讨

国内电网电压无功控制的主要目标大多依旧停留在保持电压等级以及功率因数这一层面,因而相对于国内CVR技术应用的空白,动态电压恢复器(dynamic voltage restorer, DVR)等解决电压突变问题的设备已充分投入到配电网使用。

DVR是一种串联型电能质量控制装置,当电网电压发生电压暂降时,DVR向电路注入一个幅值、相角可控的串联补偿电压,以保证负荷电压恒定。常见的DVR结构如图2,控制单元控制电压型逆变器产生串联补偿电压,经串联变压器注入线路中^[39]。DVR能够解决由于电压质量不合格所引发的诸多问题,有效地保证了电能质量,不过由于需要储能装置以及串联变压器等设备,使其投入成本较高。从长远来看,清洁节能的电力系统是必然的发展方向,而CVR技术与DVR技术相比能够在保证电压水平的基础上降低峰荷与能量损耗,且设备组成简单,性价比较高。

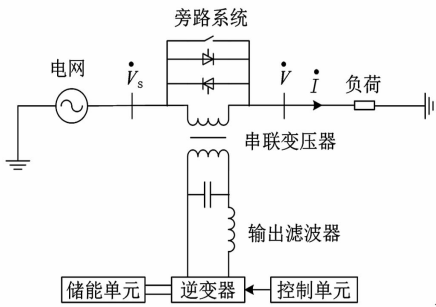


图2 DVR的基本结构

此外,近年来,夏季的高温峰荷时期,国内许多地区的电网都存在供电容量不足的问题,造成部分用户断电。如果单纯地通过扩大发电机组装机容量来解决问题,投入较高,并且在用电低谷时会出现发电机效率低下的问题。在此背景下,降压节能技术操作简便,易于实现,能够经济有效地解决峰荷时期供电容量不足问题。

目前国内多数地区依旧以水电以及火电为主要

供电来源,分布式新能源渗透率低,这使得CVR的实现较为容易。考虑到所提到的CVR效益主要与负荷组成有关,可以将CVR技术在恒阻抗负荷以及恒电阻抗使用比例较大的用户住宅区以及商业区投入使用,在解决短期供电容量不足问题的同时实现长期的能源节约。

CVR技术最早是在欧美国家提出并使用的,而欧美国家的电力系统特性与中国有一定的差异,因此CVR技术在国内进行运用时需考虑到这些差异。欧美国家的CVR装置通常安装在用户用电侧(120 V侧,即对应国内的220 V用电电压)。而CVR装置应包括两部分:一部分是调压装置,主要通过调节分接头来实现电压的降低;另一部分则是无功调控设备,如并联电容器组、可投切电容器组等。其主要目的是为系统提供足够的无功功率,有效提高电能质量并且降低系统损耗,为降压节能的有效实现提供良好的电压无功条件。

以用户住宅为例,国外多为单独成栋的别墅,大多别墅拥有单独的配电箱,可以直接在配电箱中安装CVR装置的无功调控设备,并在120 V配电馈线上直接安装单相步进调压器作为调压设备,成本低廉,操作简单。而中国多为群居的民宅,国外直接在用户住宅单户接入无功调控设备的方法在中国并不适用,因此考虑在10 kV配电侧安装CVR装置的无功调控部分。但中国10 kV线路多为不接地结构,因此无法直接接入单相步进调压器,而三相馈线调压器成本较高,大量投入并不现实,因此考虑通过变电站自带的有载调压变压器来实现调压。

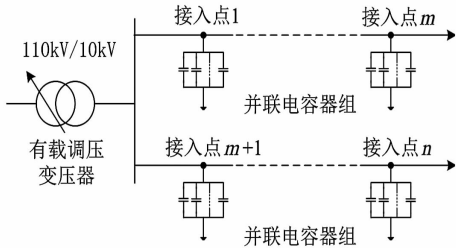


图3 带CVR装置的辐射型配电系统

结合以上考虑,在国内配电网安装CVR装置应在10 kV配电侧根据系统实际无功电压分布情况来选择合适的接入位置接入无功调控设备,实现无功电压的优化,再通过变电站有载调压变压器分抽头降低配电电压,从而实现用户用电电压的降低,以达到降压节能的目的。带CVR装置的辐射型配电系统典型结构如图3所示,该系统选择并联电容器组作为无

功调控设备,共有 n 处并联电容器接入点($m \in [1, n]$),变电站有载调压变压器作为调压装置。

5 结 语

随着配电网结构的日益复杂,降压节能技术主要有以下3个研究重点:1)多个电压无功控制装置之间的协调与配合。不同的控制设备之间互相影响,实现彼此的良好配合是保证系统电压无功的必然前提。2)CVR的有效实现方法与经济评估方法。随着新能源以及动态负荷等的出现,CVR的实现方法以及效益评估方法需要随之改进,以保证其有效性以及准确性。3)CVR与DG之间的协调与配合。充分考虑DG接入系统对CVR的影响:一方面考虑DG接入对于CVR实现与评估方法带来的挑战;另一方面考虑通过二者的良好配合实现DG对于CVR的促进作用,提高CVR的效益。

降压节能技术在解决供电容量不足以及能源短缺问题上拥有充分的潜力,尽管该技术目前在国内还未充分投入使用,但是相信随着该技术相关研究的逐步成熟,其优势会被充分挖掘,未来配电网的运行与控制将会因此受益。

参考文献

- [1] Preiss R F, Warnock V J. Impact of Voltage Reduction on Energy and Demand[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus & Systems, 1978, PAS - 97 (5): 1665 - 1671.
- [2] Williams B R. Distribution Capacitor Automation Provides Integrated Control of Customer Voltage Levels and Distribution Reactive Power Flow[C] // IEEE Power Industry Computer Application Conference, 1995: 215 - 220.
- [3] Lauria D M. Conservation Voltage Reduction (CVR) at Northeast Utilities[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1987, 2(4): 1186 - 1191.
- [4] Desteese J G, Englin J E, Sands R D. Conservation Voltage Reduction Potential in the Pacific Northwest [C] // Intersociety Energy Conversion Engineering Conference, 1990: 43 - 47.
- [5] Dwyer A, Nielsen R E, Stangl J, et al. Load to Voltage Dependency Tests at BC Hydro[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1995, 10(2): 709 - 715.
- [6] Schneider K P, Fuller J C, Tuffner F K, et al. Evaluation of Conservation Voltage Reduction (CVR) on a National Level[R]. U. S. Department Of Energy: Pacific Northwest National Laboratory, 2010.
- [7] Diskin E, Fallon T, Mahony G O, et al. Conservation Voltage Reduction and Voltage Optimisation on Irish Distribution Networks [C] // Integration of Renewables into the Distribution Grid, CIRED 2012 Workshop, 2012: 1 - 4.
- [8] Ellens W, Berry A, West S. A Quantification of the Energy Savings by Conservation Voltage Reduction [C] // IEEE International Conference Power System Technology (POWERCON), 2012: 1 - 6.
- [9] Triplett J M, Kufel S A. Implementing CVR through Voltage Regulator LDC Settings [C] // Rural Electric Power Conference, 2012(B2): 1 - 5.
- [10] Mccarthy C A, Josken J. Applying Capacitors to Maximize Benefits of Conservation Voltage Reduction [C] // Rural Electric Power Conference, 2003(C4): 1 - 5.
- [11] Krok M J, Genc S. A Coordinated Optimization Approach to Volt/Var Control for Large Power Distribution Networks [C] // American Control Conference (ACC), 2011: 1145 - 1150.
- [12] Milosevic, Begovic M. Capacitor Placement for Conservation Voltage Reduction on Distribution Feeders [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2004, 19(3): 1360 - 1367.
- [13] Fagen K C. Distribution Efficiency Voltage Optimization Supports Lowest Cost New Resource [C] // IEEE Power and Energy Society General Meeting, 2010: 1 - 6.
- [14] Uluski R W. VVC in the Smart Grid Era [C] // IEEE Power and Energy Society General Meeting, 2010: 1 - 7.
- [15] Wilson T, Bell D, Wilson T, et al. Saving Megawatts with Voltage Optimization [C] // Thirty - second Industrial Energy Technology Conference, 2010.
- [16] Wilson T L, Bell D G. Energy Conservation and Demand Control Using Distribution Automation Technologies [C] // Rural Electric Power Conference, 2004 (C4): 1 - 12.
- [17] Markushevich N, Berman A, Nielsen R. Methodologies for Assessment of Actual Field Results of Distribution Voltage and Var Optimization [C] // 2012 IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition, 2012: 1 - 5.
- [18] Wang Z, Begovic M, Wang J. Analysis of Conservation Voltage Reduction Effects Based on Multistage SVR and

- Stochastic Process [C] // IEEE PES General Meeting Conference & Exposition, 2014: 431 – 439.
- [19] Wang Z, Wang J. Review on Implementation and Assessment of Conservation Voltage Reduction[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(3): 1306 – 1315.
- [20] Wang Z, Wang J. Time – varying Stochastic Assessment of Conservation Voltage Reduction Based on Load Modeling[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(5): 2321 – 2328.
- [21] Wang Z. Assessment of Conservation Voltage Reduction by Unscented Kalman Filter based Load Modeling[C] // Power and Energy Society General Meeting (PESGM), 2016:17 – 21.
- [22] Zhao J, Wang Z, Wang J. Robust Time – varying Load Modeling for Conservation Voltage Reduction Assessment [J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2016, PP(99): 1 – 1.
- [23] 王昌照, 汪隆君, 王钢, 等. 分布式电源出力与负荷相关性对配电网可靠性的影响分析[J]. 电力自动化设备, 2015, 35(6): 99 – 105.
- [24] Markushevich N, Berman A. New Aspects of IVVO in Active Distribution Networks [C] // 2012 IEEE PES Transmission and Distribution Conference & Exposition, 2012: 1 – 5.
- [25] Sing R, Tuffner F, Fuller J, et al. Effects of Distributed Energy Resources on Conservation Voltage Reduction [C] // 2011 IEEE Power and Energy Society General Meeting, 2011: 1 – 7.
- [26] Rahimi A, Cloninger A, Zarghami M, et al. Investigation on Volt – var Control Using CVR at Various Photovoltaic Penetration Levels[C] // 2014 IEEE North American Power Symposium (NAPS), 2014: 1 – 5.
- [27] Quijano D A, Feltrin A P. Assessment of Conservation Voltage Reduction Effects in Networks With Distributed Generators[C] // IEEE, 2015: 393 – 398.
- [28] Bokharia, Raza A, Diazaguilo M, et al. Combined Effect of CVR and DG Penetration in the Voltage Profile of Low – voltage Secondary Distribution Networks [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 31(1): 179 – 182.
- [29] Wang Z, Chen B, WANG J, et al. Stochastic DG Placement for Conservation Voltage Reduction Based on Multiple Replications Procedure [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(3): 1 – 9.
- [30] Zhang C, Dai B, Wu T, et al. Model – based Volt/Var Optimization Using Advanced Metering Infrastructure in Distribution Networks [C] // Power Tech, 2015 IEEE Eindhoven, 2015: 536 – 557.
- [31] Peskin M A, Powell P W, Hall E J. Conservation Voltage Reduction with Feedback From Advanced Metering Infrastructure [C] // 2012 IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition, 2012: 1 – 8.
- [32] Belvin R C, Short T A. Voltage Reduction Results on a 24 kV Circuit [C] // Transmission and Distribution Conference and Exposition, 2012 IEEE PES, 2012: 1 – 4.
- [33] Dabic V, Siew C, Peralta J, et al. BC Hydro's Experience on Voltage VAR Optimization in Distribution System [C] // 2010 IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition, 2010: 435 – 441.
- [34] Yeh G, Gayme D F, Low S H. Adaptive VAR Control for Distribution Circuits With Photovoltaic Generators [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2012, 27(3): 1656 – 1663.
- [35] Farivar M, Clarke C R, Low S H, et al. Inverter VAR Control for Distribution Systems with Renewables [C] // IEEE International Conference on Smart Grid Communications, 2011: 457 – 462.
- [36] Farivar M, Neal R, Clarke C, et al. Optimal Inverter VAR Control in Distribution Systems with High PV Penetration [C] // 2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting, 2012: 1 – 7.
- [37] Neal R. The Use of AMI Meters and Solar PV Inverters in an Advanced Volt/Var Control System on a Distribution Circuit [C] // 2010 IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition, 2010: 1 – 4.
- [38] 王同勋, 薛禹胜, S. S. CHOI. 动态电压恢复器研究综述[J]. 电力系统自动化, 2007, 31(9): 101 – 107.

作者简介:

戴诗滕(1992), 硕士研究生, 研究方向为配电网电压无功;

孙 鸣(1957), 教授、博士, 研究方向为电力系统继电保护及调度自动化;

刘俊勇(1963), 教授、博士, 研究方向为配电网规划运行及电力市场研究。

(收稿日期: 2017 – 05 – 18)

基于惯性矩最优分位点的主动配电网资源优化配置

李 斌¹,滕予非²,吕 林¹,刘友波¹,羊 静³
(1. 四川大学电气信息学院,四川 成都 610065;
2. 国网四川省电力公司电力科学研究院,四川 成都 610072;
3. 国网四川节能服务有限公司,四川 成都 610021)

摘 要:为了准确描述不可控资源的不确定性,提出了基于惯性矩的最优分位点将光伏-负荷连续概率密度函数离散为多状态模型。在光伏安装容量和配电网综合年费用指标的基础上,加入平衡节点有功波动指标,衡量配电网有功平稳运行能力。首先在上层规划不可控资源的最大安装容量,在下层为应对不可控资源的接入以及时序不确定性和波动性,优化配置可控资源,使其满足最小配电网综合年费用期望和平衡节点有功波动标准差。并提出了最短模糊距离的方法对多目标方案优选。采用改进的遗传算法对所提模型求解,通过 IEEE 33 节点算例验证所提模型的有效性和合理性,同时提高了多状态模型的准确性和配电网有功平稳运行能力。

关键词:有功平稳运行;基于惯性矩的最优分位点;不可控-可控资源;不确定性;最短模糊距离

Abstract:In order to describe precisely the uncertainty of uncontrollable resources, continuous probability density function is transformed into discrete multi-states which is based on the optimal quantiles of inertia of moment. On the basis of photovoltaic access capacity and integrated cost of the distribution system, active power volatility is added which measures the capacity of active power smooth operation in distribution network. Maximum access capacity of uncontrollable resources are planned in the upper level and the lower level planning meets the minimum expectation of the integrated distribution system and standard deviation of active power fluctuation in balance bus. The shortest fuzzy distance is established to prefer multi-objective schemes. The model is solved by the improved genetic algorithm. IEEE 33 node example verifies the effectiveness and rationality of the proposed model which improves the accuracy of multi-states and active power smooth operation.

Key words:active power smooth operation; based on optimal quantiles of moment of inertia; uncontrollable-controllable resources; uncertainty; the shortest fuzzy distance

中图分类号:TM715 文献标志码:A 文章编号:1003-6954(2017)04-0008-06

0 引 言

光伏等不可控资源接入配电网,对配电网的电压、潮流等带来了重大影响^[1-3]。光伏出力和负荷大小的不确定性,给配电网运行和规划带来了巨大挑战。不可控清洁能源不确定描述和提高配电网的平稳运行能力是亟需解决的问题。

目前学术界对分布式电源(distributed generator, DG)及配电网运行规划和算法进行了大量研究。文献[4]假定 DG 恒定不变,以网损为目标对 DG 规划。文献[5]建立多目标对 DG 进行选址定容,提出基于熵和距离的多目标粒子群算法求解,但未考虑

基金项目:国家高技术发展研究计划(863 项目)(2014AA051901)

DG 的不确定性。文献[6]利用节点电压和网损综合敏感性分析,筛选分布式电源的安装位置节点,提高了优化配置的精度。文献[7]运用模糊理论,以年投资运行费用期望为目标函数进行含 DG 的配电网模糊优化规划。文献[8]考虑 DG 不确定性的分布式电源优化配置。文献[9]建立 DG 与电容的综合优化配置模型,得到 DG 与电容的综合优化配置较分别独立配置其经济性和电压质量更优,但其未考虑有功可控资源应对 DG 的作用。文献[10]提出了主动配电网一体化设计方法,采用“分布推进”和“一步一反馈”的渐进优化流程得到最终设计方案。文献[11]采用均分区间建立多状态模型描述分布式电源和负荷不确定性,其代表性不强。

以上文献基于安全性和经济性对分布式电源接

入配电网做了大量的研究,但运用有功-无功可控资源的优化配置应对不可控资源不确定性和波动性,并且在规划中体现配电网平稳运行鲜有研究。

针对以上问题,为促进 DG 大力发展,提出在满足消纳条件下,上层尽可能安装光伏;下层在上层安装容量的基础上,采取基于惯性矩的最优分位点将连续密度函数离散为多状态模型抽取场景集,在光伏最大安装容量和最小配电网年综合费用的基础上,考虑配电网平稳运行能力,进行微型燃气轮机和电容器可控资源的优化配置。并提出最短模糊距离的方法对 Pareto 最优解集优选。通过 IEEE 33 节点算例验证所提模型的有效性和合理性。

1 不可控资源的不确定性建模

建立了分类时序基于惯性矩的最优分位点多状态模型。具体步骤如下:

- 1)根据季节和晴雨天将 1 年分为 N_e 个大类, $g_i = N_i/N_y$ 为 i 类的概率, N_i 为第 i 类包含的天数。
- 2)在 1)分类的基础上,1 天分为 24 时段,根据历史数据得到第 i 类 t 时段光照强度和负荷大小的期望和方差,求得光照强度 Beta 分布参数 α_i, β_i 和负荷正态分布参数 μ_i, σ_i 。建立时序基于惯性矩的最优分位点的多状态模型如下:

1.1 光伏基于惯性矩的最优分位点的多状态模型

光伏出力受光照强度影响,太阳光照服从 Beta 分布^[12]。从而得到光伏出力概率密度函数为

$$f(P) = \frac{\Gamma(\alpha + \beta)}{\Gamma(\alpha)\Gamma(\beta)} \left(\frac{P}{P_{\max}}\right)^{\alpha-1} \left(1 - \frac{P}{P_{\max}}\right)^{\beta-1} \quad (1)$$

式中: α 与 β 为 Beta 分布参数; Γ 为 Gamma 函数; P 为光伏实际出力; $P_{\max}$ 为光伏最大输出功率。

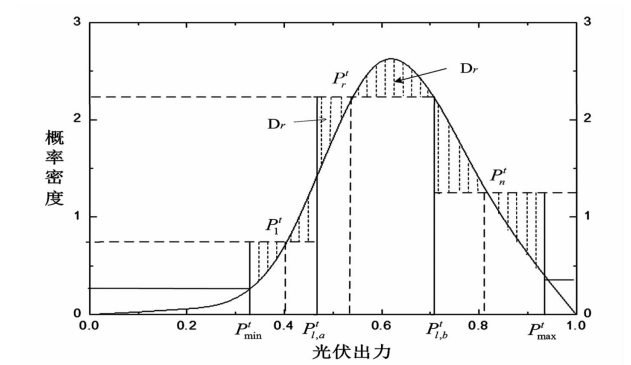


图 1 光伏概率密度分布图

计算得到 t 时段光伏有功的最小值 $P'_{\min}$, 最大值 $P'_{\max}$ 。将 t 时段光伏有功概率密度函数分为 N_r

个区间,如图 1 阴影部分,绕动态 $y = P'_r$ 轴的惯性矩最小,使得相同区间个数条件下,连续概率密度函数分为最相近离散概率密度曲线,进而得到连续的概率密度函数的最优分位点,满足式(2)。多状态代表值为矩形区间的高 P'_r 。

$$\min \sum_{r=1}^{N_r} \int \int_{D_r} [f(P) - f(P'_r)]^2 d\sigma \quad (2)$$

式中: N_r 为区间个数; $d\sigma$ 为面积积分; P'_r 对应概率为 g_r ,计算公式如下:

$$g_r = \frac{\int_{P'_{r,a}}^{P'_{r,b}} f(P) dP}{\int_{P'_{\min}}^{P'_{\max}} f(P) dP} \quad (3)$$

式中, $P'_{r,a}$ 、 $P'_{r,b}$ 和 P'_r 分别为 t 时段第 r 个区间光伏有功最小值、最大值和代表值,见图 1 所示。

光伏采用逆变器复用技术通过逆变器^[13]接入配电网,光伏 t 时段 r 状态可以吸收和发出无功的最大值为

$$Q_{\text{inmax}} = Q_{\text{outmax}} = \sqrt{S^2 - (P'_r)^2} \quad (4)$$

式中: Q_{inmax} 、 Q_{outmax} 为 t 时段 r 状态光伏吸收和发出无功的最大值; S 为逆变器的额定容量。

1.2 负荷基于惯性矩的最优分位点的多状态模型

负荷服从期望和方差为 μ 和 σ 的正态分布^[14], 其概率密度函数如下:

$$f(P) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{(P-\mu)^2}{2\sigma^2}\right) \quad (5)$$

式中, P 为负荷的实际大小。

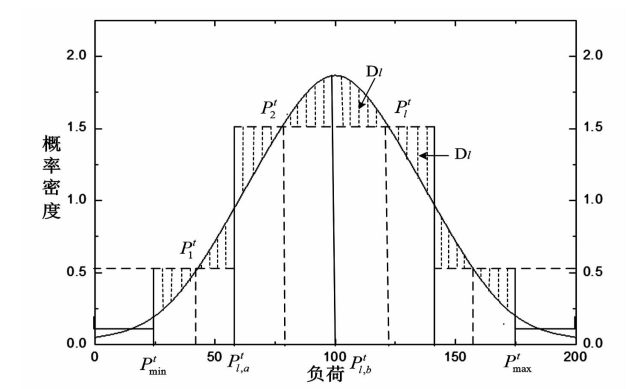


图 2 负荷概率密度分布图

计算得到第 i 类 t 时段负荷最小值 $P'_{\min}$ 和最大值 $P'_{\max}$ 。将 t 时段负荷概率密度函数分为 N_l 个区间,如图 2 阴影部分绕动态 $y = P'_l$ 轴的惯性矩最小,使得相同区间个数条件下,连续概率密度函数分为最相近离散概率密度曲线,进而得到连续的概率密度函数的最优分位点。通过遗传算法求得每个区间的代表值和对应概率。

$$\min \sum_{l=1}^{N_l} \int \int_D [f(P) - f(P_l^t)]^2 dP \quad (6)$$

P_l^t 对应的联合概率为 g_l , 计算公式如下:

$$g_l = \frac{\int_{P_{l,a}^t}^{P_{l,b}^t} f(P) dP}{\int_{P_{\min}}^{P_{\max}} f(P) dP} \quad (7)$$

式中, $P_{l,a}^t$ 、 $P_{l,b}^t$ 和 P_l^t 分别为 t 时段第 l 个区间负荷最小值、最大值和代表值, 见图2所示。

2 基于改进分位点和平稳运行配电网不可控-可控资源优化配置

双层规划模型中, 上层规划结果作用于下层目标函数或约束条件, 下层规划结果反馈到上层目标函数或约束条件, 实现上下层的相互作用。一般的双层规划数学模型可表示如下:

$$\begin{cases} \min F = F(x, w) \\ s. t. G(x) \leq 0 \\ \min w = f(x, y) \\ s. t. g(x, y) \leq 0 \end{cases} \quad (8)$$

式中: $F(\cdot)$ 为上层目标函数; $G(\cdot)$ 为上层约束条件; $f(\cdot)$ 为下层目标函数; $g(\cdot)$ 为下层约束条件; x 、 y 分别为上层、下层决策变量。

基于改进分位点和配电网平稳运行不可控-可控资源规划中, 配电网综合年费用期望需在上层光伏安装容量、微型燃气轮机有功出力和电容器组的规划和运行基础上进行计算; 光伏安装容量和位置需在返回微型燃气轮机安装容量和联合概率的置信度指标情况下确定。上下层相互制约反复迭代, 与双层规划模型相匹配。机会约束是较好解决不确定性的方法, 因此采用了机会约束。

2.1 上层目标函数与约束条件

在满足容量渗透率和消纳约束的情况下, 为促进光伏等清洁能源的发展, 希望更多地安装光伏。上层规划以光伏安装容量最大为目标函数。

上层规划目标函数为

$$f_s = \sum_{i=1}^n S_{pvi} + W \cdot R \quad (9)$$

式中: n 为节点的总数; S_{pvi} 为第 i 个节点光伏安装的容量; R 为是否满足联合概率的置信度指标; W 为惩罚系数。当 $R \geq 1$ 时, W 为 -10^9 ; 当 R 为其他值, W 为0。

1) 等式约束

$$\begin{cases} P_i - P_{Li} = U_i \sum_{k \in A(i)} U_k (G_{ik} \cos \delta_{ik} + B_{ik} \sin \delta_{ik}) \\ Q_i - Q_{Li} = U_i \sum_{k \in A(i)} U_k (G_{ik} \sin \delta_{ik} - B_{ik} \cos \delta_{ik}) \end{cases} \quad (10)$$

式中: P_i 、 P_{Li} 为第 i 节点有功出力与有功负荷大小; Q_i 、 Q_{Li} 为 i 节点无功出力与无功负荷大小; U_i 、 U_k 分别为 i 节点与 k 节点电压幅值; δ_{ik} 为节点 i 和节点 k 之间的电压相角差; G_{ik} 、 B_{ik} 分别为节点导纳矩阵的实部和虚部。

2) 不等式约束

$$\begin{cases} S_{gi} \leq S_{gi}^{\max} \\ \sum_{i=1}^n (S_{pvi} + S_{gi}) \leq \rho S_{\max} \\ S_{pvi} \leq S_{pvi}^{\max} \end{cases} \quad (11)$$

式中: S_{gi} 为第 i 节点微型燃气轮机安装容量; $S_{gi}^{\max}$ 、 $S_{pvi}^{\max}$ 为第 i 节点允许安装微型燃气轮机、光伏的最大容量; ρ 为容量渗透率。

2.2 下层目标函数与约束条件

在上层光伏位置和容量规划的基础上, 进行下层运行和规划, 求得配电网综合年费用期望和平衡节点有功波动标准差。

配电网综合年费用期望包括设备投资年费用、运行维护年费用期望、损耗年费用期望和置换年费用期望, 不包括光伏设备及其光伏相关费用(为促进光伏的发展, 在满足消纳的情况下, 没考虑营收)。

$$f_c = C_{\text{inv}} + C_{\text{om}} + C_{\text{loss}} - C_{\text{zh}} \quad (12)$$

式中: C_{inv} 为设备投资年费用; C_{om} 为运行维护年费用期望; C_{loss} 为损耗年费用期望; C_{zh} 为置换年费用期望。

$$C_{\text{inv}} = R(r, l_g)(C_g S_g - C_{sg}) + R(r, l_c)(C_c S_c - C_{sc}) \quad (13)$$

$$R(r, l) = \frac{r(1+r)^l}{(1+r)^l - 1} \quad (14)$$

式中: C_g 、 C_c 为微型燃气轮机和电容器单位容量的投资成本; S_g 和 S_c 为微型燃气轮机和电容器安装容量; C_{sg} 和 C_{sc} 为微型燃气轮机和电容器的残值; l_g 和 l_c 为设备微型燃气轮机和电容器的使用寿命; $R(r, l)$ 为等年值系数; r 为贴现率; l 为设备寿命。

$$C_{\text{loss}} = \sum_{i=1}^{N_c} \sum_{t=1}^{24} \sum_{j=1}^{N_{\text{sys}}} N_i P_{t,i}^j P_{i,\text{loss}}^j \quad (15)$$

式中: V 为网损电价; $P_{i,\text{loss}}^j$ 为第 i 类 t 时段配电网第 j 状态的有功损耗。

$$C_{\text{om}} = C_o + C_m \quad (16)$$

式中, C_o 、 C_m 分别为运行费用期望、维护费用期望。

$$C_o = \sum_{i=1}^{N_c} N_i \sum_{t=1}^{24} \sum_{j=1}^{N_{\text{sys}}} g_{t,i}^j (C_g P_{g,j}^j + C_c Q_{c,j}^j) \quad (17)$$

式中: C_g 、 C_c 为单位有功微型燃气轮机与无功电容器组运行费用; $P_{g,j}^j$ 、 $Q_{c,j}^j$ 分别为 i 类第 j 状态微型燃气轮机出力与电容器组的无功出力。

$$C_m = b_g S_g + b_c S_c \quad (18)$$

式中: b_g 、 b_c 为单位容量微型燃气轮机与电容器组维护费用; S_g 、 S_c 为微型燃气轮机和电容器组安装容量。

$$C_{zh} = C_{bef} - C_{now} \quad (19)$$

$$C_{bef} = \sum_{i=1}^{N_c} N_i \sum_{t=1}^{24} \sum_{j=1}^{N_{sys}} p_{t,i}^j P_{g,b}^j \beta_b \Delta t \times (c_c + a_{co_2} E_{co_2} + a_{so_2} E_{so_2} + a_{no_x} E_{no_x}) \quad (20)$$

$$C_{now} = \sum_{i=1}^{N_c} N_i \sum_{t=1}^{24} \sum_{j=1}^{N_{sys}} p_{t,i}^j [C_{gf} F_{f,j} + P_{g,b}^j \Delta t \cdot (a_{co_2} E_{co_2} + a_{so_2} E_{so_2} + a_{no_x} E_{no_x})] \quad (21)$$

式中: β_b 为平衡节点煤电所占比重; a_{co_2} 、 a_{so_2} 和 a_{no_x} 为单位废气排放费用; E_{co_2} 、 E_{so_2} 和 E_{no_x} 为单位电量造成的废气排放量; c_c 为单位煤电的燃煤费用; C_{gf} 为单位燃料费用; $F_{f,j}$ 为 j 状态燃气总的消耗量。

$$\Delta P = \sum_{i=1}^{24} \left| \sum_{t=1}^{N_c} \sum_{j=1}^{N_{sys}} g_i g_{t,i}^j P_{t,i}^j \Delta P_o \right| / 24 \quad (22)$$

$$\Delta P_o = \sum_{i=1}^{N_c} \sum_{t=1}^{24} \sum_{j=1}^{N_{sys}} g_i g_{t,i}^j P_{t,i}^j \quad (23)$$

下层规划约束条件:

1) 等式约束, 即节点潮流方程

$$\begin{cases} P_i^j - P_{Li}^j = U_i^j \sum_{k \in A(i)} U_k^j (\cos \delta_{ik} + B_{ik} \sin \delta_{ik}) \\ Q_i^j - Q_{Li}^j = U_i^j \sum_{k \in A(i)} U_k^j (G_{ik} \sin \delta_{ik} - B_{ik} \cos \delta_{ik}) \end{cases} \quad (24)$$

式中: P_i^j 、 P_{Li}^j 为 i 节点 j 状态有功出力与有功负荷大小; Q_i^j 、 Q_{Li}^j 为 i 节点 j 状态无功出力与无功负荷大小; U_i^j 、 U_k^j 分别为 i 节点与 k 节点 j 状态的电压幅值; δ_{ik} 为节点 i 和节点 k 之间的电压相角差; G_{ik} 、 B_{ik} 分别为节点导纳矩阵的实部和虚部。

2) 不等式约束

$$\begin{cases} 0 \leq P_{g,i}^j \leq S_{g,i} \\ 0 \leq Q_{c,i}^j \leq S_{c,i} \\ 0 \leq T_c \leq T_{max} \\ -Q_{inmax}^j \leq Q_{pv}^j \leq Q_{oumax}^j \end{cases} \quad (25)$$

式中: $P_{g,i}^j$ 为 j 状态 i 节点微型燃气轮机有功; $S_{g,i}$ 为 i 节点微型燃气轮的安装容量; $Q_{c,i}^j$ 为 j 状态 i 节点电容器组的无功; $S_{c,i}$ 为 i 节点电容器组安装容量; T_c 、 T_{max} 分别为电容器 24 时段电容器总的投切次数和允许的最大投切次数; Q_{inmax}^j 、 Q_{pv}^j 、 Q_{oumax}^j 分别为 j 状态光伏电源吸收无功最大值、实际无功值和发出无功最大值。

$$g \{ U_{min} \leq U_m \leq U_{max} \} \geq \alpha, m \in \Omega_{node} \quad (26)$$

$$g \{ S_{mn} \leq S_{max} \} \geq \beta, n \in \Omega_{node} \quad (27)$$

$$R = \sum_{i=1}^{N_c} \sum_{t=1}^{24} \sum_{j=1}^{N_{sys}} g_i g_{t,i}^j \geq \gamma \quad (28)$$

式中: $g\{B\}$ 表示事件 B 发生的概率; α 、 β 和 γ 为电压、容量和联合概率的置信度; U_m 是节点电压; S_{mn} 为支路容量; Ω_{node} 为系统的节点集合。

2.3 多目标最优决策

通过多目标优化算法求得 Pareto 最优解集, 提出最短模糊距离的方法进行方案优选。对 3 个目标分别构造模糊隶属度函数^[15], 使得光伏安装容量、配电网综合年费用期望和平衡节点有功波动标准差在 $[0, 1]$ 内量化评估。最小值目标采用式(29)求隶属度, 最大值目标采用式(30)求隶属度。

$$\mu(f) = \begin{cases} 1 & f \leq F_0 \\ \frac{F_1 - f}{F_1 - F_0} & F_0 < f \leq F_1 \\ 0 & f > F_1 \end{cases} \quad (29)$$

$$\mu(f) = \begin{cases} 1 & f > F_1 \\ \frac{F_0 - f}{F_0 - F_1} & F_0 < f \leq F_1 \\ 0 & f \leq F_0 \end{cases} \quad (30)$$

随机变量隶属度都在 $[0, 1]$ 波动, $(1, 0, 0)$ 为光伏安装容量的最优值; $(1, 1, 1)$ 为虚拟理想最优解。

$$l_{best} = \sqrt{(x-1)^2 + (y-1)^2 + (z-1)^2} \quad (31)$$

求得 Pareto 最优解集, 通过式(29) ~ 式(30)求得隶属度对 (x, y, z) , 此隶属度对到虚拟理想最优隶属度 $(1, 1, 1)$ 的距离最短为优选方案。

3 求解算法

步骤1: 上层采用二进制编码, 通过遗传算法进行上层规划, 并将上层规划的光伏安装位置和容量传递到下层。

步骤2: 依据上层光伏安装位置和容量, 采用 1.1 小节的理论抽取时序多状态, 下层采用浮点数编码, 并根据下层的目标函数, 进行电容器组和微型燃气轮机的优化运行。

步骤3: 进行联合概率的叠加, 在每个状态下进行遗传、变异, 并通过机会约束求解微型燃气轮机和电容器组容量。将 R 和微型燃气轮机的容量返回到上层进行计算, 后遗传、变异, 并返回步骤2继续优化运行, 并通过。直到满足终止条件。

4 算例分析

以 IEEE 33 节点配电系统^[16]为例仿真分析。平衡节点基准电压取为 10 kV, 配电网的最大负荷为 6 348 kW, 最小负荷为 1 469 kW。光伏电源安装

待选节点为4、13、17、21、27;光伏无功的费用参考文献[17];平衡节点注入功率的60%由火电厂提供,单位电量废气及排放费用与燃煤成本参考文献[18];微型燃气轮机和电容器的待选节点为7、14、17、22、25、31、33;单位容量设备投资费用和维护费用参考文献[19];电容器的24个时段最多投切次数为4次;燃气消耗量 $F_{t,g}$ 可通过曲线拟合得到和单位电量废气排放量参考文献[20];设定以下3种方案进行仿真分析。方案1、方案3采用基于惯性矩的最优分位点的多状态模型;方案2采用文献[11]的多状态模型。方案其他参数见表2。

表2 方案汇总表

方案	最优多 状态模型	微型 燃气轮机	电容 器组
方案1	√	×	√
方案2	×	√	√
方案3	√	√	√

方案1、方案2和方案3的Pareto最优解集如图3和图4所示。

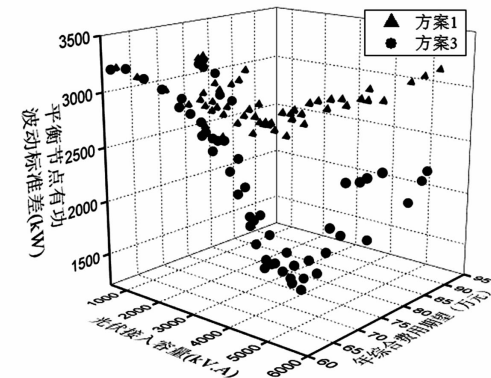


图3 方案1和方案3多目标指标对比

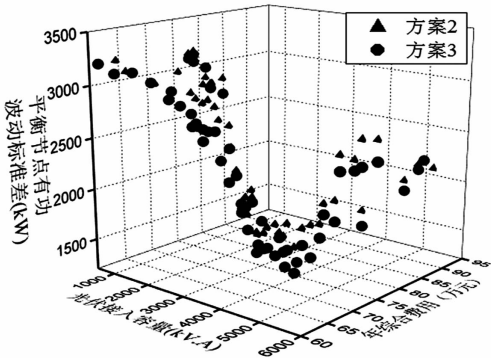


图4 方案2和方案3多目标指标对比图

由图3和图4分析如下:方案1和方案3对比,为应对不可控资源不确定性和波动性,有功-无功可控资源较只进行无功可控资源优化配置,在保证消纳、满足电压和容量置信度的条件下,综合年费用更低,且平衡节点有功波动更小。

表3 不同方案的规划结果指标

方案	光伏安装容量 /(kW·A)	配电网综合年 费用期望/万元	平衡节点有功 波动标准差/kW
方案1	4 700	82.32	3 150
方案2	4 600	79.71	2 180
方案3	4 700	75.47	1 920

分别在方案1、方案2和方案3的Pareto最优解中,基于最小模糊距离进行方案优选,优选方案规划结果和指标如表3、表4所示。方案1和方案3对比,应对相同容量光伏不可控资源,配电网系统综合费用降低了6.85万元;平衡节点有功波动标准差减少了39.1%。即有功-无功可控资源优化规划,提高了配置方案的经济性,增强了配电网平稳运行能力。方案2和方案3对比,单位光伏配电网综合年费用降低了1.26万元;平衡节点有功波动标准差降低了11.9%。即所提的基于惯性矩的最优分位点的多状态场景模拟不确定性更具代表性,提高了计算精度,在进行优化规划有功-无功可控资源上减少设备浪费。

通过蒙特卡洛模拟抽取随机场景 24×8 个,在3种方案的规划下优化运行,统计所有状态所有节点电压标幺值如图5和图6所示。

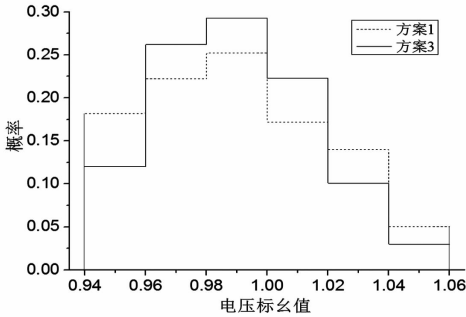


图5 方案1与方案3电压对比图

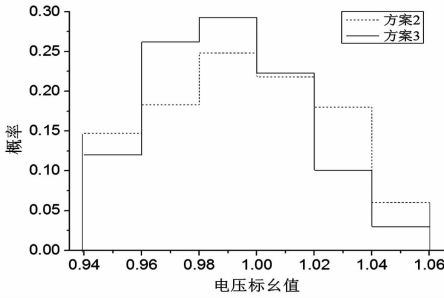


图6 方案2与方案3电压对比图

方案1、方案2和方案3节点电压标幺值在0.96~1.04范围内的分别占总体的74.8%、76.3%和86.2%。方案3较方案1和方案2,总体电压质量更优,说明有功-无功可控资源联合优化配置较无功优化配置应对电压波动更优。方案3较方案2,计算精度提高了10.1%,说明所建立的基于惯性

表 4 不同方案规划结果

方案	光伏安装位置	光伏安装容量 /(kW·A)	微型燃气轮机 安装位置	微型燃气轮机安 装容量/(kW·A)	电容器组 安装位置	电容器 安装容量/(kW·A)
方案 1	4,13,21,27	1 800, 1 200,1 000,700	不考虑	不考虑	7,17,22,25,31	450,1 020,960,830,1 440
方案 2	4,17,21,27	1 800,800,1 100,800	6,17,25,33	200,300,300,300	7,17,25,31	620,850,850,980
方案 3	4,13,21,27	1 800,1 200,1 000,700	6,17,25,33	300,200,0,300	7,17,25,31	420,1 130,570,1 320

矩的最优分位点多状态模型更好地模拟了不可控资源的不确定性,在进行电压调整时提高了计算精度。

5 结 论

有功-无功可控资源应对光伏、风电等不可控资源不确定性和波动性带来的问题较只进行无功可控资源优化配置在经济性和电压质量上更佳,同时提高配电网平稳运行能力,使得规划运行一体化考虑的更加全面。所提的基于惯性矩的最优分位点的多状态模型更好地模拟了不可控资源的不确定性,提高了计算精度,为促进不可控清洁能源的接入和发展具有一定的指导意义。

参考文献

[1] Ashem A, Ledwich G. Distributed Generation as Voltage Support for Single Wire Earth Return Systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2004, 19(3):1002-1011.

[2] 吕清洁,王韶,刘庭磊. 含分布式发电的配电网有功-无功综合优化[J]. 电力系统保护与控制, 2012, 40(10):71-76.

[3] 周家南,苏宏升. 计及负荷电压静特性的含分布式电源的前推回代潮流计算[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(24):26-32.

[4] 向月,刘俊勇,刘友波,等. 考虑质心映射与路径解析的分布式电源优化配置搜索策略[J]. 电网技术, 2012, 36(6):133-140.

[5] 栗然,马慧卓,祝晋尧,等. 分布式电源接入配电网多目标优化规划[J]. 电力自动化设备, 2014, 34(1):6-13.

[6] 黄付顺,王倩,何美华,等. 基于综合敏感性分析的时序分布式电源规划[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(10):44-49.

[7] 杨毅,韦钢,周冰,等. 含分布式电源的配电网模糊优化规划[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(13):19-23.

[8] Martins V F, Borges C L T. Active Distribution Network Integrated Planning Incorporating Distributed Generation and Load Response Uncertainties[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2011, 26(4):2164-2172.

[9] 邓威,李欣然,刘志勇,等. 考虑无功补偿影响因素

的间歇性分布式电源综合优化配置[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(10):80-88.

[10] 柳春芳. 主动配电网一体化设计方法[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(11):49-55.

[11] 张璐,唐巍,丛鹏伟,等. 基于机会约束规划和二层规划的配电网广义电源优化配置[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(5):50-58.

[12] Karaaki S H, Chedid R B, Ramadan R. Probabilistic Performance Assessment of Autonomous Solar-wind Energy Conversion Systems[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 1999, 14(3):766-772.

[13] 胡楷,杨俊,单庆晓. 光伏并网逆变器复用技术仿真研究[J]. 系统仿真学报, 2010, 22(11):2728-2731.

[14] 刘健,徐精求,董海鹏. 配电网概率负荷分析及其应用[J]. 电网技术, 2004, 28(6):67-70.

[15] 陈水利. 模糊集理论及其应用[J]. 北京:科学出版社,2005.

[16] Baran M E, Wu F F. Network Reconfiguration in Distribution Systems for Loss Reduction and Load Balancing[J]. IEEE Trans. on Power Delivery, 1989, 3(4):1401-1407.

[17] Rabiee A, Shayanfab H A, Amjady N. Reactive Power Pricing[J]. IEEE Power and Energy Magazine, 2009, 7(1):18-32.

[18] 徐讯,陈楷,龙禹,等. 考虑环境成本和时序特性的微网多类型分布式电源选址定容规划[J]. 电网技术, 2013, 37(4):914-921.

[19] 钱科军,袁越,石晓丹,等. 分布式发电的环境效益分析[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(29):11-15.

[20] 杨艳红,裴玮,齐智平. 基于动态运行策略的混合能源微网规划方法[J]. 电力系统自动化, 2012, 36(19):30-36.

作者简介:

李 斌(1990),硕士生,研究方向为配电网规划与运行分析;

滕予非(1984),博士、高级工程师,研究方向为电力系统分析与控制;

吕 林(1963),教授,研究方向为配电网规划、重构优化等;

刘友波(1983),博士,研究方向为主动配电网规划和运行分析。

(收稿日期:2017-02-24)

具备不平衡运行控制直驱风机 对近区系统负序电流的影响

徐红灿¹, 滕予非², 王晓茹¹

(1. 西南交通大学电气工程学院, 四川 成都 610031;
2. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610072)

摘要:针对具备不平衡运行控制的直驱永磁同步风电机组 (direct-driven permanent magnet synchronous generators, DDPMMSG), 提出了一种负序电流注入下, 含直驱风机系统的稳态不对称计算方法。在正负序网中, 将直驱风机等效为受控电流源, 然后根据系统正负序网, 列出系统正负序电压电流方程, 与直驱风机正负序电流指令值计算方程联立求解, 得到系统各参数的序分量。从理论上分析了直驱风机对近区系统负序电流的影响, 研究表明, 相比同步电机, 直驱风机使系统其他支路输出的负序电流更大。在双机无穷大以及十三节点配电网的算例中, 通过理论计算值与仿真值的对比, 验证了所提计算方法和结论的正确性。

关键词:直驱风机; 负序电流; 不平衡运行控制; 同步电机

Abstract: A steady-state asymmetric calculation method for power system with direct-driven permanent magnet synchronous generators (DDPMMSG) after the injection of negative-sequence current is proposed. In the positive and negative sequence networks, DDPMMSG with the control strategy under unbalanced condition could be equivalent to the controlled current source. Then voltage and current equations based on positive and negative sequence networks of power system are listed. The sequence components of parameters of power system could be gained by solving the simultaneous equations combining the voltage and current equations and the current commands equations of the control strategy. The influence of DDPMMSG on the negative-sequence currents of the system near DDPMMSG is analyzed theoretically. The results show that DDPMMSG may increase negative-sequence currents of other branches comparing with the synchronous generator. Finally, two case studies based on two-machine system and 13-node distribution network are presented, and the comparative analyses between theoretical calculations and simulation results verify the correctness of the calculation method and conclusions.

Key words: direct-driven generator; negative-sequence current; control strategy for unbalanced condition; synchronous generator

中图分类号: TM614 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2017)04-0014-06

0 引 言

在环境与能源问题日益加剧的背景下, 风力发电因其清洁可再生的特点得到快速发展。直驱永磁同步风电机组 (direct-driven permanent magnet synchronous generators, DDPMMSG) 具有效率高、故障率低、运维成本低等优点, 近年来成为主流风电机型之一^[1]。

中国适合大规模开发风电的地区一般都远离负荷中心, 甚至远离主干电网, 使得风电机组所联的电网实质上是一个存在电压跌落、电压不平衡、谐波畸变等各种运行风险的“弱电网”^[2]。电网不平衡会

恶化直驱风机的运行性能, 造成风机馈入电网的功率发生2倍于电网频率的波动, 并导致直流侧电压发生振荡^[3-4]。因此需要改进风机控制策略, 提高其在电网不平衡下的运行性能。

针对电网不平衡下直驱风机的运行控制, 文献[4, 6-7]等采用了一种基于双旋转坐标系的正负序电流控制, 根据不同的控制目标产生正负序电流指令值, 实现输出功率稳定控制、负序电流抑制等控制目标。

与传统同步发电机不同, 逆变型分布式电源 (inverter interfaced distributed generation, IIDG) 在故障时的输出特性, 主要取决于其采用的控制策略^[8]。逆变器内部跟踪电量主要有电压和电流两

种,在分析计算时,可以分别等效为受控电压源和受控电流源^[9]。

已有文献对电网不平衡下逆变型电源的分析计算展开了研究。文献[9]考虑故障中 IIDG 序电流控制和无功功率支撑,认为 IIDGs 短路电流与并网电压、并网运行时间有关,建立了包含负序电流的 IIDG 短路序分量电流源模型,提出多 IIDGs 系统的短路电流迭代算法。文献[10]假设变流器控制和锁相环理想工作下,认为 IIDG 在不同故障下均只输出正序电流,而无负序或零序电流,进而给出了输出故障电流的表达式。文献[11]指出正序分量控制下逆变型分布式电源在不对称故障时不输出负序电流,提出了计及控制特性的 IIDG 压控电流源等值模型,并给出了求解含 IIDG 配电网节点电压方程的方法。文献[12]基于并网逆变器抑制输出有功功率波动的控制策略,给出了具备不对称故障控制策略的逆变型电源,在不对称故障下的稳态短路电流公式,并通过仿真对比验证。

然而,针对弱联系电网中常见的系统含有负序电流的轻度不平衡工况下,含直驱风机系统的不对称计算尚少见报道。基于此,提出了一种含直驱风机系统稳态不对称计算方法,在正负序网中将直驱风机等效为受控电流源,通过联立系统正负序电压电流方程及直驱风机不平衡控制中电流指令计算方程,求解系统参数各序分量。同时从理论上分析了直驱风机对近区系统负序电流的影响,通过理论计算与仿真对比,验证了计算方法与结论的正确性。

1 直驱风机不平衡运行控制原理

DDPMSG 一般采用背靠背变流器并网,其中网侧变流器的典型原理如图 1 所示。变流器经 LCL 滤波器并网。

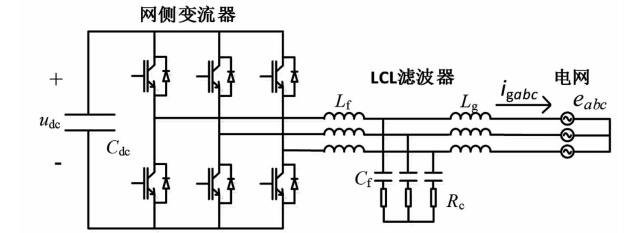


图 1 LCL 型网侧变流器原理图

图 1 中: L_f 、 L_g 、 C_f 分别为变流器侧电感、网侧电感及滤波电容; R_c 为串联阻尼电阻; C_{dc} 、 u_{dc} 分别为直流电容及其电压; e_{abc} 、 i_{gabc} 分别为三相电网电压和三相并网电流。

当电网出现不平衡时,变流器网侧复功率 S 为^[13]

$$S = P_g + jQ_g = (P_{g0} + P_{g-c2}\cos 2\omega t + P_{g-s2}\sin 2\omega t) + j(Q_{g0} + Q_{g-c}\cos 2\omega t + Q_{g-s2}\sin 2\omega t) \quad (1)$$

式中, P_g 、 Q_g 分别为有功、无功功率;下标 0、s2、c2 分别代表功率的平均分量和二倍频正、余弦波动分量; ω 为同步电角速度。由此可见,该工况下变流器网侧有功功率和无功功率都含有二次谐波分量,引起电网出现功率波动。

将式(1)进行派克变换,可以得到同步旋转 dq 坐标系下,功率各分量表达式为

$$\begin{bmatrix} P_{g0} \\ P_{g-c2} \\ P_{g-s2} \\ Q_{g0} \\ Q_{g-c2} \\ Q_{g-s2} \end{bmatrix} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} e_d^+ & e_q^+ & e_d^- & e_q^- \\ e_d^- & e_q^- & e_d^+ & e_q^+ \\ e_q^- & -e_d^- & -e_q^+ & e_d^+ \\ e_q^+ & -e_d^+ & e_q^- & -e_d^- \\ e_q^- & -e_d^- & e_q^+ & -e_d^+ \\ -e_d^- & -e_q^- & e_d^+ & e_q^+ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{gd}^+ \\ i_{gq}^+ \\ i_{gd}^- \\ i_{gq}^- \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中, e 、 i_g 分别为电网电压、并网电流;上标 +、- 分别代表正序、负序分量;下标 d 、 q 分别代表同步旋转坐标系下的 d 、 q 分量。

由式(2)可知,网侧变流器输出功率的平均值及二倍频分量与并网电流正、负序下 dq 轴 4 个分量有关,因此,令 $P_{g-s2}^* = P_{g-c2}^* = 0$,并将其代入式(2),即可通过控制正、负序电流,消除有功功率二倍频波动;同时,控制平均无功功率为 0,实现单位功率因数控制,可以得到并网电流的指令值为

$$\begin{bmatrix} i_{gd}^{*+} \\ i_{gq}^{*+} \\ i_{gd}^{*-} \\ i_{gq}^{*-} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e_d^+ & e_q^+ & e_d^- & e_q^- \\ e_q^+ & -e_d^+ & e_q^- & -e_d^- \\ e_q^- & -e_d^- & e_q^+ & e_d^+ \\ e_d^- & e_q^- & e_d^+ & e_q^+ \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \frac{2}{3}P_{g0}^* \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \frac{2P_{g0}^*}{3D} \begin{bmatrix} e_d^+ \\ e_q^+ \\ -e_d^- \\ -e_q^- \end{bmatrix}$$

$$D = [(e_q^+)^2 + (e_d^+)^2] - [(e_q^-)^2 + (e_d^-)^2] \quad (3)$$

式中, P_{g0}^* 为变流器平均有功功率指令,其与直流电容电压平均值有关。当直流电容电压采用 PI 控制器时,控制器输出为直流电容支路电流指令值,进而可得

$$P_{g,0}^* \left[\left(K_{pdc} + \frac{K_{idc}}{s} \right) (u_{dc}^* - u_{dc}) \right] u_{dc}^* \quad (4)$$

式中: K_{pdc} 、 K_{idc} 分别为控制器比例系数和积分增益; u_{dc}^* 为直流电容电压指令值。

进而采用最常用的基于双旋转同步坐标系的正负序电流控制^[13], 对式(3)中的电流指令值 i_{gd}^{+*} 、 i_{gq}^{+*} 、 i_{gd}^{-*} 、 i_{gq}^{-*} 进行无静差跟踪控制, 实现不平衡控制目标。

2 负序电流注入下含直驱风机系统序网分析

2.1 具备不平衡运行控制的直驱风机序网模型

逆变器内部跟踪变量主要有电压和电流两种, 根据其不同, 将逆变器分为电压控制型和电流控制型, 在分析计算中, 可以分别等效为受控电压源和受控电流源。这里采用电流控制, 因而可以将直驱风机等效为受控电流源。

直驱风机经箱式变压器并网, 变压器的低压侧通常采用星形不接地或者三角形接线方式, 不存在零序通路, 因此在序网分析中, 不考虑零序网络。

由于变流器调节时间很短, 在分析直驱风机稳态输出时, 可以忽略电流控制内环, 认为实际电流等于电流指令值, 则有

$$[i_{gd}^{+*} i_{gq}^{+*} i_{gd}^{-*} i_{gq}^{-*}] = [i_{gd}^{+*} i_{gq}^{+*} i_{gd}^{-*} i_{gq}^{-*}] \quad (5)$$

进而可得

$$\begin{aligned} |\dot{I}_{DPG1}| &= |\dot{I}_{gdq}^{+}| = |i_{gd}^{+} + j\dot{i}_{gq}^{+}| = |i_{gd}^{+*} + j\dot{i}_{gq}^{+*}| \\ |\dot{I}_{DPG2}| &= |\dot{I}_{gdq}^{-}| = |i_{gd}^{-} + j\dot{i}_{gq}^{-}| = |i_{gd}^{-*} + j\dot{i}_{gq}^{-*}| \end{aligned} \quad (6)$$

式中, $\dot{I}_{DPG1}$ 、 $\dot{I}_{DPG2}$ 分别为直驱风机出口电流的正、负序分量。结合式(3)与式(6), 可以将直驱风机在正负序网中分别等效为受控电流源, 其输出主要受风机功率与正负序电压控制。

2.2 负序电流注入序网模型

由于风电富集地区常远离电网负荷中心, 因此

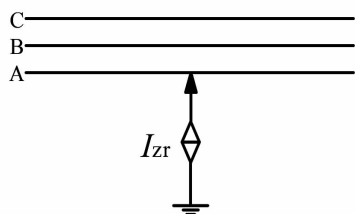


图2 负序电流注入方法

风场所联为弱联系电网, 存在三相不平衡、电压跌落等运行风险。电网不平衡会使系统中产生负序电流, 下面通过往系统注入负序电流的方式, 来模拟电网轻度不平衡的工况。具体方式如图2所示。

在注入点的A相注入电流 I_{zr} , 可得注入电流所在支路三相电流为

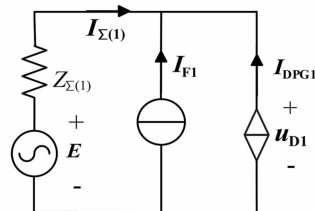
$$\dot{I}_A = \dot{I}_{zr}, \dot{I}_B = \dot{I}_C = 0 \quad (7)$$

进而可得, 三序电流为

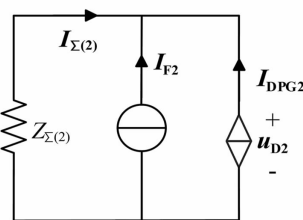
$$\dot{I}_{F1} = \dot{I}_{F2} = \dot{I}_{F0} = \frac{1}{3} \dot{I}_A = \frac{1}{3} \dot{I}_{zr} \quad (8)$$

2.3 含直驱风机系统不对称计算原理

基于上述分析, 在负序电流注入下, 对于任一常规系统, 接入具备不平衡运行控制的直驱风机, 采用对称分量法, 忽略零序网络, 可以得到其正、负序网络如图3所示。



(a) 系统正序网络



(b) 系统负序网络

图3 含直驱风机系统的正、负序网

图3中, E 为系统等效正序电压; $I_{\Sigma(1)}$ 、 $I_{\Sigma(2)}$ 分别为系统等效正、负序电流; $Z_{\Sigma(1)}$ 、 $Z_{\Sigma(2)}$ 分别为系统除直驱风机外的等效正、负序阻抗; u_{D1} 、 u_{D2} 分别为直驱风机出口电压的正、负序分量。

基于基尔霍夫电压、电流定律, 不难推算出

$$\begin{aligned} \dot{I}_{\Sigma(1)} + \dot{I}_{DPG1} + \dot{I}_{F1} &= 0 \\ \dot{E} - \dot{I}_{\Sigma(1)} Z_{\Sigma(1)} &= \dot{u}_{D1} \\ \dot{I}_{\Sigma(2)} + \dot{I}_{DPG2} + \dot{I}_{F2} &= 0 \\ -\dot{I}_{\Sigma(2)} Z_{\Sigma(2)} &= \dot{u}_{D2} \end{aligned} \quad (9)$$

可见, 负序电流注入下, 含直驱风机系统的不对称计算原理为: 首先求得系统的正、负序等效阻抗, 其次列出各序电压、电流方程式(9), 然后结合直驱风机

序网模型式(3)、式(6)以及负序电流注入序网模型式(8),联立求解,即可求解各序分量的稳态值。

2.4 与同步电机对比

在分析风电并网对系统的影响时,通常会将风电机组替换为同等容量的常规同步电机,通过两者的比较来进行分析。

相似的,在研究直驱风机对近区电力系统负序电流的影响时,将直驱风机替换为同等容量的同步电机。替换后,系统的负序网络如图4所示。

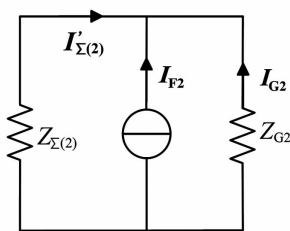


图4 替换为同步电机后系统负序网络

图4中: I_{G2} 为同步电机输出负序电流; $I'_{\Sigma(2)}$ 为同步电机接入后系统等效负序电流; Z_{G2} 为同步电机负序阻抗。

由图4及式(9)可以推出

$$\begin{aligned} \dot{I}_{\Sigma(2)} &= -\dot{I}_{F2} - \dot{I}_{DPG2} \\ \dot{I}_{\Sigma(2)} &= -\frac{1}{1 + \frac{Z_{\Sigma(2)}}{Z_{G2}}} \dot{I}_{F2} \end{aligned} \quad (10)$$

由式(10)可知,在负序电流注入下,直驱风机的接入为系统增加了一个负序源;同时,相比于同步电机,直驱风机并不分担注入的负序电流。因此,直驱风机相比于同步电机,使近区电力系统的其他支路输出更大的负序电流。

3 算例分析

针对包含直驱风机与同步电机的双机无穷大系统和十三节点配电网系统,在负序电流注入的工况下,采用提出的不对称计算方法求解系统各序分量的稳态值。并将直驱风机置换为同步电机,通过比较研究直驱风机对系统负序电流的影响。将理论计算结果与PSCAD软件中电磁暂态仿真结果进行对比验证。

3.1 双机无穷大系统

风电机组对系统中传统电源的影响常受到研究

人员的关注。建立直驱风机与同步电机并列的双机无穷大系统见图5。

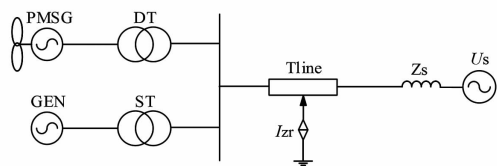


图5 直驱风机与同步电机并列系统

如图5所示,直驱风机与同步电机都经变压器和传输线接入无穷大系统,负序电流在传输线中点注入。图6给出了并列系统正、负序网络。

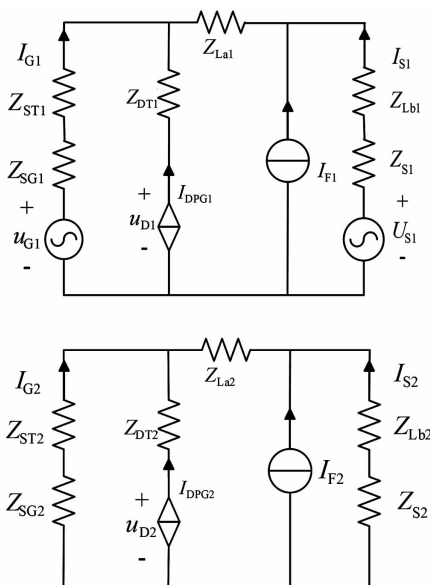


图6 双机无穷大系统正、负序网络

根据图6得到电压电流方程如下:

$$\begin{aligned} \dot{I}_{G1} + \dot{I}_{DPG1} + \dot{I}_{S1} + \dot{I}_{F1} &= 0 \\ \dot{U}_{S1} &= \dot{I}_{S1}(Z_{Lb1} + Z_{S1}) + (\dot{I}_{F1} + \dot{I}_{S1})Z_{La1} - \dot{I}_{DPG1}Z_{DT1} + \dot{u}_{D1} \\ \dot{u}_{D1} - \dot{I}_{DPG1}Z_{DT1} &= \dot{u}_{G1} - \dot{I}_{G1}(Z_{SG1} + Z_{ST1}) \\ \dot{I}_{G2} + \dot{I}_{DPG2} + \dot{I}_{S2} + \dot{I}_{F2} &= 0 \\ -\dot{I}_{G2}(Z_{SG2} + Z_{ST2}) &= \dot{u}_{D2} - \dot{I}_{DPG2}Z_{DT2} \\ -\dot{I}_{S2}(Z_{Lb2} + Z_{S2}) - (\dot{I}_{S2} + \dot{I}_{F2})Z_{La2} &= \dot{u}_{D2} - \dot{I}_{DPG2}Z_{DT2} \end{aligned} \quad (11)$$

式中: Z_s 为电源等效阻抗; U_{S1} 为电源正序电压; Z_{La} 、 Z_{Lb} 分别为注入点左、右边传输线阻抗; Z_{DT} 为风机出口箱变阻抗; Z_{ST} 为同步机出口箱变阻抗;下标1、2分别表示参数正负序分量。

进而通过所提出的不对称计算方法计算系统各主要变量的序分量,在MATLAB中进行理论计算,同时在PSCAD进行仿真分析。仿真参数如表1所示。

表 1 仿真系统主要参数			
参数	取值	参数	取值
系统电压	11 kV	Z_{G1}	1.014 p. u.
风机有功均值	1.5 MW	Z_{G2}	0.297 p. u.
风机无功均值	0 Mvar	Z_S	0.8 mH
同步机有功均值	1.5 MW	Z_L	1.5 mH
同步机无功均值	0 Mvar	$Z_{DT}、Z_{ST}$	2%

设置 10 s 时,在传输线中点的 A 相注入电流 $1 \angle 120^\circ$ p. u. ,系统主要变量的 MALTAB 计算值与 PSCAD 仿真值对比如表 2 所示。

表 2 双机无穷大系统主要变量对比			
变量		仿真值/kA	计算值/kA
系统电流	I_{s1}	0.140 70	0.145 80
	I_{s2}	0.042 59	0.042 70
风机输出电流	I_{DPG1}	0.079 12	0.079 36
	I_{DPG2}	0.000 415 5	0.000 392 9
同步机输出电流	I_{G1}	0.080 13	0.079 99
	I_{G2}	0.001 138	0.001 126

由表 2 可知,系统各主要变量的仿真值与计算值十分接近,验证了所提不对称计算方法的正确性。

将直驱风机替换为同等容量的同步电机 B,建立双同步电机无穷大系统,再次进行条件相同的仿真,结果如表 3 所示。对比表 2 与表 3 可知,与同步电机相比,直驱风机使并列同步电机输出负序电流更大,验证了理论分析的正确性。

表 3 双同步电机无穷大系统主要变量对比		
变量	仿真值/kA	计算值/kA
系统负序电流	0.041 55	0.041 72
同步机 B 负序电流	0.001 090	0.001 087
同步机 A 负序电流	0.001 093	0.001 087

3.2 十三节点配电网系统

为了进一步验证所提出的不对称计算方法,并分析直驱风机对近区系统负序电流的影响,建立典型十三节点配电网系统,将直驱风机与同步电机接入,系统结构见图 7,在节点 675 接入直驱风机,在节点 634 接入同步电机。系统负载节点主要参数见表 4。

其中,节点 646、684、611、652、680 的额定电压为 0.4 kV,需要经过变压器并网,变压器的容量都为 10 MVA。为了简化计算,在具体建模中将变压器的阻抗设成极小,因而在分析计算中可以忽略。同时,负载节点在建模中用电阻与电感并联的形式替代,电阻和

电感的参数可根据节点的额定电压和额定功率换算。传输线参数 $Z_{L1} = Z_{L2} = 0.034\ 2 + j0.267\ 0(\Omega/\text{km})$ 。

表 4 十三节点系统负载节点主要参数			
负载节点	额定电压/kV	有功功率/kW	无功功率/kvar
645	11	1 000	200
646	0.4	50	12
633	11	2 000	300
671	11	1 500	250
684	0.4	100	40
611	0.4	80	10
652	0.4	80	10
680	0.4	800	150
692	11	5 000	800

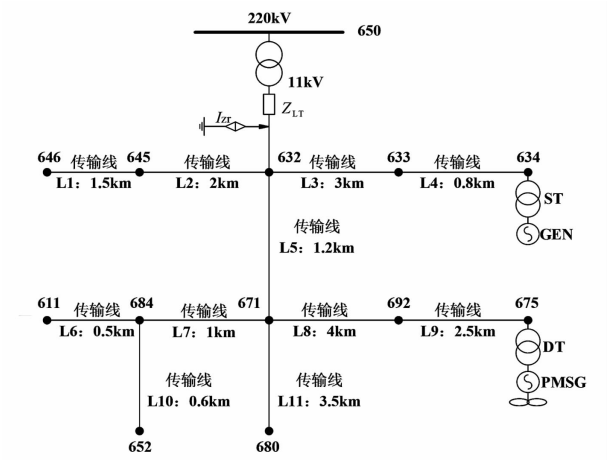


表 5 直驱风机接入十三节点系统主要变量对比			
变量		仿真值/kA	计算值/kA
系统电流	I_{S1}	1.699 8	1.706 5
	I_{S2}	1.321 6	1.322 5
直驱风机 输出电流	I_{DPG1}	0.081 32	0.081 48
	I_{DPG2}	0.002 695	0.002 715
节点 634 同步机 输出电流	I_{G1}	0.090 17	0.086 28
	I_{G2}	0.007 446	0.007 342

表 5 给出了十三节点系统主要变量理论计算值与仿真值的对比,可以看出仿真值与计算值很接近,证明了计算方法的正确性。

类似地,在同一节点,将直驱风机替换为相同容量的同步电机,系统主要变量的计算与仿真结果如表 6 所示。表 7 给出了两种接入情形下,各负载节点所在支路负序电流的仿真值。

表 6 同步电机接入十三节点系统主要变量对比

变量		仿真值/kA	计算值/kA
系统电流	I_{S1}	1.692 9	1.712 3
	I_{S2}	1.315 3	1.315 5
替换的同步机 输出电流	I_{GB1}	0.084 95	0.084 83
	I_{GB2}	0.007 028	0.006 939
节点 634 同步机 输出电流	I_{GA1}	0.089 26	0.086 24
	I_{GA2}	0.007 410	0.007 303

表 7 两种接入情形下负载节点所在支路负序电流对比

负载节点	同步电机接入/A	直驱风机接入/A	差值/%
645	1.752 68	1.761 50	-0.50
646	2.410 91	2.424 90	-0.58
633	3.341 51	3.357 80	-0.49
671	2.552 30	2.589 50	-1.46
684	4.972 13	5.049 50	-1.56
611	3.720 21	3.775 50	-1.49
652	3.720 18	3.775 80	-1.50
680	3.749 20	3.805 50	-1.50
692	8.074 55	8.286 00	-2.62

对比表 5 和表 6 可以看出,直驱风机接入比同步电机接入,使节点 634 所接同步电机输出了更大的负序电流。表 7 表明直驱风机接入时,系统各负载节点所在支路的负序电流更大,验证了理论分析的正确性。

4 结 论

针对具备不平衡运行控制的直驱风机,分析了负序电流注入下,含直驱风机系统的不对称计算原理,提出了一种计算系统参数各序分量稳态值的方法。从理论上分析了直驱风机对近区系统负序电流的影响,结果显示,相比于同步电机,直驱风机使系统其他支路的输出负序电流更大。在双机无穷大及十三节点配电网两个测试算例中,利用 MATLAB 的理论计算值与 PSCAD 的暂态仿真值进行对比,对比结果验证了所提方法及结论的正确性。

参考文献

[1] 王长路,王伟功,张立勇,等. 中国风电产业发展分析[J]. 重庆大学学报自然科学版, 2015, 38(1):148-154.
[2] 贺益康,胡家兵. 双馈异步风力发电机并网运行中的

几个热点问题[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(27):1-15.
[3] Wang Z, Nian H, Hu J. Enhanced Control Strategies of Permanent Magnet Synchronous Wind Power Generation System under Unbalanced Grid Voltage Conditions[C]// Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference, IEEE, 2010:1-4.
[4] 姚骏,陈西寅,廖勇,等. 电网电压不平衡时永磁直驱风电机组的控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2011, 39(14):99-106.
[5] 姚骏,陈西寅,廖勇,等. 抑制负序和谐波电流的永磁直驱风电系统并网控制策略[J]. 电网技术,2011(7):29-35.
[6] Ng C H, Ran L, Bumby J. Unbalanced-grid-fault Ride-through Control for a Wind Turbine Inverter[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2008, 44(3):845-856.
[7] 程航,曹五顺,周明星. 不对称电网电压条件下直驱永磁风力发电机组并网逆变器的双电流闭环控制策略的研究[J]. 电力系统保护与控制, 2012, 40(7):66-72.
[8] Baran M E, El-Markaby I. Fault Analysis on Distribution Feeders with Distributed Generators[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2005, 20(4):1757-1764.
[9] 周念成,叶玲,王强钢,等. 含负序电流注入的逆变型分布式电源电网不对称短路计算[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(36):41-49.
[10] 孔祥平,张哲,尹项根,等. 含逆变型分布式电源的电网故障电流特性与故障分析方法研究[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(34):65-74.
[11] 潘国清,曾德辉,王钢,等. 含 PQ 控制逆变型分布式电源的配电网故障分析方法[J]. 中国电机工程学报,2014,34(4):555-561.
[12] 刘素梅,毕天姝,王晓阳,等. 具有不对称故障穿越能力逆变型新能源电源故障电流特性[J]. 电力系统自动化,2016(3):66-73.
[13] 张兴,张崇巍. PWM 整流器及其控制[M]. 北京:机械工业出版社, 2012.

作者简介:

徐红灿(1992),硕士研究生,研究方向为电力系统稳定与控制、新能源并网等;
王晓茹(1962),教授、博士生导师,主要研究方向为电力系统稳定性分析与控制、含大规模可再生能源的电力系统的保护与控制等。

(收稿日期:2017-04-06)

基于空间聚类的中压配电网网格优化划分方法

陈超¹,李志铿¹,苏悦平²

(1. 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;
2. 广州供电局有限公司,广东 广州 510620)

摘要: 网格化规划方法是解决城市配电网由于缺乏面向远景的、持续和一贯的目标网架及其过渡过程而导致线路接线混乱、无序、联络复杂等问题的有效技术手段。网格的科学合理划分是网格化规划中必须首先解决的关键问题。然而,目前网格的划分仍依赖规划人员的主观经验或笼统的技术原则,不仅工作量巨大,而且难以满足技术经济性和方案合理性。为此,在构建网格划分综合评价指标体系的基础上,提出了基于空间聚类算法的网格优化划分数学模型及其求解方法,为进一步推进网格化规划的工程应用奠定了基础。基于实际区域配电网的算例分析验证所提模型和算法的有效性。

关键词: 配电网;网格化规划;网格划分;空间聚类

Abstract: The gridding planning method is an effective technical method for solving the problems that the lines are confused, disordered and connected complexly because the urban distribution network planning lacks of perspective, continuous and consistent target grid and its transition process. The reasonable grid division is the key problem that must be solved firstly in gridding planning. However, the current grid division still depends on subjective experiences of the planning staff or general technical principles, which leads to huge workload and makes the planning not meet the economic efficiency and rationality. So the grid division evaluation index system is constructed. On this basis, the mathematical model of optimal grid division and its solutions based on spatial clustering is proposed for advancing engineering application of gridding planning. The validity of the proposed model and its solutions are verified with a case of actual distribution network.

Key words: distribution network; gridding planning; grid division; spatial clustering

中图分类号:TM715 文献标志码:A 文章编号:1003-6954(2017)04-0020-04

0 引言

长期以来,中国经济社会处于快速发展阶段,城市配电网的规划建设也相应地以满足近期负荷增长为首要目标,由此导致配电网规划缺乏持续和一贯的目标网架及过渡安排,不同规划人员以及不同时期的规划方案,往往大幅改动甚至全面推翻上一阶段的规划成果,造成中压配电网网架结构混乱、线路路径交叉迂回、无序和复杂联络等问题突出,不仅严重影响了配电网故障处理和运行调度,而且降低了设备运维管理和营销服务等业务效率。

为此,国内多个城市相继开展了基于电网的配电网规划^[1-4]。网格化配电网规划,是将复杂的配电网划分为多个相对独立的局部区域,每个局部供电区域,即网格,由若干组典型接线直接供电。由于

网格之间相对独立,因此,规划人员只需针对网格内部的负荷发展情况和电网现状,规划目标网架及其过渡过程,从而使整体配电网的目标网架得以持续贯彻。此外,电网企业还能够以网格承载配电网规划、建设、运行调度、设备运维和营销管理等多个环节,实现多环节的闭环整体优化。

显然,网格的科学合理划分是网格化配电网规划的关键问题。目前,尽管供电企业一般制定了相应的网格划分原则,如要求网格应以主干道路、河流或山丘等地理屏障为界等,但是在具体的网格化规划实践中,网格划分仍主要依赖规划人员的主观经验。由于网格的划分涉及了负荷划分、用户切割、网架改造等诸多环节,因此,仅凭规划人员的主观经验或笼统的技术原则,实际上难以满足技术经济性和技术合理性方面的要求。而且,面对规模庞大的城市配电网,人工进行网格划分,需要不断重复指标计

算和网格边界调整等工作,涉及极大的工作量,不利于网格化规划工作的工程应用。

为此,这里首先从技术合理性和经济性等方面,构建了网格划分综合评价指标体系。在此基础上,以技术合理性和经济性综合最优为目标,考虑地理边界和行政边界约束,建立了中压配电网的网格优化划分数学模型,提出了基于空间聚类算法的模型求解方法,并以某试点区配电网为例,对上述模型和算法的有效性进行了验证。

1 配电网网格化

1.1 网格的定义

配电网网格化^[5-6],是指按网架现状、负荷分布、地理分界等实际情况,将复杂的配电网划分为多个相对独立的网格。一般规定每个网格由若干组标准接线直接供电,因此,网格之间不仅是有若干个街区组成,在地理上相对独立,而且在电气上也相对独立,仅在高压变电站层面有电气联系。此外,各个网格的负荷发展特性应相对接近,如负荷饱和、负荷快速发展和负荷不确定等。

1.2 一般划分步骤

在目前的网格化规划实践中^[7],通常遵循自下而上、上下结合的划分思路,往往需要反复修正和评价,具体包括:

1) 根据低压台区的负荷以及其他地块的负荷预测,综合考虑现状网架结构、地理分界,按区域总负荷不超过某一限值为原则,将若干个台区组成一个中压网格,初步形成中压网格的划分方案。

2) 根据一定的评价指标体系,对初步划分方案进行分析。

3) 根据评价结果的优劣,反复修正网格划分方案,直至指标满足要求。

可见,对于规模庞大的城市配电网,上述划分步骤不仅难以保证划分方案的技术合理性,而且,由于需要反复修正网格划分方案,因此需要极大的工作量,严重限制了网格化规划的适用性。

2 网格优化划分模型

2.1 目标函数

网格划分的本质,是将现状配电网中的配电变压器,划分入各个网格。为便于配电网运维,网格的

边界显然应尽量以高速公路、主干道路、河流和山地等地理屏障为界。因此,应尽量将距离较近的配电变压器划归入同一网格,而将受地理阻隔的配电变压器划入不同的网格。而且,将地理上分布较近的配电变压器划归入同一网格更有利于网格划分后的网架调整。

综上所述,定义配电变压器 T_i 与聚类中心 C_j 的距离 $d_{ij}(T_i, C_j)$ 为

$$d_{ij} = \lambda_{ij} \sqrt{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2} \tag{1}$$

式中: (x_i, y_i) 和 (x_j, y_j) 分别为 T_i 和 C_j 的坐标; λ_{ij} 为 T_i 和 C_j 的距离系数,表征了两者受到地理阻隔的程度,其取值如表1所示。

表1 距离系数 λ_{ij} 的典型取值

地理阻隔类型	λ_{ij} 的典型取值
高速公路、河流、 山地等难以逾越的地理屏障	3
主干道路、快速路等 不易逾越的地理阻隔	2
一般道路、街道	1.2
处于同一街区或地块	1

显然,当 d_{ij} 满足式(2)时, T_i 属于聚类中心 C_j :

$$d(T_i, C_j) = \min_{m=1,2,\dots,M} d(T_i, C_m) \tag{2}$$

式中, M 为聚类中心的数量。

因此,网格优化划分模型的目标函数应为

$$f(d) = \sum_{m=1}^M \sum_{T_i \in C_m} d(T_i, C_m) \tag{3}$$

2.2 网格优化划分模型

由于配电变压器归属于各自的线路,因此,将某一线路划归某个网格时,意味着网格外的配电变压器将切割至其他线路;而配电变压器的切割涉及用户停电和网架改造,对网格划分方案可行性和技术经济性至关重要:因此,网格划分应尽量减少配电变压器切割。为此,定义平均用户切割率 k 为

$$k = \frac{1}{N} \sum_{m=1}^N \frac{n'_m}{n_m} \tag{4}$$

式中: N 为配电线路总数; n'_m 为第 m 回线路在网格外的配电变压器数量; n_m 为第 m 回线路的配电变压器总数。

综上所述,根据式(3)所示的目标函数,可构建网格优化划分模型,如式(5)所示:

$$\begin{aligned} \min \quad & f(d) \\ \text{s. t.} \quad & k \leq k^* \\ & s_{\max} \leq s_{\max}^* \end{aligned}$$

$$s_{\min} \geq 0 \tag{5}$$

式中, k^* 和 $s_{\max}^*$ 为相应的阈值。若令 s_i 为配电变压器 T_i 的容量, 则 $s_{\max}$ 和 $s_{\min}$ 分别为:

$$s_{\max} = \max(\sum_{T_i \in C_m} S_i | m = 1, 2, \cdots, M);$$

$$s_{\min} = \min(\sum_{T_i \in C_m} S_i | m = 1, 2, \cdots, M)$$

3 遗传 K - 均值空间聚类算法

显然, 如式(5)所示的网格划分是对于配电变压器地理位置在约束条件下的空间划分问题。对此, K - 均值方法^[8-11]是目前应用广泛的方法之一, 具有算法简单、计算速度快等特点。然而, 由于 K - 均值方法的聚类结果依赖于初始值选取, 且通常采用梯度法求解极值, 因此 K - 均值方法对初始选值非常敏感且收敛时易陷入局部极值。

由于遗传算法的高效全局优化搜索优点^[12-15], 可将遗传算法与 K - 均值算法相结合, 从而克服 K - 均值算法的上述问题。

3.1 染色体编码及初始种群

染色体的长度对遗传算法的收敛速度有重要影响, 因此, 采用基于聚类中心的编码方式:

$$S = P_1 P_2 \cdots P_j \tag{6}$$

式中, P_j 为 j 个聚类中心, $j = 1, 2, \cdots, m$ 。

3.2 适应度函数

根据式(5)所示的目标函数, 构建遗传个体的适应度函数如式(7):

$$F = \frac{W[\text{sign}(k^* - k) + \text{sign}(S_{\max}^* - S_{\max}) + \text{sign}(S_{\min})]}{f(d)} \tag{7}$$

式中, W 是预设的取值较大的正数。

3.3 遗传操作方法

1) 选择。遗传算法的个体选择机制是使适应度高的个体具有较大的生存机会。然而, 为减少超级个体的影响, 采用以适应度相对值作为选择标准的锦标赛选择方法。

2) 交叉。为了更有效地产生新的有意义的个体, 保持群体的多样性, 采用基于最近邻基因匹配的交叉运算方法。

3) 变异。遗传算法的变异机制是保证算法全局寻优能力的关键, 因此变异算子的选择对最终全局最优解的获得有重要影响。这里采用随机变异方法, 即变异算子按基因位进行, 根据变异概率, 发生变异的基因位被随机选取的对象取代。

3.4 算法步骤

- 遗传 K - 均值空间聚类算法流程如下:
- 1) 确定遗传参数, 产生初始种群 $P(0)$;
 - 2) 根据式(7)计算种群 $P(t - 1)$ 中各个体的适应度;
 - 3) 对 $P(t - 1)$ 作选择操作, 得到下一代群体 $P(t)$;
 - 4) 对 $P(t)$ 作交叉操作;
 - 5) 对 $P(t)$ 作变异操作;
 - 6) 若到达最大代数或 $P(t - 1)$ 与 $P(t)$ 中类内离散度和之差 ε 在给定的限差内, 继续执行, 否则转步骤 2);
 - 7) 输出结果。

3.5 空聚类的影响

在对某一个体进行网格划分时, 可能出现空聚类。此时, 可采用如下的方法进行调整: 对某个空聚类 G_i , 将属于非空聚类 G_j 但离 G_j 最远且离 G_i 最近一个对象划归 G_i ; 重复上述过程, 直至划分中不再有空空的聚类为止。

4 算例分析

4.1 区域概况

选取的试点片区以广深高速公路为界分为南北两大区域: 北部试点区域范围是东起开创大道(广深高速 - 开源大道段), 西至大观路, 南至广深高速公路, 北至广汕公路与开创大道(开源大道 - 广汕公路段), 面积约 26 km²; 南部试点区域范围是东起科丰路, 西至科珠路, 南起科林路, 北至广深高速公路, 面积约 4.6 km²。试点片区南北两区域面积合计约 30.6 km²。

截至 2015 年年底, 试点片区内有高压变电站 9 座, 共有 10 kV 间隔 326 个, 已用间隔 197 个(区域内占用间隔 138 个); 10 kV 供电线路 142 回, 其中公用线路 92 回, 专用线路 50 回; 配电变压器 1 028 台, 合计容量 1 304.71 MVA, 其中, 公变 92 台、容量 58.53 MVA, 专变 936 台、容量 1 246.19 MVA。

4.2 划分结果

以试点片区配电网为例对所提模型和方法进行验证。其中, 群体大小取值 50, 交叉概率 $P_c = 0.6$, 变异概率 $P_m = 0.001$, 最大代数设为 1 000 次, $\varepsilon = 0.001$ km, $k^* = 0.15$, $s_{\max}^* = 9 \times 10^4$ kVA。

按所提方法, 网格划分结果如图 1 所示。表 1 给出了所提方法与基于规划人员经验的划分结果的目标函数取值对比结果。

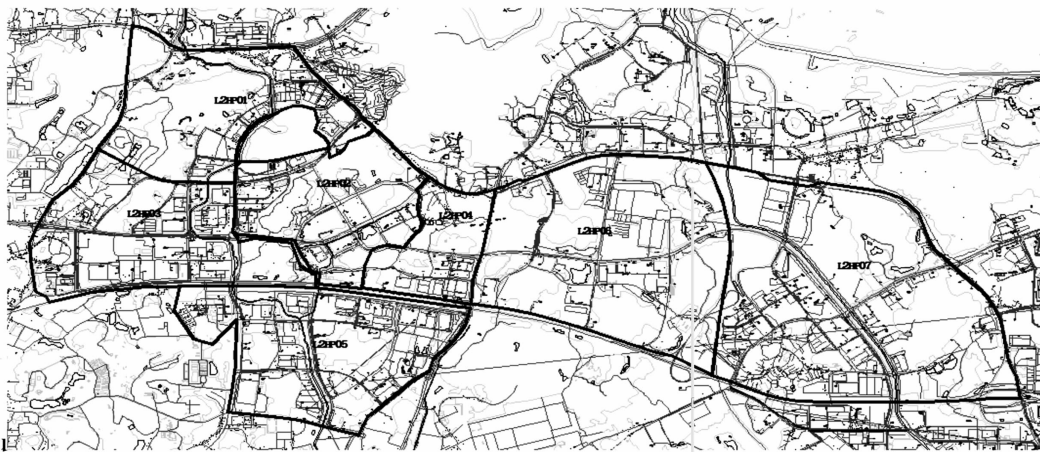


图1 网格划分结果

表1 与人工划分的结果对比

指标	人工划分方案	自动划分方案	备注
网格个数	7	7	
$f(d)/\text{km}$	50.859	279.954	
$k/\%$	18.54	10.65	$k^*=15$

对于预设的网格个数,人工划分方案和自动划分方案都按主干道路将本区域进行了网格划分。由表1可知,人工划分方案的 $f(d)$ 值和 k 值远大于自动划分方案,表明在该方案下,不仅配电变压器间的相对位置较远,而且涉及大量的网架改造和用户切割。可见,自动划分方案显然优于人工划分方案。

5 结 论

网格的科学合理划分是网格化规划中必须首先解决的关键问题。前面在构建网格划分综合评价指标体系的基础上,提出了基于空间聚类算法的网格优化划分数学模型及其求解方法。基于某试点片区配电网的实际算例表明,该模型和方法准确、有效,解决了传统人工划分方法工作量巨大且难以满足技术经济性和方案合理性的问题,为进一步推进网格化规划的工程应用奠定了基础。

参考文献

[1] 张茂群,田万军,王登政,等. 基于“网格化”的配电网空间布局规划[J]. 农村电气化,2016(5):13-15.

[2] 卫泽晨,赵凤展,王佳慧,等. 网格化中低压智能配电网评价指标体系与方法[J]. 电网技术,2016,40(1):249-255.

[3] 李健,马彬,张植华,等. 基于网格的城市配电网优化规划方法研究[J]. 南方能源建设,2015,2(3):38-42.

[4] 张峰,张建华. 基于网格化管理的城市中心区智能配电网规划研究[J]. 科技风,2013(16):230.

[5] 姚刚,仲立军,张代红,等. 复杂城市配电网网格化供电组网方式优化研究及实践[J]. 电网技术,2016,38(5):1297-1301.

[6] 王大雷. 网格分析法在城乡配电网规划中的应用与研究[D]. 北京:华北电力大学,2012.

[7] 李海涛,孙波,王轩. 配电网网格化规划方法及其应用[J]. 电力系统及其自动化学报,2015,27(增刊):33-37.

[8] 傅德胜,周辰. 基于密度的改进K均值算法及实现[J]. 计算机应用,2011,31(2):432-434.

[9] Joshi K D, Nalwade P S. Modified K-means for Better Initial Centers[J]. International Journal of Computer Science and Mobile Computing, 2011,2(7):219-223.

[10] G W Ma, ZH Xu, W Zhang, et al. An Enriched K-means Clustering Method for Grouping Fractures with Meliorated Initial Centers[J]. Arabian Journal of Geosciences, 2015,8(4):1881-1893.

[11] 吉兴全,韩国正,李可军,等. 基于密度的改进K均值聚类算法在配网区块划分中的应用[J]. 山东大学学报(工学版),2016,46(4):1-6.

[12] 边霞,米良. 遗传算法理论及其应用研究进展[J]. 计算机应用研究,2010,27(7):2425-2429.

[13] Wang Lei, Tang Dunbing. An Improved Adaptive Genetic Algorithm Based on Hormone Modulation Mechanism for Job-Shop Scheduling Problem[J]. Expert Systems with Applications, 2011,38(6):7243-7250.

[14] 马永杰,云文霞. 遗传算法研究进展[J]. 计算机应用研究,2012,29(4):1201-1206.

[15] 曹昉,孟琦斌,苗培青,等. 基于改进加权Voronoi图和遗传算法的变电站规划[J]. 电网技术,2015,39(2):511-516.

作者简介:

陈超(1985),工程师,研究方向为自动化系统设计、配电网规划等;

李志铿(1981),高级工程师,研究方向为配电网规划、设计等。

(收稿日期:2017-03-01)

基于灰色关联度算法的配电网降损决策

孙毅卫¹, 沈天时², 刘崇新², 孙振权¹, 张择策²

(1. 陕西省地方电力集团有限公司, 陕西 西安 710061; 2. 西安交通大学电气学院, 陕西 西安 710049)

摘要:配电网线损分析与降损措施的研究一直是配电系统的一个重要研究课题。针对现在城镇中低压配电网降损措施难以选择的情况,研究了配电网降损规划的步骤,对线路电阻、变压器、功率因数和三相不平衡的影响程度进行灰色关联度理论分析,建立了基于影响程度评估结果的降损规划决策数学模型。从降损成本、降损经济效益、改造方案的可靠性、可实施性以及环境保护方面,对备选的方案进行比较选择,首次提出应用禁忌搜索算法对其进行寻优以提高效率,并通过实例进行分析和仿真验证,其研究结果证明了所提出的方法具有良好的可操作性和经济性,对现在的配电网改造具有重要的理论参考和实用意义。

关键词:中低压配电网;禁忌搜索算法;灰色关联法;降损规划

Abstract: Factors of line loss rate are varied, and under different circumstances, the degree of influence of each factor is different. Each type of loss reduction measures for distribution network contains a variety of alternative embodiments. Aiming at the difficult choice of measures in line loss reduction of distribution network, the steps of grid loss reduction planning are studied, the degree of influence of line resistance, transformer and power factor are analyzed with grey correlation method, and the mathematical model is established based on valuation results. In terms of loss reduction costs, economic benefits, reliability, enforceability and environmental protection, the alternative measures are compared, and it is proposed for the first time to apply Tabu search to big-scale alternative methods for high solution efficiency. The proposed method has a good economy and operability, and it has a certain reference value for the enhancement of the current distribution network.

Key words: medium-voltage and low-voltage distribution network; Tabu search; grey correlation method; loss reduction planning

中图分类号: TM73 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2017)04-0024-05

0 引言

由于环境和资源的压力,配电网正在往低碳高效的方向发展。中国的平均线损率相对国外偏高,很多地方都存在配电网架构薄弱、电网老化的问题,发展智能配电网显得尤其重要^[1]。线损率是国家考核供电企业的重要技术指标,这项指标牵动着电网的发、供、变、用等各环节的运行情况,是企业管理水平的综合反应,也与企业的经济效益直接挂钩。线路损耗主要分成3个部分:可变损耗、固定损耗与管理损耗。这里讨论的损耗主要是可变损耗和固定损耗,也可以统称为技术损耗。

目前对配电网的低碳降损研究有很多,文献[2]从负荷率的角度出发,分析储能技术、分布式能源等对电网线损率的影响。文献[3]总结了近年来

主动配电网的相关研究成果,包括电压管理、电动汽车的管理、需求侧的管理以及各级政府统筹规划等措施。文献[4]结合主动配电网可控元素复杂多样性以及控制结构灵活多变的特点提出了主动配电网电压分层协调控制策略。虽然相关的研究很多,但是很少有对具体措施进行分析和定量计算的。下面基于改进的等值电阻法计算线损率,并采用灰色关联法寻找最大影响因素,然后建立了一种基于影响程度评估结果的降损规划决策模型,从多个方面对备选方案进行比较和选择。

1 禁忌搜索算法简介

Fred Glover 于 1977 年提出了一种全局逐步寻优的算法:禁忌搜索算法(tabu search, TS)。禁忌搜索的特点在于算法本身具有灵活的记忆功能和特设

准则,使得算法在求解的过程中可以接受劣解,具有较强的爬山能力,避免迂回搜索。灵活的存储结构、禁忌准则以及特赦准则可以确保有效搜索多样化,获得全局最优解。

TS 算法包含禁忌对象、禁忌长度、领域函数、候选解、特赦准则等参数。禁忌搜索的算法步骤如下:

- 1) 预先设定算法参数,确定初始解 x ,将禁忌表设置为空。
- 2) 判断是否满足终止条件:如果满足结束搜索条件,当前解就作为优化结果输出;否则继续迭代,进行下一步。
- 3) 生成当前解的邻域解,确定下一步寻优范围的候选解集合。
- 4) 对候选解集合判断期望水平是否满足特赦准则:如果满足,则用满足特赦准则的候选解集合中的最佳解替换当前的状态 x 成为新的当前解,并且换掉最先进入禁忌表的禁忌对象,同时更新历史最优解,然后转到步骤 2);否则继续以下步骤。
- 5) 判断各个候选解是否在禁忌表中,选择其中非禁忌对象的最佳状态为新的当前解,并用与之相应的禁忌对象替换最早进入表的对象。
- 6) 转到步骤 2)。

2 灰色关联度分析

灰色关联分析法是一种多因素分析方法,其基本原理是通过统计序列几何关系的比较来分清系统中多因素间关系的紧密程度,并可以根据各个参考因素与主因素间的关联度大小排序,判断参考因素对主因素的影响程度强弱。

针对由多个配电网场景生成的 n_{sa} 个分析场景(即样本点),将线损率指标作为灰色关联分析的主因素,功率因数指标、变压器容量指标、线路电阻指标以及三相不平衡度作为灰色关联分析参考因素,建立主因素序列 A 以及参考因素序列如下:

$$\begin{aligned} A &= [a(1), a(2), \cdots a(n_{sa})] \\ B_{\phi} &= [b_{\phi}(1), b_{\phi}(2), \cdots b_{\phi}(n_{sa})] \\ B_l &= [b_l(1), b_l(2), \cdots b_l(n_{sa})] \\ B_w &= [b_w(1), b_w(2), \cdots b_w(n_{sa})] \end{aligned} \quad (1)$$

式中的序列分别对应功率因数、变压器铁损、线路电阻和三相不平衡度构成的指标序列。

对各个序列的数据进行初始化。以主因素序列

A 为例:

$$A' = [a'(1), a'(2), \cdots a'(n_{sa})] \quad (2)$$

$$a'(k) = \frac{a(k) - \min a(k)}{\max a(k) - \min a(k)} (k = \Phi, t, w) \quad (3)$$

将初始化之后的序列与主序列的差序列记为 Δ_i 。并在差序列的基础上找出两极差。

$$\begin{aligned} \Delta_{\max} &= \max_i \max_k \Delta_i(k) \\ \Delta_{\min} &= \min_i \min_k \Delta_i(k) \end{aligned} \quad (4)$$

再求出参考因数序列和主因数序列之间的关联系数:

$$r_i(k) = \frac{\Delta_{\min} + \rho \Delta_{\max}}{\Delta_i(k) + \rho \Delta_{\max}} \quad (5)$$

计算得到的序列间的灰色关联度表征了不同损耗影响因素对中低压配电网技术损耗的关联程度。按式(6)定义了损耗影响因素对中低压配电网技术损耗的贡献度为

$$C_{Gi} = \frac{r_i}{\sum r_i} \quad (6)$$

式中: C_{Gi} 为第 i 类损耗影响因素对中低压配电网技术损耗的贡献度; r_i 为第 i 类参考因素序列对主因素序列的灰色关联度。

3 降损规划决策目标函数和约束条件

为了建立更有实际意义的降损规划决策模型,不但要基于损耗影响因素的研究分析配电网降损措施的多种实施方案,还要在规划中多目标地综合评估配电网的经济性、可靠性等。

将降损的措施总类作为改造项目的大类,将某一种措施的可能的实施方案作为配电网改造中的改造项目。假设改造项目之间具有独立性,改造措施之间具有互斥性。

那么,降损改造的备选方案:

$$\begin{cases} f_i = (x_1^1, x_1^2, \cdots x_1^{k_i}, \cdots, x_n^1, x_n^2, \cdots, x_n^{kn}) \\ x_i^j = 0 \text{ or } 1 \end{cases} \quad (7)$$

在所选配电网降损决策模型中,以 10 年为规划的时长,建立包含决策目标函数和决策约束条件的配电网降损优化决策模型^[11]。

$$\min F = L_{CC} f_i \quad (8)$$

$$\begin{aligned} L_{CC_i} = & \sum_{i=1}^n [C_{Hi} + \sum_{k=1}^N ((C_{O_{ik}} + C_{F_{ik}}) r_{DK} + C_{D_{ik}} + r_{DN})] + \\ & \sum_{k=1}^N ((\Delta B_{1k} + \Delta B_{2k} + \Delta B_{3k}) r_{DK}) \end{aligned} \quad (9)$$

式中： L_{CC_i} 为第 i 个配电网降损备选方案的效益值； C_{fi} 为配电设备 i 的购置成本； $C_{O_{ik}}$ 、 $C_{F_{ik}}$ 、 $C_{D_{ik}}$ 分别为第 k 年由设备 i 造成的运行维护成本、故障成本与拆除回收成本； ΔB_{1k} 、 ΔB_{2k} 、 ΔB_{3k} 分别为第 k 年由损耗电量引起的售电费用损失、等效 GDP 值与碳排放罚金； n 为设备总数量； N 为运行年限； r_{Dk} 为第 k 年的贴现率，由 $(1+r_f)^{1-k}$ 计算， r_f 为利率； r_{DN} 为运行年限中最后一年的贴现率。

将灰色关联度法计算的各个影响因素的贡献度参数对应到相对应的改造措施，具体实施如下：

$$C_{I_i} = \sum_t \frac{C_{1_{it}}}{C_{G_i}} \tag{10}$$

$$C_{O_{ik}} + C_{F_{ik}} = \sum_t \frac{C_{O_{ikt}}}{C_{G_i}} + \sum_t \frac{C_{F_{ikt}}}{C_{G_i}} \tag{11}$$

式中： t 是为第 i 个配电网改造方案用到的装置种类； C_{G_i} 为装置种类对应影响因素的贡献度。

上述的优化决策模型考虑了综合成本和损耗电量引起的直接成本和间接成本。

- 决策的约束条件：
- 1) 供电可靠率应不低于预先设定的规定限值，选用 R_{S-3} 指标表示配电网供电可靠率。

$$R_{S-3} = \frac{T_s - T_{\text{off}}}{T_s} \times 100\% \geq R_{S_N} \tag{12}$$

- 2) 用户平均停电时间应不超过预先设定的规定限值。

$$A_{\text{IHC}} = \frac{\sum_{k=1}^{n_{\text{off}}} (T_{\text{off}}^k \times N_{\text{off}}^k)}{n_L} \times 100\% \leq A_{\text{IHC}_N} \tag{13}$$

- 3) 电压偏差的绝对值不能超过标准电压的 7%。
- $$\delta U\% = \frac{|U_{\text{re}} - U_N|}{U_N} \times 100\% \leq 7\% \tag{14}$$

- 4) 线路的传输约束一般用传输电流表示：
- $$I_l \leq I_{l_{\text{max}}} \tag{15}$$

- 5) 投资应在预先设定的投资限制之内。

$$\sum_{j \in R} C_{I_j} \leq C_{I_N} \tag{16}$$

4 算例分析

选择陕西省富平县的南韩线为例计算线损率并进行降损方案的选择（见图 1）。

线路是中压 10 kV 线路，平均负载率 70%，在规划的初始年的基础上设置负荷的年增长率是 1.05，线路的总长度大约是 2 km，负荷的分布比较密集，负荷的功率因数平均取为 0.85，计算的时候暂时不考虑三相不平衡。以 1 天为单位进行线损计算。

按照改进之后的等值电阻法计算之后，导线的等效阻抗是 0.06，变压器的等效阻抗是 0.17 Ω ，总等效阻抗是 0.23 Ω 。

表 1 的线损结果是选取每月 1 日、10 日和 20 日的 24 h 的数据，进行 3 次插值拟合，经过计算得出的线损率，并且取平均值，认为是本月的线损率，所有的数字都是百分数。

为了更加清晰直观地看出线损具体的比例，在项目中选取了 9 月 1 日的 24 h 的瞬时功率，计算 24 h 的瞬时电能损耗在线路、变压器铜损、变压器铁损之间的比例。

从图 2 中可以看出，变压器的铁损在损耗中占的比例最大，最高的时候可以达到 90% 以上，这种时候都是凌晨负荷最低的时候，此时线路轻载。在负荷的高峰期，铁损占的比例会相对小一些，但是仍然在 50% 以上，说明线路依然是轻载的状况。线路损耗占的比例很小，是因为南韩线变压器之间的距离很近，负荷很近，整个南韩线的长度很短，本身的线路电阻很小。

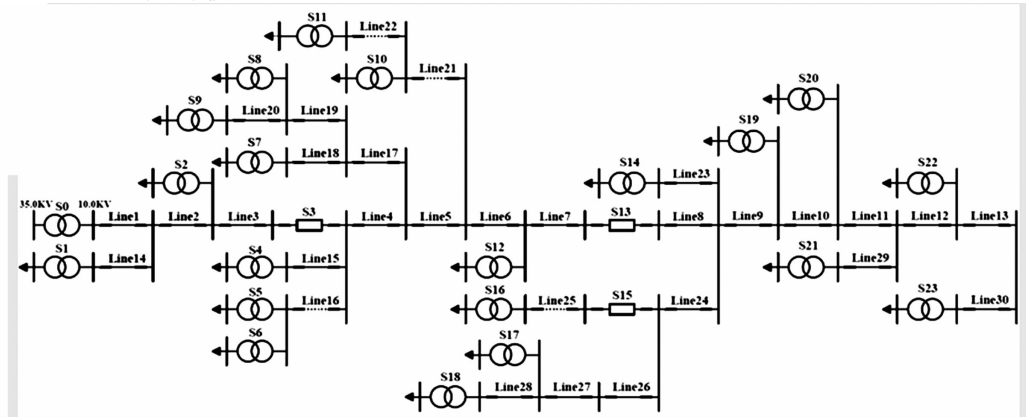


图 1 南韩线接线图

表 1 南韩线计算的线损结果总览

单位:%

时间	9 月	10 月	11 月	12 月	1 月	2 月	3 月	4 月	5 月	6 月	7 月	8 月
1 日	1.60	1.76	1.64	1.42	1.38	1.58	1.41	1.78	1.81	1.72	1.50	1.43
10 日	1.73	1.76	1.54	1.41	1.39	1.39	1.52	1.73	1.85	1.54	1.74	2.43
20 日	1.69	1.78	1.43	1.39	1.40	1.39	1.71	1.74	1.81	1.57	1.52	2.23
平均	1.67	1.77	1.53	1.41	1.39	1.45	1.55	1.75	1.82	1.61	1.59	2.03

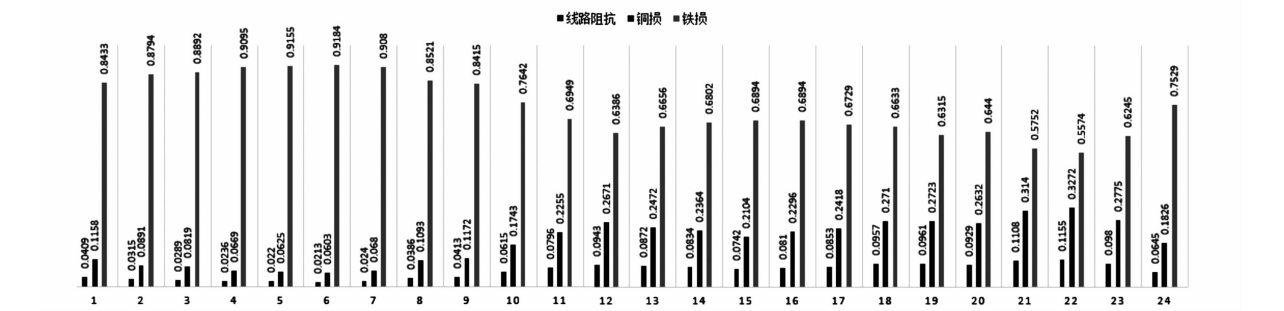


图 2 南韩线 9 月 1 日 24 h 瞬时损耗比例总览

4 灰色关联法评估影响因素

从前面的计算结果中可以看出,线损率受到多种因素的影响^[5]。

1)线路阻抗:因为线路存在一定的阻抗,当电流流过线路的时候会产生有功损耗。影响因素包括线径、负载大小和运行的电压等。

2)变压器的铁损:配电变压器的损耗由空载损耗和负载损耗组成。影响因素包括变压器本身的参数和变压器的负载率。

3)功率因数:功率因数下降,说明在线路中的无功流动比较多,导致线路损耗增加。

4)三相不平衡:三相不平衡会导致零线电流过大,对零线的过载能力提出了更高的要求^[9,10]。

下面针对这 4 种因素进行建模,分别计算:假设功率因数是 0.9、0.875、0.825、0.8,线路的电阻是现有电阻的 1.2、1.1、0.9、0.8 倍,变压器的铁损是现有的 1.2、1.1、0.9、0.8 倍,三相中取 A、B 相的不平衡度是 0.1、0.15、0.2、0.25 时候的线损率。选取的是南韩线 9 月 1 日 18:00 的数据进行分析,采用灰色关联度分析,确定 3 个因素对损耗结果影响程度。

灰色关联度分析的结果见图 3。

从图 3 中可以看出:对于最后线损的影响程度,三相不平衡 > 功率因数 > 变压器铁损 > 线路电阻。

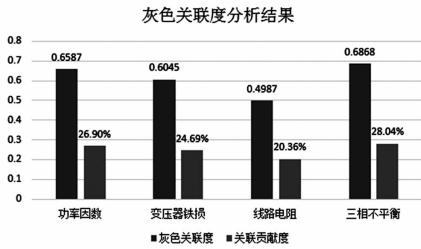


图 3 灰色关联度分析的结果

在计算的过程中发现变压器的损耗占的比例很大,这主要是由于线路轻载。采用灰色关联度分析可以发现配电网网损的主要因素,从而有针对性地进行治理。

5 降损规划决策模型以及降损措施的选择

为了简化算例,忽略不符合现实的方法,选择下列几种类型的降损措施,可以单独实施或组合实施:

- 1) 更换新型电缆;
- 2) 更换新型的变压器;
- 3) 投入无功补偿器;
- 4) 平衡三相负荷。

配电网改造的流程如下:

- 1) 参考前面灰色关联度分析结果,确定对线损起重要作用的影响因素的参数;
- 2) 基于损耗影响因素的分析,确定对配电网优化决策改造项目的选择;

3) 根据经验措施和已有的降损措施成果罗列可供选择的改造项目;

4) 忽略项目间互斥关系约束,根据改造项目的各种组合生成初始的配电网降损改造备选方案。

本次主要根据灰色关联度的结果,针对功率因数、线路、变压器以及安装三相平衡装置 4 个方面进行改进。配电网的主要设备型号和价格如表 2、表 3 所示。

表 2 电缆型号和价格

线路型号	价格(元/km)	线路型号	价格(元/km)
JKLYJ-35	2 100	YJV22-3×35	70 000
JKLYJ-50	3 200	YJV22-3×50	115 000
JKLYJ-70	4 200	YJV22-3×70	177 000
JKLYJ-95	5 500	YJV22-3×120	276 000
JKLYJ-150	8 400	YJV22-3×150	505 000
JKLYJ-240	13 500	YJV22-3×240	624 000
JKLYJ-300	18 000	YJV22-3×300	804 000
JKLYJ-400	30 000	YJV22-3×400	1 094 000

表 3 变压器型号和价格

S11 型变压器	价格(元/台)	S13 型变压器	价格(元/台)
S11-75	7 800	S13-75	13 700
S11-100	8 700	S13-100	15 000
S11-125	12 000	S13-125	18 600
S11-200	19 000	S13-200	25 200
S11-250	23 500	S13-250	28 000
S11-315	26 500	S13-315	32 000
S11-400	32 000	S13-400	45 000
S11-630	45 800	S13-630	55 000

南韩线中压线路的型号是 YKLYJ 系列。变压器型号是 S9。取单位设备的人工费用为 100 元,假设线路的维护因子是 0.02,变压器的维护因子是 0.02,平均年维护次数是 4 次,中压线路的故障率是 1.3 次/(100 km·年),中压线路的平均故障停电时间是 4 h,变压器的故障率取 0.1 次/(100 台·年),故障造成的平均故障时间是 5 h。报废因子和回收因子分别是 0.1 和 -0.3。查阅文献资料可以知道,2012 年的初始 GDP 转换系数为 10.47 元/kWh,近似认为社会用电量增长率和 GDP 增长率是线性关系,并且前者的增长率是后者的 1/1.1 倍。1 t 燃料充分的碳排放是 0.3 kg,燃料的单位发热量是 10 kJ/t,电源的能量转换效率是 1.5 kWh/kJ^[14]。对线路的

三相进行电流测量之后,取三相不平衡度是 0.2;根据不平衡电流的大小以及将功率因数提高到 0.95 需要的无功容量,选择电能质量矫正装置 (SPC),选用两种型号 (50 kvar,2 万元)、(100 kvar,4 万元)。

所选的配电网的降损决策,以 10 年为一个长期规划的时间段。表 4 中的数据是规划方案目标函数 10 年的计算结果,A 为更换新型电缆 (先选取 JKLYJ 型号),B 为更换变压器,C 为安装无功补偿装置,D 为安装三相补偿装置。取方案标记为 (A,B,C,D),数值为 1 的时候代表采取措施,数值为 0 的时候表示没有采取措施。

表 4 规划方案的目标函数计算结果

方案编号 (A,B,C,D)	计算结果 /万元	方案编号 (A,B,C,D)	计算结果 /万元
(0,0,0,0)	4 192	(0,1,1,0)	2 906
(1,0,0,0)	4 114	(0,1,0,1)	3 010
(0,1,0,0)	3 252	(0,0,1,1)	3 166
(0,0,1,0)	3 945	(1,1,1,0)	3 041
(0,0,0,1)	3 378	(1,1,0,1)	2 892
(1,1,0,0)	3 165	(1,0,1,1)	3 158
(1,0,1,0)	3 981	(0,1,1,1)	2 713
(1,0,0,1)	3 317	(1,1,1,1)	2 735

可以看出不同的方案对于目标函数的影响结果是不同的。当采取的措施种类增加的时候,会导致包括购置成本、运行维护成本在内的成本上升,但是同时也会降低电能损耗。在目标函数的权值计算过程中,因为购置成本在 10 年被分摊了,影响目标函数较大的是损耗电量引起的直接费用和损耗电量的等效 GDP 值。

从表 4 中的数据也可以看出,最优的方案是 (0,1,1,1),相对不采取措施的目标函数的数值,降低的幅度达到 35.3%。在具体实行的时候,也可以进一步对采取的措施再次细化优选比较。

采用禁忌搜索算法进行求解和优选:

根据所选择的降损措施,定义算例配电网的第 *i* 个方案是 $x_i(x_1,x_2,x_3,x_4)$, x_1,x_2,x_3,x_4 分别对应的是更换线路、更换变压器、无功补偿和平衡三相负荷的降损措施,数值可以取为 0 或者 1。将方案 (0,0,0,0) 作为初始规划方案,在搜索过程中当前最优方案每次生成 2 种相邻方案。预设最大迭代次数是

(下转第 47 页)

逆变器与 SVC 共同参与的光伏电站 无功协调控制研究

王海峰¹, 李凤婷², 崔巍¹

(1. 国网宁夏电力公司检修公司, 宁夏 银川 750000;
2. 新疆大学 教育部可再生能源发电与并网控制工程技术研究中心, 新疆 乌鲁木齐 830047)

摘要:光伏电站无功配置方案不考虑逆变器的无功输出能力,存在投资成本偏大、补偿特性不理想等问题。针对目前光伏电站无功补偿方面存在的问题,研究逆变器的无功输出能力,论证了其参与无功调节的可行性,提出适用于电压时变特性的逆变器与 SVC 共同参与下的光伏电站无功控制策略,以提高光伏系统的暂态稳定性,实现光伏电站无功补偿实用性与经济性的统一。

关键词:光伏电站;逆变器;无功补偿

Abstract: The reactive power output capacity of reactive power allocation scheme for photovoltaic power station without considering the problems of inverters has a large investment cost and unsatisfactory compensation performance. So aiming at the problems of reactive power compensation in current photovoltaic power stations, the reactive power output capacity of the inverters is studied, its feasibility in reactive power regulation is demonstrated, and the reactive power control strategy is proposed for photovoltaic power station with the participation of inverters and SVC which has the voltage time-varying characteristics so as to improve the transient stability of photovoltaic system and realize the unification of reactive power compensation in applicability and economy for photovoltaic power station.

Key words: photovoltaic power station; inverter; reactive compensation

中图分类号: TM761 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2017)04-0029-05

0 引言

目前并网的光伏电站主要采用 SVC、SVG 来进行无功补偿, SVC 的响应速度慢, 其无功输出能力受电压的影响较大。在补偿效果上 SVG 要优于 SVC, 但其价格昂贵, 会大大增加光伏电站的前期投资。

逆变器是光伏电站中不可缺少的设备, 其电路结构与 SVG 相一致, 目前光伏并网逆变器主要用于将直流电逆变成交流电。如果对光伏逆变器的控制策略进行改进, 可使其在完成逆变功能的同时输出一定的无功功率, 参与并网光伏系统的电压调节^[1-5], 但是目前中国光伏电站在规划设计中并未考虑其无功补偿和电压调节能力。

为充分发挥光伏并网逆变器的作用, 减少光伏电站无功补偿设备的投资成本, 提高光伏并网系统电压稳定性, 针对目前光伏电站无功配置存在的问题, 结合光伏电站的运行工况, 重点研究逆变器的无

功输出能力, 论证其参与无功调节的可行性; 并在此基础上提出逆变器参与调节, 同时适应光伏并网系统多变运行特性的协调控制策略。

1 光伏逆变器的功率输出控制

光伏逆变器, 在 d 、 q 旋转坐标系下的电压关系为

$$\begin{cases} u_d = L \frac{di_d}{dt} - \omega Li_q + u_{sd} \\ u_q = L \frac{di_q}{dt} + \omega Li_d + u_{sq} \end{cases} \quad (1)$$

式中: u_d 、 u_q 分别为逆变器侧电压 d 、 q 轴分量; L 为 LC 滤波器等效电感; u_{sd} 、 u_{sq} 分别为电网侧电压的 d 、 q 轴分量; i_d 、 i_q 分别为有功、无功电流的分量。逆变器 d 、 q 轴电流存在交叉耦合项 ωLi_d 、 ωLi_q , 不利于有功、无功的独立控制, 工程上为了解决这个问题, 应用如图 1 所示的前馈解耦控制策略^[6]。图中 U_a 、

U_b 、 U_c 为逆变器输出相电压, U_{ga} 、 U_{gb} 、 U_{gc} 为并网点相电压。

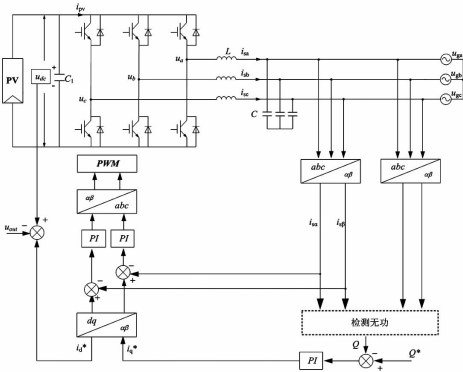


图1 逆变器有功、无功控制策略框图

其工作原理为:将直流侧电压 U_{dc} 与参考电压 U_{out} 做差,结果经过 PI 控制器后产生有功电流参考值 i_d^* ;对网侧的无功进行实时检测,将无功参考值 Q^* 和无功检测值 Q 做差,同样经过 PI 控制器的调节,得到无功电流参考值 i_q^* ,将 i_d^* 、 i_q^* 进行坐标变换,得到 i_a^* 、 i_b^* 、 i_c^* ,与网侧电流值进行比较,经过 PI 调节、坐标变换最终得到 PWM 触发脉冲信号,完成逆变器的有功、无功独立控制。控制方程为

$$\begin{cases} u_d = -(k_p + \frac{k_i}{s})(i_d^* - i_d) - \omega Li_q + u_{sd} \\ u_q = -(k_p + \frac{k_i}{s})(i_q^* - i_q) + \omega Li_d + u_{sq} \end{cases} \quad (2)$$

式中: k_p 、 k_i 为 PI 调节系数; i_d^* 、 i_q^* 分别为有功、无功电流参考值。

采用瞬时无功检测技术检测并网点处无功功率,将无功检测值与无功参考值进行比较,经过 PI 控制,最终实现逆变器无功补偿。

$$i_q^* = (k_p + \frac{k_i}{s})(Q^* - Q) \quad (3)$$

式中: Q^* 为无功功率参考值; Q 为无功测量值。

现阶段,对 Q^* 的控制方法主要有:恒无功功率控制、恒功率因数控制、基于并网点电压的变功率因数控制等^[7-9]。恒无功功率控制输出恒定的无功,不能够对并网点的电压进行实时跟踪。恒功率因数控制通过对有功进行实时检测来计算无功功率,但当有功输出较小时,其输出的无功也随之减小。其无功输出表达式为

$$Q^* = P^* \tan \varphi \quad (4)$$

采用恒功率因数控制时其有功、无功与电压跌

落程度间的关系如图 2 所示。

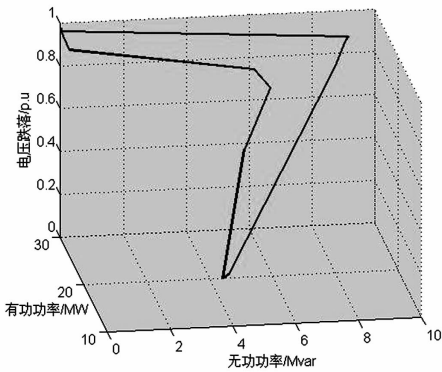


图2 有功、无功、电压跌落关系图

$Q(U)$ 控制策略的无功补偿效果要好于恒功率因数控制,但其只对检测点电压的幅值进行检测,检测值过于单一。其无功功率输出表达式为

$$Q^* = \begin{cases} Q_{\max} \cdots \cdots \cdots (u_{\text{pcc}} < u_1) \\ \frac{Q_{\max}}{u_1 - u_2} (u_{\text{pcc}} - u_1) + Q_{\max} \cdots \cdots (u_1 \leq u_{\text{pcc}} \leq u_2) \\ 0 \cdots \cdots \cdots (u_2 < u_{\text{pcc}} \leq u_3) \\ \frac{Q_{\max}}{u_3 - u_4} (u_{\text{pcc}} - u_3) \cdots \cdots \cdots (u_3 < u_{\text{pcc}} \leq u_4) \\ -Q_{\max} \cdots \cdots \cdots (u_{\text{pcc}} > u_4) \end{cases} \quad (5)$$

式中: U_{pcc} 为并网点电压标么值; $Q_{\max}$ 为逆变器输出功率极限; u_1 、 u_2 、 u_3 、 u_4 分别为 0.95 p. u.、0.98 p. u.、1.02 p. u.、1.05 p. u.。

基于 fortran 语言编写的部分控制程序如下:

```

IF ( $ Vs. LT. 0.95 )
THEN $ Q=0.5
ELSE IF ( $ Vs. GT. 0.95. AND. $ Vs. LE. 0.98 )
THEN $ Q=0.5-0.5/0.03*( $ Vs-0.95 )
ELSE IF ( $ Vs. GT. 0.98. AND. $ Vs. LE. 1.02 )
THEN $ Q=SQRT(0.5*0.5-$ P*$ P)
ELSE IF ( $ Vs. GT. 1.02. AND. $ Vs. LE. 1.05 )
THEN $ Q=-0.5/0.03*( $ Vs-1.02 )
ELSE IF ( $ Vs. GT. 1.05 )
THEN $ Q=-0.5
END IF
    
```

基于并网点电压的变功率因数控制可以同时并对并网点电压和有功功率进行实时跟踪。其无功输出表达式为

$$Q^* = \begin{cases} P^* \tan \varphi_1 \cdots \cdots (u_{pcc} < u_1) \\ P^* \tan \left\{ \cos^{-1} \left[\frac{\cos \varphi_1 - 1.0}{u_1 - u_2} (u_{pcc} - u_1) + \cos \varphi_1 \right] \right\} \cdots \cdots (u_1 \leq u_{pcc} \leq u_2) \\ 0 \cdots \cdots (u_2 < u_{pcc} \leq u_3) \\ -P^* \tan \left\{ \cos^{-1} \left[\frac{1.0 - \cos \varphi_2}{u_3 - u_4} (u_{pcc} - u_3) + 1.0 \right] \right\} \cdots \cdots (u_3 < u_{pcc} \leq u_4) \\ -P^* \tan \varphi_2 \cdots \cdots (u_{pcc} > u_4) \end{cases} \quad (6)$$

采取变功率因数控制策略时,其输出有功、无功与电压跌落程度之间的关系如图 3 所示。

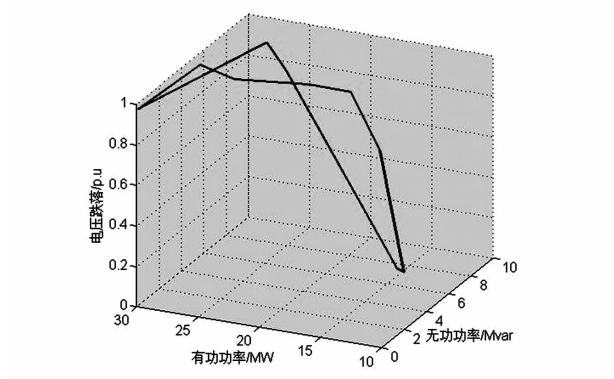
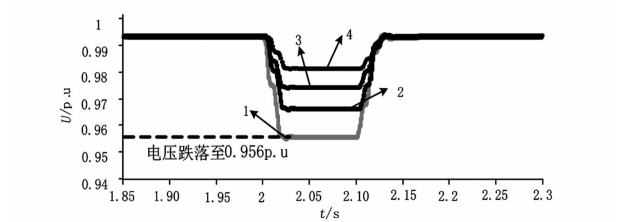


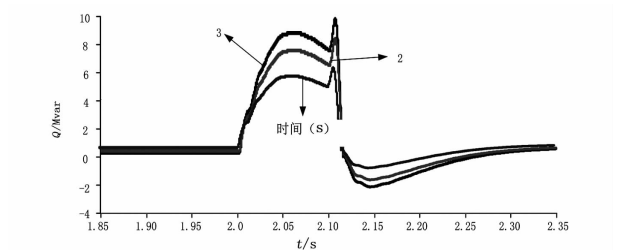
图 3 电压跌落程度与有功、无功之间的关系

图 4 表示当并网点电压跌落至 0.956 p. u. 时,光伏逆变器在采用以上无功控制策略的情况下,对并网点电压的支撑情况。图 5 为对应图 4 中各无功控制策略输出的无功功率。



图注:1 - 未采取无功控制;2 - 恒功率因数控制;3 - 基于并网点电压无功控制;4 - 基于并网点电压的变功率因数控制

图 4 不同无功控制策略下并网点电压



图注:1 - 恒功率因数控制;2 - 基于并网点电压无功控制;3 - 基于并网点电压的变功率因数控制

图 5 不同无功控制策略下无功输出情况

从图 4、图 5 可以看出,在逆变器未采用无功控制策略时,并网点电压降至 0.956 p. u. ,采用上述各

种无功控制策略后,并网点电压都较之前有所提升,但对并网点电压的支撑效果有所差别。基于并网点电压的变功率因数控制策略的无功补偿效果较好,而恒功率因数控制策略发出无功功率较少,无功电压支撑能力最弱。这里通过基于并网点电压的变功率因数控制策略来获取无功功率参考值。

采用逆变器单独作用时,光伏电站能够对故障期间的并网点电压起到一定的支撑作用。但逆变器无功输出能力有限,根据公式 $Q = i_q^* U$,在电压跌落较深时,虽然无功电流比较大,但输出的无功功率可能满足不了要求^[10-11]。

2 逆变器参与下的光伏电站无功控制策略

基于以上研究,利用 SVC 与逆变器的无功输出能力,针对光伏电站并网电压的时变特性,给出满足电网要求的无功控制策略。

光伏电站的无功控制包含无功的整定和分配两个方面。在无功整定过程中,检测光伏电站的并网点电压,与并网点电压参考值做差,经过 PI 调节器获取维持并网点电压所需的无功^[12]。其中 PI 调节器的传递函数为

$$G_{PI}(s) = K_{PI} \frac{(1 + \frac{s}{\omega_1})}{s(1 + \frac{s}{\omega_2})} \quad (7)$$

式中: ω_1 、 ω_2 的取值与系统的相位裕度相关;比例积分系数 K_{PI} 的取值要结合并网光伏电站接入地区的电压、无功等具体情况。

在无功分配环节,根据光伏电站并网点电压的变化,提出逆变器与 SVC 协调配合的无功电压控制策略,控制流程如图 6 所示。

通过检测并网点电压的变化情况,计算光伏电站的无功需求,将光伏电站的无功需求与逆变器的无功输出能力进行比较,若光伏电站的无功需求小于逆变器的无功输出能力,则单独依靠逆变器来进行无功补偿;若光伏电站的无功需求大于逆变器的无功输出能力,将采取逆变器与 SVC 共同对光伏电站进行无功补偿。

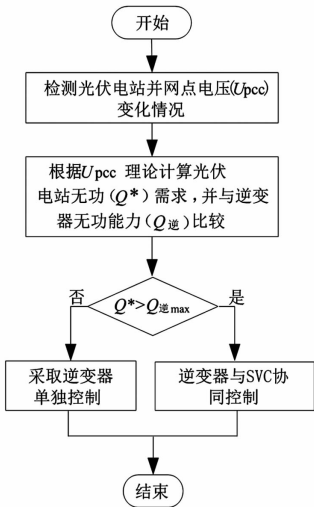


图6 光伏电站无功控制策略流程图

3 逆变器参与下的光伏电站无功控制策略仿真验证

在对逆变器、SVC 的无功输出互补特性进行研究的基础上,仿真分析当并网点电压变化时,所提出的无功控制策略对并网点电压的支撑作用,验证所提无功控制策略的正确性。

3.1 光照渐变时无功电压控制策略仿真验证

当光照强度渐变时,并网点电压发生波动。基于上述的光伏电站无功控制策略,仿真分析当光照强度渐变时,光伏电站的无功输出能力及其对并网点电压的支撑作用。仿真结果见图7至图10。

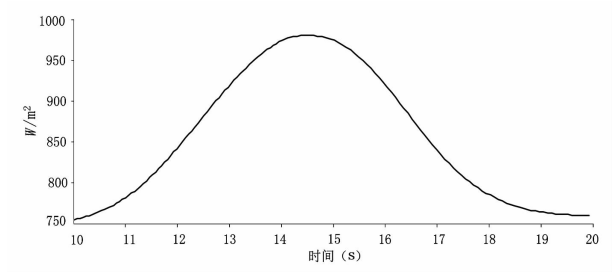


图7 光照强度渐变曲线

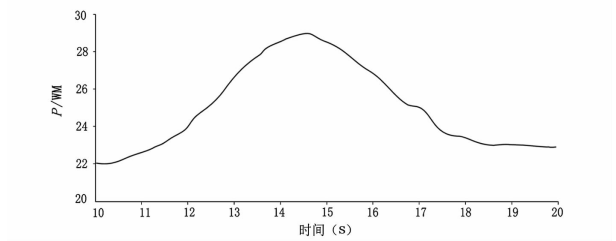


图8 光照渐变时有功输出变化

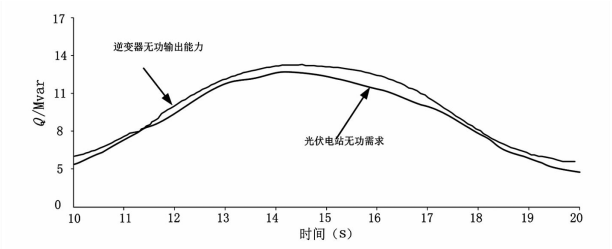


图9 光伏电站无功需求与逆变器无功输出情况

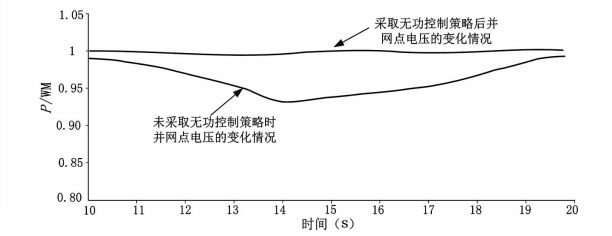


图10 光照渐变时并网点电压变化情况

由图7至图10可以看出,当采取所提的无功电压控制策略时,并网点电压能够稳定在1.0 p. u. 附近。而且,从图9可以看出,光伏电站的无功需求量小于逆变器的无功输出量,仅依靠逆变器的无功输出能力就能实现光伏电站的无功电压稳定控制。

3.2 光照突变时无功电压控制策略仿真验证

在未采取光伏电站无功控制策略的情况下,当光照强度发生突变时,光伏电站有功输出和并网点电压的变化情况如图11至图12所示。

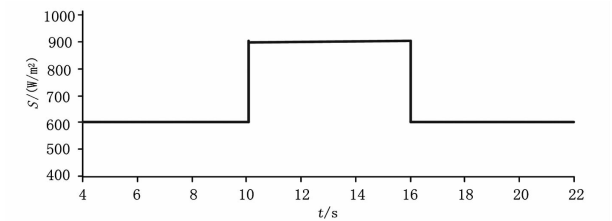


图11 光照强度突变曲线

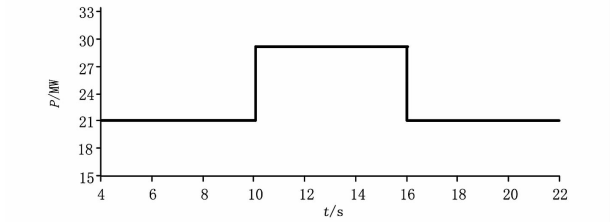


图12 光照突变时有功输出变化

基于上述的光伏电站无功控制策略,仿真分析当光照强度突变导致并网点电压变化时,光伏电站的无功输出能力及其对并网点电压的支撑作用,仿真结果见图13至图15。

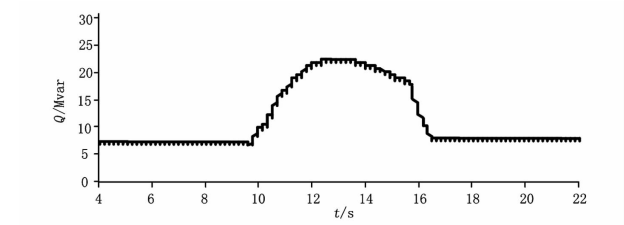


图 13 光伏电站无功参考值

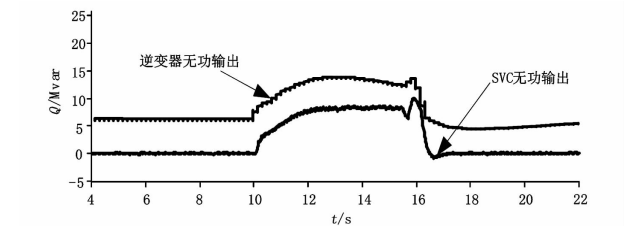


图 14 逆变器与 SVC 无功输出

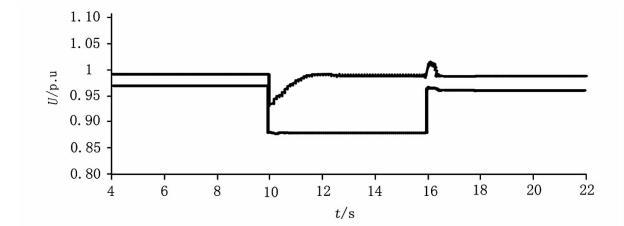


图 15 光照突变时并网点电压变化曲线

由图 13 至图 15 可知,当未采取无功控制策略时,并网点电压跌落至 0.87 p. u. 附近,光照突变结束后,并网点电压也只能稳定在 0.96 p. u. 。当采取上述无功电压控制策略后,并网点电压最低跌落点可提升至 0.93 p. u. ,在光照突变期间,并网点电压保持在 0.98 p. u. ,且光照突变结束后,经过短暂的恢复过程能较好的稳定在 1.0 p. u. 左右。此时光伏电站无功需求量大于逆变器的无功功率输出,采取逆变器与 SVC 共同输出无功支撑并网点电压。

4 结 论

大型光伏并网会导致电网电压波动、无功需求变化等一系列问题的发生。目前光伏电站采用的无功配置方案使光伏电站的前期投资较大。基于逆变器和 SVC 无功输出的互补特性,从经济性和补偿效果两方面来考虑,提出逆变器参与下的适用于不同电压跌落的大型光伏电站无功控制策略,并进行仿真验证。研究结果表明,所提无功控制策略充分利用了 SVC 和逆变器无功输出的互补特性,在电压变化时,能够有足够的无功补偿能力保证电网的稳定性,实

现了光伏电站无功控制经济性与实用性的统一。

参考文献

[1] 许晓艳,黄越辉,刘纯,等. 分布式光伏发电对配电网电压的影响及电压越限的解决方案[J]. 电网技术, 2010,34(10):140-146.

[2] 时光,王海云,王维庆. 基于 SVS 与 STATCOM 协同系统提高光伏电站暂态稳定性研究[J]. 可再生能源, 2014,32(3):283-286.

[3] 罗剑波,陈永华,刘强. 大规模间歇性新能源并网控制技术综述[J]. 电力系统保护与控制,2014,42(22):140-146.

[4] 郑海涛,郑昕,吴兴全,等. 大型并网风电场和光伏电站内动态无功补偿的应用技术分析[J]. 电力系统保护与控制,2014,42(16):149-154.

[5] Braun M. Technological Control Capabilities of DER to Provide Future Ancillary Services[J]. International Journal of Distributed Energy Resources, 2007, 3(3):191-206.

[6] 费丽强,赵娜. 基于 OLTC 和 SVC 的光伏并网发电电压控制技术研究[J]. 电网与清洁能源,2012,28(5):50-53.

[7] 鲍新民,许士光. 光伏电站无功电压控制策略的研究[J]. 低压电器,2014(4):32-36.

[8] 张泽斌. 具有 LVRT 能力的光伏并网逆变器控制策略研究[D]. 银川:宁夏大学,2015.

[9] 于洋,黄亚峰,严干贵,等. 光伏电站内的逆变器无功调节能力分析与控制策略研究[J]. 电测与仪表,2014(13):70-75.

[10] 陈波,朱晓东,朱凌志,等. 光伏电站低电压穿越时的无功控制策略[J]. 电力系统保护与控制,2012,40(17):6-12.

[11] 张雅静,郑琼林,卢远宏,等. 光伏并网逆变器低电压穿越优化设计研究[J]. 太阳能学报,2013,34(6):984-990.

[12] 晁阳. 并网光伏发电系统无功电压控制研究[D]. 重庆:重庆大学,2014.

作者简介：
王海峰(1990),硕士,研究方向为可再生能源并网技术与电力系统继电保护；
李凤婷(1965),博士、教授,研究方向为可再生能源并网技术与电力系统继电保护。

(收稿日期:2017-03-06)

特高压直流控保系统网络风暴造成主机死机机理分析及网络测试方法研究

禹 佳, 刘俊杰, 孙 文

(国家电网公司运行分公司宜宾管理处, 四川 宜宾 644000)

摘 要:基于特高压直流输电工程实际发生的由于控制保护系统网络风暴引发主机死机的事件,分析了相关机理,提出了造成主机死机的 3 个条件,并给出了事件发生原因,分析表明现有特高压直流控制保护系统中,主机网络报文筛查检测功能不完善,在出现长报文自锁时不能及时提醒 CPU 采取应对措施的严重缺陷。因此,在保护主机中增加了对超长报文的筛查检测功能,当信息子站与控制保护系统之间的报文超过 255 字节后,控保主机系统选择不进行接收。同时,为了验证网络性能及分析相关事故,提出了特高压换流站控制保护系统网络测试方案。实际事件分析体现了分析的正确性。

关键词:特高压直流;控保系统;网络风暴;测试方案

Abstract: According to the actual network failure caused by network storm in UHVDC control and protection system, the relevant mechanism is analyzed, three conditions are put forward to host crashes, and the causes of the accident are given, which ultimately leads to the DC bipolar blocking event. Through the system simulation analysis of the blocking event, it is found that the DCC800 host network packet screening detection function is not perfect, in the emergence of long packets of self lock it cannot be timely remind CPU to take measures to deal with serious defects. Therefore, in the protection of the host the length of the packet screening detection function is added, when the message is more than 255 bytes between the station and the control protection system, the host computer control system selects not to receive. At the same time, in order to verify the performance of the network and analyze the related accidents, the network testing schemes for the control and protection system of UHVDC converter station are proposed. The analysis of actual event shows the correctness of the analysis.

Key words: UHVDC; control and protection system; network storm; testing scheme

中图分类号: TM76 文献标志码: B 文章编号: 1003 - 6954 (2017) 04 - 0034 - 04

0 引 言

随着中国西部大开发和电力能源战略的推进,集中于四川金沙江、雅砻江流域的多条特高压直流输电工程已逐渐投运^[1-3]。其中,宜宾地区两条额定电压±800 kV 特高压直流输电线路,总额定容量达到 14 400 MW,已经成为“西电东送”重要的电力通道。

由于特高压直流采用晶闸管这一电力电子元件进行交流与直流的换流,因此必须配置控制系统调节直流的电压和电流^[3-5]。如今,特高压直流的控制保护系统由双极控制、极控制、阀组控制等多个环节共同组成。为了保证控制环节间相互协调,需要在不同环节间进行系统状态、控制指令等信号的通

信。一旦网络系统出现故障,将导致特高压直流异常运行,甚至出现双极闭锁,后果极为严重。

复奉直流是国家电网公司第一条特高压直流工程,迄今为止已运行 6 年,其源源不断地将西部清洁能源输送至东部负荷中心。复奉直流采用 ABB 公司提供的 DCC800 直流控保系统,在 2016 年 7 月 19 日由于网络风暴导致双极保护主机状态丢失,引起了复奉直流双极闭锁,引发了业界极高的关注。

其实网络风暴所引起的问题在智能变电站已经得到了高度的重视,有学者在综述智能变电站二次系统过程层网络拓扑结构可靠性和实时性分析的文章^[6]中就指出,当智能变电站单个设备通信链路异常时,有可能会引起多个设备数据链路发生崩塌式异常,进而导致整个二次网络系统瘫痪。

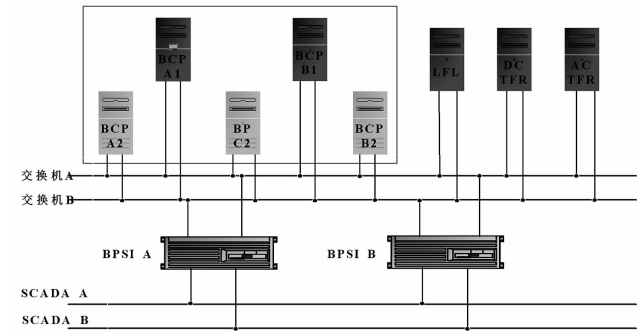


图1 LAN网络示意图

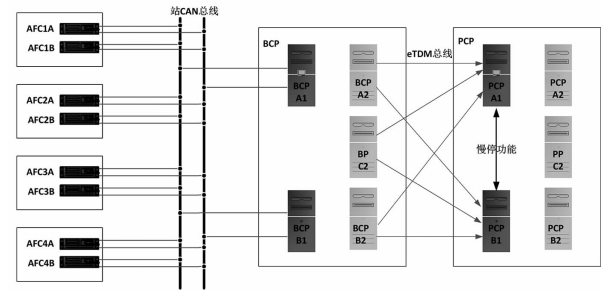


图2 控制保护系统监视总线(以1极为例)

然而,换流站中由于网络异常导致主机死机、双极闭锁等问题还鲜见报道。在此背景下,在介绍特高压直流控制保护系统典型结构的基础上,对网络风暴造成主机死机的机理进行了分析,并提出了特高压换流站控制保护系统网络测试方案。通过对复奉直流“7·19”典型事件的分析,验证了机理分析的正确性,并提出了相应的反故障措施。

1 特高压直流控制保护系统网络典型结构

以复奉直流为例,介绍特高压直流控制保护的典型结构。

复奉直流控制保护主机为 ABB 公司的 DCC800 系统,采用 Intime 实时操作系统。每台主机配置双网络分别接入交换机 A 和 B,再通过 BPSIA、BPSIB 接入 SCADA 系统,SCADA 系统由南瑞供货,如图 1 所示。

每套极控系统(PCPA1、PCPB1)均通过 eTDM 总线监视 3 套双极保护系统(BCPA2、BCPB2、BPC2)的状态,如图 2。从 PCP 软件中能看到,在 PCP 控制主机无法检测到 3 套 BCP 保护主机状态时,会导致 PCP 控制主机发出极 S 停运的指令,可造成极停运。考虑到 eTDM 总线运行正常,极有可

能是交换机故障引起双极控制保护主机死机,PS932 板卡监测到主机状态不为 ACTIVE,并将信息发送至极控。

2 网络风暴导致控制保护主机死机的机理及反事故措施

2.1 机理分析

控制保护系统主机死机是一种极为罕见的事件。考虑到普通的数据掉包、交换机故障只会引起通信故障,因此若要引起特高压直流控制保护主机死机,须满足以下条件:

1) 由于一旦网络数据不符合控制保护厂家的协议,则在网络层解包时即被忽略,无法到达应用层。因此,如果发生由于网络原因导致主机死机,必然是由于主机收到大量的符合厂家控制保护协议的数据,超过控制保护主机的内部缓存,引起主 CPU 读取超时,引起主机死机。

2) 主机没有内部缓存溢出检测功能,或检测功能不完善,导致大量数据在内存中堆积,而主 CPU 没有及时发现。

3) 若要引起大面积主机同时死机,那么大量数据还必须是通过网络广播的方式发送的。

根据上述条件可知,如果控制保护主机是由于网络原因出现死机,可以得出如下判断:

1) 数据来源自控制保护设备本身,比如网关服务器;

2) 考虑到换流站系统 LAN 中,主机间是不进行通信的,具有广播性质的数据主要是网关服务器的总召指令。

综上所述,由于网络风暴导致控制保护系统死机的主要原因是网关服务器与主机之间的通信存在问题,导致网关服务器发出的总召广播没有得到响应而频繁发送总召广播,长字节数据造成主机超时死机,亦即网络中出现死锁现象。一旦出现死锁,一组节点由于没有空闲缓冲区而无法接收和转发分组,节点之间相互等待并一直保持这一僵局,此时只能靠人工干预重新启动网络来解除死锁。

2.2 反事故措施

通过分析表明,随着特高压直流运行时间的不断增长,设备老化等现象逐渐显现,网络异常导致流量剧增现象是难以避免的。因此,需要采取必要措

施防止网络异常后引起故障扩大。而网络异常后导致事故进一步扩大的根本原因在于控保系统主机网络报文筛查检测功能不完善,在出现长报文自锁时不能及时提醒 CPU 采取应对措施。

因此主要的改进措施应是在保护主机中增加对超长报文的筛查检测功能,当信息子站与控制保护系统之间的报文超过 255 字节后,控保主机系统选择不进行接收(IEC 60870-5-1 规定的最大用户数据的数目为 255 个字节,如果帧长影响到召唤的循环时间,特别是当发生传输差错时,还得进一步限制用户数据的数目)。

3 特高压直流控保系统网络测试方法研究

由于特高压直流控制保护系统网络对直流输电安全可靠性的具有重要的意义,因此为了验证网络性能,分析相关事故,需要在投运前以及事件发生后对控保系统网络进行测试。

3.1 测试平台

待测试交换机通过以太网口连接所有二次设备(服务器),二次设备连接在仿真的并可以交换相关电力数据的一次设备上,整个网络上的结构和数据交换情况需接近真实网络。所有网络设备之间通过建立于 TCP/IP 协议之上的 IEC 60870-5-103 协议进行通信。

网络测试器具有若干网络端口,每一个端口可以模拟一个网络设备,进行数据收发。测试可模拟多台网络设备,通过网线连接在交换机上。网络系统分析仪通过网线连接在交换机上,用以对网络情况进行监控并抓取数据报文。

3.2 建议测试项目

- 1)吞吐量测试:恒定负载时间为 60 s;测试次数为 20 次并取平均值;测试粒度为 1%,帧长度选择分别为 64 B、128 B、256 B、512 B、1024 B、1280 B、1518 B。
- 2)时延测试:数据发送持续时间为 120 s;重复次数为 20 次并取平均值;同时发送方和接受方有时间同步。
- 3)丢包率测试:负载量由 100% 开始按 5% 逐级递减,该测试会一直重复进行,直到存在连续 3 个迭代没有发生帧丢失;测试次数为 20 次;帧长度选择

- 分别为 64 B、128 B、256 B、512 B、1024 B、1280 B、1518 B。
- 4)背靠背测试:测试时间至少为 2 s;测试次数为 50 次。

4 典型事件分析及处置

4.1 事件描述

2015 年 7 月 19 日 14 时 40 分,复龙站报 SCM 服务器与 SCADA 通讯故障,ABB 后台与南瑞 OWS 双极直流场区域开关量状态及主机的监视全部变灰,失去监视功能,如图 3 所示。经分析判断为双极 SI 服务器(BPSIA、BPSIB)故障。

14 时 51 分报出“PCP11A/B 系统与 1 台 BCP MC2 的通讯故障,PCP21A/B 系统与 1 台 BCP MC2 的通讯故障、PCP21A 与所有 BCP MC2 的通讯故障、PCP11B 与所有 BCP MC2 的通讯故障”,随后极控发出“PCP21/11 极控 5 min 内慢停 ON”的信号,双极功率控制 OFF,单极功率控制 ON,5 min 后极 I 和极 II 功率分别以 100 MW/min 开始下降,直至极 I 和极 II 相继降至零。主要事件记录见表 1。

表 1 事件记录

时间	主机	事件
14:40:30	SCM	与 SCADA 系统的通讯故障
14:51:14	PCP11A/B	PCP11A/B、21A/B 系统与 1 台 BCP MC2 的通讯故障
14:51:16	PMI1/2A/B/C	与直流故障录波主机通讯故障
14:51:16	PCP21A	PCP21A、11B 与所有 BCP MC2 的通讯故障
14:51:16	PCP21A/11B	PCP21/11 极控 5 min 内慢停 ON
14:51:16	PCP21A/11B	PCP21/11 双极功率控制 OFF
14:51:22	AFC1/2/3/4A/B	站 CAN 通讯故障
14:56:16	PCP21A/B	极控慢停已执行
14:56:16	PCP11/PCP21	PCP 升降功率速率 100 MW/min 闭锁已执行
15:25:17	PCP21	极 1、极 2 换流阀 U1、U2 闭锁
15:25:17	PCP21	极 1、极 2 慢停 OFF

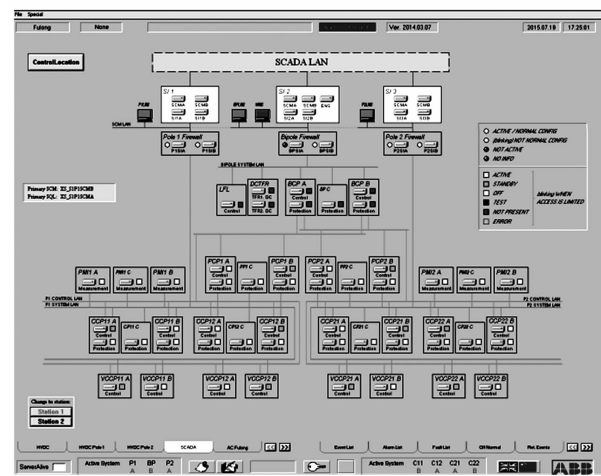


图3 SCADA 系统失去监视功能

4.2 网络测试结果

7 月 24 日至 26 日,在仿真试验室开展了网络测试工作,试验前,用复龙站换下的故障交换机替换下仿真试验室的交换机,启动所有控制保护主机和 RTDS 仿真器,开展 72 h 的运行观察以及交换机单体试验。

总体结果反映,数据帧长越小,对测试结果影响越大;反之,帧长越大,对测试结果影响越小。因为对于网络设备而言,在同一带宽下,帧长越小数据帧的数量就越大,那么网络设备处理这些数据帧花费的时间就会越多;反之帧长越大,数据帧的数量就越小,那么网络设备处理这些数据帧花费的时间就会越少,也就越容易处理。随着网络负载的逐渐增大,相关网络性能参数也纷纷降低,但并未出现网络拥塞导致设备之间通讯中断的情况,网络系统分析仪也一直可以抓取到相关一次设备之间的数据报文。通过测试结果分析认为,该被测试交换机的性能在上述 4 个指标的表现上属于正常。

试验时也发现,在网络中出现长字节数据时,主机与网关服务器间的通讯会频繁中断。

4.3 事件原因分析

由上述分析结果表明,复龙站由于网络异常导致控制保护主机大面积死机,并引发双极闭锁直接原因是网络中发生了极小概率的故障,导致网关服务器与控制保护主机的通讯死锁,产生了大量的广播报文,而控制保护主机没有完善的检测手段,主 CPU 面对大量的报文运行超时死机。

4.4 复奉直流功率缓降原因

复奉直流极控系统在检测到 3 套双极保护系统同时故障(NO_BIP_ACTV_AND_OK)延时 5 min,或

者检测到直流分压器 SF₆ 气体压力降低至跳闸值时(DC_VOLT_DIVIDER_S_STOP),将以 100 MW/min 的速度回降该极的功率。

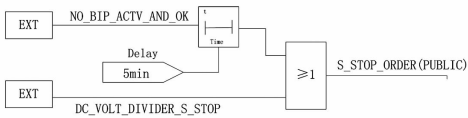


图4 功率回降功能启动

而在该事件中,检查极控系统软件,发现故障时 4 套极控系统主机均检测到 3 套双极保护主机不在值班(ACTIVE)状态,极控启动直流功率回降,符合软件功能逻辑(即双极区域无保护运行时,极控启动功率回降)。

5 结 论

在介绍特高压直流控保系统典型结构的基础上,对网络风暴造成主机死机的机理进行了分析,并提出了特高压换流站控制保护系统网络测试方案,得出了以下结论:

1)网络风暴引起特高压直流控制保护主机死机,须满足以下条件:主机收到大量的符合厂家控制保护协议的数据,超过控制保护主机的内部缓存;主机没有内部缓存溢出检测功能,或检测功能不完善,导致大量数据在内存中堆积,而主 CPU 没有及时发现;大量数据还必须是通过网络广播的方式发送的。

2)由于网络风暴导致控制保护系统死机的主要原因是网关服务器与主机之间的通信存在问题,导致网关服务器发出的总召广播没有得到响应,频繁发送总召广播,长字节数据造成主机超时死机,亦即网络中出现死锁现象。

3)由于特高压直流控制保护系统网络对直流输电安全可靠性的具有重要的意义,因此为了验证网络性能,分析相关事故,在投运前以及事件发生后须对控保系统网络进行测试。测试项目包括吞吐量测试、时延测试、丢包率测试和背靠背测试。

4)网络异常后导致事故进一步扩大的根本原因在于控保系统主机网络报文筛查检测功能不完善,在出现长报文自锁时不能及时提醒 CPU 采取应对措施。因此,主要的改进措施应是在保护主机中增加对超长报文的筛查检测功能,当信息子站与控制保护系统之间的报文超过 255 字节后,控保主机系统选择不进行接收。

(下转第 42 页)

试验程序差异对绝缘子污秽测量结果影响

武 剑¹, 张志劲², 冉军德¹, 陈 杭¹, 郑 凯¹, 王海飞¹, 朱俊宇²

(1. 国网重庆市电力公司检修分公司, 重庆 400039;

2. 输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室(重庆大学), 重庆 400044)

摘 要: 染污绝缘子闪络威胁电网安全可靠运行, 长期以来掌握运行中绝缘子积污特性是电力部门重要的工作之一, 相关规程也规定了绝缘子自然积污测试方法, 但测试过程差异对测量结果的影响并不清楚。这里采用瓷和复合绝缘子, 模拟不同等级污秽, 采用不同测试方法对盐密和灰密进行了测量, 并对各种方法的试验结果进行了对比分析, 结果表明: 采用污秽溶解静置 24 h、去离子水用量 300 ml、专用取样布擦拭法、每片绝缘子取样布使用 6 张的方法可使测量结果更准确。研究结果可为绝缘子自然积污测试技术提供技术参考。

关键词: 绝缘子; 盐密; 灰密; 污秽测试

Abstract: Surface flashover of polluted insulators is threatening the safe and reliable operation of power grid. The research of the contamination deposited characteristic on insulators of transmission line has been the one of the most important works of power grid departments for a long time. Some relevant regulations also provide the natural contamination test methods for insulators. However, the effects of the difference of test procedures on the measurement results have not been discussed yet. Porcelain insulators and composite insulators are adopted as the sample, the different pollution levels are simulated, and the salt deposit density (SDD) and non-soluble deposit density (NSDD) are measured using different kinds of test methods. Then the test results of different methods are compared. The research results show that, it is recommended to let the pollution solution stand for 24 hours, use 300 ml deionized water, wrap the pollution by special sampling cloth, and use 6 pieces of clothes for each insulator unit to make sure the accuracy of test data. The proposed research can provide a technical reference for the natural contamination test technology of insulators.

Key words: insulator; salt deposit density (SDD); non-soluble deposit density (NSDD); pollution test

中图分类号: TM85 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2017)04-0038-05

0 引 言

目前中国的特高压输电工程仍然在飞速发展的进程中^[1]。为满足社会经济对电力的需求, 数条特高压直流输电线路在建或者已投入运行^[2]。电网覆盖范围的扩大, 电压等级的提升, 意味着电力系统的安全稳定运行额外重要。因此在防污方面仍需加强巩固, 多采用科学安全的方法来得到外绝缘设备的积污特性, 从而指导防污工作开展^[1-2]。

国内外科研机构在绝缘子积污特性方面开展了相关的研究工作^[3]。目前表征绝缘子污秽度的特征量有等值盐密、表面污层电导率和泄漏电流等。等值盐密可以直观地反映绝缘子的污秽程度, 而且

测量简单, 因此在工程应用中得到了广泛的使用^[4]。此外, 绝缘子表面灰密对绝缘子的污闪电压也有一定影响, 已有研究表明闪络电压与盐密、灰密均成幂函数关系, 并且二者对闪络电压的影响是独立的^[5-6], 因此在开展输电线路污秽测试时, 需要测量其灰密值, 从而对污秽等级划分提供参考。

还有研究表明, 输电线路外绝缘污秽所含化学成分复杂^[7], 包括多种可溶物、难溶物以及导电物质和惰性物质, 因此有相关学者建议在开展污秽度测试时, 需对典型杆塔区域的污秽化学成分进行测量, 并且根据不同化学成分对应的闪络电压关系, 对杆塔的绝缘水平进行换算, 再对污秽等级的划分进行修正^[8]。

目前电力相关机构在防污闪以及外绝缘设计方面取得了一定的效果, 但是污闪事故时有发生^[9]。

科技项目: 国家电网公司科技项目资助(2016 渝电科技 35 号, SGTYHT/14-JS-188)

长期以来掌握运行中绝缘子积污特性是电力部门重要的工作之一,相关规程也规定了绝缘子自然积污测试方法,但测试过程差异对测量结果的影响并不清楚。为了更科学地指导防污工作的开展,使绝缘子自然积污测试更加简便高效、准确易行,下面以瓷和玻璃绝缘子为对象,模拟不同等级污秽,采用不同测试方法对盐密和灰密进行测量,分析清洗方法、用水量、污液静置时间等因素对测量结果的影响,并对各种方法的试验结果进行对比分析。研究结果可直接运用于工程实际,对输配电外绝缘防污工作的开展具有指导意义。

1 污秽测量方法、试品及测量仪器

1.1 污秽测量方法

根据相关规程,盐密及灰密测量流程如图 1 所示。

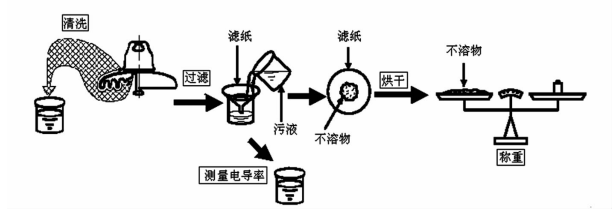


图 1 盐密及灰密测量流程图

利用测量过滤后的污液电导率,可以得到绝缘子的等值盐密为

$$D_{\text{ESD}} = \frac{S_a V}{A} \tag{1}$$

式中: D_{ESD} 为等值盐密, mg/cm^2 ; V 为污液体积, cm^3 ; A 为绝缘子表面积, cm^2 ; S_a 为污液的盐度, kg/m^3 , 可由式(2)求得:

$$S_a = (5.7\sigma_{20})^{1.03} \tag{2}$$

式中, σ_{20} 为换算到水温 20°C 时污液的电导率, S/m 。各温度下的污液电导率 σ_θ 与 σ_{20} 的关系为

$$\sigma_{20} = \sigma_\theta [1 - b(\theta - 20)] \tag{3}$$

式中: θ 为测量污液电导率时对应的污液温度, $^\circ\text{C}$; b 为污液温度的系数。 b 与 θ 有如下关系:

$$b = -3.2 \times 10^{-8} \theta^3 + 1.032 \times 10^{-5} \theta^2 - 8.272 \times 10^{-4} \theta + 3.544 \times 10^{-2} \tag{4}$$

将滤纸过滤后的不溶物进行烘干、称重,则求得灰密为

$$D_{\text{NSD}} = \frac{W}{A} \tag{5}$$

式中: D_{NSD} 为灰密, mg/cm^2 ; W 为烘干的剩余不溶物质量, mg , 其值等于 $W_1 - W_2$, 其中 W_1 为烘干后纸巾试样、不溶污秽物与烘干后过滤纸质量总和, W_2 为烘干后纸巾试样与过滤纸质量总和。

运行部门采用上述相同测量方法进行污秽测量,但在实际操作中,结合各自生产情况和经验摸索,对测量流程有不同的理解,主要体现在:

1) 清洗

污秽如何清洗并没有明确规定,现有污秽清洗一般有刷子清洗法、脱脂棉清洗法、专用取样布擦拭法、湿巾擦拭法等,但各种清洗方法对污秽测量结果的影响并不清楚,且专用取样布和湿巾使用数量也未说明。

2) 清洗的水用量

污秽的清洗和溶解可采用电导率小于 $10 \mu\text{S}/\text{cm}$ 的去离子水。去离子水用量通常根据绝缘子表面积大小来确定,表面积越大的绝缘子需要的水量越多。目前相关标准给出了满足工程应用的用水量推荐值,然而不同区域的污秽成分有差异,难溶及微溶物的含量不同,所以用水量的多少必然会对污秽度的测试结果造成影响,同时用水量越多则过滤所需时间越长,影响效率。因此选择合理的用水量十分重要,需要开展相关研究以确定。

3) 污秽溶解静置时间

污液过滤前静置的时间没明确规定,一般为 $4 \sim 24 \text{ h}$ 。不同区域自然积污中污秽成分各异,而各种污秽成分溶解是需要一定时间的,为保证污液中各导电物质能充分溶解以反映真实的盐密,污秽溶解静置时间的确定非常重要。静置时间短,导致测量结果偏小,不能真实反映实际污秽度;静置时间长,则效率低,浪费人力、财力。

1.2 试品

试验中选取普通悬式瓷绝缘子(XP-160)和复合绝缘子(FXBW-10/70)为研究对象,其基本技术参数如表 1 所示, H 为结构高度, D 为盘径, L 为泄漏距离, A 为表面积。

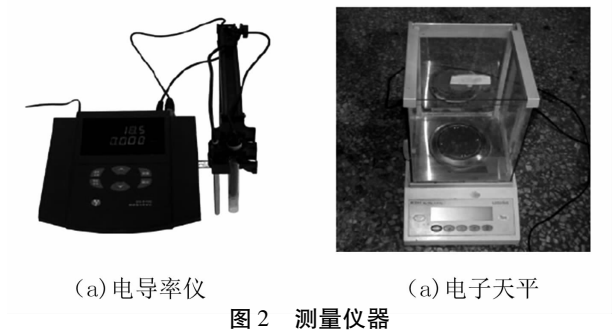
表 1 绝缘子主要参数

编号	绝缘子的型号	H/mm	D/mm	L/mm	A/cm^2
No. 1	XP-160	155	255	350	1 691
No. 2	FXBW-10/70	415	130/100	600	1 467

1.3 测量仪器

试验所采用的实验装置主要有配制污秽的 500 ml 烧杯、毛细刷子、漏斗、温度计。电导率测量采用

型号为 DD-810E 的电导率仪,其具体参数为电极常数 $\times (1 \sim 3\,000)\,\mu\text{S}/\text{cm}$,测量温度范围为 $0 \sim 99.9^\circ\text{C}$;分辨率可达到 $0.001\,\mu\text{S}/\text{cm}$, 0.1°C ,污秽质量测量采用型号为 BT-224S 电子天平,其读数精度可达 $0.1\,\text{mg}$,如图 2 所示。



2 试验结果与分析

2.1 不同清洗方法下绝缘子积污结果与分析

人工配制几种不同比例的氯化钠与硅藻土污液,利用浸污法对两种试品绝缘子进行染污,然后利用不同的测量方法对比同一染污情况下同种试品绝缘子的盐密和灰密,以及同种测量方法下不同试品绝缘子的盐密和灰密进行测量,测量结果如表 3 至表 6 所示。

表 3 不同浓度污秽下盐密/灰密测量结果 1

单位:mg/cm²

方法	XP-160		FXBW-10/70	
	SDD	NSDD	SDD	NSDD
传统刷洗法	0.031	0.175	0.071	0.449
专用试纸	0.027	0.174	0.068	0.427
湿巾 1	0.023	0.149	0.064	0.414
湿巾 2	0.023	0.146	0.063	0.409
脱脂棉法	0.019	0.133	0.065	0.376

注:污液配制为水 30 L、NaCl 350 g、硅藻土 1 200 g

表 4 不同浓度污秽下盐密/灰密测量结果 2

单位:mg/cm²

方法	XP-160		FXBW-10/70	
	SDD	NSDD	SDD	NSDD
传统刷洗法	0.043	0.141	0.139	0.388
专用试纸	0.038	0.131	0.136	0.360
湿巾 1	0.039	0.112	0.124	0.357
湿巾 2	0.036	0.108	0.102	0.316
脱脂棉法	0.030	0.108	0.093	0.3

注:污液配制为水 30 L、NaCl 700 g、硅藻土 1 200 g

表 5 不同浓度污秽下盐密/灰密测量结果 3

单位:mg/cm²

方法	XP-160		FXBW-10/70	
	SDD	NSDD	SDD	NSDD
传统刷洗法	0.076	0.352	0.249	0.730
专用试纸	0.075	0.330	0.229	0.708
湿巾 1	0.069	0.252	0.190	0.678
湿巾 2	0.068	0.253	0.210	0.684
脱脂棉法	0.062	0.238	0.192	0.588

注:污液配制为水 30 L、NaCl 1 500 g、硅藻土 2 000 g

表 6 不同浓度污秽下盐密/灰密测量结果 4

单位:mg/cm²

方法	XP-160		FXBW-10/70	
	SDD	NSDD	SDD	NSDD
传统刷洗法	0.157	0.400	0.403	0.775
专用试纸	0.152	0.373	0.388	0.753
湿巾 1	0.151	0.353	0.330	0.690
湿巾 2	0.148	0.350	0.311	0.688
脱脂棉法	0.133	0.317	0.281	0.650

注:污液配制为水 30 L、NaCl 2 000 g、硅藻土 3 000 g

由以上测试结果可知:采用不同擦拭方法,对污秽测量结果有一定影响,5 种擦拭方式中,不管是瓷绝缘子还是复合绝缘子,由于传统方法清洗污秽时 can 比较彻底地清洗绝缘子表面,所以测量的结果最大,专用试纸次之,其次湿巾,最小的是脱脂棉法。这可能是由于擦洗绝缘子表面时,不同擦拭方式对污秽处理存在差异导致的,而湿巾可能含有其他化学成分也会对数据稍有干扰。因此,考虑现场操作的便利性,建议采用专用试纸收集污秽。

考虑到专业试纸可能对污秽量具有饱和性,对于各种污秽程度的绝缘子,合理采用专用试纸片数以保证污秽测量结果的准确性非常重要。项目组开展了不同浓度的污秽情况下,使用不同的片数时对盐密、灰密测试结果对比分析,测量结果如表 7、表 8 所示。

表 7 不同试纸片数下盐密灰密测量结果 1

单位:mg/cm²

专用试纸片数	XP-160		FXBW-10/70	
	SDD	NSDD	SDD	NSDD
1	0.016 5	0.122	0.058 1	0.319
2	0.018 9	0.124	0.063 3	0.321
3	0.019 8	0.129	0.064 8	0.323
4	0.020 0	0.130	0.065 0	0.324

注:污液配制为水 30 L、NaCl 350 g、硅藻土 1 200 g

表 8 不同试纸片数下盐密灰密测量结果 2

专用试纸片数	单位:mg/cm ²			
	XP-160		FXBW-10/70	
	SDD	NSDD	SDD	NSDD
1	0.052 3	0.256	0.157 7	0.645
2	0.059 4	0.271	0.160 4	0.711
3	0.062 1	0.286	0.170 7	0.718
4	0.062 8	0.288	0.170 9	0.720

注:污液配制为水 30 L、NaCl 1 500 g、硅藻土 2 000 g

由以上测试结果可知:采用不同片数试纸擦拭时,对污秽测量影响结果明显,且污秽越严重时,差异越明显,综合测试结果以及现场积污情况,建议试纸用量为上、下表面各 3 片。

2.2 不同去离子水用量下积污测试结果与分析

实际测量中,各研究单位对洗刷并溶解绝缘子表面污秽物所采用的去离子水量一般按表 9 进行选择。

表 9 绝缘子表面积与盐密测量用水量的关系

面积 A_x/cm^2	$\leq 1\,500$	$1\,500 < A_x \leq 2\,000$	$2\,000 < A_x \leq 2\,500$	$2\,500 < A_x \leq 3\,000$
用水量 Q_x/ml	300	400	500	600

根据表 9 中的建议确定用水量,可基本保证绝缘子表面洗刷的污秽能充分溶解。然而目前该用水量的确定仅仅满足了按照工程经验,且不同污秽区域的污秽成分有差异,难溶及微溶污秽物质的含量不同,所以用水量的多少必然会对污秽度的测试结果和效率造成影响。

为研究用水量对污秽测试的影响,开展了相关试验,试验过程中用所推荐的专用试纸法测量污秽度,试纸用量为上、下表面各 3 片,试验结果如表 10、表 11 所示。

表 10 不同用水量下盐密/灰密测量结果 1

用水量 /ml	单位:mg/cm ²			
	XP-160		FXBW-10/70	
	SDD	NSDD	SDD	NSDD
300	0.035	0.153	0.135	0.367
400	0.038	0.165	0.139	0.360
500	0.036	0.176	0.142	0.372

注:污液配置制为水 30 L、NaCl 700 g、硅藻土 1 200 g

由表中数据可得,用水量对污秽度的测量影响十分有限,随着用水量的增大,盐密和灰密测量值变化不明显,且没有明显的规律。这可能是由于实验室配

制的人工污液中只含有氯化钠一种导电成分,而且浸污过程中不同绝缘子表面实际污秽量有一定的误差。

表 11 不同用水量下盐密/灰密测量结果 2

用水量 /ml	单位:mg/cm ²			
	XP-160		FXBW-10/70	
	SDD	NSDD	SDD	NSDD
300	0.072	0.314	0.248	0.735
400	0.075	0.330	0.239	0.728
500	0.080	0.328	0.242	0.698

注:污液配制为水 30 L、NaCl 1 500 g、硅藻土 2 000 g

输电线路绝缘子污秽中含有微溶成分硫酸钙,其所占的百分比则可达 20%~60%。常温下硫酸钙溶解度有 2 g/L,不考虑饱和,硫酸钙对等值盐密的贡献最多达到氯化钠的 0.48^[7]。假设某重污秽地区的实际盐密值为 0.2 mg/cm²,且污秽量的 80% 为硫酸钙,则按照普通瓷绝缘子面积换算,可得污秽中硫酸钙的含量约为 0.46 g,足以被 300 ml 的水溶解。

此外,实验中发现 300 ml 的水能够完全浸泡擦拭污秽后的试纸,可保证试验顺利开展和试验结果的精度,且绝大多数绝缘子上、下表面积小于 1 500 cm²,综上可量,建议去离子水量取 300 ml。

2.3 污液不同静置时间下积污测试结果与分析

实际测量中,通常将绝缘子污秽溶液搅拌均匀静置一段时间,使可溶物充分溶解,从而准确得到等值盐密值。运行环境下绝缘子表面含有大量的硫酸钙等不溶物。此时静置时间长短会对其溶解产生影响,从而影响测量结果。

表 12 不同污液静置时间下现场绝缘子盐密测量结果

污液静置时间/h	绝缘子位置		
	1/3	2/3	3/3
1	0.061	0.050	0.043
2	0.065	0.053	0.044
4	0.066	0.054	0.045
6	0.067	0.056	0.047
8	0.068	0.056	0.047
10	0.069	0.058	0.048
12	0.071	0.059	0.049
20	0.072	0.060	0.049
22	0.072	0.061	0.049
24	0.072	0.061	0.049

注:如 2/3,2 表示从接地端往高压端数第 2 片,3 表示该试验绝缘子串片数

以 ± 800 kV 天中线某杆塔的 XP-70 绝缘子自然积污试验串为例,研究其表面污秽擦拭样品浸泡在去离子水中的污液静置时间对污秽度测试结果的影响,试验结果如表 12 所示。

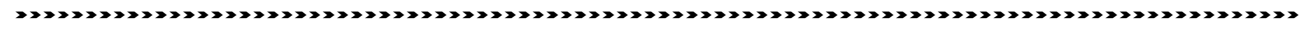
由表中数据可得,不同静置时间下测得污液的盐密值有一定的差异,且随着静置时间的增加,测量到的盐密值有增大趋势,但是在一定时间后会趋近于一个稳定值。测量数据表明,当污液静置 20~24 h 后盐密测得值趋于稳定,意味着污秽中的微溶物也得到了充分溶解。因此建议在专用试纸浸泡 24 h 后再进行污秽度测试。

3 结 论

1) 不同擦拭方法对污秽测量结果有一定影响。5 种擦拭方式中,传统方法得到的测量结果最大,专用试纸次之,其次湿巾,最小的是脱脂棉法。考虑现场操作的便利性,建议采用专用试纸收集污秽,并且建议试纸用量为上、下表面各 3 片。

2) 污液静置时间越长,测得到的盐密和灰密值有一定的增加趋势,但是在 24 h 左右趋于平缓。考虑到时间成本,建议在专用试纸浸泡 24 h 后再进行污秽度测试。

3) 去离子水的用量对所用绝缘子试品污秽度的测试结果影响不大。采用专业试纸法测量污秽度



(上接第 37 页)

参考文献

[1] 郑晓冬,郇能灵,杨光亮,等. 特高压直流输电系统的建模与仿真[J]. 电力自动化设备,2012,32(7):10-14.

[2] 谢绍宇,王秀丽,王锡凡. 交直流混联系统可靠性评估[J]. 电力自动化设备,2011,31(7):10-16.

[3] Aik D L H, Andersson G. Power Stability Analysis of Multi-infeed HVDC Systems[J]. IEEE Trans. on Power Delivery, 1998,13(3):923-931.

[4] IEEE PES Transmission and Distribution Committee. IEEE Guide for Planning DC Links Terminating at AC Locations Having Low Short-circuit Capacities[R]. New York:1997.

时建议去离子水用量取 300 ml。

参考文献

[1] 董曼玲,姚帅,郭磊,等. 天山—中州特高压直流输电工程投运后河南电网主变直流偏磁分析及抑制[J]. 高电压技术,2017,43(2):611-618.

[2] 张仁豫. 绝缘污秽放电(第一版)[M]. 北京:水利电力出版社,1994.

[3] 蒋兴良,舒立春,孙才新. 电力系统污秽与覆冰绝缘[M]. 北京:中国电力出版社,2009.

[4] 滕云,田阳,李辉,等. 绝缘子等值盐密的组合预测模型[J]. 高电压技术,2016,39(6):1488-1493.

[5] 黄青丹,张东东,宋浩永,等. 基于等值盐密修正的绝缘子闪络电压计算[J]. 2016,42(6):1907-1913.

[6] 张志劲,刘小欢,蒋兴良,等. 污秽不均匀度对 XP-160 绝缘子串交流闪络特性的影响[J]. 高电压技术,2013,39(2):280-286.

[7] 张志劲,张东东,刘小欢,等. 污秽成分对 LXY4-160 绝缘子串交流闪络特性的影响[J]. 电工技术学报,2014,29(4):298-305.

[8] 魏旭,周志成,赵晨龙,等. 可溶盐成分对绝缘子表面污秽度评估的影响[J]. 高电压技术,2013,39(12):3109-3115.

[9] 张志劲,蒋兴良,孙才新. 污秽绝缘子闪络特性研究现状及展望[J]. 电网技术,2006,30(2):35-40.

(收稿日期:2017-04-10)

[5] 李少华,刘涛,苏匀,等. ± 800 kV 特高压直流输电系统解锁/闭锁研究[J]. 电力系统保护与控制,2010,38(6):84-87.

[6] 阴玉婷,杨明玉,郑永康. 智能变电站网络化二次系统及其在线监测研究综述[J]. 电气自动化,2014,36(1):1-4.

作者简介:

禹 佳(1983),本科、高级工程师,研究方向为特高压直流输电技术;

刘俊杰(1989),本科、助理工程师,研究方向为特高压直流输电技术;

孙 文(1980),本科、高级工程师,研究方向为特高压直流输电技术。

(收稿日期:2017-04-16)

可控高压电抗器对四川电网的影响分析

刘柏私,余 锐,张宇栋,汤 凡
(国家电网公司西南分部,四川 成都 610041)

摘 要:可控高压电抗器是重要的无功补偿装置,这里从川电外送能力、局部水电送出能力、系统故障恢复能力以及稳态电压调节能力 4 个方面研究了可控高压电抗器对四川电网的影响,具有一定的实际意义。

关键词:可控高压电抗器;外送能力;特高压;稳定极限

Abstract: The controllable high – voltage reactor is an important equipment of reactive compensation. The influence of controllable high – voltage reactors on Sichuan power grid is analyzed in terms of transmission capability from Sichuan power grid, local hydropower transmission capability, recovery capability after fault and voltage regulation capability of steady state, which is of actual significance.

Key words: controllable high – voltage reactors; transmission capability; ultra – high voltage; stability limit

中图分类号:TM76 文献标志码:A 文章编号:1003 – 6954(2017)04 – 0043 – 05

0 引 言

全国电力系统正在形成大型的互联电网,使得电网结构日益复杂,安全稳定运行任务艰巨。四川电网地处中国西南,其水电资源丰富,而用电负荷相对较少。在这种能源格局的背景下,四川电网更多地担负的是大功率、远距离的输电任务。四川电网作为能源基地,大容量远距离输电的送端,其暂态稳定、动态稳定、特高压输电及大电网安全等问题依然突出,提高系统外送稳定性将是首要目的。

FACTS 技术作为“现代电力系统中三项具有变革性的前沿技术”之一^[1],是增强输配电系统可控性和灵活性、提高运行稳定性和经济性的重要手段^[2]。特别是处于电力技术前沿的高压可控并联电抗器,可实现无功功率的快速补偿和调节。在系统主要站点安装可控高压电抗器,除抑制潜供电流、限制工频过电压等功能外^[3],还可以发挥以下作用^[4-7]:

- 1) 适应丰枯期潮流变化,提高电压调控能力;
- 2) 提升电网运行电压,降低输电损耗;
- 3) 减少低压无功补偿装置操作,降低维护运行成本;
- 4) 动态电压调控,改善电网动态恢复特性;
- 5) 提升输电线路输送功率,增强系统阻尼,抑

制功率振荡。

因此,立足于可控高压电抗器的无功功率的调节特性,分别从川电外送能力、局部水电送出能力、系统故障恢复能力以及稳态电压调节能力 4 个方面研究了可控高压电抗器对四川电网的影响,通过仿真分析对比了具体的安装配置方案,为坚强四川电网积累了一定经验。

1 可控高压电抗器简介

目前,超高压长线路基本采用的是固定电抗器,其在限制过电压的同时,又限制了系统调节电压的能力,需要配置相应容量的电容来满足系统调压需求。可控高压电抗器的出现有效地解决了限制过电压与无功补偿的矛盾。在系统潮流发生变化时,可以根据调压需求自动投入相应容量的电抗器,并且在发生暂态过程时,它可以实现无功功率的快速补偿和调节,提高系统暂态稳定性,同时对系统的振荡也有一定的抑制作用,可以提高系统的动态稳定能力^[8]。

可控并联电抗器按照工作原理的不同,可以分为 3 类:磁控式可控并联电抗器、晶闸管控制变压器(thyristor controlled transformer, TCT)型可控并联电抗器和分级式可控并联电抗器^[9-12]。其各自优缺点如下:

1)磁控式可控并联电抗器的主要优点是可实现输出容量连续、平滑调节;缺点是响应速度较慢,且本体运行时有谐波,需要加装滤波器。

2)TCT式可控并联电抗器的优点是容量可以连续调节,响应速度快;缺点是晶闸管阀长时工作,需要增加水冷系统,损耗增加,维护工作量大,可靠性低,6脉动方式谐波量大,需要加装滤波器。

3)分级式可控并联电抗器的优点是原理简单,响应速度快,谐波小,无需滤波器,晶闸管阀采用自冷方式,可靠性高;缺点是容量不能连续调节,应用于超/特高压输电系统时,考虑到成本等因素,其分级容量不宜设置过多。

考虑到 TCT 式可控并联电抗器具有连续调节和响应速度快的特点,下面以 TCT 式可控高压电抗器为例,研究可控高压电抗器对四川电网的影响。

2 可控高压电抗器对四川电网的影响

以四川电网 2016 年丰大数据为基础,从川电外送能力、局部水电送出能力、系统故障恢复能力以及稳态电压调节能力 4 个方面研究了可控高压电抗器对四川电网的影响。

2.1 川电外送能力

四川电网的外送能力受区域间功率交换、网架建设、暂态动态稳定等多方限制。在电网网架和区域间功率交换值相对固定时,川电外送能力主要受暂态稳定限制。

仿真时将固定高压电抗器更换为可控高压电抗器,容量与固定高压电抗器保持一致,由于固定高压电抗器在四川电网广泛分布于多个站点,并且可控高抗价格较高,不能对所有站点进行配置,因此存在可控高压电抗器的优化配置问题。

鉴于蜀州变电站是川西水电外送的汇集站,同时也是成都环网的连接站,其枢纽地位较为突出,潮流穿越较大;洪沟变电站是四川交流外送通道的出口站,也是川南东纵通道的电气重点,其在稳态运行与直流闭锁后均承载较大的转移功率,其枢纽地位同样十分突出;南充变电站也是重要的枢纽变电站,站内相关设备停电,将严重影响川西-川南断面和川渝断面输送能力。因此,在四川 500 kV 电网可控高压电抗器多点布置条件下,可优先考虑在蜀州、洪沟和南充变电站配置。

为考察可控高压电抗器安装对川电外送的提高能力,以川渝断面 500 kV 洪沟—板桥线路 N-2 故障为限制故障进行仿真研究,可得到川电外送极限如表 1 所示。

表 1 可控高抗对外送能力的影响

配置方案	总容量/Mvar	川渝提高/MW	单位提高
蜀州	360	120	0.333
洪沟	492	150	0.305
南充	272	150	0.551

从表 1 中可以看出:1)配置可控高压电抗器对于川电外送能力的提高有一定作用,并且提高的程度对可控高压电抗器的安装地点比较敏感;2)相比蜀州和洪沟变电站,南充变电站安装可控高压电抗器的效果最好,单位提高超过了 0.5,因此建议在南充安装可控高压电抗器来提高四川电网外送能力。

当川渝断面发生洪沟—板桥线路 N-2 故障时,部分潮流转移至黄岩—万县这 2 回线路,造成南充站电压过低,若在南充站安装可控高压电抗器,可以提供一定的无功补偿和电压支撑,提高四川电网暂态稳定性。

2.2 局部水电送出能力

四川九石雅、大普提水电外送通道稳定性较低,特别是西部电源并网超前于电网建设,水电弃水矛盾较为突出。以大普提水电通道的送出能力为例,讨论可控高压电抗器对于局部水电送出能力的影响。

图 1 和图 2 对比了普洪线 N-1 故障下,在无可控高压电抗器和洪沟配置可控高压电抗器时,二滩—三峡机组功角振荡曲线和晋长治特高压电压曲线。

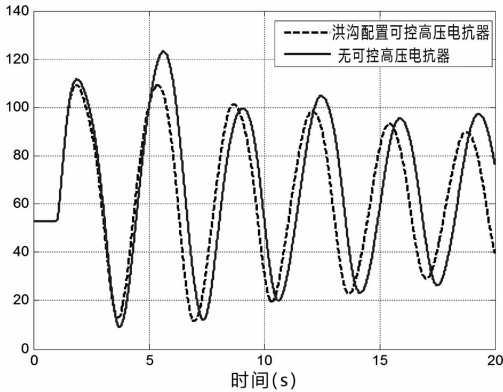


图 1 二滩—三峡机组功角振荡曲线

由图 1 所示,相比没有可控高压电抗器的情况,

在洪沟站配置可控高压电抗器后,二滩机组功角振荡的振幅变小,并且衰减得更快。由图2所示,在洪沟站加装可控高压电抗器后,对晋长治特高压电压提升较为明显,对比电压跌落的最低点,电压提升近0.1 p. u.。以普洪线N-1故障为限制故障时,在洪沟站配置可控高压电抗器可以提高大普提断面功率约600 MW。

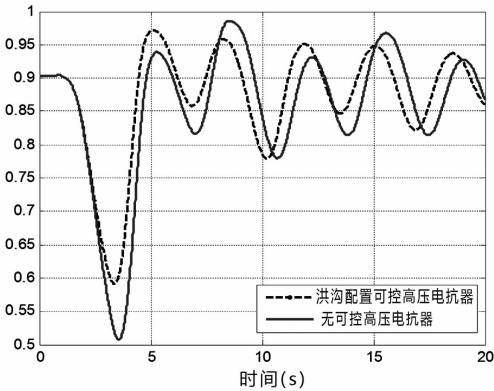


图2 晋长治特高压电压曲线

2.3 系统故障恢复能力

电力系统发生故障后,发电机功角和区域间联络线将出现振荡,变电站母线电压降低,这里以系统阻尼比和交流特高压无功电压支撑来描述系统故障后的恢复能力。

2.3.1 提高系统阻尼比

当系统发生南谭N-2故障时,图3给出了无可控高压电抗器和在南充站配置可控高压电抗器时,洪板线的功率振荡曲线。可以看出,南充站配置可控高压电抗器后,洪板线功率振荡幅度变小,衰减速度变快。

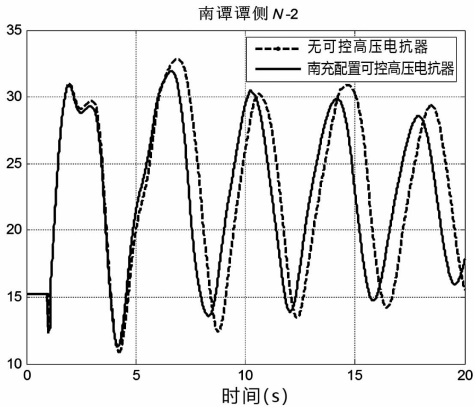


图3 洪板线功率振荡曲线

为考察可控高压电抗器的配置地点对系统阻尼比的影响,依次在蜀州、洪沟、南充、东坡变电站配置可控高压电抗器,得到计算结果如表2所示。

表2 可控高压电抗器对系统阻尼比的影响

配置方案	总容量/Mvar	阻尼比	单位提高/($\times 10^{-5}$)
无	-	0.010	-
蜀州	360	0.020	2.8
洪沟	492	0.022	2.4
南充	272	0.018	2.9
东坡	656	0.028	2.7

从表2可以看出,在单一站点安装可控高压电抗器可以比较明显地增强系统的阻尼,各站配置可控高压电抗器的效果差别不太明显。相比较而言,在成都环网和川西断面上配置可控高压电抗器的效果较好。

2.3.2 提高特高压电压

同样当系统发生南谭N-2故障后,依次在蜀州、洪沟、南充、东坡变电站配置可控高压电抗器。在仿真中,可控高压电抗器的容量仅作动态电压支撑,不参与稳态调压。得到的结果如表3和图3所示。

表3 可控高压电抗器对特高压电压的影响

配置方案	总容量/Mvar	特高压电压最低降落/(p. u.)	单位提高/($\times 10^{-4}$)
无	-	0.49	-
蜀州	360	0.59	2.7
洪沟	492	0.65	3.2
南充	272	0.56	2.6
东坡	656	0.69	3.0

从仿真结果可以看出:1)系统若不配置可控高压电抗器,则南谭N-2故障可能引起特高压母线电压大幅降落,并接近特高压解列的临界值;2)在东坡站、洪沟站安装可控高压电抗器的效果最好,并且安装的容量越大,特高压电压提升得越为明显。

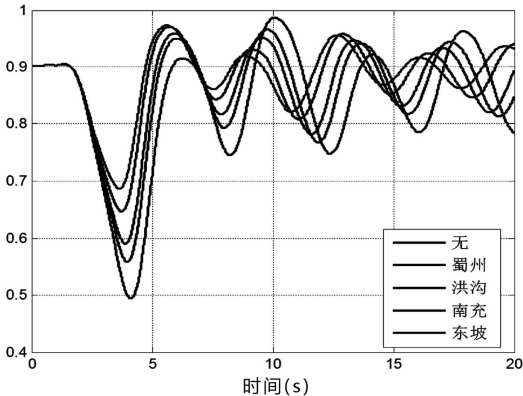


图4 特高压长治站母线电压

2.4 稳态电压调节能力

与固定高压电抗器不同,可控高压电抗器可根据不同运行方式下电网电压的波动,动态调节感性

补偿容量,可以增强电网电压调控的灵活性,提升重负荷水平下电网的电压水平,并降低输电网损耗。

针对蜀州、东坡、普提、洪沟 4 个变电站,考察如表 4 所示的单一与组合等不同可控高压电抗器配置方案对电网稳态电压和网损的影响。

表 4 四川 500 kV 主干网架高压电抗器配置方案
单位:MW

配置方案	蜀州	东坡	普提	洪沟
方案 1	180	-	-	-
方案 2	360	-	-	-
方案 3	-	150	-	-
方案 4	-	300	-	-
方案 5	-	-	180	-
方案 6	-	-	360	-
方案 7	-	-	-	180
方案 8	-	-	-	360
方案 9	180	-	180	-
方案 10	360	-	360	-
方案 11	180	180	180	180
方案 12	360	300	360	360

通过退出可控高压电抗器提升输电网电压水平和降低网络损耗,其计算结果如表 5 所示。从中可以看出:蜀州站配置 180 Mvar 或 360 Mvar 的可控高压电抗器,可将成都环网电压各节点电压分别提升

2.4 ~ 3.7 kV 和 5.1 ~ 7.8 kV,降低网损 7 ~ 13.5 MW;组合配置方案下,蜀州、普提变电站各配置 360 Mvar 的可控高压电抗器与蜀州、普提、东坡、洪沟变电站各配置 180 Mvar 的可控高压电抗器在降低网损方面的效益基本相当;若 4 个变电站各配置 360 Mvar 的可控高压电抗器,最大可降低网损 46 MW。

在普提、洪沟变电站均配置等容量的可控高压电抗器条件下,洪沟站的配置对成都环网电压提升效果更显著,降低网损功率水平也更大。

综合各站点配置可控高压电抗器对成都环网负荷中心电压水平影响和降低网损的幅度,可优先考虑在蜀州和洪沟两个变电站配置可控高压电抗器。

3 结 论

可控高压电抗器在四川电网具有较好的适用性:1)可以提高电网交流外送能力,改善局部水电送出能力;2)系统发生故障后,可以提高母线电压水平,增强系统阻尼;3)可以提升电网电压调控能力,提高电压运行水平降低网络损耗。若考虑外送能力,在南充变电站配置可控高压电抗器效果较好,若综合考虑电压的稳态和动态提升、降低网络损耗,可在洪沟变电站配置可控高压电抗器。

表 5 不同可控高压电抗器配置对电网电压及网损的影响评估

配置方案	提升电压/kV										降低网损 /MW
	蜀州	谭家湾	桃乡	普提	月城	东坡	叙府	泸州	黄岩	洪沟	
方案 1	3.7	2.4	2.7	0.6	0.4	1.7	0.8	0.9	1.0	1.3	6.94
方案 2	7.8	5.1	5.6	1.3	0.8	3.6	1.7	1.9	2.1	2.6	13.48
方案 3	1.4	1.2	1.7	0.7	0.4	2.4	0.9	0.9	0.6	1.2	5.12
方案 4	2.8	2.4	3.4	1.3	0.9	4.8	1.8	1.8	1.2	2.3	10.01
方案 5	0.6	0.6	0.8	2.9	1.2	0.8	0.8	0.9	0.5	1.2	4.84
方案 6	1.1	1.1	1.5	5.7	2.3	1.6	1.5	1.7	0.8	2.3	8.98
方案 7	1.2	1.2	1.5	1.2	0.6	1.3	1.4	2.0	1.0	3.3	6.25
方案 8	2.3	2.2	2.9	2.0	1.1	2.5	2.5	3.5	2.0	6.3	10.82
方案 9	4.4	3.0	3.5	3.5	1.6	2.5	1.6	1.8	1.5	2.5	11.70
方案 10	9.2	6.4	7.3	6.9	3.1	5.3	3.3	3.6	3.0	5.0	22.75
方案 11	7.1	5.6	6.8	5.2	2.6	6.3	3.6	4.3	3.1	6.7	21.68
方案 12	16.0	12.7	15.1	11.0	5.2	13.7	8.0	9.3	6.9	14.2	45.96

参考文献

[1] 韩英铎,林孔兴. 电力系统中的三项前沿课题——柔性输电技术、智能控制、基于 GPS 的新一代动态安全稳定分析与监测系[J]. 清华大学学报(自然科学版), 1997,37(7):1-6.

[2] 曹一家,陶佳,王光增,等. FACTS 控制器间交互影响及协调控制研究进展[J]. 电力系统及其自动化学报, 2008,20(1):1-8.

[3] 郑彬,班连庚,宋瑞华,等. 750 kV 可控高抗应用中需注意的问题及对策[J]. 电网技术, 2010,34(5):88-92.

[4] 周腊吾,朱英浩,周之光. 特高压可控并联电抗器的调节范围[J]. 电工技术学报,2006,21(12):116-119.

[5] 周勤勇,郭强,卜广全,等. 可控电抗器在我国超/特高压电网中的应用[J]. 电网技术,2007,27(7):1-7.

[6] 王轩,邓占锋,于坤山. 超高压磁控式并联电抗器稳态

特性[J]. 中国电机工程学报, 2008,28(33):104-109.

[7] 周沛洪,何慧雯,戴敏,等. 可控高抗在 1 000 kV 交流紧凑型输电线路中的应用[J]. 高电压技术,2011,37(8):1832-1842.

[8] 蒋大鹏. 适用于特高压的可控电抗器建模与仿真研究[D]. 北京:华北电力大学,2010.

[9] 刘洪恩. 可控并联电抗器及其在特高压交流输电中的应用研究[D]. 北京:华北电力大学,2012.

[10] 张建兴,王轩,雷晰,等. 可控电抗器综述[J]. 电网技术,2006,30(增刊):269-272.

[11] 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.

[12] 李仲青,周泽昕,杜丁香,等. 超/特高压高漏抗变压器式分级可控并联电抗器的动态模拟[J]. 电网技术, 2010, 34(1):6-10.

(收稿日期:2017-04-10)

(上接第 28 页)

20,或者当前最优方案保持 4 次迭代不变或者相邻的方案都在禁忌表中,则将当前最优方案作为全局最优。具体的搜索结果见表 5。

表 5 禁忌搜索结果

迭代次数	当前最优方案 重复次数	当前最优 方案	最优目标 函数值/万元
6	4	(0,1,1,1)	2 906

根据表 5 中数据可以看出,经过禁忌搜索的结果为:同时采用更换变压器、安装无功补偿装置和安装三相平衡装置的规划方案,搜索的结果和直接比较目标函数的结果是一样的;并且算例结构也表明,使用禁忌搜索法可以减少优选过程的计算量,缩短时间,提高计算的效率。

6 结 语

针对配电网降损措施难以定量选择的问题,提出了一种城市中低压配电网降损决策的方法,有利于高效低碳的电网建设工作。所提出的配电网降损措施的决策模型,不但关注了降损措施带来的经济效益,并且兼顾了环境效益,计及了中低压配电网的

多个规划目标,对现在的配电网改造有一定的参考意义,具有很好的实用性。

参考文献

[1] 邵成成,王锡凡,王秀丽,等. 主动配电系统与主网的有功协调[J]. 西安交通大学学报,2014,48(11):58-63.

[2] 魏春,韩民晓,杨霞. 低碳经济对电网负荷率特性的影响分析[J]. 电网技术,2010,34(9):100-104.

[3] 赵波,王财胜,周金辉,等. 主动配电网现状与未来发展[J]. 电力系统自动化,2014,38(18):125-135.

[4] 陈飞,刘东,陈云辉. 主动配电网电压分层协调控制策略[J]. 电力系统自动化,2015,39(9):61-67.

[5] 万东,张忠会. 基于可靠性的配电网用户停电损失估算方法研究[J]. 电测与仪表,2015,52(10):8-11.

[6] 王彬宇. 城市中低压配电网损耗分析与降损技术选择方法[D]. 重庆:重庆大学,2014.

[7] 韩学军,王晶浩,潘超,等. 综合补偿三相不平衡负载的研究[J]. 电网技术,2006,S2:288-291.

[8] 张五一,张言滨,刘华伟. 配电网三相负荷不对称的线损分析[J]. 继电器,2007,35(7):24-27.

(收稿日期:2017-03-27)

基于低压脉冲法的电力电缆外力破坏检测技术研究

余 坤¹,赫志伟¹,王善民²,郑 宝²,陈 纓³
(1. 国家开发银行西藏自治区分行,西藏 拉萨 850000;
2. 当雄县羊易地热电站有限公司,西藏 当雄 851500;
3. 国网四川省电力公司电力科学研究院,四川 成都 610072)

摘 要:随着城网改造工作的进一步深入,电力电缆得到了越来越广泛的应用。电力电缆一旦出现故障,将严重危及电网安全和人民财产的安全,而外力破坏是造成电缆故障最主要的因素。采用 EMTP – ATP 电磁暂态仿真软件建立了不同电缆故障模型,研究了不同频率的行波在电缆内的传播特性,分析了不同故障、电缆接头下行波在电缆内的传播特性。研究表明,该方法能够有效检测电缆外力破坏点位置。

关键词:故障定位;防外破;电力电缆;低压脉冲

Abstract: With the further development of transformation for urban power grid, power cables are more and more widely used. Once the power cable fails, it will seriously endanger the safety of power grid and people’s property. The external destruction is the most important factor of cable faults. The EMTP – ATP electromagnetic transient simulation software is adopted to establish the models of different cable fault. The propagation characteristics of traveling wave with different frequency in the cable are studied, and the propagation characteristics of traveling wave in the cable connectors under different faults are analyzed. The results show that the proposed method can effectively detect the location of external destruction for power cable.

Key words: fault location; external destruction prevention; power cable; low – voltage pulse

中图分类号:TM757 文献标志码:A 文章编号:1003 – 6954(2017)04 – 0048 – 05

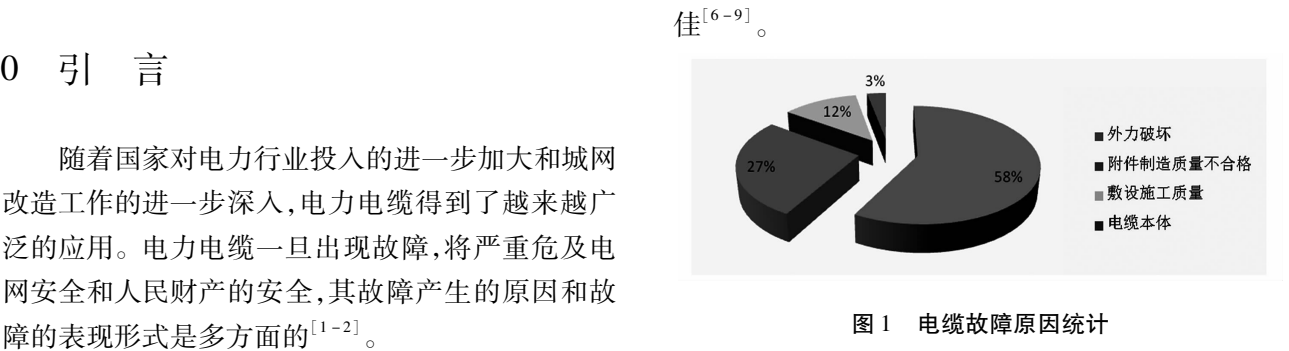


图1 电缆故障原因统计

为了确保城网电力电缆的安全运行,减少因外力破坏而造成的故障,提出了一种基于低压脉冲法的电力电缆外力破坏检测技术。

0 引 言

随着国家对电力行业投入的进一步加大和城网改造工作的进一步深入,电力电缆得到了越来越广泛的应用。电力电缆一旦出现故障,将严重危及电网安全和人民财产的安全,其故障产生的原因和故障的表现形式是多方面的^[1-2]。

电力电缆故障产生的原因主要有外力破坏、附件制造质量不合格、敷设施工质量差和电缆本体缺陷,分别占总故障率的58%、27%、12%和3%^[1],如图1所示。从统计数据可以看出,外力破坏是造成电缆故障最主要的因素,对城网线路的安全运行造成威胁^[3-5]。总结电缆受外力破坏事故,得到主要原因为长期受到车辆、重物等压力和冲击力作用或者城市建设中盲目的道路施工和建筑施工^[1,3-5]。随着城市建设进度加快,外力破坏故障与日俱增,由于电缆外力破坏故障形式多样、随机性高、电缆敷设范围广等因素,以往的防外力破坏工作成效不

就变为无损线路,如图 2(b) 所示。

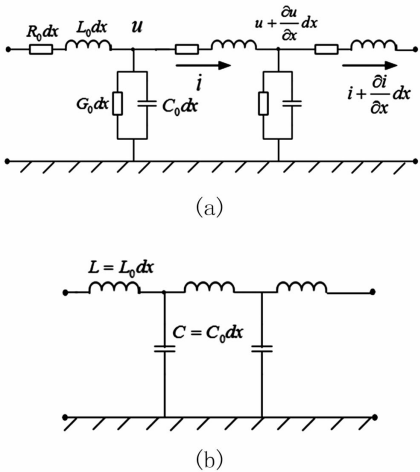


图 2 电缆分布参数等效电路

对于无损线路,波阻抗 $Z_c = \sqrt{L_0/C_0}$, 单位为 Ω , 其值取决于单位长度线路的电感和电容比值, 与线路长度无关。对于电缆来说 L_0 较小而 C_0 较大, 一般电缆的波阻抗为十几欧姆到几十欧姆不等。

传输线上的电压和电流以波的形式传播, 实际上分布参数线路上任一点电压、电流值是许多向两个不同的方向传播的电压、电流波数值的代数和。这些电压、电流波以一定的速度运动, 因此称为行波^[10]。把传输线上运动方向与规定方向一致的行波叫入射波, 运动方向与规定方向不一致的行波叫反射波。入射波和反射波沿着各自的流向, 振幅呈指数规律衰减, 这是传输线上分布电阻和分布电导消耗电磁波能量的必然结果。

行波在输电线中传播, 遇到阻抗不匹配点时, 会发生折反射现象。行波的反射程度可用发生反射的阻抗不匹配点的反射电压(电流)与入射电压(电流)之比来表示, 比值称为反射系数^[10]。同理, 可定义折射系数。如图 3 所示, 设有一波阻抗为 Z_1 的线路 1 与另一波阻抗为 Z_2 的线路 2 在节点 A 相连, 当行波到达节点 A 即发生折反射。折射波通过节点 A 向线路 2 方向传播, 反射波自节点 A 返回向线路 1 方向传播。

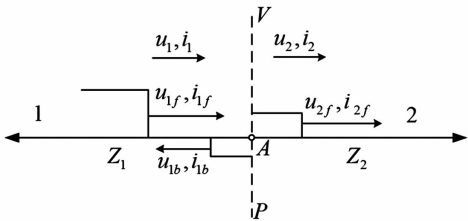


图 3 行波折反射示意图

行波在不同故障时的折反射情况如表 1 所示。

表 1 不同故障的行波折反射情况

故障类型	等效阻抗	电压反射系数	电流反射系数	波形特征
断线	$Z_2 \rightarrow \infty$	1	-1	电压加倍, 电流变零
高阻	$Z_2 < Z_1$ 且 $Z_2 \approx Z_1$	0	约为 0	电压、电流反射很小
低阻	$Z_2 < Z_1$	$> -1, < 0$	$> 0, < 1$	电压、电流反射波极性相反
短路	$Z_2 = 0$	-1	1	电压变零, 电流加倍

2 行波在电缆内传播特性仿真及试验分析研究

采用电磁暂态软件 EMTP - ATP 对不同频率的行波在电缆中的传播特性进行仿真分析。低压脉冲法是向电缆中注入低压脉冲, 脉冲的选择关系到反射波形的清晰度、幅值大小、畸变程度等。因此, 选择以下几个参数进行仿真:

1) 脉冲形状: 正弦半波, 这是由于脉冲电压行波中含有大量的高频分量, 脉冲电压行波宽度越窄, 上升沿越陡, 则高频分量越大, 引起的衰减和畸变越大;

2) 脉冲幅值: 选择 12 V 发射脉冲可以满足行波在电缆中传播和防外破测距的需要。

2.1 脉冲宽度对测试的影响

脉冲总有一定的时间宽度, 假定为 τ , 则在 τ 时刻以内传播来的反射脉冲会与发射脉冲相重迭, 无法区分发射和反射脉冲, 因此就不能测出故障点距离, 即出现了测量盲区。假设脉冲发射宽度是 0.5 μs , 电缆波速度为 160 m/ μs , 其测量盲区就是 40 m。仪器发送脉冲愈宽, 测量盲区愈大。从减小盲区的角度看, 发射脉冲越小越好, 但脉冲愈窄, 它所包含的高频成分愈丰富, 而线路高频损耗大, 会使反射脉冲幅值过小, 波形畸变严重, 影响远距离故障的测量效果。为解决这一问题, 可以把发射脉冲宽度划分成不同的宽度, 根据测量距离的远近来选择脉冲宽度: 测量距离愈远, 脉冲愈宽。

2.1.1 断线故障

首先对电缆断线情况进行仿真, 仿真模型如图 4 所示。仿真模型由电源、开关、电缆 LCC、电压探

头 V_1 组成。开关和低压交流电源配合产生正弦半波脉冲,电压探头记录了脉冲在电缆中的传播过程。

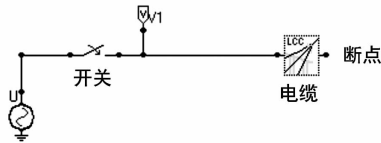


图 4 电缆断线仿真模型

设断路点距测量端(首端)的距离为 1 000 m,脉冲在电缆中的传播速度为 $v = 1.7 \times 10^8$ m/s,行波在电缆中来回传播一次的时间为

$$\tau_{\max} = \frac{1\,000 \times 2}{1.7 \times 10^8} = 11.8\,\mu\text{s} \tag{1}$$

为避免发射脉冲和反射波叠加出现测量盲区,发射脉冲脉宽最大为 11.8 μs 。

在电缆中加幅值为 12 V、脉宽不等的正弦脉冲半波,仿真结果如图 5 所示。

图中的第 1 个脉冲是发射脉冲,幅值为 12 V,第 2 个脉冲是首次反射脉冲,后续脉冲波是发射脉冲在电缆中不断来回反射形成的。

由图 5 可知,随着脉宽的增大,首次反射脉冲幅值越大,说明脉宽越大,频率越小,脉冲在电缆中传播的损耗越小。但并不是脉宽越大越好,由图 5 (c)、图 5 (d) 可以看到,脉宽较大时,脉冲波形开始整体上升,趋于稳定的脉冲越来越大,这是由于发射和反射脉冲的叠加造成的。

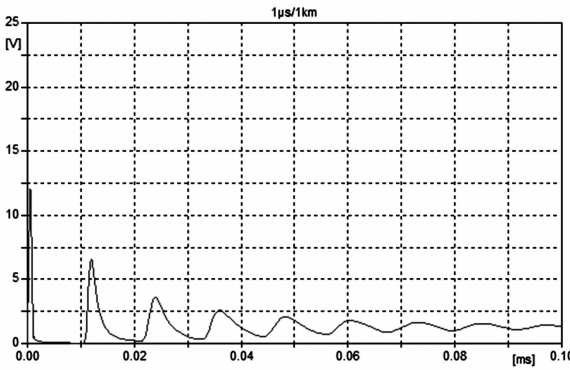
表 2 不同频率脉冲在电缆中的行波数据

脉宽 / μs	首次反射脉冲 幅值/V	前两个脉冲 起点间隔/ μs	前两个脉冲 波头间隔/ μs
1	6.5	11.4	11.5
4	16.5	11.6	11.8
8	20.5	11.7	11.8
12	22.0	11.9	12.0

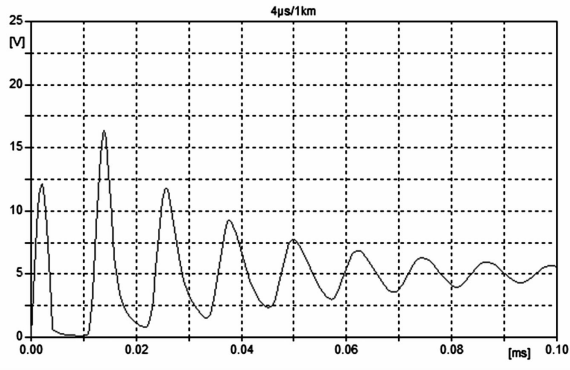
由表 2 可知,发射脉冲脉宽越小,行波衰减越大;脉宽越大,衰减越小,且行波趋于稳定的值越大。前两个脉冲(发射脉冲、首次反射脉冲)起点和波头之间的时间间隔和理论计算值基本吻合,因此,可以通过波形测得断点距离。由式(1)可知,脉冲往返一次所用时间约为 11.8 μs ,因此通过波头时间间隔测得的误差更小。

2.1.2 低阻故障

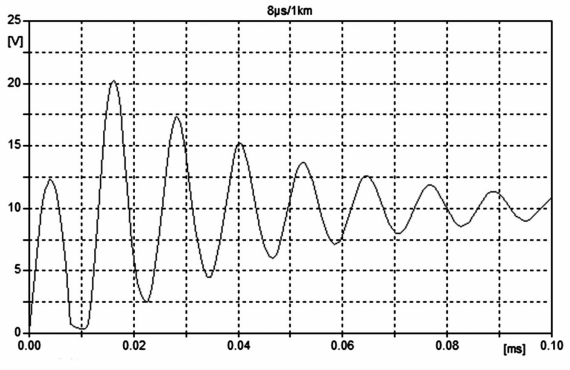
对于低阻故障,脉冲在末端反射系数为负数,首端反射系数为 1,因此,反射脉冲会出现正负交替现象。图 6 为电缆发生低阻故障的仿真图。由图 6 可



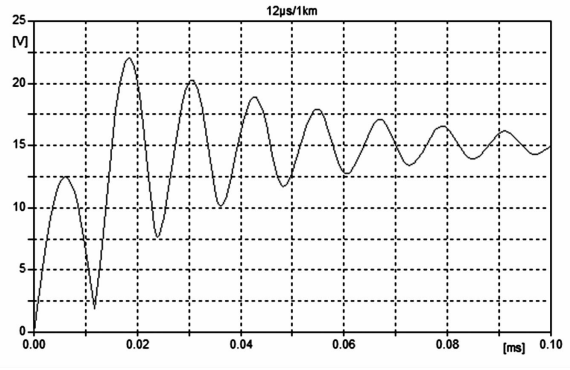
(a)



(b)

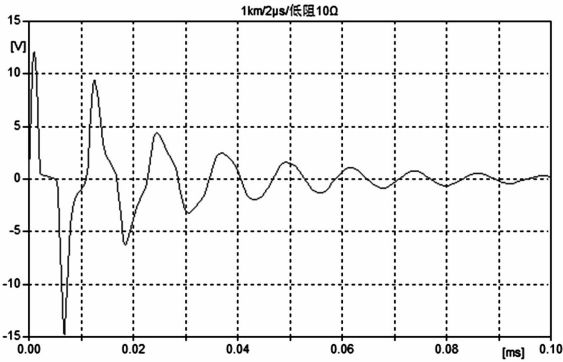


(c)

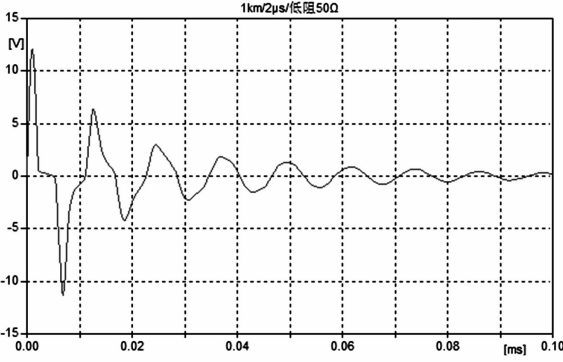


(d)

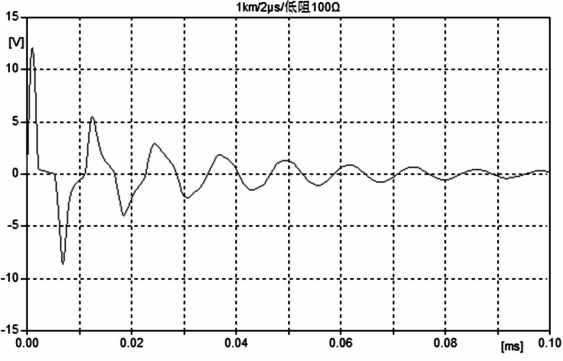
图 5 不同频率的脉冲在定长度电缆中的传播特性



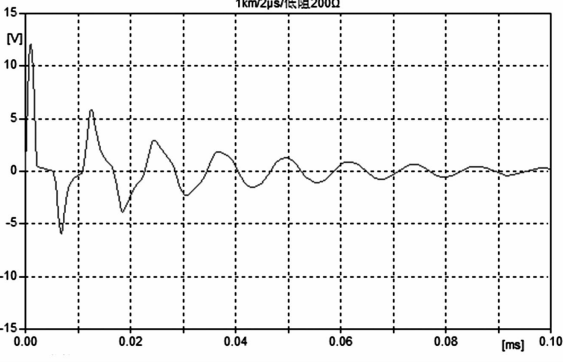
(a)



(b)



(c)



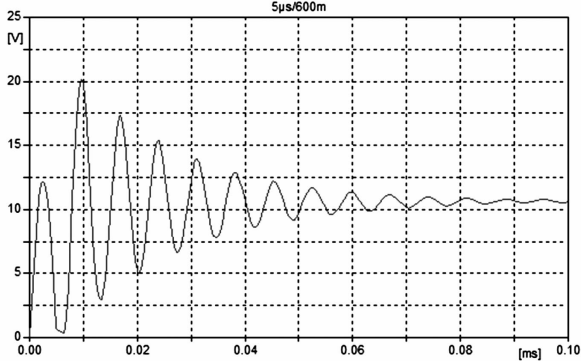
(d)

图6 电缆低阻故障时的脉冲传播波形

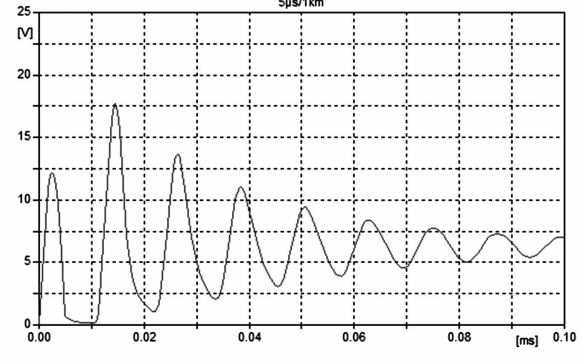
知,反射脉冲出现正负交替现象,和理论分析吻合。而且随着低阻故障值越来越大,首次反射脉冲幅值越来越小,这是因为低阻故障等效阻抗和电缆本体阻抗越来越接近,反射系数越来越小。

2.2 固定频率的行波在不同长度的电缆中的传播特性

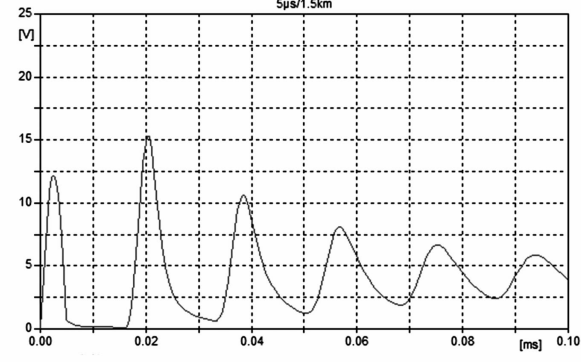
当发射脉冲脉宽一定时,电缆断点位置不同也会引起脉冲波形的不同,断线故障仿真结果如图7所示。由于传播损耗的存在,电缆越长,首次反射脉冲幅值越小。从图7中还可以看出,断点越远,各反射脉冲波头之间距离越大,脉冲波头越容易识别,这与电缆越长,脉冲在电缆中的传播时间越长相对应。



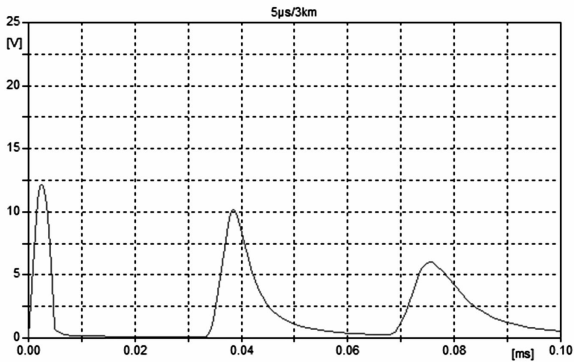
(a)



(b)



(c)



(d)

图 7 固定频率的行波在电缆切割点不同时的传播特性

不同行波的数据对比如表 3 所示。经理论计算和表 3 数据进行对比可知,首次反射脉冲和发射脉冲间隔与理论计算值基本吻合,而通过波头测量断点距离误差更小,和不同频率脉冲在电缆中传播的仿真结果一致。

表 3 固定频率的行波在电缆切割点不同时的行波数据

电缆长度 /km	首次反射 脉冲幅值/V	前两个脉 冲起点间隔/ μ s	前两个脉冲 波头间隔/ μ s
0.6	20.0	7.2	7.5
1.0	17.5	11.3	11.7
1.5	15.0	17.5	17.9
3.0	10.1	34.2	35.5

2.3 接头对行波传播的影响

对有接头的电缆进行了仿真,结果如图 8 所示,可知,电缆接头在仿真波形上能反映出来,但其对整个行波波形的影响较小,不影响故障的判别。

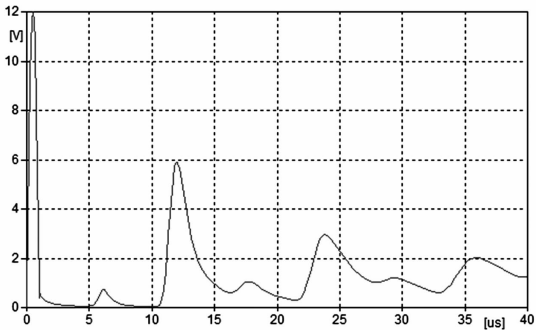


图 8 有接头的电缆仿真波形

3 结 论

采用低压脉冲法研究了电力电缆外力破坏检测技术,分析了行波频率、不同故障、电缆接头对行波

在电缆内的传播特性,得到以下结论:

- 1) 电缆断路故障时反射波形与发射波形极性相同,采用发射脉冲波头与首个反射脉冲波头的时
间间隔可以对断点进行定位;
- 2) 低阻故障时,反射脉冲会出现正负交替现
象,并且接地电阻越大首次反射脉冲幅值越小;
- 3) 行波检测可以检测出电缆接头位置,且不影
响故障的判别。

参考文献

[1] 朱启林,李仁义,徐丙垠. 电力电缆故障测试方法与
案例分析[M]. 北京: 机械工业出版社, 2015.

[2] 柏海峰,陈建. 35 kV 电缆头故障分析及处理[J]. 四
川电力技术, 2011, 34(3): 73 – 74.

[3] 扈斐,王佳琦. 配电网电缆外力破坏故障原因分析及
防范措施探讨[J]. 科技创新与应用, 2015 (33):
186.

[4] 邓杰文. 10 kV 电力电缆遭受外力破坏的原因分析及
防治措施[J]. 科技资讯, 2010(12): 143.

[5] 卞佳音,曾国华. 电力电缆遭受外力破坏的原因及防
范措施[J]. 电气应用, 2008(21): 96 – 99.

[6] 张桂燕. 电缆运行中防止外力破坏的措施[J]. 高电
压技术, 2001(S1): 24 – 25.

[7] 田国锋,符奥,杨振田,等. 城区电力电缆防外力破坏
探讨[J]. 山东电力技术, 2014(4): 66 – 68.

[8] 李永林,郑振东. 配电系统电力电缆外力破坏的防护
[J]. 胜利油田职工大学学报, 2009(1): 75 – 76.

[9] 谭康. 地下电缆防外力破坏监控中的振动信号识别
[D]. 广州:华南理工大学, 2012.

[10] 古树平,陈奇志,谢建,等. 基于行波的电力电缆故
障测距组合方法研究[J]. 四川电力技术, 2010, 33
(5): 19 – 22.

作者简介:

余 坤 (1987), 工程师, 主要从事电力和新能源的技术
管理和评审工作;

赫志伟 (1982), 硕士研究生、高级工程师, 主要从事电
力、新能源的技术管理与评审工作;

王善民 (1979), 本科、工程师, 主要从事电力和能源的
技术管理工作。

(收稿日期: 2017 – 06 – 13)

110 kV 油浸式电力变压器噪声抑制措施研究

潘 军¹,王 玮²,徐斌山³,杨青斌⁴

(1. 阜阳市第一高级职业中学,安徽 阜阳 236000;2. 天富西热电厂,新疆 石河子 832000;
3. 特变电工新疆变压器厂,新疆 昌吉 831100;
4. 中国电力科学研究院新能源研究所,江苏 南京 210003)

摘 要:居民区和商业区附近 110 kV 油浸式电力变压器高分贝噪声污染已成为影响人们生活质量的一个突出问题。为此,在深入分析变压器本体噪声与非本体噪声产生及辐射机理的基础上,提出了一种融合铁心优化、绕组预紧力优化及箱壁增设隔音与吸音材料的 110 kV 油浸式电力变压器噪声综合控制与抑制方法。铁心优化与绕组预紧力优化从源头上降低变压器噪声产生水平,箱壁增设隔音与吸音材料阻隔变压器噪声辐射。搭建的 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声控制与抑制实验系统验证了该方法的正确性与可行性。

关键词:变压器噪声;铁心优化;绕组预紧力;噪声阻隔

Abstract:The high – decibel noise pollution from 110 kV oil – immersed power transformers nearby residential areas and business districts has become a prominent issue for people’s life quality. After analyzing the transformer body noise and non – body noise and its radiation mechanism, a new comprehensive control and suppression method for the noise of 110 kV oil – immersed power transformers is proposed by compromising core optimization and winding pre – tightening force optimization and adding sound insulation and absorption materials on the wall of boxes. Core optimization and winding pre – tightening force optimization can reduce the level of transformer noise from the source, and Adding the sound insulation and absorption materials on the wall of boxes can obstruct transformer noise radiation. The established noise control and suppression model for 110 kV high – capacity oil – immersed power transformers verifies the effectiveness and feasibility of the proposed method.

Key words:transformer noise; core optimization; winding pre – tightening force; noise obstruction

中图分类号:TM411 文献标志码:A 文章编号:1003 – 6954(2017)04 – 0053 – 06

0 引 言

近年来,愈来愈多的 110 kV 变电站建设于居民区和商业区附近,由于人们认知水平与环保意识的提高,使得先前满足 JB/T 10088 – 2004《6 ~ 500 kV 级电力变压器声级》噪声要求的 110 kV 电力变压器难以满足用户对噪声抑制的要求。因此,研究 110 kV 电力变压器噪声产生的机理、控制与抑制措施以及开发可工程化应用的电力变压器降噪实施方法与工艺已成为亟待解决的难题。

针对 110 kV 电力变压器噪声产生机理、噪声控制与抑制策略及开发可工程化应用的电力变压器降

噪手段和工艺,国内外专家与学者的研究焦点主要集中于以下几个方面:1)基于 110 kV 油浸式电力变压器和干式变压器的工作机理,深入探讨与分析电力变压器噪声产生的机理、过程及主要影响因素^[1-10];2)在上述研究成果的基础上,从改善电力变压器铁心构造、线圈排列、各组件有序装接以及变压器壳体外采用降噪及消音等措施,开发可工程化与商业化应用的大容量电力变压器噪声控制与抑制方法以及生产工艺^[4-7,11-18];3)基于大容量电力变压器噪声产生的机理,研究可反映变压器实际噪声水平的噪声测试方法和手段^[19-22];4)依据电力变压器多运行场景的噪声产生过程及机理,研究依赖于噪声特征分析的大容量电力变压器故障诊断措施

与方法^[23];5)研究应用于电冶、电解、电镀、直流传动等工业场景的特殊类型变压器的噪声产生机理以及控制与抑制手段^[24]。

上述文献虽然就大容量电力变压器噪声产生机理及控制或抑制方法进行了大量研究,并取得了一系列重要成果,但鲜有针对广泛应用于输配电系统中的 110 kV 电力变压器噪声产生机理及噪声控制或抑制进行详细的分析与研究,而且研究结论多偏重于“概念解说”或“定性因果关系推导”,缺乏强有力的理论支撑,难以大规模商业化推广与普及。为此,在深入分析变压器本体噪声与非本体噪声产生及辐射机理的基础上,提出了一种融合铁心优化和箱壁增设隔音与吸音材料且可工程化应用的 110 kV 油浸式电力变压器噪声综合控制与抑制方法。该方法不仅通过了 LSND 软件平台的仿真验证,而且还通过了所搭建的 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声控制与抑制实验系统的实测验证。

1 110 kV 油浸式电力变压器噪声产生机理及影响因素

基于文献[1-2]研究结论,110 kV 大容量油浸式电力变压器的噪声可大致分为两类:1)各类型大容量电力变压器均存在的由铁心、绕组及油箱振动而引起的变压器本体噪声;2)由冷却系统中广泛使用的冷却风扇、冷却油循环泵及水冷却器引起的变压器非本体噪声。

1.1 本体噪声及影响因素

110 kV 大容量油浸式电力变压器本体噪声产生的根本原因在于铁心硅钢片磁致伸缩引起的变压器噪声、负载电流变化引起的铁心振动噪声、漏磁引起的振动噪声、铁心电磁力引起的振动噪声、直流偏磁引起的振动噪声以及箱壁振动产生的噪声。

在上述因素中,负载电流变化引起的铁心振动噪声主要由电力变压器所载负荷变化特征所决定;直流偏磁引起的振动噪声多由太阳磁暴的发生规律以及交直流混联的电力能源互联互通运行方式所决定,而且随着大容量变压器现代生产工艺的改进铁

心漏磁引发的振动噪声已降到极低程度。因此,110 kV 大容量油浸式电力变压器本体噪声产生的主要因素为铁心硅钢片磁致伸缩、电磁力引起的铁心振动以及箱壁振动等。

1.2 非本体噪声及影响因素

为保证长时间稳定可靠工作,大容量电力变压器需配置合适的冷却装置,而冷却装置的高速旋转与冷却油的流动引起的振动构成了 110 kV 大容量油浸式电力变压器的非本体噪声。

由于冷却装置风机高速旋转以及冷却油的不间断流动引起的变压器噪声,可通过冷却风机容量、台数及布点位置的优化得到有效降低^[19],因此 110 kV 大容量油浸式电力变压器非本体噪声的主要影响因素为冷却装置与箱壁间的机械连接机构或连接基础。

2 110 kV 油浸式电力变压器噪声抑制措施

基于对上述大容量油浸式电力变压器噪声产生机理及各因素分析,采用一种融合铁心优化、绕组夹紧力优化以及箱壁增设隔音与吸音材料的 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声综合控制与抑制方法,最大程度地降低其噪声的产生与辐射水平。

2.1 变压器铁心降噪措施

所采用的 110 kV 大容量油浸式电力变压器铁心降噪措施主要包括以下几个方面:1)选用硅含量适中的硅钢片加工出磁致伸缩较低的变压器铁心;2)铁心叠片过程中,在铁心片中增加减震脚垫,减小变压器运行中铁心振幅;3)变压器铁心出尖处增设包角,降低变压器出尖处噪声产生。

2.1.1 选用硅含量适中的硅钢片以降低变压器铁心噪声

大量研究表明,磁致伸缩 ε 决定了电力变压器中硅钢片的周期性伸缩与振动,过大的或不当的磁致伸缩 ε 将使电力变压器中硅钢片间、硅钢片与铁心主体间产生较为明显的机械振动,而硅钢片的磁致伸缩主要取决于硅的含量与晶粒取向。为尽可能地降低电力变压器中硅钢片的磁致伸缩所带来的变压器铁心振动,选用含硅量约 6.5 wt% 的型号为 30ZH120 的硅钢片来加工制造 110 kV 大容量电力变压器铁心。该

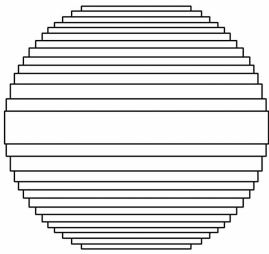
型硅钢片卷为冷轧无取向型,具有较低的铁损值,较强磁场下磁感应强度高,表面光滑、平整、厚度均匀及表面绝缘膜的附着性与焊接性良好,其主要性能及与其他型号硅钢片对比如表1所示。

表1 30ZH120 硅钢片卷主要性能参数

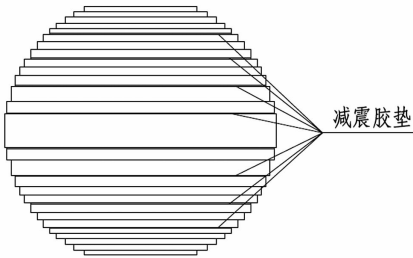
型号	密度 /(kg·m ⁻³)	1.7 T时单位铁损/W		800 A·m ⁻¹ 最小磁感 强度/T
		50 Hz	60 Hz	
30ZH110	7.65	1.1	1.45	1.88
30ZH120	7.65	1.2	1.58	1.88
30Z110	7.65	1.1	1.45	1.80
30Z120	7.65	1.2	1.58	1.80

2.1.2 铁心叠片过程中添加减震脚垫

在铁心叠装传统工艺过程中,多硅钢片直接叠装压制成变压器铁心,磁致伸缩致使的硅钢片变形力使硅钢片间直接相互作用,引起变压器铁心较大振动^[11-12]。为克服上述问题,将多硅钢片间(60 mm 厚度左右)增设一层 0.5 mm 厚的丁晴橡胶,用以降低因磁致伸缩致使的硅钢片间相互作用力,减轻大容量电力变压器噪声,图1为110 kV 大容量油浸式电力变压器铁心硅钢片间增设丁晴橡胶示意图。



(a) 铁心硅钢片间未增设丁晴橡胶示意图



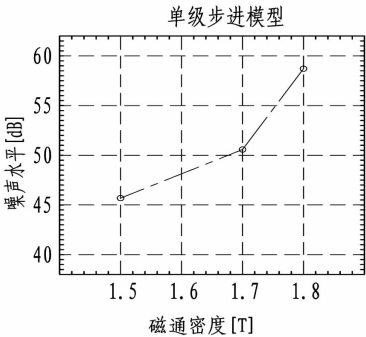
(b) 铁心硅钢片间增设丁晴橡胶示意图

图1 变压器铁心硅钢片间增设丁晴橡胶示意图

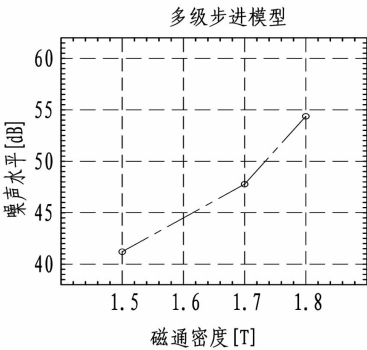
2.1.3 铁心叠片过程中铁心步进级数优化

图2为大容量油浸式电力变压器铁心采用单级步进与多级步进时其噪声水平与磁通密度间的关系曲线。分析可知,在相同磁通密度条件下,铁心采用多级步进方式可显著降低大容量油浸式电力变压器噪声与辐射水平,例如在磁通密度为1.7 T处,相比

单级步进方式,铁心采用多级步进方式时变压器噪声可降低2.5 dB(A)。进一步基于大容量电力变压器生产实践,这里采用硅钢片互错5 mm的5级步进方式降低110 kV 大容量油浸式电力变压器铁心的噪声水平。



(a) 单级步进时铁心噪声与其磁通密度关系



(b) 多级步进时铁心噪声与其磁通密度关系

图2 不同步进方式时变压器铁心噪声与其磁通密度关系

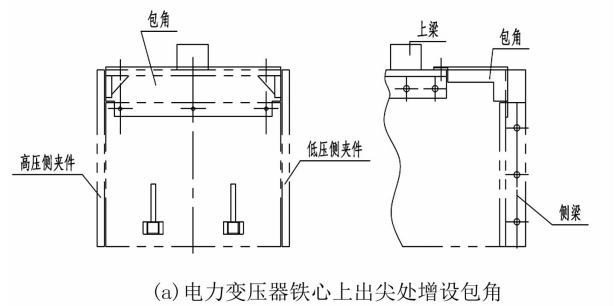
2.1.4 铁心出尖处增设包角

大容量油浸式电力变压器在实际运行中,由于漏磁的存在其铁心出尖处(诸如拐角或不平整之处)易出现较大幅度的振动,产生较大幅值噪声。为缓解上述问题,将变压器铁心的各出尖处增设包角,将铁心四角出尖处产生的噪声进行有效的降低与隔离。其中,包角为一种两层1 mm 绝缘纸板间夹一层6 mm 耐油减震胶板的共计8 mm 的降噪与隔噪物质。图3为110 kV 大容量油浸式电力变压器铁心出尖处增设包角示意图。

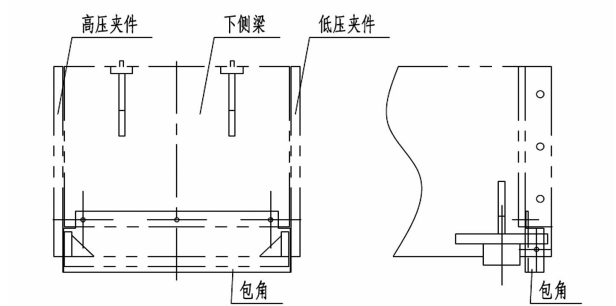
2.2 变压器绕组降噪措施

大容量电力变压器在实际运行中受安培力特性约束,其绕组间、线饼间、线匝间产生动态电磁力,引起绕组振动从而产生噪声。图4为相同信号激励作用下不同预紧力时无铁心绕组噪声辐射曲线。分析可知:1)在相同频率激励信号作用下,较低的预紧

力致使绕组结构松散,垫片的刚度减小,其振动幅值增大,产生的噪声增大;2)随着激励信号频率的增大,绕组振动加速度呈先增大后降低的趋势,说明在控制绕组振动时应注意其固有振动频率,避免其与铁心或箱体产生共振,致使电力变压器噪声激增。



(a) 电力变压器铁心上出尖处增设包角



(b) 电力变压器铁心下出尖处增设包角

图3 变压器铁心出尖处增设包角示意图

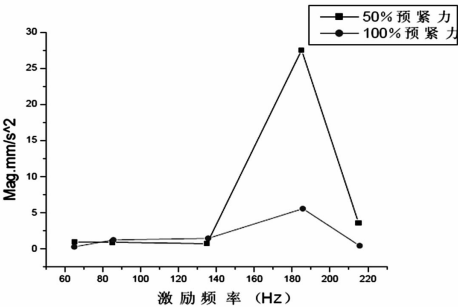


图4 绕组振动加速度与预紧力关系曲线

因此,为尽可能降低因漏磁引发的绕组振动,110 kV 大容量油浸式电力变压器绕组采用 100% 预紧力,可控制其噪声辐射水平。

2.3 增设隔音与吸音材料降噪措施

因磁致伸缩引发的铁心振动与因漏磁引发的绕组振动主要通过铁心主体与箱壁连接机构和冷却油流动两种途径传递给变压器箱壁,引发箱壁振动,致使变压器向四周辐射噪声。因此,有效地对变压器铁心与绕组振动传递进行衰减以及在变压器箱壁内外增设吸音与隔音材料,将会较大幅度地降低 110 kV 电力变压器的噪声辐射水平。

2.3.1 变压器主体与箱壁刚性连接机构增设金属

橡胶减震垫片

大容量油浸式电力变压器主体与箱壁主要通过铁心夹件和器身定位组件进行接连,因此合理优化机械连接机构是有效降低变压器铁心与绕组能量传递的可靠手段。图 5 为用于替换变压器主体与箱壁刚性连接机构的金属橡胶减震垫片。其为经过洗丝、烧丝、拉伸、毛坯编织模压成型的一种带有无数小孔的、金属性阻尼材料,且具有与普通橡胶制品相似的外观与弹性。



图5 变压器主体与箱壁连接时采用的金属橡胶减震垫片

2.3.2 变压器油箱壁隔音与吸音材料

大容量油浸式电力变压器油箱铁心与绕组振动亦通过冷却油流动方式传递给箱壁,引起箱壁振动与噪声辐射。因此,合理增设隔音与吸音材料是有效降低 110 kV 油浸式电力变压器噪声辐射的有效途径之一。

1) 油箱内壁增设隔音与吸音材料

图 6 为 110 kV 大容量油浸式电力变压器油箱内壁增设的厚度 0.8 ~ 4.0 mm 的纯木浆绝缘纸板示意图。该型绝缘纸板具有显著的吸音与隔音功能,可长期耐温 105℃,主要铺设于变压器油箱内壁的前后墙壁处。

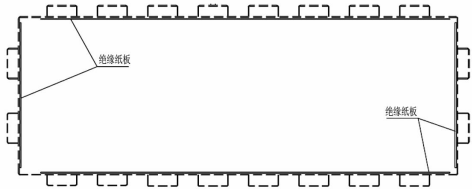


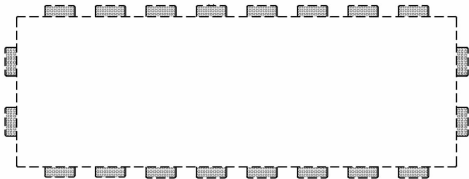
图6 变压器油箱内壁增设绝缘纸板示意图

2) 油箱外壁增设隔音与吸音材料

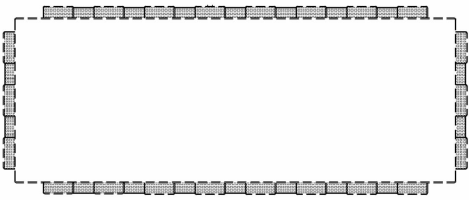
为提升变压器油箱壁较高的机械强度与较快的散热效率,在 110 kV 大容量油浸式电力变压器油箱外壁布置了大量的加强拱,用于增强其箱壁的机械强度与散热效率。因此,油箱外壁加强拱的合理利用亦可一定程度上降低其噪声的辐射水平。

图 7 为 110 kV 大容量油浸式电力变压器油箱

外壁加强拱灌沙示意图。其中,图 7(a)为大容量油浸式电力变压器油箱外壁加强拱传统灌沙方式,图 7(b)为所采用的变压器油箱外壁加强拱灌沙方式。分析可知,相比油箱外壁加强拱传统灌沙方式,所采用的 110 kV 大容量油浸式电力变压器油箱外壁加强拱灌沙方式可大幅度地增加灌沙面积与灌沙量,更大幅度地对传递至油箱外壁的振动能量进行衰减吸收,降低变压器噪声辐射水平。



(a) 邮箱外壁加强拱传统灌沙方式



(b) 所采用的变压器邮箱外壁加强拱灌沙方式

图 7 变压器油箱外壁加强拱灌沙示意图

3 实验验证

3.1 实验简介

为验证所提出的融合铁心优化、绕组夹紧力优化以及箱壁增设隔音与吸音材料的 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声综合控制与抑制方法的正确性与工程化可行性,依据广泛应用于电力系统中型号为 SZ-63000/110 的变压器技术参数,基于变压器生产平台搭建了 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声控制与抑制实验系统模型,如图 8 所示。



图 8 电力变压器噪声控制与抑制实验系统
在上述 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声

控制与抑制实验系统中,变压器噪声测试点为 6 个,各测试点与变压器箱体水平距离为 0.3 m,与地面垂直高度取 1.8 m,噪声测试结果为 6 个测试点噪声平均值,图 9 为测试点分布俯视图。

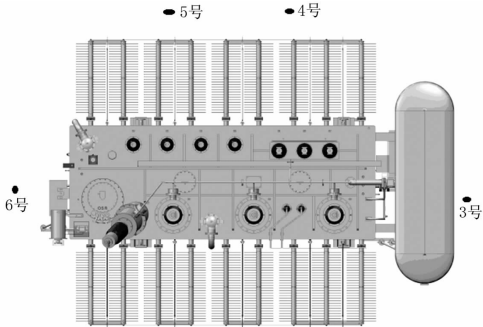


图 9 变压器噪声测试点分布俯视图

3.2 实验结果及分析

表 2 各降噪措施对变压器噪声控制与抑制影响

降噪措施	运行状态	试验结果	说明
普通硅钢片 (30Q120)	100% 空载	63.21	同一图纸,铁心是否添加减震胶垫的两台 SZ-63000/110 变压器
	100% 负载	64.02	
Hib 硅钢片 (30ZH120)	100% 空载	61.03	
	100% 负载	62.85	
铁心不加减震胶垫	100% 空载	63.21	同一图纸,铁心是否添加减震胶垫的两台 SZ-63000/110 变压器
	100% 负载	64.02	
铁心加减震胶垫	100% 空载	62.35	
	100% 负载	63.58	
垫脚处无减震胶垫	100% 空载	63.82	同一台产品,垫脚下加减震胶垫及不加减震胶垫
	100% 负载	64.76	
垫脚处有减震胶垫	100% 空载	62.93	
	100% 负载	64.27	
油箱内部无隔音板	100% 空载	63.82	同一台产品,油箱内壁是增设隔音板及无隔音板
	100% 负载	64.76	
油箱内部有隔音板	100% 空载	62.94	
	100% 负载	64.02	
油箱外壁加强拱传统灌沙	100% 空载	63.82	同一台产品,按箱外壁加强拱传统灌沙及灌沙
	100% 负载	64.76	
油箱外壁加强拱灌沙	100% 空载	61.42	
	100% 负载	62.33	

表 2 为所提出的变压器各种降噪措施对 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声控制与抑制的结果。分析可知:在同一实验验证平台,所提出的铁心降噪、绕组降噪及增设隔音与吸音材料的变压器噪声控制与抑制措施均可使 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声辐射水平得到降低,说明所提出的各种变压器噪声抑制措施是正确的、可行的,表明上述

噪声抑制措施适用于 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声的抑制。

表 3 为所提出变压器综合降噪措施对 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声控制与抑制影响。分析可知:所提出的变压器噪声综合抑制措施是正确的、可行的,并且可有效抑制 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声的产生与辐射水平。

表 3 变压器综合降噪措施对变压器
噪声控制与抑制影响

降噪措施	运行状态	试验结果
普通硅钢片、未运用以上 各项降噪措施	空载	68.74
	负载	69.86
Hib 硅钢片、运行了 以上各项降噪措施	空载	53.26
	负载	54.62

4 结 论

在深入分析变压器本体噪声与非本体噪声产生及辐射机理的基础上,提出了一种融合铁心优化、绕组夹紧力优化及箱壁增设隔音与吸音材料的 110 kV 油浸式电力变压器噪声综合控制与抑制方法。铁心优化与绕组夹紧力优化从源头上降低变压器振动,变压器主体与箱壁连接机构采用金属橡胶减震垫片以及箱壁增设隔音与吸音材料阻隔变压器噪声辐射。搭建的 110 kV 大容量油浸式电力变压器噪声控制与抑制实验系统验证了所提出的变压器降噪措施的正确性与可行性。

参考文献

[1] 李友山. 110 kV 油浸式变压器的噪声控制[J]. 机电工程技术,2002,31(4):55-56.

[2] 虞兴邦,姜在秀,韩涛. 变压器的噪声及其降低[J]. 噪声与振动控制,2001(5):35-38.

[3] 徐兵,马吉恩,杨华勇. 液压变压器瞬时流量特性分析[J]. 机械工程学报,2007,43(11):47-49.

[4] 林明芳. 变压器的噪声及其合理控制[J]. 韶关学院学报(自然科学版),2004,25(9):45-47.

[5] 刘宏亮. 变压器铁心振动噪声的多物理场耦合问题研究[D]. 沈阳:沈阳工业大学,2014.

[6] 刘路,刘瑾. 变压器直流偏磁现象的两种成因及其实验分析[C]. 云南电力技术论坛文集,2011:1-5.

[7] 蒯狄正. 电网设备直流偏磁影响检测分析与抑制[D]. 南京:南京理工大学,2005.

[8] 石碧薇. 变压器在谐波条件下的损耗及热问题分析[D]. 北京:华北电力大学,2014.

[9] 余磊. 变压器噪声的产生与影响因素探讨[J]. 装备制造技术,2010(10):184-185.

[10] 江川. 城区变电站变压器噪声分析及治理[J]. 山东电力技术,2002(3):72-74.

[11] 陈爱云,田卫东,常立,等. 变压器噪声产生的原因及降低措施[J]. 电气制造,2011(6):62.

[12] 奚晓勤. 变压器噪声产生的原因及降低噪声的措施[J]. 华东电力,2012,40(4):687-688.

[13] 蒯狄正,万达,邹云. 变压器中性点注入反向抗偏磁直流的应用分析[J]. 华东电力,2005,33(6):44-45.

[14] 钟佩莲,李拓. 干式变压器噪声分析及控制研究[J]. 机电工程技术,2010,39(8):166-168.

[15] 王林. 户内变电站降温通风数值模拟研究[D]. 南昌:南昌大学,2014.

[16] 徐禄文,钱伟鑫. 户外箱式变压器噪声治理技术研究[J]. 声学技术,2013,32(4):491-497.

[17] 牛春芳,耿荣林. 降低变压器噪声方法的探讨[J]. 变压器,2010,47(12):20-23.

[18] 李冰,胡国清. 降低变压器噪声的措施初探[J]. 变压器,2004,41(8):40-42.

[19] 郭欣. 220kV 变电站变压器噪声研究[J]. 科技情报开发与经济,2011,21(8):192-194.

[20] 宋健. 振速法在电力变压器噪声测量中的应用研究[D]. 合肥:合肥工业大学,2013.

[21] 黎文辉. 高压变电站噪声污染预测与防治技术研究[D]. 广州:广东工业大学,2015.

[22] 牛磊. 电力变压器噪声实验室测量方法的研究[D]. 合肥:合肥工业大学,2013.

[23] 柳泽荣. 变压器安装与运行(13)[J]. 变压器,2008,45(3):42-44.

[24] 刘重轩,周镭,赵爱众. 变流变压器噪声分析及抑制[J]. 西北纺织工学院学报,1996,10(1):66-70.

作者简介:

潘 军(1982),本科,研究方向为电气工程软件开发及应用;

王 玮(1985),硕士研究生,研究方向为电力系统控制与保护;

徐彬山(1984),助理工程师,研究方向为变压器优化设计;

杨青斌(1988),助理工程师,研究方向为新能源发电及其并网检测研究。

(收稿日期:2017-03-29)

四川电网配电网交流融冰方法应用研究

曹 军,邓元实

(国网四川省电力公司电力科学研究院,四川 成都 610072)

摘 要:四川电网冬季配电网线路融冰需求较为迫切。通过综述在四川电网运用较为广泛的配电网线路交流融冰方法的技术原理、特点、适用范围,经对比:现有交流融冰方法由于融冰电流无法调节,因而存在较大适用局限性;变压器串联交流融冰方法作为其有效补充,提高了现有交流融冰方法的适用性;电容串补交流融冰方法可以调节交流融冰电流,具有较广的工程应用价值。

关键词:配电网线路;交流融冰

Abstract: AC ice – melting is in a great demand of distribution network in Sichuan power grid. The principle, characteristics and application scope of AC ice – melting method which is used commonly in Sichuan power grid are summarized. Through comparison, the existing AC ice – melting method has some limitations due to the fixed ice – melting current. As a beneficial supplement to AC ice – melting, the AC ice – melting using transformers in series improves the applicability of the existing method. The AC ice – melting using series capacitor compensation has a wider application prospect because of its adjustable ice – melting current.

Key words: distribution network; AC ice – melting

中图分类号:TM75 文献标志码:A 文章编号:1003 – 6954(2017)04 – 0059 – 02

0 引 言

在冬季,四川盆地周边山区及高海拔、高寒地区的配网线路易受寒潮影响引起不同程度覆冰,线路结冰现象较为普遍。根据国网四川电科院设备状态评价中心对2015年冬季至2016年春季四川电网配电网覆冰情况的统计,共有凉山、宜宾、资阳、泸州、阿坝、甘孜、广安、雅安等供电公司共计20条配网线路因冰跳闸,停电总时长超过了305 h,造成居民停电共计24 514户,影响了工农业生产活动和居民日常生活。

下面结合四川电网配电网交流融冰作业特点,对目前运用较多的几种主要交流融冰技术进行了论证,比较当前适用的几种融冰方法,并针对配电网线路特点,给出适用的融冰方法。

1 四川电网配电网融冰方法概述

1.1 现有交流融冰方法

线路交流融冰是将三相输电线路短路连接,利

用流经线路的大电流产生的热量融化线路覆冰。线路原理如图1所示。

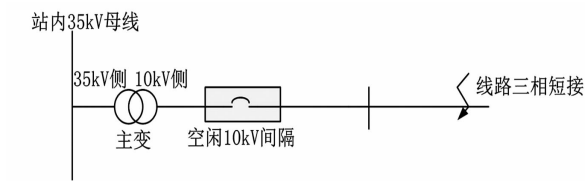


图1 变压器串联交流融冰原理图

针对配电网线路,一般选择线路出线变电站内10 kV开关间隔作为融冰电源。设融冰电压为 U ,线路阻抗为 $R + jX$,线路长度为 L 。由于交流融冰电流值是固定值,因此在融冰前,需对待融冰线路进行交流融冰可行性分析计算,即要求满足^[1]

$$I_{\min} \leq \frac{U \times 10^3}{\sqrt{3} \times [(R + jX) \times L]} \leq I_{\max} \tag{1}$$

确保融冰电流处于最小融冰电流与最大融冰电流值之间,待融冰的覆冰段需在线路可融冰范围内,方可进行交流融冰。

表1为环境温度 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、导线覆冰层温度 $0\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、环境风速 5 m/s 、线路覆冰厚度 10 mm 条件下,采用现有交流融冰方法适用导线参数和可融冰线路长度范围。

表 1 交流融冰方法适用的导线参数和可融冰线路长度范围^[1]

导线型号	线路参数 /(Ω·km ⁻¹)	临界融冰电流 /A	最大融冰电流 /A	融冰线路长度范围 /km	融冰最小容量 /MVA
LGJ-25	1.26+j0.399	102.0	118.9	38.57~44.96	1.51~2.40
LGJ-35	0.9+j0.389	125.3	355.9	17.37~49.36	0.76~17.50
LGJ-50	0.63+j0.379	165.5	491.7	16.67~49.82	0.96~25.30
LGJ-70	0.45+j0.368	202.8	613.8	16.99~51.42	1.15~32.17
LGJ-95	0.332+j0.356	238.7	724.4	17.19~52.17	1.36~38.07

表 2 变压器串联方法配电网线路交流融冰快速可行性分析参考^[1]

导线型号	线路参数 /(Ω·km ⁻¹)	临界融冰电流 /A	最大融冰电流 /A	融冰线路长度范围 /km	融冰最小容量 /MVA
LGJ-25	1.26+j0.399	102.0	118.9	10.5~12.24	0.42~0.67
LGJ-35	0.9+j0.389	125.3	355.9	4.73~13.44	0.21~4.89
LGJ-50	0.63+j0.379	165.5	491.7	4.56~13.57	0.27~7.08
LGJ-70	0.45+j0.368	202.8	613.8	4.62~14.00	0.32~9.00
LGJ-95	0.332+j0.356	238.7	724.4	4.68~14.21	0.38~10.65

2.2 变压器串联的交流融冰方法

当采用站内 10 kV 开关间隔作为融冰电源,若采用上述 2.1 节所述方法,在线路合适位置短接后,如融冰电流超过了线路最大融冰电流,则可尝试变压器串联的融冰方法。

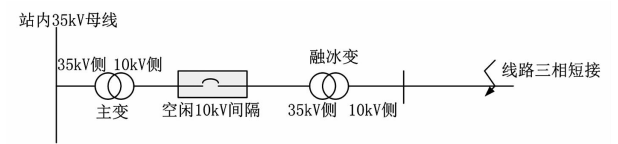


图 2 变压器串联交流融冰原理图

变压器串联方法的主要思想是降低融冰电源电压,从而降低融冰电流。即准备 1 台 35 kV 备用变压器(后文称为融冰变压器)并运输至站内,融冰变压器的 35 kV 侧接入 10 kV 电源,二次侧则降压输出 2.86 kV 融冰电压,此时融冰电流将减小。如图 2 所示。

设融冰电压为 U ,线路阻抗为 $R+jX$,线路长度为 L ,融冰变压器二次侧短路阻抗为 $R_{短}$ 。由于交流融冰电流值是固定值,因此在融冰前,需对待融冰线路进行交流融冰可行性分析计算,即要求满足^[1]

$$I_{min} \leq \frac{U \times 10^3}{\sqrt{3} \times [(R+jX) \times L + R_{短}]} \leq I_{max} \quad (2)$$

确保融冰电流处于最小融冰电流与最大融冰电流值之间,待融冰的覆冰段需在线路可融冰范围内,方可进行交流融冰。

表 2 为环境温度 -5 ℃、导线覆冰层温度 0 ℃、

环境风速 5 m/s、线路覆冰厚度 10 mm 条件下,采用变压器串联的交流融冰方法适用导线参数和可融冰线路长度范围。

1.3 电容串联补偿的交流融冰方法

上述两种配电网线路交流融冰方法的融冰电流均无法调节,只要不满足式(1)、式(2)的关系,则无法使用交流融冰,使得交流融冰方法存在较大的局限性。因此,只要融冰电流大小可调,则交流融冰将适用于更多的配电网线路。可以利用电容串联补偿的方法实现阻抗匹配控制电流,如图 3 所示。交流融冰电源始终是 10 kV。当线路距离过长时,利用电容的容抗抵消输电线路的感抗;当线路距离较短时,采用“过补偿”使输电线路呈容性。最终使输电线路总的阻抗保持在一定范围内,进而使融冰电流在导线的融冰电流范围内,达到将输电线路覆冰融化的目的。

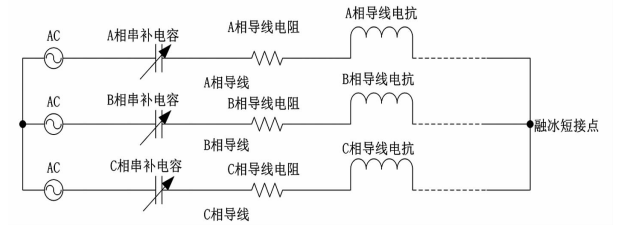


图 3 电容串联补偿的交流融冰

根据仿真计算,补偿电容值在 100 ~ 300 μF 之间可满足四川电网配电网线路交流融冰补偿需求。

(下转第 73 页)

基于布拉格光栅的隔离开关触头在线测温方法测评

李 晶^{1,2},周电波¹,刘晋勇²

(1. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610072;
2. 国网四川省电力公司计量中心, 四川 成都 610045)

摘 要:对基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温方法的准确性、安全性和实效性进行了测评,证实基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温系统具有体积小、结构简单、抗干扰性好以及可用于分布式测量的优势,能有效监测整个变电站隔离开关触头的温度情况,提高变电站安全水平。但该方法用于隔离开关触头测温缺乏相应标准和应用经验,并且现行结构对电场分布产生畸变影响等问题,需要在以后的系统中进行完善和改进。

关键词:隔离开关;在线测温;布拉格光栅;分布式测量;电场畸变

Abstract:The accuracy, safety and effectiveness of online temperature measurement method for isolating switch contactor based on optical fiber Bragg raster are evaluated. The results show that the proposed online temperature measurement system has the advantages of small size, simple structure and good anti - interference performance, and can be used for the distributed measurement to improve the level of substation security. However, the method lacks the appropriate standards and application experiences for online temperature measurement of isolating switch contactor. Besides, the electric field distortion caused by the existing structure must be refined and improved in the future system.

Key words:isolating switch; online temperature measurement; Bragg raster; distributed measurement; electric field distortion

中图分类号:TM83 文献标志码:B 文章编号:1003 - 6954(2017)04 - 0061 - 04

0 引 言

智能变电站的建设是智能电网发展的重要组成部分。与传统变电站相比,智能变电站要实现全站信息数字化、通信平台网络化、信息共享标准化,自动完成信息采集、测量、控制、保护、计量和监测等基本功能,并可根据需要支持电网实时自动控制、智能调节、在线分析决策和协同互助等高级功能。而要建设坚强的智能电网,对智能变电站的安全性和可靠性就提出了更高的要求^[1-2]。在智能变电站中,应对变电设备进行整体状态监测,从而实现对变电站设备运行工况的实时掌握,但在目前状态监测技术本身可靠性还不高的客观背景下,对监测手段和监测设备准确性和可靠性的评估是很有必要的。

近年来,供电负荷逐年猛增,加之维护压力日益加大,隔离开关因安装不良、操作以及材料质量缺陷等因素引起触头接触电阻增大的情况时有发生,可能导致触头温度升高甚至引发隔离开关故障^[3-4]。为此,在智能变电站中,对隔离开关触头温度的实时

监测非常重要,可以及时发现隔离开关存在的温度异常情况,从而在故障发生前作出判断,为隔离开关的维护和检修提供依据^[5-6]。

目前在电力系统中应用的测温系统主要有电类传感器测温系统、红外传感器测温系统以及光纤传感器测温系统。电类传感器测温系统以热敏电阻为测温传感器,面对复杂电磁环境可能导致测温可靠性及准确性变差;红外传感器测温系统可以在远离测温点的地方接收远红外波,优点是不存在高压隔离问题,并且测温系统结构简单,但存在检测点间断、检测范围小以及无法实现在线测量等缺点;光纤传感器测温系统是近年来在各领域得到广泛研究和应用的测温系统,具有结构简单、体积小以及抗干扰性好的优点,适合在恶劣电磁环境下工作^[7-9]。

在四川投运的 220 kV 团结和劲松智能变电站采用了基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温系统。光纤布拉格光栅目前鲜有应用于变电站隔离开关触头测温,因此很有必要对在智能站中投入应用的测温系统进行测评,目的是综合评价其监测效果,发现存在的问题,为进一步完善和改进测温系统提供依据。

1 光纤布拉格光栅

1.1 基本原理

光纤布拉格光栅是通过一种特殊紫外光源照射裸光纤而破坏光纤纤芯材料中的原子键而形成的,其在光纤纤芯内的折射率是呈周期性调制的,反射或透射峰的波长与光栅折射率调制周期和纤芯折射率有关。外界温度的变化会影响光栅和纤芯的折射率,从而引起光栅反射或透射峰波长的变化。光纤布拉格光栅在1978年首次由K. O. Hill制作出,目前主要应用于通信和测量领域^[10]。

光纤布拉格光栅具有非常优良的性能,反射率高,带宽窄可小于0.2 nm,当其满足相位匹配条件时,入射光将被反射,峰值反射波长为

$$\lambda_B = 2n_{\text{eff}}\Lambda \quad (1)$$

式中: λ_B 为布拉格光栅的发射波长; Λ 为光栅周期; n_{eff} 为光纤材料的有效折射率。

根据式(1),外界温度引起的光栅中心波长变化可用式(2)表示。

$$\begin{aligned} \frac{d\lambda_B}{dT} &= \frac{\partial \lambda_B}{\partial n_{\text{eff}}} \cdot \frac{dn_{\text{eff}}}{dT} + \frac{\partial \lambda_B}{\partial \Lambda} \cdot \frac{d\Lambda}{dT} \\ &= 2\left(\Lambda \frac{dn_{\text{eff}}}{dT} + n_{\text{eff}} \frac{d\Lambda}{dT}\right) \end{aligned} \quad (2)$$

由此得到中心波长随温度变化率为

$$\begin{aligned} \frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} &= \frac{1}{\lambda_B} \cdot 2\left(\Lambda \frac{dn_{\text{eff}}}{dT} + n_{\text{eff}} \frac{d\Lambda}{dT}\right) \\ &= \frac{1}{n_{\text{eff}}} \frac{dn_{\text{eff}}}{dT} + \frac{1}{\Lambda} \frac{d\Lambda}{dT} \end{aligned} \quad (3)$$

n_{eff} 和 Λ 是温度 T 和轴向应变 ε 的函数,因此布拉格波长的相对变化量可以表达为

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = (\alpha + \varepsilon)\Delta T + (1 - P_C) \quad (4)$$

可以发现,光栅中心波长的偏移与其环境温度的变化呈线性关系,利用该关系测量波长的变化量就可以测得温度及其变化情况^[11]。

1.2 用于智能变电站的光纤光栅测温系统

如图1所示,用于四川智能变电站的基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温系统,采用了与电子互感器光缆相同的引下通路与方式:测温光栅与连接光缆用金属护套保护引至合成绝缘子上法兰下部,连接光缆再从合成绝缘子下法兰引出(该智能变电站的隔离开关设备用电子式互感器的合成套管

替代原实心瓷绝缘支柱)。

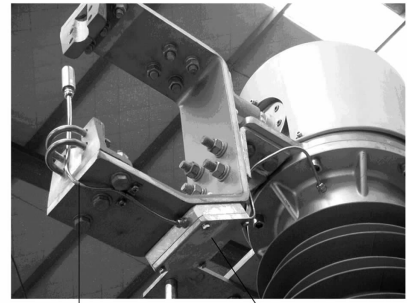


图1 光纤光栅测温系统的安装

测温系统结构如图2所示,测温头检测隔离开关触头温度并转换为电信号后,通过电缆传输到熔接盒并转换成光信号后由光缆进行传输,最后经过光栅解码后由计算机接收监测信息,从而显示各隔离开关各相触头的温度情况并依据设置进行处理。光电转换通信技术的应用在不改变设备结构的前提下较好地解决了测温系统的高压隔离问题,使其可以更加安全稳定地进行工作。

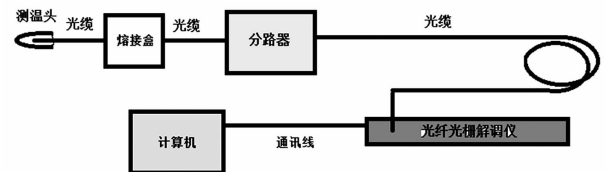


图2 光纤光栅测温系统结构

2 光纤光栅测温系统的相关测试

2.1 试验目的和试验依据

对基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温系统的准确度与响应时间等参数,在实验室及制造厂分别进行了测试。

测试前,测温系统已进行过耐压试验和电磁兼容试验。其中耐压试验分别取250 mm、350 mm和420 mm的光纤,分别施加42 kV、55 kV和95 kV的工频对地电压,历时1 min试品均无闪络和击穿。电磁兼容试验中,测温系统分别被施加了以下干扰:强度3 A/m的磁场干扰,接触及空气放电(强度 ± 4 kV)10次的放电干扰;强度3 V/m、频率80~2 000 MHz的射频电磁场干扰;1 kV快速瞬变脉冲群干扰,1 kV正极性5次,负极性5次的浪涌干扰(浪涌发生器和测温系统之间连线长度为1 m)。在干扰施加完毕后,测温系统均能继续正常工作。

实验室测温准确度与响应时间的测试在恒温油槽中进行,系统测试在制造厂内整体组装后进行,测试依据为 GB/T 11022 – 1999《高压开关设备和控制设备标准的共用技术条件》、GB 1985 – 2004《交流隔离开关和接地开关》以及 DL/T 486 – 2000《高压交流隔离开关和接地开关订货技术条件》。

2.2 实验室的测试

在实验室的恒温油槽中进行了测温系统准确度和响应时间测试,该油槽所用控制器可以将温度的稳定性控制在较高水平,从而为检定光纤测温传感器性能提供了良好的试验条件。

对每个无铠光纤测温传感器准确度进行测试。首先设定了 40.0℃、80.0℃、120.0℃、150.0℃ 4 个温度,经测量得到的标准点温度分别为 42.000℃、79.548℃、119.816℃、151.001℃,然后将无铠光纤测温传感器测量温度的示值与标准温度值相比较,可以得出实验室环境下无铠光纤测温传感器的测温准确度。

参与测试的准确度最低的无铠光纤测温传感器(编号 B600585)在 4 个温度点的测试情况见表 1。

表 1 编号 B600585 的无铠光纤测温传感器测温试验情况				
设定点温度/℃	40.0	80.0	120.0	150.0
标准温度示值/℃	42.000	79.548	119.816	151.001
传感器测量示值/℃	42.4	79.8	119.7	150.8

采用恒温油槽进行光纤测温传感器响应时间测试,测试数据显示无铠光纤测温传感器从原始温度 26.0℃ 到目标温度 100.0℃ 的响应时间为 10 s,铠装光纤测温传感器从原始温度 30.0℃ 到目标温度 100.0℃ 的响应时间为 210 s,表明封装后的光纤测温传感器响应时间大大低于无铠光纤测温传感器。

2.3 厂内整体测试

为了验证实际安装后的测温效果,对系统在隔离开关厂进行了模拟测试。为了与变电站实际系统的构成一致,除连接光纤比实际短外,信号传输的所有器件都接入系统进行测试。受现场限制熔纤托盘和多分路器未接入,这样的连接会比变电站实际传输的损耗更小;但该系统为频率调制方式,损耗增加部分不会影响测量精度,故模拟测试系统构成与变电站的实际系统是等效的。

由于在隔离开关工况试验情况下不能使用恒温槽等标准温升方式,现场模拟故障温度上升采用电

阻加热板作为热源。电阻加热板固定在隔离开关动、静触头接触部位,预先埋设了 6 个热电偶。由于测试场地比较空旷,加热板功率相对较小,经过 5 个多小时,加热点温度在 79.7℃ 时达到稳定,光纤测温显示该点温度为 77.9℃。由于热电偶的测量误差较光纤光栅更大,因此不能作为温度测量准确度的判别依据,只能判断其差异能为工程使用所接受。当进行温度下降测试时,光纤测温显示较热电偶温度巡检仪测试滞后 3 min。



图 3 触头过热故障模拟装置

从预埋的 6 个热电偶测得的温度可看出,在静触座与电子互感器的主导回路中,静触头到电子互感器一次回路连接板有一定的热损失和热阻。测温点布置及数据如图 4 和表 2 所示。



图 4 测温点布置

表 2 各测温点测试数据

测温点	1	2	3	4	5	6
温度值/℃	77.0	79.7	56.5	63.0	34.4	30.0

3 光纤光栅测温系统现场评估

安装于团结变电站和劲松变电站的基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温系统,其光栅解调仪

通过 RS-232 通信口与后台计算机相连,后台计算机将测得的温度数据储存起来并显示在屏幕界面上,因此,测温系统的界面(如图 5 所示)可以实时显示各隔离开关各相的温度数值。投入试运行发现:在海拔较高的劲松变电站,各测量支路最大温差为 2.5°C ,其中同一隔离开关不同相的温差最大为 1.5°C ;海拔较低的团结变电站各测量支路温差则明显小于劲松变电站。

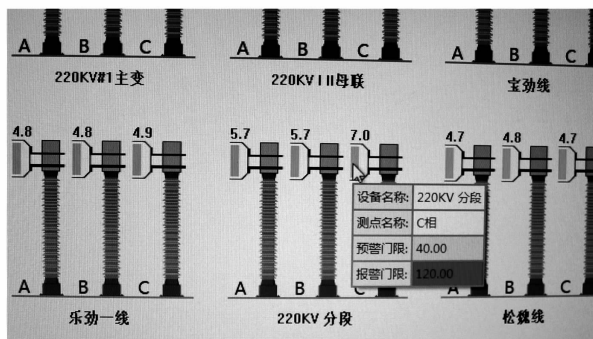


图 5 测温系统显示界面

测温系统允许用户修改温度的警告值和报警值。当传感器测得某隔离开关某相的触头温度低于警告值,相应温度数值下方显示为绿色,表示此相温度在正常数值范围内;触头温度高于警告值低于报警值,温度数值下方显示为黄色,表示此相温度可能存在异常,需要适当关注;触头温度高于报警值,温度数值下方显示为红色,表示此相温度过高,可能存在过热现象。一旦某测量支路断开,界面显示的相应隔离开关相应相的颜色将呈现灰色,提示用户该支路已不再进行测温。

针对户外隔离开关触头的测温目前应用很少,属于新兴的状态监测手段。另外,不同环境条件、海拔高度和地理条件下的变电站内的隔离开关正常运行温度存在差异,传感器安装于隔离开关触头不同位置测得的温度以及温度变化情况也并非完全相同,因此基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温方法对于温度警告值和报警值的设置还没有统一、明确的标准,需要在以后的运行中进行总结、研究,以完善该监测方法,提高监测准确性。

用于光信号传输的光纤,每条对应唯一的隔离开关的相应相,安装过程中利用不同支路传感器发射的光的波长不同。在系统安装完毕后,可根据传感器发射波长对传感器和光纤支路进行核对,以保证各测温传感器准确对应相应的测量支路。由于测

量信息是波长编码的,因此测量信号不受光纤传输损耗、光源起伏、传感器老化以及光波偏振态变化等因素的干扰,具有较强的抗干扰能力,适合在恶劣环境下工作。

4 结 语

1)对基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温方法进行了室内及变电站现场测评。这是一种新兴的隔离开关测温方法,除了具有体积小、结构简单、抗干扰性好等优点,还特别适用于长距离、分布式测量,从而实现用一套测温系统监测变电站所有隔离开关触头温度,提高了隔离开关设备的安全性,显著降低了监测成本。

2)在实验室和制造厂,对基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温系统的准确度及响应时间进行了测评,发现测温系统准确度在 $\pm 0.4^{\circ}\text{C}$ 以内,分辨率可达 0.1°C ,无铠光纤测温传感器从原始温度 26.0°C 到目标温度 100.0°C 的响应时间为 10 s ,铠装光纤测温传感器从原始温度 30.0°C 到目标温度 100.0°C 的响应时间为 210 s 。

3)现代测控、通信及计算机技术整合而成的基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温系统可以提供隔离开关触头的实时温度显示,并根据用户自行设置和修改的警告值和报警值进行温度监测和情况处理。

4)基于光纤布拉格光栅的隔离开关触头测温方法,由于没有相应的验收和评测标准,且测温系统的传感器工作在外部环境复杂的场所,信号传输线长、维护要求高,传感器封装、系统稳定性及系统维护工作还将面临较大考验。以上问题还需要通过测温系统在将来日常运行中的表现进行确认及改进,不断完善隔离开关触头温度监测方法,切实提高智能变电站的安全水平。

参考文献

- [1] 李光颖,郑瑞忠. 浅谈智能变电站系统[J]. 电力自动化设备,2001,21(6):37-39.
- [2] 统一坚强智能电网研究工作组. 统一坚强智能电网综合研究报告[R]. 北京:国家电网公司,2009.
- [3] 宋杲,崔景春,袁大陆. 2004 年高压开关设备运行统计分析[J]. 电力设备,2006,7(2):10-14.

(下转第 86 页)

10 kV 直线水泥双杆间隙圆校验分析

陈 立,郝文斌,覃建南

(国网成都供电公司经济技术研究所,四川 成都 610041)

摘 要:以山区 10 kV 直线水泥双杆为背景,对直线水泥双杆铁部件进行电气设计及校验。利用 MathCAD 软件编写计算程序,考虑不同气象区、不同海拔地区、不同截面导线、不同类型的悬垂绝缘子串等多种条件,通过验算调整 K_v 值,计算 10 kV 直线水泥双杆的绝缘子串摇摆角,绘制间隙圆图,确定 10 kV 直线水泥双杆横担尺寸和斜撑的电气位置,为横担和斜撑的结构设计提供必要的电气条件。

关键词:直线水泥双杆;安全距离; K_v 值;摇摆角;间隙圆

Abstract:Taking 10 kV straight dual concrete pole in mountainous area as the background, the electrical design and verification for ironwork of straight dual concrete pole are carried out. MathCAD software is used to write the calculation programs. Considering different meteorological district, different altitude area, different cross - section conductor, different suspension insulator string and other conditions, the K_v value is adjusted, the swing angle of insulator string of straight dual concrete pole is calculated, the diagram of gap circle is drawn, and the size of cross arm and the electrical location of diagonal bracing are determined for 10 kV straight dual concrete pole, which provides the necessary electrical conditions for the structure design of cross arm and diagonal bracing.

Key words:straight dual concrete pole; safe distance; K_v value; swing angle; gap circle

中图分类号:TM753 文献标志码:A 文章编号:1003 - 6954(2017)04 - 0065 - 05

0 引 言

为满足中国丘陵、山区等地形条件复杂地区的用电要求,考虑 10 kV 线路直面大跨越情况,国家电网公司配电网工程典型设计(架空线路分册 2016 版)修编增补适用于 A、B、C 3 个气象区的单回路 10 kV 水泥双杆,填补 10 kV 配电线路高海拔大跨越工况下的技术空缺。其中,10 kV 直线水泥双杆使用数量最多,档距要求最大,其设计直接影响到工程预算的数额,而间隙圆校验直接决定了直线水泥双杆横担等铁部件的尺寸。为了满足工程设计的技术性和经济性,针对直线水泥双杆间隙圆的电气校验是

本次国家电网典型设计中极其重要的一部分。

1 设计基本条件

山区单回路 10 kV 水泥双杆导线排列形式为水平排列,全线线路不考虑架设架空地线,无通讯光缆。直线水泥双杆的使用档距为 250 m,设计水平档距为 250 m,设计垂直档距为 350 m。本次设计不考虑直线水泥双杆作为直线转角杆,不考虑横担、绝缘子串上拔问题。

1)直线水泥双杆考虑到 A、B、C 3 个气象区条件^[1](见表 1、表 2 和表 3)。

表 1 A 气象区资料

气象名称	高温	低温	覆冰	大风	安装	外过	内过	年平均
大气温度/℃	40	- 10	- 5	10	0	15	20	20
风速/(m · s ⁻¹)	0	0	10	35	10	15	17. 5	0
覆冰厚度/mm	0	0	5	0	0	0	0	0

表 2 B 气象区资料

气象名称	高温	低温	覆冰	大风	安装	外过	内过	年平均
大气温度/℃	40	−20	−5	−5	−10	15	10	10
风速/(m·s ^{−1})	0	0	10	25	10	10	15	15
覆冰厚度/mm	0	0	10	0	0	0	0	0

表 3 C 气象区资料

气象名称	高温	低温	覆冰	大风	安装	外过	内过	年平均
大气温度/℃	40	−40	−5	−5	−5	10	−5	−5
风速/(m·s ^{−1})	0	0	10	30	10	10	15	15
覆冰厚度/mm	0	0	10	0	0	0	0	0

表 4 海拔分区

海拔高度/m	1 000 以下		1 000 ~ 2 000		2 000 ~ 2 500		2 500 ~ 4 000	
气象区	A/B/C		A/B/C		A/B/C		B/C	

备注:A 气象区 35 m/s 风速与山区高海拔地区不同时存在,故 A 气象区间隙圆校验不考虑海拔高于 2 500 m 山丘地区。

表 5 悬垂绝缘子串

导线截面		50/70		95/120/150		185/240	
名称	金具图册型号	数量	标称高度/mm		质量/kg		
UB 挂板	UB − 1080	1	80	80	80	1.1	
球头挂环	QP − 0750	1	50	50	50	0.3	
瓷绝缘子	−	1	146	146	146	5.0	
复合绝缘子	−	1	310	310	310	1.5	
碗头挂板	W − 0770	1	70	70	70	0.8	
悬垂线夹	XGU − 2	1	82	−	−	1.8	
悬垂线夹	XGU − 3	1	−	102	−	2.0	
悬垂线夹	XGU − 4	1	−	−	110	2.2	
预绞丝质量/kg	JKLYJ10	1	0.2/0.3	0.6/0.8/1.2	2.0/2.2		

A 气象区条件考虑 1 000 m 以下、1 000 ~ 2 000 m 和 2 000 ~ 2 500 m 三种海拔山丘地区,B、C 气象区条件考虑 1 000 m 及以下、1 000 ~ 2 500 m 和 2 500 ~ 4 000 m 三种海拔山丘地区,具体见表 4。

2) 导线截面

直线水泥双杆所选导线全为裸导线,导线型号为 JL/G1A 钢芯铝绞线,选取 JL/G1A − 50/8、JL/G1A − 70/10、JL/G1A − 95/15、JL/G1A − 120/20、JL/G1A − 150/20、JL/G1A − 185/25 及 JL/G1A − 240/30 共 7 种截面导线^[1]。

3) 绝缘子金具串

海拔 2 500 m 及以下地区使用盘型悬式瓷绝缘子串(2 片盘型瓷绝缘子),海拔 2 500 m 以上地区使用盘型悬式瓷绝缘子串(3 片盘型瓷绝缘子)。另

外,棒型悬式复合绝缘子串(1 根复合绝缘子棒)仅用于海拔 1 000 m 以下地区^[2]。悬垂绝缘子串具体数据见表 5,示例图见图 1。

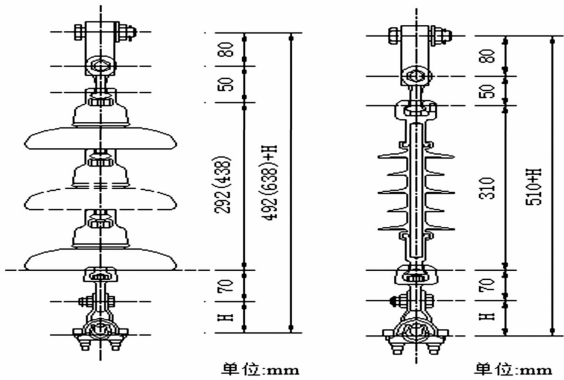


图 1 悬垂绝缘子串

2 直线水泥双杆横担长度设计

直线水泥双杆的横担长度可根据导线水平间距和最小空气间隙并考虑带电作业的要求来确定。当悬垂绝缘子串长度、摇摆角和最小空气间隙确定后,即可确定横担长度。

2.1 空气间隙设计

2.1.1 确定带电部分与杆头最小空气间隙

海拔在1 000 m以下地区,10 kV 架空输电线路导线带电部分与杆塔构件(包括拉线、脚钉等)的最小间隙为0.2 m^[3]。海拔在1 000 m及以上地区,其最小间隙必须进行海拔修正,即乘以空气放电电压海拔修正系数 K_a ^[4],其公式如式(1)。

$$K_a = e^{\frac{mH}{8150}} \tag{1}$$

式中: H 为海拔高度,m; m 为海拔修正因子,工频、雷电电压修正因子 $m=1.0$,操作过电压修正因子 $m=0.8$ 。

高海拔地区,10 kV 架空电力线路的导线与杆塔构件(包括拉线、脚钉)的最小间隙应符合表6的规定。

表6 10 kV 带电部分与杆塔构件最小间隙

海拔高度 /m	<1 000	1 000 ~2 000	2 000 ~2 500	2 500 ~4 000
工频电压空气间隙 R_1 /m	0.200	0.256	0.271	0.327
操作过电压空气 间隙 R_2 /m	0.200	0.205	0.217	0.262
雷电过电压空气 间隙 R_{21} /m	0.200	0.256	0.271	0.327

2.1.2 确定带电作业空气间隙

根据现行规程^[3],10 kV 水泥双杆需要考虑带电作业所需要的安全空气间隙距离。带电作业应在天气良好的条件下进行,雷电时应停止工作。校验带电作业空气间隙时,计算条件为:气温15℃,风速10 m/s。

直线杆塔带电作业方式一般有如下3种^[5]:

- 1)地电位作业方式:即人站在杆塔上(处于地电位),用绝缘工具对带电体进行操作。
- 2)等电位作业方式:即人与大地绝缘,处于与带电体相同电位进行操作。
- 3)中间电位作业方式:即用绝缘梯或吊篮等,使人处于带电体与地(或杆塔)之间的某一中间电

位,然后用绝缘工具对带电体进行作业。
10 kV 直线水泥双杆,由于杆头间隙较小,一般采用地电位作业方式或中间电位作业方式。

GB 50061-2010^[3]规定了1 000 m以下海拔地区带电作业所需的间隙距离,而海拔高度为1 000 m及以上的地区,海拔高度每增高100 m,运行电压的最小间隙应按规定数值增加1%;对操作人员需要停留工作的部位应增加0.3~0.5 m;考虑脚钉、杆身厚度等条件,应增加结构预留间隙0.15 m,具体见表7。

表7 带电作业安全距离

海拔高度 /m	<1 000	1 000 ~ 2 000	2 000 ~2 500	2 500 ~4 000
最小间隙 R_3 /m	0.40	0.44	0.46	0.52
人体活动 范围/m	0.50	0.50	0.50	0.50
预留间隙/m	0.15	0.15	0.15	0.15
间隙半径 (安全距离)/m	1.05	1.09	1.11	1.17

由表7可知,在海拔1 000 m以下地区,带电作业间隙半径为1.05 m;海拔1 000 ~2 000 m,安全距离为1.09 m;海拔2 000 ~2 500 m,安全距离为1.11 m;海拔2 500~4 000 m,安全距离为1.17 m。

2.2 悬垂绝缘子串摇摆角计算

通过确定运行(工频)电压、操作过电压及雷电过电压下绝缘子片数及塔头空气间隙数值,并指出这种空气间隙数值是指在规定风速下,绝缘子串相应风偏后带电体对杆头构件所应保持的最小距离。因此,为了最终确定直线水泥双杆杆头间隙尺寸,尚须对绝缘子串的摇摆大小进行计算。绝缘子串的摇摆大小用其所产生的摇摆角大小来表示。

导线和悬垂绝缘子串在风荷载作用下,使悬垂绝缘子串偏离一定角度,称为悬垂绝缘子串摇摆角,用符号 φ 表示。本次设计计算悬垂绝缘子串摇摆角,将悬垂绝缘子串视为均匀荷载的刚性直棒,设悬垂绝缘子串的垂直荷载为 G_{JD} ,横向水平风荷载为 P_{JD} ,导线风荷载为 P_D ,导线垂直荷载为 G_D 。对绝缘子串中点 A 的力矩平衡方程式为

$$\sum M_A = 0 \tag{2}$$

$$\left(\frac{G_{JD}}{2} + G_D\right)\lambda \sin\varphi - \left(\frac{P_{JD}}{2} + G_D\right)\lambda \cos\varphi = 0 \tag{3}$$

经整理得到:

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{P_D + \frac{P_{JD}}{2}}{G_D + \frac{G_{JD}}{2}} \right) = \tan^{-1} \left(\frac{\gamma_4 AL_h + \frac{P_{JD}}{2}}{\gamma_1 AL_v + \frac{G_D}{2}} \right) \quad (4)$$

式中： P_D 为导线风荷载； G_D 为导线垂直荷载； P_{JD} 为悬垂绝缘子串风荷载； G_{JD} 为悬垂绝缘子串垂直荷载； γ_1 、 γ_2 分别为导线自重比载和风压比载； L_h 、 L_v 分别为水平档距和垂直档距。

计算直线水泥双杆摇摆角时，计算方法如下：

1) 根据 A、B、C 3 个不同气象条件(表 1、表 2、表 3)，计算工频电压、操作过电压或雷电过电压 3 种工况下，7 种不同截面导线的导线风压比载、导线风荷载和悬垂绝缘子串风荷载。

2) 根据不同工况条件下，计算不同截面导线的垂直比载。

3) 悬垂绝缘子串有悬垂盘型悬式瓷绝缘子串(2 片或 3 片)和悬垂棒形悬式复合绝缘子串，不同类型悬垂绝缘子串，其质量、迎风面积取值异同。所以，根据悬垂绝缘子串表(表 5)计算绝缘子串垂直荷载。

表 8 A 气象区最小 K_v 取值表

海拔高度/m	1 000 以下		1 000 ~ 2 000	2 000 ~ 2 500
绝缘子串导线型号	棒型悬式复合绝缘子串(1 根)	盘型悬式瓷绝缘子串(2 片)	盘型悬式瓷绝缘子串(2 片)	盘型悬式瓷绝缘子串(2 片)
JL/GIA - 50/8	1.10	1.05	1.50	1.65
JL/GIA - 70/10	0.90	0.90	1.30	1.40
JL/GIA - 95/15	0.75	0.75	1.05	1.15
JL/GIA - 120/20	0.7	0.70	0.95	1.05
JL/GIA - 150/20	0.65	0.65	0.90	1.00
JL/GIA - 185/25	0.60	0.60	0.75	0.80
JL/GIA - 240/30	0.60	0.60	0.65	0.70

表 9 B 气象区最小 K_v 取值表

海拔高度/m	1 000 以下		1 000 ~ 2 500	2 500 ~ 4 000
绝缘子串导线型号	棒型悬式复合绝缘子串(1 根)	盘型悬式瓷绝缘子串(2 片)	盘型悬式瓷绝缘子串(2 片)	盘型悬式瓷绝缘子串(2 片)
JL/GIA - 50/8	0.65	0.60	1.00	0.85
JL/GIA - 70/10	0.60	0.60	0.85	0.75
JL/GIA - 95/15	0.60	0.60	0.70	0.60
JL/GIA - 120/20	0.60	0.60	0.65	0.60
JL/GIA - 150/20	0.60	0.60	0.60	0.60
JL/GIA - 185/25	0.60	0.60	0.60	0.60
JL/GIA - 240/30	0.60	0.60	0.60	0.60

4) 本次设计用 L_v 及 L_h 来确定摇摆角，其数值的选取可依据经验来确定。将垂直档距 L_v 与水平档距 L_h 的比值，定义为 K_v 值。从杆塔定位验证来看， K_v 值的取值，平地一般取 0.75 左右，丘陵及低山地一般取 0.65 ~ 0.75，山地及大山地一般取 0.55 ~ 0.65。确定水平档距值及 K_v 值，计算垂直档距。

5) 调整 K_v 值要考虑到：工频电压下满足带电作业安全距离，大风、操作过电压工况下满足间隙圆与横担，间隙圆与斜撑之间的预留间隙至少为 105 mm。

6) 通过直线水泥双杆需严格控制 K_v 值取值，各气象区、各种规格导线最小 K_v 值取值见表 8 至表 10。

7) 利用 MathCAD 软件，编制程序计算工频、操作或雷电条件下直线水泥双杆摇摆角。

2.3 间隙圆的绘制

绘制直线杆塔间隙圆图，以最终确定直线水泥双杆杆头尺寸，绘制条件如下：

1) 确定导线挂线点的悬挂方式、悬垂绝缘子串长度(表 5)。

表 10 C 气象区最小 K_v 取值表

海拔高度/m	1 000 以下		2 000 ~ 2 500	2 500 ~ 4 000
绝缘子串导线型号	棒型悬式复合绝缘子串(1 根)	盘型悬式瓷绝缘子串(2 片)	盘型悬式瓷绝缘子串(2 片)	盘型悬式瓷绝缘子串(2 片)
JL/GIA - 50/8	0.80	0.75	1.20	1.05
JL/GIA - 70/10	0.70	0.65	1.00	0.90
JL/GIA - 95/15	0.60	0.60	0.90	0.75
JL/GIA - 120/20	0.60	0.60	0.75	0.70
JL/GIA - 150/20	0.60	0.60	0.70	0.65
JL/GIA - 185/25	0.60	0.60	0.60	0.60
JL/GIA - 240/30	0.60	0.60	0.60	0.60

2)确定运行(工频)电压、操作过电压、雷电过电压所需空气间隙距离 R_1 、 R_2 、 R_{2l} (表 6)。考虑直线水泥双杆横担边线与间隙圆垂直距离、斜撑边线与间隙圆垂直距离的结构预留间隙至少为 105 mm。

3)工频工况下,考虑带电作业安全距离 R_3 ,具体数据见表 7。

4)不同截面导线对应的绝缘子串,计算摇摆角绘制间隙圆图。

5)塔头厚度的影响。绘制间隙圆图时,应考虑横担宽度的影响,在导线处增加垂直下偏量(即小弧垂,大小为 50 mm)和水平下偏量(50 mm),然后在此基础上绘制间隙圆。

6)间隙圆样图。以盘型悬式瓷绝缘子串(3 片),JL/GIA - 150/20 导线为例,如图 2、图 3 所示。通过绘制间隙圆图,校验横担、斜撑尺寸及拉线位置满足电气要求,确定直线水泥双杆横担尺寸和斜撑位置。

2.4 导线水平线间距离校验

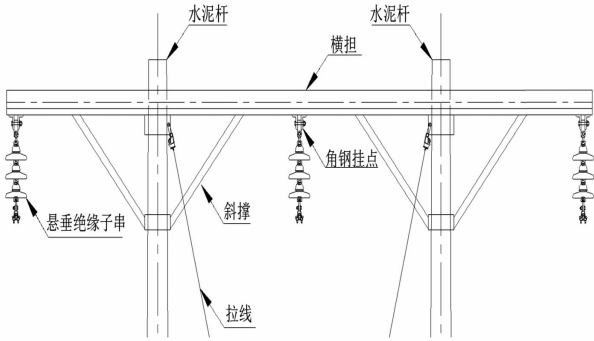


图 2 间隙圆样图 I

根据 GB 50061 - 2010^[3] 规定:架空电力线路导线的线间距离,应结合运行经验确定。对 1 000 m 以下档距,水平线间距可按式(5)确定:

$$D_m = 0.4\lambda + \frac{U}{110} + 0.65 \sqrt{f_{\max}} \tag{5}$$

式中: D_m 为导线水平间距,m; λ 为悬垂绝缘子串长度,m; U 为线路电压等级,kV; $f_{\max}$ 为导线最大弧垂,m。

由表 5 查得最长绝缘子串长度为 0.789 m;电压等级为 10 kV;导线最大弧垂为 8.14 m。计算水平线间距离为 2.261 m,横担总长度至少为 4.522 m

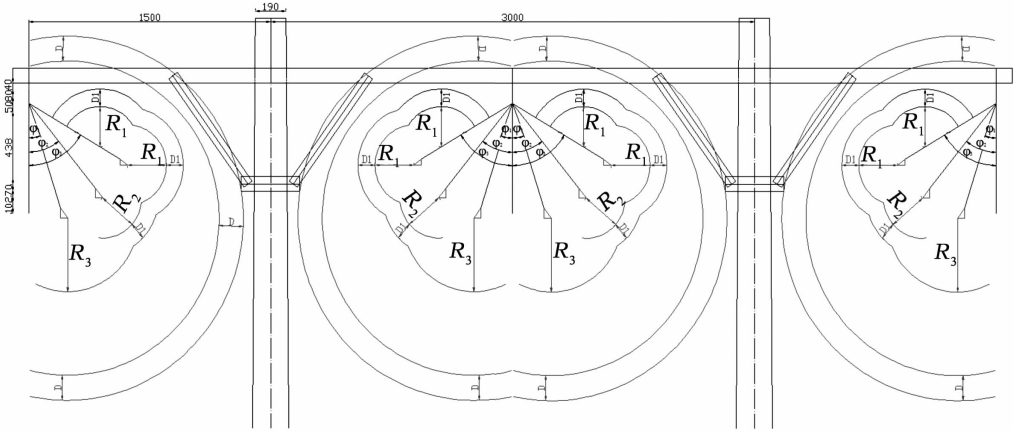


图 3 间隙圆样图 II

(下转第 94 页)

基于互感器误差特性的电能计量装置 整体误差优化分析

杨 敏¹, 胡 娟², 洪 英¹, 刘 刚¹, 陈立功³, 何 娜¹

(1. 国网四川省电力公司计量中心, 四川 成都 610045;

2. 国网四川省电力公司检修公司, 四川 成都 610041;

3. 国网四川省电力公司资阳供电公司, 四川 资阳 641000)

摘 要:配电网电能计量装置具有数量多、涉及面广、影响大等特点,其良好的整体计量性能对保证电能贸易结算的公平公正具有重要意义。如何优化配电网电能计量装置的整体误差是计量领域的难题,这里提出了通过改变互感器二次负荷的方式实现配电网电能计量装置整体误差的优化方法,并应用该方法开展优化试验,实现了对电能计量装置整体误差的优化,为提高电能计量装置的计量准确性提供有意义的参考。

关键词:电能计量;整体误差;优化

Abstract: There are numerous electric energy metering devices which involve in many aspects running in distribution network, and the accuracy of their integral error has a significant influence on keeping the equity and justness of electric energy trade. However, how to minimize the integral error of electric energy metering devices is a big issue in measurement domain. A method by changing the secondary load of transformers to optimize the integral error of metering devices is proposed, and optimization tests are carried out using this method. It is confirmed that the integral error of electric energy metering devices can be optimized with this method, which provides a useful reference for improving the accuracy of metering devices.

Key words: electric energy metering; integral error; optimization

中图分类号:TM933 文献标志码:A 文章编号:1003-6954(2017)04-0070-04

0 引 言

电能计量装置由电能表、计量用电压互感器、计量用电流互感器及其二次回路组成。6~35 kV 配电网电能计量装置为配电网重要设备之一,具有数量多、涉及面广、影响大等特点,且关系到线损精益化水平的提升。随着中国售电业务和增量配电业务改革,大量售电公司相继成立,配电网电能计量装置将进一步成为各方利益关注的焦点。因此,确保配电网电能计量装置的准确计量具有重要意义。

部分人员对高压电能计量装置的整体误差检测开展了初步研究,原水利电力部颁布的SD 109-1983《电能计量装置校验规定》^[1]中提出了通过电能计量装置各部分误差计算其整体误差的方法;文献[2]叙述了在产品标准规定的参照条件下如何对高压电能计量器具进行室内校准或计量检定,以实现高压电能计量器具的量值溯源;文献[3-4]介绍

了整体计量装置检验的高压计量装置校验系统,并应用该校验系统开展了电能计量装置的整体校验。文献[5-6]介绍了用标准电压互感器、标准电流互感器和标准电能表组成高压标准电能计量装置,来校准新型高压电能计量装置整体校验台的方法,并评定了测量结果的不确定度。还有一些文献^[7-8]开展了数字计量系统整体误差检测的研究。

但是检测出电能计量装置的整体误差后,如何进一步优化电能计量装置的整体误差,促进电能计量更加准确,实现电能计量更加公平公正尚未见相关报道。下面提出了通过改变互感器二次负荷的方式来实现配电网电能计量装置整体误差优化的方案,并对该方案的有效性进行了试验验证。

1 优化方案

互感器误差与其二次负荷(二次回路阻抗)密切相关。通常情况下,电压互感器比差与其二次负

荷的关系如图 1 所示。可以看出,电压互感器在额定负荷下的比差为负值,在下限负荷下的比差为正值,以实现下限负荷至额定负荷范围内其误差满足规程规定的误差限值要求。电流互感器比差与二次负荷也有类似的关系。因此,利用二次负荷与互感器误差有密切关系这一特点,通过改变互感器二次回路的导线长度等方式来改变二次回路阻抗即二次负荷,可以调节互感器运行时的误差特性,实现运行中互感器与电能表的误差合理匹配,从而优化电能计量装置的整体误差。

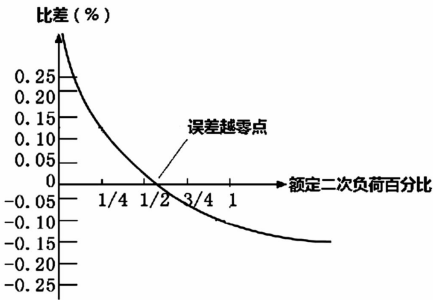


图 1 电压互感器比差与二次负荷的关系

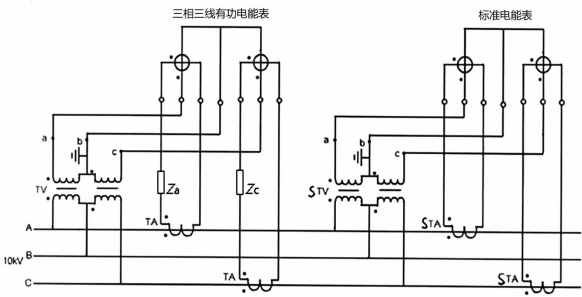
2 优化试验

以 10 kV 配电网电能计量装置为例,通过改变电流互感器二次回路的阻抗来改变二次负荷,进行电能计量装置的整体误差优化验证。试验中利用在电流互感器二次回路串联阻抗的方式实现对电流互感器二次回路阻抗的改变。

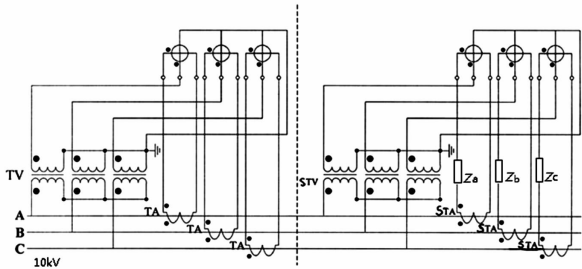
2.1 试验原理

三相三线计量装置和三相四线计量装置整体计量性能优化的试验原理如图 2 所示。对标准电能计量装置和被试电能计量装置施加同样的一次电压和一次电流,在同一时间段内将二者的电能量进行比

较,得到被试电能计量装置的整体误差。图中的电能表可以是多个单相电能表,也可以是三相电能表。在被试计量装置的各相电流互感器二次回路串联阻抗(图中 Z_a 、 Z_b 、 Z_c),然后按照图 2 进行整体误差检测。



(a) 三相三线计量装置整体误差优化的试验原理



(b) 三相四线计量装置整体误差优化的试验原理

图 2 计量装置整体计量性能优化的试验原理

2.2 试验设备

2.2.1 被试设备

被测电能计量装置主要参数如表 1 和表 2 所示。

2.2.2 标准设备

- 1) 标准电压互感器:电压变比为 10 kV/100 V、 $(10/\sqrt{3})\text{ kV}/(0.1/\sqrt{3})\text{ kV}$;准确度等级为 0.02 级。
- 2) 高压标准电流互感器:额定电压为 10 kV;电流变比为 $(0\sim200)\text{ A}/5\text{ A}$;准确度等级为 0.05S 级。
- 3) 标准电能表校验仪:准确度等级为 0.05 级。

表 1 被测计量装置中互感器的主要技术参数

计量方式	设备名称	额定一次	额定二次	准确度等级	额定负荷
三相三线	电压互感器	10 000 kV	100 V	0.2 级	20 VA
	电流互感器	20 A	5 A	0.2S 级	10 VA
三相四线	电压互感器	$10\,000/\sqrt{3}\text{ kV}$	$100/\sqrt{3}\text{ V}$	0.2 级	20 VA
	电流互感器	20 A	5 A	0.2S 级	10 VA

表 2 被测计量装置中电能表的主要技术参数

计量方式	输入电压/V	电流/A	准确度等级	转速
三相三线	3×100	$3\times1.5(6)$	0.5S 级	20 000 imp/kWh
三相四线	$3\times100/\sqrt{3}$	$3\times1.5(6)$	0.5S 级	20 000 imp/kWh

2.2.3 其他设备

升流器、升压器、调压器等。

3 结果与分析

3.1 三相三线计量装置整体计量性能优化

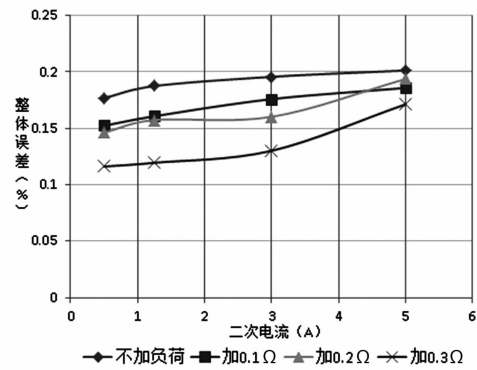


图3 三相三线计量装置整体计量性能优化

分别在各相电流互感器二次回路接入不同的阻抗,得到整体误差如图3所示。可以看出,随着二次电流增加即一次负荷增加,该计量装置整体误差呈增大的趋势。各相电流互感器二次回路不增加阻抗时,该套计量装置整体误差约为0.2%。当在各相电流互感器二次回路中接入阻抗后,各相电流互感器的误差特性将发生改变,而电压互感器、电能表等部分的误差特性不发生变化,使得计量装置整体误差发生变化。从图3中可以看出,当在各相电流互感器二次回路中接入阻抗(模拟通过增加导线长度等情况),可以实现计量装置整体误差变小(加0.3Ω的阻抗与不加阻抗相比,其整体误差降低约0.05%),从而改善电能计量装置的整体计量性能。因此,通过在各相电流互感器二次回路中接入阻抗的方式,实现电能计量装置各组成部分误差的合理匹配,可以实现三相三线计量装置整体计量性能的优化。

3.2 三相四线计量装置整体计量性能优化

三相四线计量装置中的三相组合互感器主要有两种结构形式,即三柱铁心三相组合互感器和独立铁心的三相组合互感器,其中独立铁心的三相组合互感器与由三台单相电压互感器和三台单相电流互感器组成的互感器组合具有相同的电气结构,性能相似,不同之处是三相组合互感器将三台电压互感器和三台电流互感器组合在一个密闭体内,具有更经济和占地面积更小等特点。

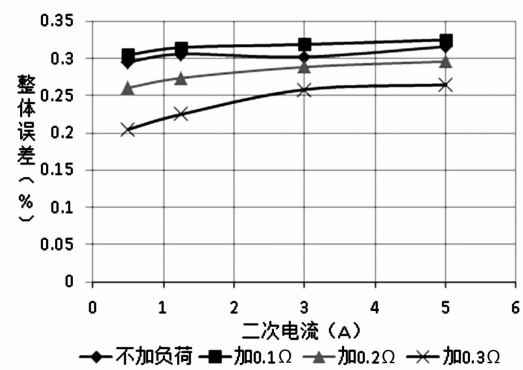


图4 三相四线(三柱铁心)计量装置整体误差

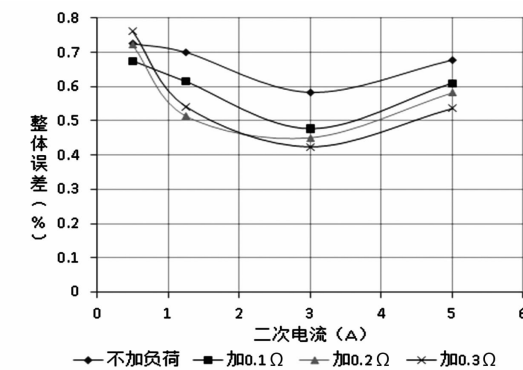


图5 三相四线(独立铁心)计量装置整体误差

三相四线计量装置整体误差优化试验结果如图4和图5所示。从图4可以看出,对于由三柱铁心三相组合互感器组成的三相四线电能计量装置,随着二次电流增加即一次负荷增加,该计量装置整体误差呈增大的趋势。各相电流互感器二次回路中不接入阻抗时,该电能计量装置的整体误差约为0.3%;当各相电流互感器二次回路中接入阻抗时,电流互感器的二次负荷发生改变,影响电流互感器的误差特性,使得该电能计量装置的整体误差发生变化。当在各相接入0.1Ω的阻抗时,整体误差总体略有增加,继续增加阻抗值,整体误差减小,当各相接入0.3Ω的阻抗时,整体误差约为0.25%。可见通过优化,使该三相四线电能计量装置的整体计量准确性最大提高了约0.05%。

从图5可以看出,对于由独立铁心三相组合互感器组成的三相四线电能计量装置,随着二次电流增加即一次负荷增加,该计量装置整体误差先减小后增大。在各相电流互感器二次回路不加阻抗情况下,当电流增加到互感器额定电流的一半时,整体误差最小,其值约为0.6%。当各相电流互感器二次回路中接入阻抗时,电流互感器的二次负荷发生改变,影响电流互感器的误差特性,从而影响该电能计量装置的整体误差。随着阻抗增大,电能计量装置

的整体误差减小,当在各相接入 $0.1\ \Omega$ 的阻抗时,整体误差最小约为 0.5% ,当各相接入 $0.3\ \Omega$ 的阻抗时,整体误差最小约为 0.4% 。可见通过优化,使该三相四线电能计量装置的整体计量准确性最大提高了约 0.2% 。

从以上分析可知,通过改变电流互感器二次负荷可以实现对电能计量装置的整体计量性能优化。试验中仅以改变电流互感器二次负荷阻抗为例来实现对电能计量装置整体计量性能的优化,若同时改变电流互感器和电压互感器的二次负荷,对电能计量装置整体计量性能的优化效果将更好。因此,通过改变互感器二次阻抗的方式,可以实现配电网电能计量装置整体误差的优化,从而提高了电能计量的准确性。

4 结 语

提出了一种基于互感器误差特性的配电网电能计量装置整体误差优化的方法,即通过改变互感器二次负荷的方式实现整体误差优化,并应用所提出的优化方法开展对电能计量装置整体误差的优化试验,实现了电能计量装置整体误差的优化,证实了优化方法的可行性,为改善电能计量装置的整体计量性能提供了初步探索。

(上接第 60 页)

2 结 论

四川电网穿越高海拔地区的配电网线路分布广,冬季抗冰融冰工作需求较为迫切。通过阐述了3种常见的配电网交流融冰方法,明确了各种方法适用范围,得出了以下结论:

- 1)现有交流融冰方法由于融冰电流无法调节,因而存在较大适用局限性。变压器串联交流融冰方法作为其有效补充,提高了现有交流融冰方法的适用性。
- 2)电容串联补偿的交流融冰方法通过电容补偿使线路阻抗与融冰电压相匹配,满足待融冰线路融冰电流、融冰功率的要求。该方法可在配电网交

参考文献

[1] SD 109 – 1983,电能计量装置校验规定[S].

[2] 郑志受,王立新,瞿清昌. 高压电能计量器具的室内校准与检定[J]. 计量技术,2013, 57(7):40 – 43.

[3] 郭琳云,尹项根,卜正良,等. 10 kV 配电网的电能整体计量技术研究[J]. 水电能源科学,2009, 27(5): 212 – 215.

[4] 郭琳云,徐芝贵,张乐平,等. 高压电能计量装置整体误差校验台[J]. 电测与仪表,2010, 47(1):18 – 21.

[5] 岳长喜,候兴哲,章述汉,等. 10 kV 高压电能计量装置整体校验台的校准[J]. 电测与仪表. 2010, 47(7A):132 – 136.

[6] 宋伟,李顺昕,王思彤,等. 高压计量整体误差现场校验技术研究与应用[J]. 水电能源科学,2012, 30(8): 168 – 172.

[7] 李前,章述汉,陆以彪,等. 数字电能计量系统现场检定技术研究[J]. 电测与仪表,2010, 47(10):25 – 28.

[8] 林国营,周尚礼,孙卫明,等. 数字化变电站电能计量装置检验技术[J]. 电力系统及其自动化学报,2011, 23(3):145 – 149.

作者简介:

杨 敏 (1959),高级工程师,长期从事电能计量管理工作。

(收稿日期:2017 – 03 – 14)

流融冰工作中推广使用,具有一定的工程应用价值。

参考文献

[1] 邓元实,宋静文,张燃,等. 变压器串联的配网线路交流融冰方法研究与应用[J]. 四川电力技术,2016,39(6):29 – 31.

[2] 雷洪才,陆家政,李波,等. 可调电容串联补偿式交流融冰装置在湖南电网的应用[J]. 湖南电力,2009,29(5):28 – 29.

[3] 朱远,周秀东,李波,等. 配网交流融冰仿真分析及工程应用研究[J]. 湖南电力,2015,35(6):32 – 34.

作者简介:

曹 军 (1958),高级技师,从事电网一次设备评价与管理。

(收稿日期:2017 – 03 – 02)

基于前馈解耦的永磁同步电机控制系统研究

荆世博¹, 王维庆¹, 王海云¹, 吴先友², 蒋中川²

(1. 新疆大学电气工程学院 教育部可再生能源发电与并网控制工程技术研究中心, 新疆 乌鲁木齐 830046;
2. 金风科技股份有限公司, 新疆 乌鲁木齐 830026)

摘 要: 由于永磁同步电机(PMSM)的前馈解耦采用双闭环的控制器,其全系统的传递函数已高于二阶,导致了控制器参数整定困难。通过分析 PMSM 以及其解耦控制的速度环和电流环的数学模型,提出了双闭环控制器中被控制量与 PMSM 数学模型之间的联系,构造出了基于拉氏变换的全系统简化模型,为双闭环控制器的 PI 参数整定提供了理论依据。针对已构建的全系统传递函数模型的高阶特性,提出了根据劳斯稳定判据来整定 PI 参数的方法,并在 Simulink 中进行了实验仿真。仿真结果表明,整定后的参数能够使系统快速趋于稳定,并且具有较好的鲁棒性。

关键词: 永磁同步电机(PMSM);前馈解耦;简化模型;劳斯稳定判据

Abstract: As the feedforward decoupling of permanent magnet synchronous motor (PMSM) adopts double closed-loop controller, its system-wide transfer function is higher than that of second order, which leads to the difficulty of controller parameter setting. By analyzing the mathematical model of velocity loop and current loop of PMSM and its decoupling control, the relationship between the control quantity and the mathematical model of PMSM in double closed-loop controller is obtained, and the whole system based on Laplace transform is constructed, which provides a theoretical basis for the PI parameter setting of double closed-loop controller. Aiming at the high-order characteristic of the constructed system-wide transfer function model, the range of PI parameters is set according to Rouse stability criterion, and the experimental simulation is carried out in Simulink. The simulation results show that the parameters after setting can make the system become stable quickly and have good robustness.

Key words: permanent magnet synchronous motor (PMSM); feedforward decoupling; simplified model; Routh stability criterion

中图分类号:TM351 文献标志码:A 文章编号:1003-6954(2017)04-0074-05

0 引 言

PMSM 由于其可靠性高、体积小、控制简单等优点,已经取得了广泛的应用^[1]。在 PMSM 的控制中多采用矢量或直接转矩的控制策略,由于直接转矩的控制方法存在转矩脉动和调速范围窄的问题,在现用的交流伺服系统中一般采用矢量控制^[2-3]。

矢量控制一般由电流内环和转速外环构成,其控制策略是利用解耦控制得到近似线性化的模型。矢量控制有多种实现方法,如电流反馈控制、电压前馈控制等^[4-6]。考虑到电流反馈控制策略实现方便,控制简单,在电机的控制中一般采用较多^[7-8]。在电流反馈控制策略中,电流的控制精度直接影响到转矩控制的精确性和快速性,在实际的电机

基金项目:国家自然科学基金项目(51667020)

控制策略中多采用传统的 PI 控制器来进行电流环和速度环控制。在 PI 控制器的参数整定中,其整定方法多是依据经验得出,需要反复的试凑。

下面依据 PMSM 的数学模型与前馈解耦控制器的简化模型,得到 PMSM 与电流内环和速度外环的传递函数。根据劳斯稳定判据,提出了控制器 PI 参数整定的方法。仿真表明,根据劳斯稳定判据得到的控制器参数有快速的响应特性,对于系统输入转矩的波动有较好的鲁棒性,并且能够在较短的时间内使系统趋于稳定。

1 PMSM 的数学模型

为便于分析,假设:

1) 转子上的永磁体产生主磁场,转子上无阻尼

绕组；

- 2) 忽略齿槽、换相过程和电枢反应等的影响；
- 3) 电枢绕组在定子内表面均匀连续分布；
- 4) 磁路不饱和，不计涡流和磁滞损耗。

PMSM 采用三相星形连接,且没有中线,可得永磁同步电机在 d 、 q 轴坐标系下的电压方程与转速方程为^[9-10]

$$\begin{cases} \dot{i}_d = \frac{1}{L_d}u_d - \frac{R}{L_d}i_d - \frac{L_d}{L_q}p\omega i_q \\ \dot{i}_q = \frac{1}{L_q}u_q - \frac{R}{L_q}i_q - \frac{L_d}{L_q}p\omega i_d - \frac{\lambda p\omega}{L_q} \\ T_e = 1.5p[\lambda i_q + (L_d - L_q)i_d i_q] \\ \dot{\omega} = \frac{1}{J}(T_m - T_e - F\omega) \end{cases} \quad (1)$$

式中: R 为电机的等效电阻; ω 为转子机械角速度; p 为磁极对数; T_m 为电机的机械扭矩; F 为摩擦系数; T_e 为电机的电磁扭矩; J 为转子的惯性系数; λ 为永磁体磁链; i_d 、 u_d 为 d 轴的电流和电压; i_q 、 u_q 为 q 轴的电流和电压; L_d 、 L_q 为直轴和交轴电感,采用表面贴装式电机, $L_d = L_q$ 。

2 PMSG 传统控制器设计

传统的 PMSG 的控制策略采用 PI 控制器对电机测量反馈的 d 、 q 轴电流进行对立的调节。为了便于分析,假设电压型逆变器 (VSI) 没有延迟现象,即 VSI 所等效一阶惯性传递函数的时间常数为 0。传统 PMSG 及控制的拓扑图如图 1 所示。

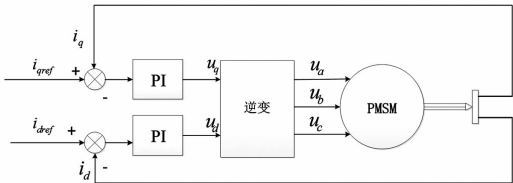


图 1 传统 PMSG 控制策略

在图 1 的逆变环节中,采用滞环控制生成 u_a 、 u_b 、 u_c 。以 q 轴为例进行分析,建立 q 轴等效框图如图 2 所示。

忽略逆变器的延迟效应,列写如图 2 所示的传统 PMSG 的控制策略的开环传递函数：

$$N(s) = \frac{K_p s + K_i}{s(R + sL)} \quad (2)$$

由以上分析可知,传统 PMSG 控制系统的开环

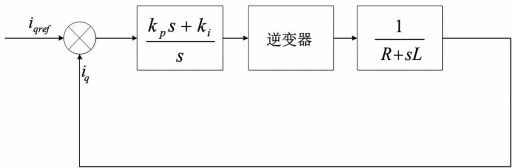


图 2 传统 PMSG 等效控制框图

传递函数为二阶。关于阻尼比 ξ :当取临界阻尼时,系统具有最理想的响应时间,且响应速度也最快,但在稳定后,将出现等幅震荡;当阻尼比为过阻尼时,系统将不会出现超调量,并能够最终稳定在设定值,但过阻尼没有超调量是以牺牲调节时间为代价,因此其调节时间较长;欠阻尼的各种情况介于两者之间。综合临界阻尼、过阻尼和欠阻尼的情况,考虑到阻尼比越小,系统的超调量也就越大,但相应的调节时间也就越短,一般取 0.4 ~ 0.8,这里 ξ 取 0.707。系统的截止频率定为 $1\,000\pi$ 。

传统的电流控制器结构简单并且方便建立系统的模型,但忽略了 PMSG 本体作为控制对象,其 a、b、c 三相电流经 $3s/2r$ 变换后, d 轴和 q 轴电流之间的强耦合关系,造成系统的调节时间较长。单纯地依靠 PI 控制器的调节作用对电机进行控制,往往不能满足控制性能的要求。

3 基于前馈解耦的永磁同步电机 PI 控制器的设计

3.1 PMSM 前馈解耦补偿型电流控制的模型

从式(1)中,可以看出电流的 d 轴和 q 轴的电流分量之间存在相互耦合,增加了控制器的设计难度。传统的 PI 控制器虽然结构简单,控制方便,但其忽略了 d 轴分量与 q 轴分量之间的交叉耦合。通过对式(1)中电流分量耦合项的补偿,可以提高控制器的动态性能和控制精度。 d 轴、 q 轴耦合项补偿项如式(2)所示。

$$\begin{cases} u'_d = p\omega i_q \\ u'_q = -\frac{L_d}{L_q}p\omega i_d - \frac{\lambda p\omega}{L_q} \end{cases} \quad (2)$$

基于前馈解耦补偿的 PMSM 控制系统通常采用电流内环与转速外环的控制结构。在转速外环中,电机的机械转速通过速度传感器进行测量并与参考转速 ω_{ref} 进行比较,产生转速偏差信号,此偏差信号经速度外环的 PI 控制器调节后作为 q 轴电流

• 76 •

传递函数方程为

$$\begin{cases} -T_m(s) + T_e(s) = E(s) \\ E(s) \cdot M(s) = I_q(s) \\ I_q(s) \cdot \frac{3}{2}p\lambda = T_e(s) \end{cases} \quad (8)$$

对式(8)进行化简,得到全系统的闭环传递函数为

$$\frac{I_q(s)}{T_m(s)} = \frac{a_1s^2 + a_2s + a_3}{b_1s^4 + b_2s^3 + b_3s^2 + b_4s + b_5} \quad (9)$$

式中: $a_1 = K_p(K'_p - R)$; $a_2 = K_i(K'_p - R) + K_pK'_i$; $a_3 = K_iK'_i$; $b_1 = L_qJ$; $b_2 = FL_q + JK'_p - JR$; $b_3 = FK'_p - FR + JK_i + \frac{3}{2}p\lambda K_pK'_p + JK_i - \frac{3}{2}p\lambda K_pR$; $b_4 = FK_i + \frac{3}{2}p\lambda K_iK'_p - \frac{3}{2}PK_pK'_i + \frac{3}{2}p\lambda K_pK'_i$; $b_5 = \frac{3}{2}p\lambda K_iK'_i$;
 K_p 、 K_i 为速度外环的 PI 参数。

稳定作为控制系统重要的性能指标,也作为系统能够正常运行的首要条件,如果系统不稳定,就会在任何微小扰动作用下偏离原来的平衡状态,并随着时间的推移而发散。任何系统在扰动的作用下,都会发生偏离平衡状态的现象,产生偏差。因而,分析系统的稳定性是控制理论的基本任务之一。对于一阶或二阶系统,可以通过求解系统特征根的方法来判定系统的稳定性,但高阶系统的求根工作量是很大的^[11]。通常的方法是借助劳斯稳定判据来判定高阶系统的稳定性。

由式(9)可知 PMSM 全系统的特征函数为

$$H(s) = b_1s^4 + b_2s^3 + b_3s^2 + b_4s + b_5 \quad (10)$$

列写系统的劳斯表如表 1 所示。

表 1 PMSG q 轴电流传递函数劳斯表

项	系数		
s^4	b_1	b_3	b_5
s^3	b_2	b_4	0
s^2	$(b_2b_3 - b_2b_5)/b_2$	b_5	
s^1	$-b_2b_2b_5/(b_2b_3 - b_1b_4) + b_4$	0	
s^0	b_5		

根据永磁同步电机的参数,由劳斯稳定判据的充要条件求解劳斯表中的第一列元素,使其全部大于 0,即可得到转速内环和电流外环的 PI 参数范围。 d 轴电流分量采用的相同的方法,具体的整定过程不再赘述。

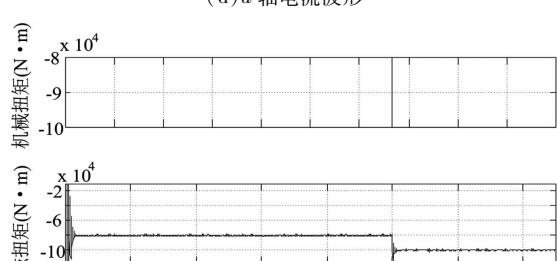
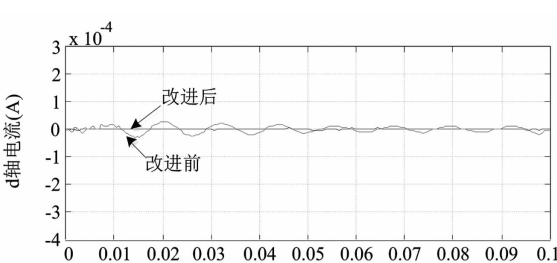
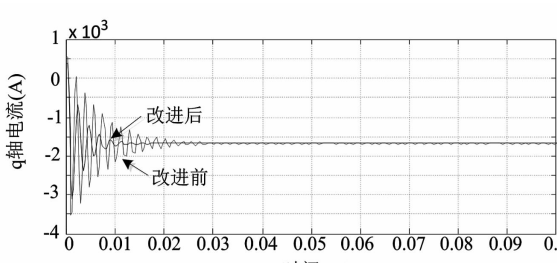
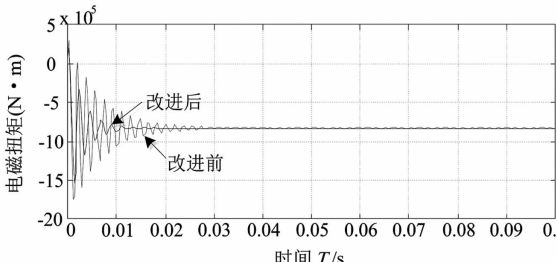
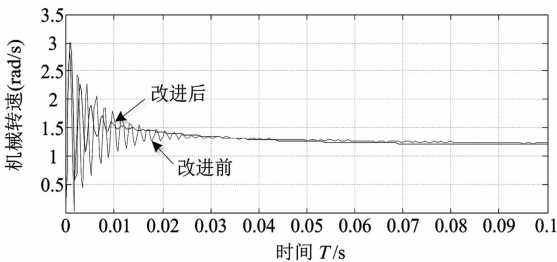


图 6 仿真波形

4 仿真验证及分析

根据以上分析,在 Matlab/Simulink 中建立基于前馈解耦补偿的 PMSM 模型框图。选用一典型永

磁直驱同步电机,其仿真模型的参数为: $\lambda = 11 \text{ Wb}$;
 $F = 0.01 \text{ N} \cdot \text{m} \cdot \text{s}$; $\omega = 1.1 \text{ rad/s}$; $L_d = L_q = 0.05 \text{ H}$;
 $P = 10$; $J = 1/1\,060 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ 。由以上给定的 PMSM
参数求解表 1 中第一列的元素,使其全部为正数,得
出电流内环和转速外环的控制器参数 K'_p 、 K'_i 与
 K_p 、 K_i 的范围,在此范围内,通过“大误差小增益,小
误差大增益”的经验知识来调整控制器的 PI 参
数^[12]。根据求出的 PI 参数,在 Matlab/Simulink 中
搭建仿真模型,给定电机额定转速 ω_{set} 和机械扭矩
 T_{m-set} 。

运行仿真模型,得到 PMSM 的机械转速、电磁
扭矩以及 d 轴与 q 轴的电流波形。为了测定整定得
到的 PI 参数对系统输入量发生突变时的鲁棒性以
及其对扭矩变化的响应速度,在 PMSM 系统稳定运
行 0.5 s 时,使电机的机械扭矩发生跃变,观测其在
参数跃变后的扭矩波动的波形。仿真波形见图 6。

从图 6(a)可知,电机在给定负载的情况下,改
进后的控制器相较于改进前的控制器响应速度更
快,波形抖动的幅度更小。图 6(b)中,改进后的控
制器减小了 PMSM 的电磁扭矩超调量,并且在更短
的时间内使电磁扭矩达到了参考值。由等式 $T_m =$
 $\frac{3}{2} \lambda p i_q$ 可知, T_m 与 i_q 呈线性相关,因此在图 6(c)
中,经改进后的控制器输出的 q 轴电流波形同样具
有超调量小、响应速度快等特点。从图 6(d)中可以
看出改进后与改进前的 d 轴的电流分量波形虽然
在同一数量级上,但改进后的波形明显较改进前的
波形更平缓,并且与理想的 d 轴电流分量偏差也更
小。从图 6(e)中,可以看出 PMSM 在机械扭矩在 0.5 s
发生跃变时,PI 控制器能够使 PMSM 瞬时恢复到稳
定状态。可见,整定得到的 PI 控制器的参数对系统
状态变化有较强的鲁棒性和快速的响应特性。

相比改进前的控制策略,改进后的前馈解耦控
制方案,对 d 轴和 q 轴之间的耦合量 $p\omega i_q$ 、 $-p\omega i_d$ 与
 $\lambda p\omega/L_q$ 进行了补偿,使 d 轴和 q 轴分量中不再出现
耦合项。

4 结 论

在分析传统控制方法的基础上,考虑到 d 轴和
 q 轴的耦合,提出前馈解耦的控制策略,并针对前馈
解耦补偿控制的 PMSM 全系统进行了分析,得出了
基于 q 轴电流分量的双闭环系统与 PMSM 数学模型
之间的联系以及简化的传递函数模型。由于其传递
函数为高阶方程,控制理论中针对一阶和二阶的求

解特征根的方法已不再适用,提出利用劳斯稳定判
据来整定控制器参数范围的方法。仿真结果表明,
依据得出的全系统简化传递函数能够有效实现控制
目标,并且在输入量发生变化时,能使系统快速达到
稳定状态并对系统变化有较好的鲁棒性。然而基于
劳斯稳定判据整定的 PI 参数,并不能得到精确的比
例和积分参数,需要进行多次的调试是所提方法需
要改进的研究方向。

参考文献

- [1] 李政,胡广大,崔家瑞,等. 永磁同步电机调速系统的
积分型滑模变结构控制[J]. 中国电机工程学报,
2014,34(3):431-437.
- [2] 耿翠红,曹以龙. 基于 DSP 的 PMSM 矢量控制系统
的硬件和软件实现[J]. 电力电容器与无功补偿,
2014,35(1):30-33.
- [3] 郭磊磊,张兴,杨淑英,等. 一种改进的永磁同步发
电机模型预测直接转矩控制方法[J]. 中国电机工程
学报,2016,36(18):1-9.
- [4] Bimal K. Bose. 现代电力电子学与交流传动[M]. 北
京:机械工业出版社,2005.
- [5] 唐小琦,白玉成,陈吉红. 永磁同步电机高性能电流解
耦控制的研究[J]. 电气传动,2009,39(10):18-22.
- [6] 陈荣. 永磁同步电机控制系统[M]. 北京:中国水利水
电出版社,2009.
- [7] P Krause, O Wasynczuk, S Sudhoff, et al. Analysis of E-
lectric Machinery and Drive Systems[M]. IEEE Press,
2002.
- [8] D Grenier, L A Dessaint, O Akhrif, et al. Experimental
Nonlinear Torque Control of a Permanent-magnet Syn-
chronous Motor Using Saliency[J]. IEEE Transactions on
Industrial Electronics, 1997,44(5):680-687.
- [9] 李三东,薛花,纪志成. 基于 Matlab 永磁同步电机控
制系统的仿真建模[J]. 江南大学学报(自然科学版),
2004,3(2):115-120.
- [10] 黄知超,杨升振,延红艳,等. 基于 dq 坐标系有功无功
电流解耦空间电压矢量的 STATCOM 控制方法[J].
电测与仪表,2012,49(12):32-36.
- [11] 胡寿松. 自动控制原理[M]. 北京:科学出版社,2008.
- [12] 黄一,张文革. 自抗扰控制器的发展[J]. 控制理论与
应用,2002,19(4):485-492.

作者简介:

荆世博(1989),硕士研究生,主要研究方向为可再生能
源并网技术;

王维庆(1959),博士、教授、博士生导师,研究方向为电
力系统自动化和风力发电机组的智能控制。

(收稿日期:2017-03-04)

完善自动励磁调节器 TV 断线判别逻辑的措施探析

徐维利

(神华国能集团有限公司重庆发电厂, 重庆 400053)

摘要:选用 ABB 公司 UNITROL 5000 型自动励磁调节器的大型汽轮发电机组, TV 断线判别逻辑存在不完善问题。通过对一起 TV 断线引发误强励、造成停机事件的典型案例分析和探讨, 提出了完善 TV 断线判别逻辑的建议措施和现场试验方法, 保证自动励磁调节器安全可靠运行。

关键词:自动励磁调节器; TV 断线; 误强励; 判别逻辑

Abstract: The judgment logic of potential transformer breaking is not perfect for large steam turboset with ABB UNITROL5000 automatic excitation regulator. A typical accident of faulty forced excitation caused by potential transformer breaking which leads the generator to be out of service is analyzed and discussed. The measures and field test methods for improving the judgment logic of potential transformer breaking are proposed to ensure the safe and reliable operation of automatic excitation regulator.

Key words: automatic excitation regulator; potential transformer breaking; faulty forced excitation; judgment logic

中图分类号: TM761. 11 文献标志码: A 文章编号: 1003 - 6954(2017) 03 - 0079 - 03

0 引言

中国 600 MW 及以上的汽轮发电机组已广泛采用机端自并激静止励磁, 励磁系统选用 ABB 公司的 UNITROL 5000 型微机数字励磁调节器, 运行可靠性较高。然而, 大型汽轮发电机组机端 TV 断线是自动励磁调节器误强励发生的主要诱因之一。近年来部分 600 MW 级机组运行中暴露出 UNITROL 5000 型励磁调节器 TV 断线判别逻辑不完善的问题。在机端 TV 一次熔断器发生慢速熔断的异常情况下, 自动励磁调节器不能正确检测出 TV 断线, 而误判断为一次系统故障, 发生误强励, 造成发电机转子过流保护动作跳闸的非计划停机事件发生。完善 UNITROL 5000 型自动励磁调节器 TV 断线判别逻辑, 对于控制减少误强励导致的非计划停机事件发生, 提高大型汽轮发电机组自动励磁调节器安全性具有重要的现实意义。

1 ABB UNITROL 5000 型自动励磁调节器简介

配置 ABB 公司 UNITROL 5000 型微机数字励

磁调节器的自并激静止励磁系统, 主要分为 4 个部分: 励磁变压器、可控硅整流器、自动励磁调节器、起励与灭磁单元。

自动励磁调节器(AVR) 采用数字微机型, 由双自动通道组成, 2 个等同的自动通道提供 100% 自动冗余度, 每个自动通道含手动后备控制。双自动通道一主一备用, 性能可靠, 具有微调节和提高发电机暂态稳定的特性。

自动励磁调节器设有电压给定和调节、过励磁限制器(最大励磁电流限制、过励定子电流限制)、欠励磁限制器(P/Q 限制、欠励定子电流限制、最小励磁电流限制)、恒无功或恒功率因数叠加调节、电力系统稳定器 PSS、自动无功调节 AVC、手动调节、监视和保护功能等单元。

可控硅整流器由 5 个功率整流装置并联运行, 其中 1 个功率整流柜退出运行时, 能满足发电机强励和 1.1 倍额定励磁电流运行的要求。当有 2 个功率整流柜退出运行时, 能提供发电机额定工况所需要的励磁电流。

在自并激静止励磁系统中, 励磁电源取自发电机机端, 起励方式采用 380 V AC 电源, 取自各机组 400 V 汽机 MCCA 段。灭磁单元设备的作用是将磁场回路断开尽可能快地将磁场能量释放, 灭磁单元

主要由磁场开关、灭磁电阻、晶闸管跨接器及其相关的触发元件组成。机端自并激静止励磁系统原理如图 1 所示。

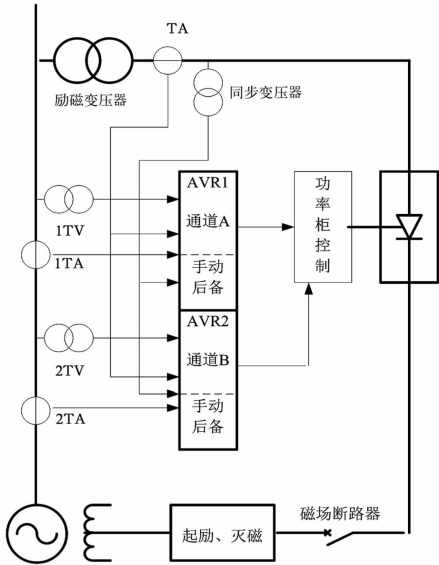


图 1 机端自并激静止励磁系统原理框图

2 自动励磁调节器 TV 断线原有判别逻辑

如图 2 所显示,ABB UNITROL 5000 型励磁调节器原有 TV 断线判别逻辑为:实测量发电机线电压与励磁变压器低压侧同步线电压之间的允差(10%),以标称电压的百分数表达,当 $(U_{tb} - U_{jd}) > U_{js}$,经延时0.1 s,发电机线电压故障报警,同时闭

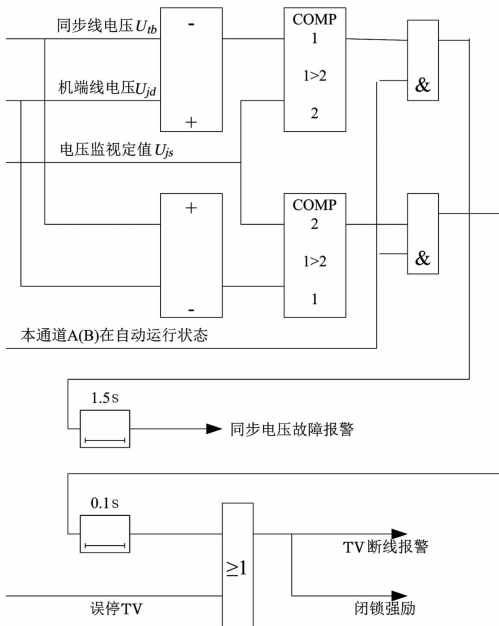


图 2 ABB UNITROL 5000 型原有 TV 断线判别逻辑图

锁发电机强励;当 $(U_{jd} - U_{tb}) > U_{js}$,经延时 1.5 s,发出同步线电压故障报警。为避免复杂的整定值计算,在用户没有提出特别要求的前提下,ABB 公司设计组态的 TV 断线判别逻辑一般按照图 2 方案实施,在发电机机端 TV 一次熔断器快速熔断、TV 二次侧空开跳闸、误拉停 TV 柜等异常情况下,能够正确检测出 TV 断线故障,防止误强励发生。然而,该方案存在 TV 断线判别逻辑不完善的问题。由于没有采用电流突变量、负序电流和三相电压位变化等判据,在机端 TV 一次熔断器发生慢速熔断的异常情况下,不能正确检测出 TV 断线,很可能导致发电机误强励发生。

3 典型案例

某电厂 2 号发电机型号为 QFSN - 66 - 2 - 22B,额定容量为 733.3 MVA,额定功率为 660 MW,定子额定电压为 22 kV,定子额定电流为 19 245 A,额定功率因数为 0.9(滞后)。发电机采用机端自并励静止励磁方式,选用瑞士 ABB 公司的 UNITROL 5000 型励磁调节器(AVR),励磁调节器采用双通道一主一备用。

事前工况:发电机正常运行中,有功功率为 603 MW,无功功率为 105 Mvar,转子电压为 331 V,转子电流为 3 729 A,定子电压为 21.76 kV,定子电流为 16 678 A,励磁系统自动方式 A 通道运行,B 通道自动跟踪备用,AGC、AVC 投入。

事件经过:DCS 电气画面发电机参数报警,集控室“发变组一、二套后备保护动作”光字牌报警,发电机无功突升至 302 Mvar,运行人员解除机组 AVC 手动减励磁无效,退出机组 AGC 开始减有功负荷,3 min 38 s 后,发变组断路器跳闸,机组大联锁保护动作正常,汽轮机跳机,锅炉熄灭火,厂用电切换正常。

事件原因:1)自动励磁调节器 TV 断线判别逻辑不完善,只简单计算发电机线电压平均值与励磁变低压侧同步线电压平均值之间的允差,未采用电流突变量、负序电流和三相电压位变化等判据;2)厂家设定机端线电压允差定值为 10%,整定值不合理。事件发电机机端 1 TV 一次 A 相熔断器慢熔断,造成自动励磁调节器 A 通道机端电压测量值降低,调节器未能正确检测出 TV 断线,误判为一次系统故障,3 min 38 s 时间内发生误强励 2 次,转子过流保护二段动作,灭磁断路器及发变组断路器跳闸,

机组停机。

4 完善 TV 断线判别逻辑的建议措施

为防止典型案例类似的不安全事件发生,某电厂先后利用停机备用的机会,对 2 台机组原设计的 TV 断线判别逻辑进行技改升级。在保留原有 TV 断线判别逻辑的基础上,增加负序电流判据,以增强机端 TV 一次熔断器慢熔断的判别能力。技改升级后的 TV 断线判别逻辑如图 3 所示。

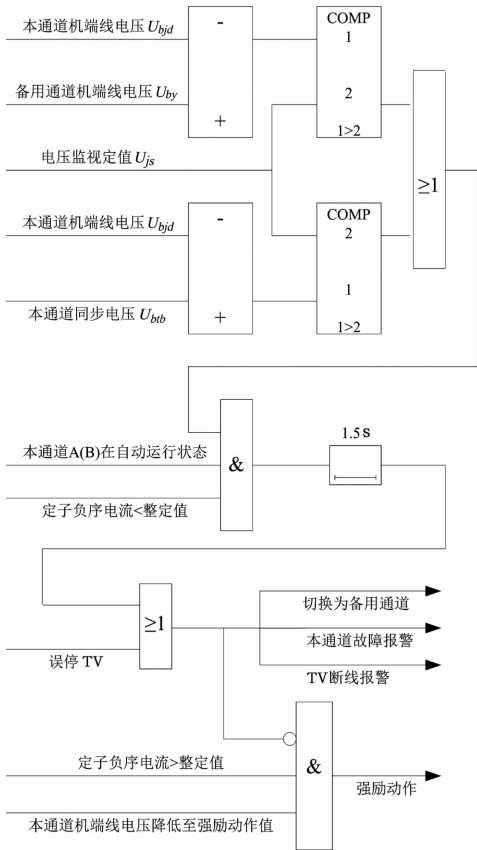


图 3 完善后的 TV 断线判别逻辑图

当 $(U_{by} - U_{bjd}) > U_{js}$ 或者当 $(U_{btd} - U_{bjd}) > U_{js}$, 且没有检测出发电机定子负序电流(负序电流小于整定值), 经过延时 1.5 s, 判定为机端 TV 一次熔断器发生慢熔断, 本事件定义为自动通道故障。励磁方式由本通道切换为自动备用通道, 如果切换后, 自动备用通道检测出机端电压仍然有故障, 则切换至手动后备方式, 避免误强励发生。

对于机端线电压允差整定值, 应用叠加原理进行理论计算, 在机端 TV 一次熔断器一相完全熔断的稳态情况下, TV 二次线电压降低幅度最大能够达到标称电压的 20.48%, 因此, 原有 TV 断线判别逻辑中厂家设定电压允差定值为 10%, 一般情况下能

够正确动作。但是, 在机端 TV 一次熔断器一相发生慢熔断的特殊异常情况下, 机端线电压允差定值为 10% 不合理。理由是: 典型案例中某电厂 2 号发电机机端 1 TV 一次 A 相熔断器慢熔断, 通过查阅 DCS 系统事故追忆报警清单及参数曲线, 在机端 1 TV 一次 A 相熔断器慢熔断的全过程中, A 相二次电压最低降低到 46.4 V, 线电压平均值(允差)降低 6.58%, 显然, 自动励磁调节器不能正确检测出 TV 断线, 应将机端线电压允差整定值修改为 5%。

5 现场试验项目及方案

试验条件: 发电机空载运行, 自动励磁调节器投入运行, 按照运行规程规定投入发电机-变压器组保护。

5.1 模拟 TV 一次侧熔断器任一相快速熔断

5.1.1 双自动通道方式切换试验

在双自动通道一主一备用的方式下, 人为模拟机端 1 TV 一次侧熔断器 C 相熔断, 励磁调节器应由 A 通道切换为 B 通道并且发电机保持稳定运行, 同时发出 1 TV 断线故障及自动通道切换信号; 紧接着人为模拟机端 2 TV 一次侧熔断器 A 相熔断, 励磁调节器应切换为 B 通道手动后备方式并且发电机保持稳定运行, 同时发出 2 TV 断线故障及自动通道切换信号。

5.1.2 单自动通道方式切换试验

在自动 A 通道运行、B 通道退出的方式下, 人为模拟机端 1 TV 一次侧熔断器 B 相熔断, 励磁调节器应切换为 A 通道手动后备方式并且发电机保持稳定运行, 同时发出 1 TV 断线故障及自动通道切换信号; 在自动 B 通道运行、A 通道退出的方式下, 人为模拟机端 2 TV 一次侧熔断器 B 相熔断。

5.2 模拟 TV 一次侧熔断器一相慢速熔断

试验原理接线: 机端 TV 一次熔断器一相发生慢熔断的异常过程中, 最终表现为 TV 二次侧对应相电压缓慢下降并且下降值小于熔断一相的现象。用一种简单实用的方法模拟 TV 一次侧熔断器 A 相慢速熔断试验, 试验接线如图 4 所示。T 为自耦调压器, 1 ~ 2 kVA/220 V; PV 为电压表, 量程为 25 ~ 100 V。

试验方法及步骤: 检查刀闸 SQ 在断开位置, 调节自耦调压器 T 输出电压, 电压表 PV 显示 57.74 V 左

(下转第 90 页)

中压机电驱动系统的 SPWM 脉冲调制方案设计

王 鹏,时春雨

(许昌许继风电科技有限公司,河南 许昌 461000)

摘要:中压型机电驱动装置的脉冲调制技术较为复杂,需考虑死区、窄脉冲滤波等因素。提出一种新型正弦脉冲调制系统方案。采用 FPGA 设计 SPWM 的脉冲产生程序,提出新型的状态循环算法产生三角载波、脉冲信号,并对调制波的边沿比较进行了优化。同时,设计了 4.5 kV IGBT 的驱动板卡,给出了驱动芯片、驱动电路、滤波电路等方案。实验测试表明,所述方案的死区、脉冲宽度均满足中压 IGBT 的性能指标。

关键词:正弦脉冲调制;死区;窄脉冲;驱动电路

Abstract: Sinusoidal pulse width modulation (SPWM) technology of medium – voltage mechanical and electrical drive system is complex, and it needs considering the factors such as dead zone, narrow pulse filter. A new modulation system scheme is proposed. The FPGA is used to design the pulse generation program. The state machine cycle algorithm is also proposed to generate triangular carrier and impulse signal, and the edge of the modulation wave is optimized. At the same time, the driver board of 4.5 kV IGBT is designed, which contains the drive chip, drive circuit and filter circuit. Experimental tests show that the dead zone and pulse width of the proposed modulation system meet the performance index of medium – voltage IGBT.

Key words: sinusoidal pulse width modulation; dead zone; narrow pulse; drive circuit

中图分类号:TH39 文献标志码:A 文章编号:1003 – 6954(2017)04 – 0082 – 05

0 引 言

目前,机电驱动领域对电力电子装置的脉冲驱动系统要求越来越高。其中,正弦脉冲调制(sinusoidal pulse width modulation, SPWM)极为重要。中压型 IGBT 驱动装置具有电压等级高、功率大的优点,但其开通、关断时间较长,调制技术较为复杂。对于半桥型低压 IGBT 结构,死区通过驱动芯片即可完成,不必使用现场可编程门阵列(FPGA)去处理。但对于 T 型三电平、多电平等非对称的中压 IGBT 拓扑^[1],死区无法通过驱动芯片设计,只能通过 FPGA 算法来设计。

现有文献对 FPGA 设计死区、窄脉冲的研究较少。文献[2 – 3]研究了 FPGA 的 SPWM 调制方案,给出了 SPWM 的算法原理,通过设计 FPGA 的通信、三角载波比较模块得到可调脉冲源。但其局限于低压 IGBT 的设计,未研究死区、窄脉冲的处理。文献[4]设计了一种死区处理方法,但未考虑三角载波、调制波在阶梯波边沿比较发生窄脉冲的情况,此窄脉冲加死区后会引入脉冲失真。且其延时参数选型

较小,不适用于中压 IGBT 的调制。

下面提出一种新型中压 IGBT SPWM 调制系统,包括 FPGA 的软件设计、IGBT 的硬件驱动板卡设计。给出了 FPGA 软件流程图、驱动板卡电路图。对 50 Hz 正弦调制波的测试表明,脉冲宽度、死区时间、谐波特性均较为理想。

1 中压驱动系统的脉冲调制原理

1.1 SPWM 调制原理

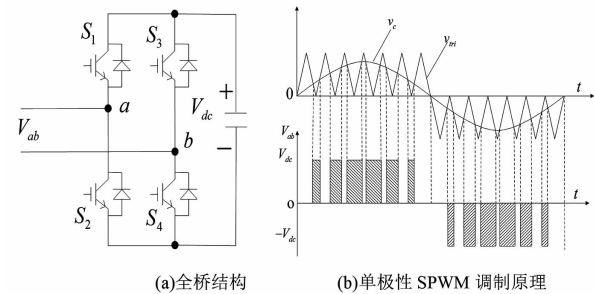


图 1 全桥拓扑的单极性 SPWM 调制

对于三电平、多电平拓扑的调制方案,均可等效成以 SPWM 调制为基础的扩展^[5],其脉冲仍存在互补型 PWM 脉冲。因此,以全桥 IGBT 结构为研究基础,见图

1。其中： V_{ab} 为调制输出的交流侧电压； V_{dc} 为直流电压； v_c 为控制系统的参考调制波； v_{tri} 为三角载波。

单极性 SPWM 的原理如下：1) 在 v_c 正半周内，当调制波 v_c 大于三角波 v_{tri} 时，输出 V_{dc} 电平；反之则输出零电平。2) v_c 负半周采用同样的调制方法，并进行倒相操作。3) 相电压 V_{ab} 为在 V_{dc} 和 $-V_{dc}$ 间跳变的脉冲波，载波频率 f_{tri} 与调制波频率 f_c 之比为载波比 N_f 。

目前，国内外各厂家的中压 IGBT 电压等级为 3.3 kV、4.5 kV、6.5 kV 几种类型，其结构包括压接式、焊接式两种类型。由表 1 可见，中压 IGBT 的开通、关断时间较长，是低压 IGBT 的 2~5 倍甚至更长。通过计算中压 IGBT 的损耗，实际产品的开关频率通常较低，一般选择 1 kHz 左右^[6]，这也要求避免产生较窄的脉冲。总之，中压 IGBT 调制技术要求具有较大的死区和脉冲宽度。

表 1 不同电压等级的 IGBT 参数表

型号	电压等级/kV	开通延时/ μ s	关断延时/ μ s
IGBT1	4.5	0.7	7.5
IGBT2	3.3	0.6	3.2
IGBT3	1.7	0.6	1.3

表 1 中，IGBT1 为东芝的 ST1500GXH24，额定电压 4.50 kV，采用压接式封装。IGBT2 为英飞凌的 FZ1500R33HE3，额定电压 3.3 kV，采用焊接式封装。IGBT3 为英飞凌的 FF1000R17IE4，额定电压 1.7 kV，采用焊接式封装。

1.2 中压 SPWM 调制系统总体方案

以表 1 中的 IGBT1 为研究对象，给出了 SPWM 调制系统的总体设计方案，见图 2。

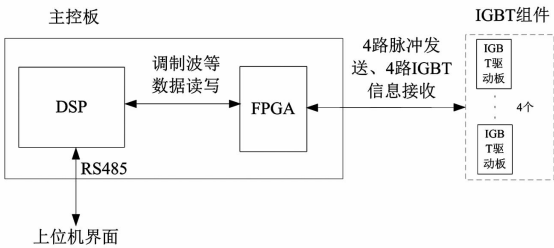


图 2 SPWM 调制系统的总体方案

图 2 中，主控板采用 DSP + FPGA 结构；每个 IGBT 采用单独的驱动板，每个驱动板具有一收一发光纤。DSP 负责进行调制波 v_c 的产生，完成控制、逻辑方案的操作；FPGA 负责接收调制波、产生三角波，最终计算出 PWM 脉冲；驱动板接收 FPGA 光纤信号，并将光信号转化为驱动电压信号。上位机界

面可对调制波进行设置，并设置启停命令。

2 FPGA 的软件方案

图 3 为 FPGA 软件方案示意图，操作如下：

- 1) 进行时钟分频处理，产生两路互补的高精度的三角载波信号，接收 DSP 的正弦调制波信号 v_c 。
 - 2) 利用状态循环算法进行调制波、三角载波的比较，产生初步的 PWM 调制信号。如图 1 所示， S_1/S_2 互补， S_3/S_4 互补。
 - 3) 施加死区、窄脉冲滤波处理，进行故障检测。
- 驱动板卡的功能如下：
- 1) 接收 4 路光纤信号，将其转化为电压信号供给驱动芯片；输出门极 ± 15 V 的高低电平驱动。
 - 2) 滤波电路对 IGBT 的 V_{ce} 进行检测，并与驱动芯片进行信号交互。同时，处理退饱和、过流等故障。

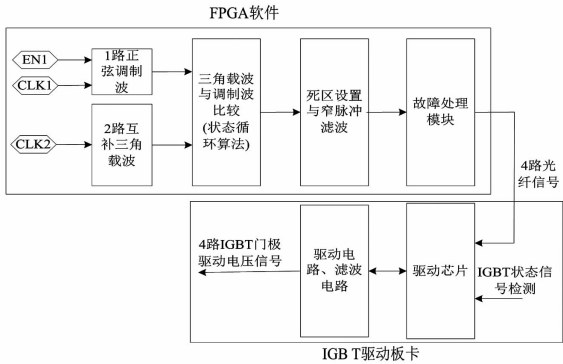


图 3 FPGA 软件方案示意图

2.1 三角载波的编程实现

采用“状态循环算法”实现三角载波的发生，其 VHDL 程序实现的状态机如图 4、图 5 所示。

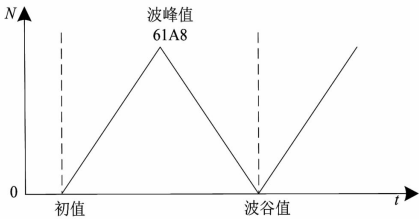


图 4 三角载波示意图

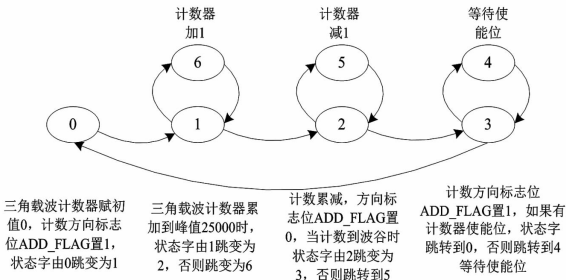


图 5 三角载波生成的状态循环算法

图 4 中,三角波的频率为 250 Hz,计数器计数时钟为 100 MHz,每 8 个计数时钟计数器 TRICOUNTER 增加 1,三角载波的峰值理论计数值为 25 000(61A8)。当出现正弦波的负半轴时,调制波及三角载波整体往上偏移 25 000。

图 5 中,计数器存在几种状态字的变换。在计数器 TRICOUNTER 加到峰值 25 000 时,则每 8 个计数时钟三角载波计数器开始减 1,等到三角载波计数器的值减到 0 时,三角载波计数器的值再增加。当存在持续的使能信号时,三角载波计数器会重复 0~6 的状态,实现循环的载波信号输出。

2.2 调制波与三角载波比较的编程实现

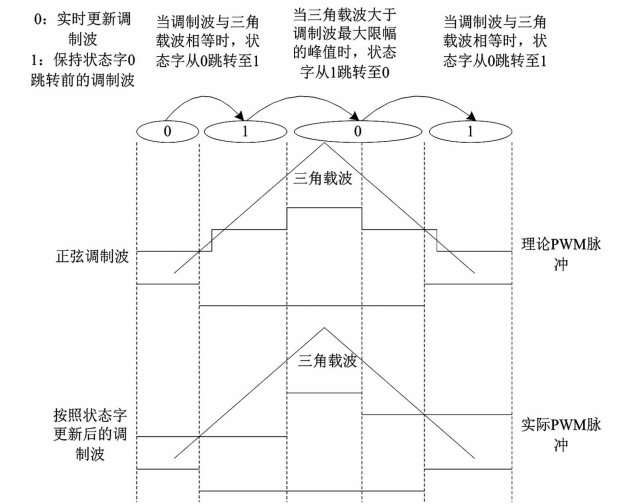


图 6 调制波与三角载波比较的状态循环算法

图 6 中,采用“状态循环算法”实现调制波、三角载波比较。正弦调制波是数字化的阶梯波。如果在阶梯波切换的边沿发生了三角载波的相交,则会出现较窄的脉冲。窄脉冲经死区处理后容易造成脉冲失真。

这里提出了状态循环算法,利用正弦波在一个三角载波周期只相交两次的原理,进行改进:1)三角载波、调制波第 1 次相等时,保持该调制波固定,防止出现阶梯变化;2)此后,当检测到三角载波大于调制波的最大限幅时,再更新调制波,允许第 2 次相交;3)第 2 次相交后仍保持调制波固定,防止其出现阶梯变化。

2.3 死区设置的编程实现

由于中压 IGBT 器件的关断延时通常比低压器件较长,在设置死区时,需考虑关断延时。图 7 中,结合东芝 ST1500GXH24 的技术参数,并参考外围驱动电路的实验测试,最终确定死区时间为 20 μs。在图 1 中,死区应设置在 S₁/S₂、S₃/S₄ 之间。

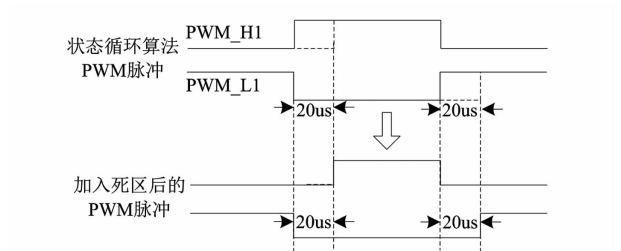


图 7 死区设置原理图

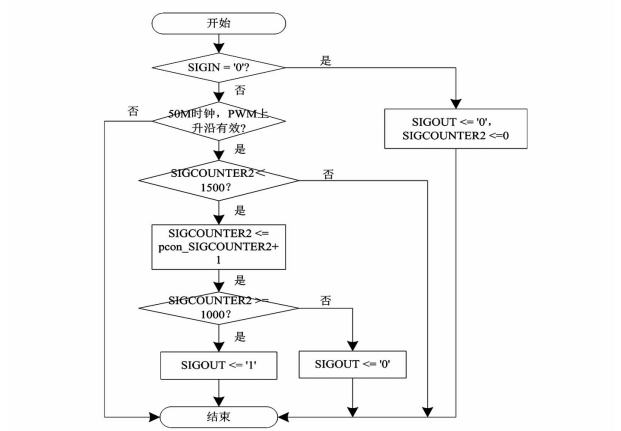


图 8 死区设置的程序流程图

图 8 中,变量如下:

- 1) SIGIN, std_logic 输入;
- 2) CLK_1M, std_logic 工作时钟 50 MHz;
- 3) SIGOUT, std_logic 输出信号。

图 8 还要考虑最小脉宽的选择,一般最小脉冲宽度不小于死区,并通过 IGBT 的热损耗仿真等确定最小脉冲为 20 μs。为了提高精度,死区的检测周期为 SIGCOUNTER2 = 1 500,即 30 μs 处理一次死区,这样经过死区处理后的脉冲最小为 10 μs。经过死区处理后,仍有可能产生小于 20 μs 的脉冲。因此,还要做 20 μs 的最小脉冲滤波处理。

2.4 故障处理软件设计

FPGA 需要对 IGBT 的故障进行检测,以保证及时的闭锁脉冲处理^[7]。故障处理主要分为两类:一类是驱动板卡传输的驱动故障;另一类则是驱动板卡的电源故障,如图 9 所示。当判定故障后进行封锁脉冲操作;当系统复位有效时,所有故障均要清零。

3 IGBT 的驱动板卡硬件设计

对于 4.5 kV IGBT,采用了单独的驱动板卡控制单管 IGBT。每个 IGBT 的驱动板卡如图 10 所示。该图包括光纤接口电路、驱动芯片、门极驱动电路、滤波电路等。

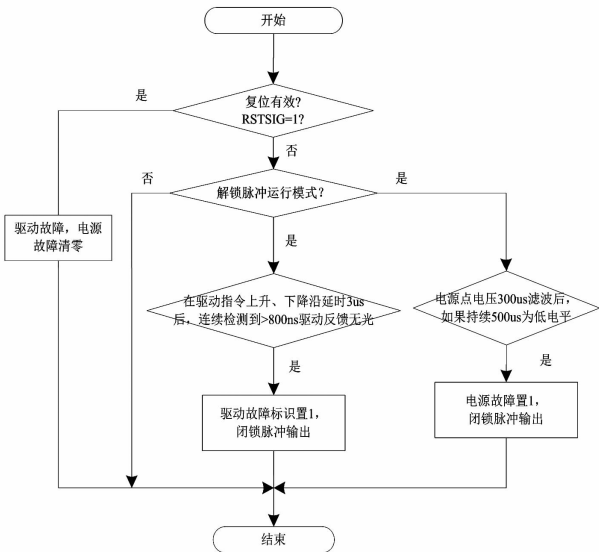
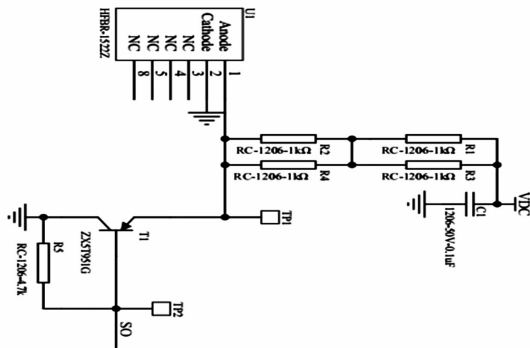
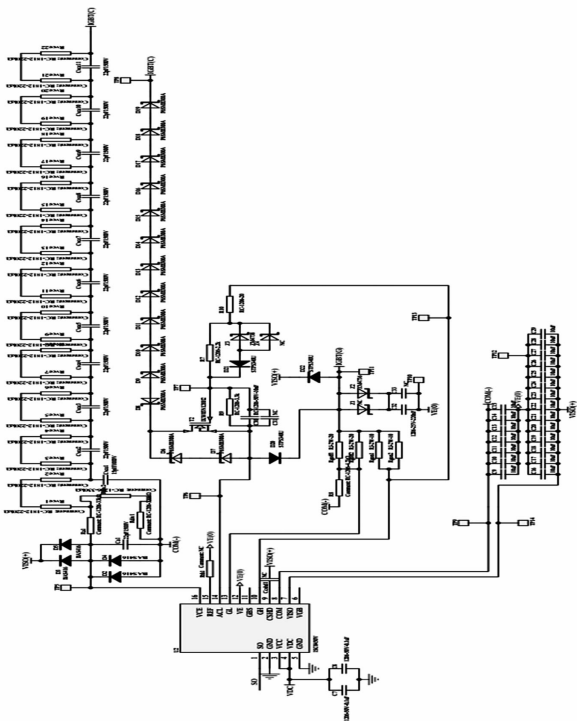


图 9 故障处理程序流程图



(a) 光纤接口电路



(b) 驱动芯片与驱动电路

图 10 驱动板卡电路图

图 10 中, 光纤接口电路接收 FPGA 的输入 PWM 信号。驱动芯片采用 concept 公司的驱动芯片 1SC0450。其中, SO 为 FPGA 的光纤信号转化的输入电平; Vce 为 IGBT 的输出电压检测, 其外接有滤波电路; GH 与 GL 为门极驱动电压输出, 即 $\pm 15\text{ V}$; 该芯片会对退饱和、过流等故障进行检测。

4 实验验证

4.1 实验电路

按照图 11 搭建了实验系统, 参数如下: 直流电压源 $V_{dc} = 1\text{ kV}$; 设计 DSP 的中断频率为 2 kHz , 用于产生 50 Hz 正弦调制波, 幅值 0.5 ; 三角载波 v_{tri} 频率为 250 Hz ; 死区时间设为 $20\text{ }\mu\text{s}$; 最小脉宽设为 $20\text{ }\mu\text{s}$ 。

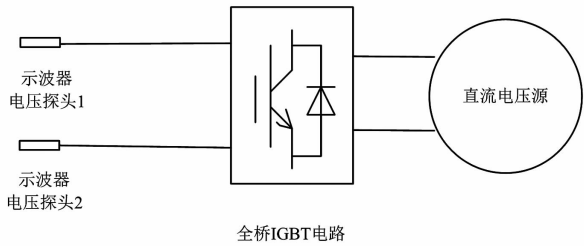


图 11 SPWM 调制实验电路

当直流电压稳定后, 对 S_1/S_2 管的死区、互补脉冲进行测试, 并测试交流侧输出的 SPWM 电压。最后, 利用泰克示波器汇总实验波形。

4.2 实验结果

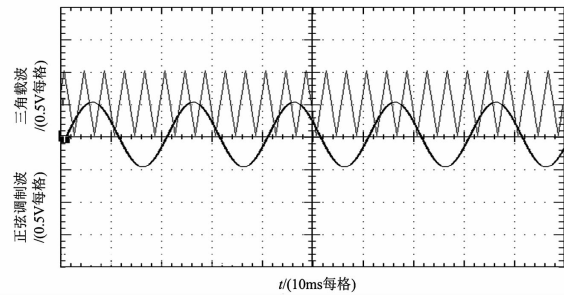


图 12 FPGA 中的调制波与三角载波信号

采用 DA 数模转换电路, 将 FPGA 的数字量信号转化为电压信号, 输出到示波器。其中, 1 V 代表数字量的幅值为 1 。

图 12 中, 单极性调制的正弦调制波与正半周的三角载波进行比较, 根据比较结果产生 PWM 脉冲信号。由于三角载波的频率高于正弦波, 正半周共产生 5 次相交。

图 13 中, 由于 S_1/S_2 两管互补, 因此 V_{ge1}/V_{ge2} 应在 $\pm 15\text{ V}$ 之间互补切换, 并设置死区 $20\text{ }\mu\text{s}$ 。由于

外围驱动电路、杂散电感的影响,IGBT 的开通时间比技术手册中的时间长,约为 $4\text{ }\mu\text{s}$;关断过程也较长,约为 $16\text{ }\mu\text{s}$ 。可见,脉冲的死区时间约为 a、b 间隔 $20\text{ }\mu\text{s}$,能够满足开通、关断技术要求。

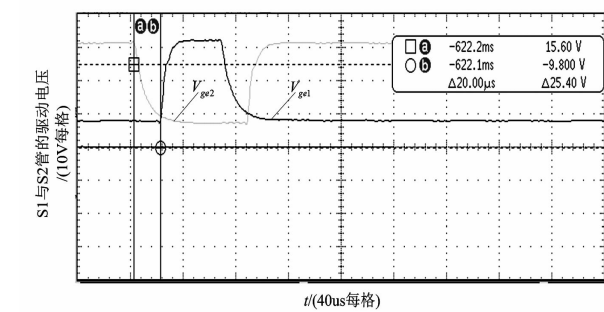


图 13 加入死区的 S_1 、 S_2 门极驱动电压波形

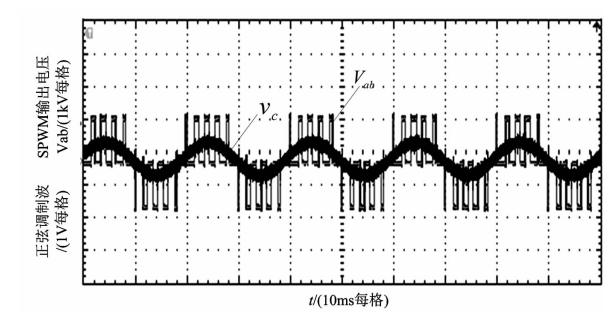


图 14 交流侧输出的 SPWM 脉冲电压

图 14 为全桥电路输出的 SPWM 脉冲电压。可见,连续开关动作时,单极性调制的脉冲 V_{ab} 与正弦调制波 v_c 的变化趋势基本一致。由于三角载波的频率较低,在每个正弦波的半周共对应 5 个脉冲高电平。该输出脉冲的正负电平切换平滑,且无 $20\text{ }\mu\text{s}$ 之下的窄脉冲,满足中压 IGBT 的性能要求。

5 结 语

针对中压驱动系统的 IGBT 技术特性,设计了一种新型 SPWM 调制系统方案。对各厂家的中压 IGBT

参数特性进行了对比,指出其对死区、开关频率要求较为严格。采用 FPGA 设计 PWM 信号算法,具有实时性高、软件设计灵活的优点。自主设计了 IGBT 的驱动板卡,驱动芯片采用了 concept 产品,其综合性能较为理想。所设计的 SPWM 调制系统可广泛应用于机电驱动、发电、自动化等领域。

参考文献

[1] 陈根,王勇,蔡旭.兆瓦级中压风电变流器的新型串联混合三电平 NPC 拓扑[J].中国电机工程学报,2013,33(9):48-54.

[2] 王海霞,曾成,伍萍辉.基于 FPGA 的高频整流 SPWM 波形发生器[J].电测与仪表,2013,50(1):94-97.

[3] 曹阳,凌志斌,马勤冬,等.基于 FPGA 的载波移相 PWM 发生器设计[J].电气传动,2014,44(7):19-23.

[4] 窦亚力,乔海强,钱帆,等.基于 OMAPI38 + FPGA 的多路 PWM 发生器设计及应用[J].电测与仪表,2016,53(14):124-128.

[5] 李宁,王跃,王兆安.基于双调制波的三电平 NPC 变流器载波调制策略[J].电网技术,2014,38(3):707-714.

[6] 黄伟煌,胡书举,许洪华.中点钳位型中压三电平风电变流器的损耗分析[J].电力系统自动化,2014,38(15):65-70.

[7] 刘建平,侯凯,李伟邦,等.串联 IGBT 保护模块设计和故障诊断分析[J].电气传动,2015,45(10):76-80.

作者简介:

王 鹏(1985),助理工程师,研究方向为风力发电机组工艺设计与开发;

时春雨(1983),助理工程师,研究方向为风力发电机组工艺设计与开发。

(收稿日期:2017-02-20)

(上接第 64 页)

[4] 李刚,王晓峰,周水斌,等.一种智能变电站断路器状态监测方案[J].电力系统保护与控制,2010,38(14):140-143.

[5] 关根志,贺景亮.电气设备的绝缘在线监测与故障维修[J].中国电力,2000,33(3):46-50.

[6] 戴利波.紫外成像技术在高压设备带电检测中的应用[J].电力系统自动化,2003,27(20):97-98.

[7] Boggs S. A., Stone G. C. Fundamental Limitations in the Measurement of Corona and Partial Discharge[J]. IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulations, 1982,17(2):143-150.

[8] 何海涛,姚国珍.光纤光栅解调技术在电力系统中的应用[J].电力系统通信,2010,31(212):42-45.

[9] 郭团,赵启大,刘丽辉,等.光强检测型光纤光栅温度不敏感动态压力传感研究[J].光学学报,2007,27(2):207-211.

[10] 张燕君,娄俊波,唐瑞雪,等.新型分布式布拉格光纤光栅传感系统的研究[J].光电工程,2010,37(1):88-94.

[11] 莫德举,廖妍,傅伟铮.光纤布拉格光栅温度传感实验特性研究[J].测控技术,2006,25(3):24-26.

(收稿日期:2017-03-06)

励磁系统 PID 控制模型的选型探讨

李明强

(陕西渭河发电有限公司, 陕西 咸阳 701208)

摘要:发电机励磁系统在电力系统静态及动态稳定性方面发挥巨大作用。如何根据励磁方式选择合适的励磁系统 PID 模型, 基于励磁系统方式控制模型选型的盲目性及经济性考虑, 从现行的自并励和励磁机励磁系统分别对励磁系统串联的 PID 控制模型进行比较, 研究选用一级超前-滞后或选用两级超前-滞后对于励磁系统的影响, 并分别对其进行仿真。结果表明, 自并励系统选择一级超前-滞后完全可以满足励磁系统要求, 励磁机系统更宜选择两级的超前-滞后模型。研究结果对发电机励磁系统控制设备选型给予一定的参考。

关键词:励磁机系统; 自并励系统; PID; 控制模型

Abstract: Excitation system of generator plays a significant role in the static and dynamic stability of power system. How to choose the right PID model according to the excitation mode of excitation system, and considering the blindness and economy of control model selection based on excitation system modes, the PID control models series with excitation system are compared from the current self-shunt excitation system and exciter excitation system. The influence of selecting first-order lead-lag and second-order lead-lag on excitation system is studied, and its simulation results show the self-shunt excitation system selecting first-order lead-lag can fully meet the requirements of excitation system, and exciter excitation system selects second-order lead-lag model, which gives a reference to control equipment selection for generator excitation system.

Key words: exciter excitation system; self-shunt excitation system; PID; control model

中图分类号: TM621 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2017)04-0087-04

0 引言

近年随着国家新建火电机组向高容量大参数发展, 自并励励磁系统、常规励磁机励磁系统及核电机组普遍采用的无刷励磁系统得到了长足发展^[1-3], 励磁系统稳定性对电网安全及其稳定性发挥巨大作用^[4-5], 因此选择一种经济可靠的发电机励磁系统设备显得更加的重要。励磁系统控制设备中, PID 直接影响励磁系统性能指标。针对电站励磁系统的方式的不同, 下面将以 IEEE 标准的串联 PID^[6]为例, 分别解析一级超前-滞后补偿器的 PID 和两级超前-滞后补偿器的 PID 特性, 并对其进行仿真计算, 在不同的励磁系统方式下为选择一种经济合理的励磁控制设备提供参考。

1 自并励励磁系统的 PID 控制模型

常用的自并励励磁系统闭环控制系统的模型如图 1 所示, 图中: K_A 表示励磁系统稳态增益, 典型值

$K_A = 200; \frac{1 + T_3 S}{1 + T_4 S}$ 为 PID 自动励磁控制模型, 是一级超前滞后补偿器; T_R 为可控硅整流器时间常数; T_G 为发电机励磁绕组时间常数; $\frac{1}{1 + 0.02 S}$ 为发电机端电压测量环节时间常数; U_{gd} 为电压给定值; U_g 为发电机端电压实际值, 这些参数都以标么值表示。

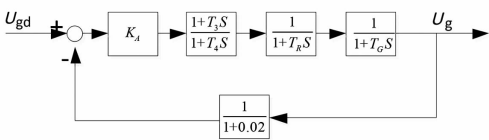


图 1 一级超前-滞后补偿器的自并励励磁系统的模型

取 $K_A = 200, T_3 = 1 \text{ s}, T_4 = 4 \text{ s}, T_R = 0.02 \text{ s}, T_G = 6 \text{ s}$, 利用 MATLAB^[7] 软件对此自并励励磁统的动态性能指标进行仿真计算。

图 2 为开环频率特性的 Bode 图, 图 3 为发电机单位阶跃响应特性图。

仿真结果见表 1, 可以得出在自并励励磁系统的自动调节器中, 只需一级超前-滞后补偿器, 就可以使励磁系统获得优良的性能指标。

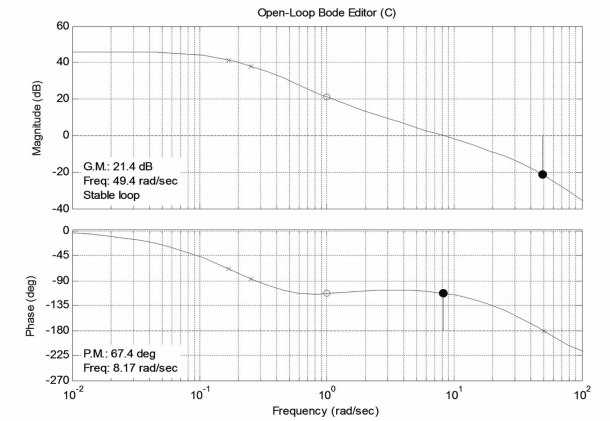


图2 一级超前-滞后补偿器自并励励磁系统 Bode 图

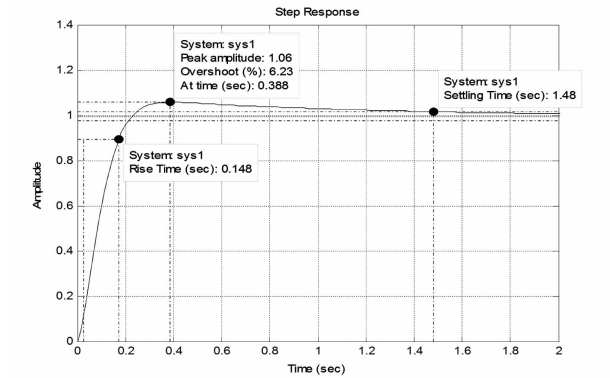


图3 一级超前-滞后补偿器下自并励发电机单位阶跃响应图

表1 一级超前-滞后补偿器自并励励磁系统仿真结果

参 数	仿真数值	励磁标准
稳态增益	200	≥200
动态增益	$K_A \times \frac{T_3}{T_4} = 50$	≥30
发电 机空 载阶 跃响 应特 性	超调量/%	≤30
	振荡次数	≤3
	调整时间/s	≤10
	电压上升时间/s	≤0.8
	增益裕度 G_m	≥6
	相角裕度 φ_m	≥40

2 励磁机励磁系统 PID 控制模型

2.1 励磁机励磁系统采用一级超前-滞后补偿器

从控制系统结构上看,相比于自并励励磁系统,励磁机系统中多了励磁机环节,然而励磁机时间常数会对励磁控制系统的稳定运行和动态性能指标产生很大影响^[8],采用一级超前-滞后补偿器的励磁

机励磁系统闭环控制系统的简化模型框图见图4。

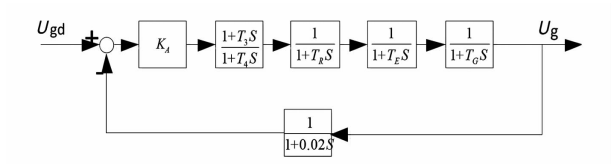


图4 一级超前-滞后补偿器励磁机励磁系统的模型框图

下面利用 MATLAB 软件,对此励磁机励磁系统的动态性能指标进行仿真计算。

取 $K_A = 200$; $T_R = 0.02\text{ s}$; $T_E = 1.5\text{ s}$; $T_G = 6\text{ s}$ 。

在仿真计算中发现,对于 $\frac{1+T_3S}{1+T_4S}$ 超前-滞后补偿器,无法选择合适的参数来得到满足励磁系统要求的性能指标,进过多次仿真计算,挑选出一组典型的超前-滞后补偿参数: $T_3 = 4\text{ s}$, $T_4 = 60\text{ s}$ 。

图5 为所选超前-滞后补偿参数下的开环频率特性的 Bode 图,图6 为相应的发电机单位阶跃响应特性图,表2 是仿真结果数据。

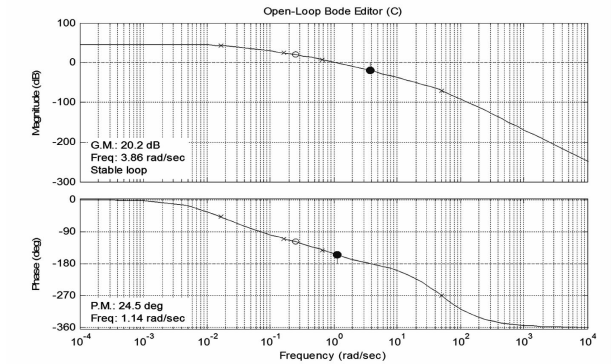


图5 一级超前-滞后补偿器下励磁机励磁系统 Bode 图

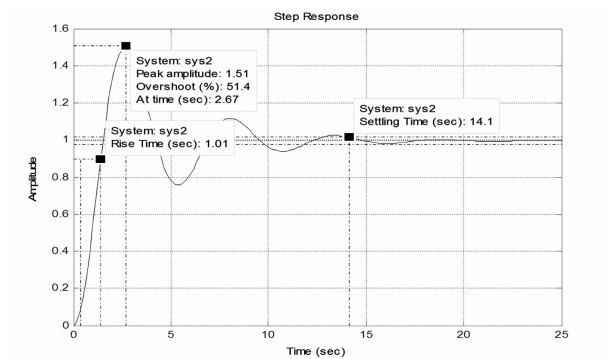


图6 一级超前-滞后补偿器下发电机单位阶跃响应图

显然,在励磁机励磁系统中,选用一级超前-滞后补偿器远不满足标准对励磁系统性能指标的要求,并且增益裕度和相角裕度数值较小励磁系统稳定性较差^[9],因此在励磁机励磁系统中选用的两级

超前－滞后补偿器势在必行。

表 2 一级超前－滞后补偿器励磁机励磁系统仿真结果

	参 数	仿真数值	励磁标准
发电 机空 载阶 跃响 应特 性	稳态增益	200	≥200
	动态增益	$K_A \times \frac{T_3}{T_4} = 13.33$	≥30
	超调量/%	51	≤30
	振荡次数	5	≤3
	调整时间/s	16	≤10
	电压上升时间/s	1	≤0.8
	增益裕度 G_m	20.2	≥6
	相角裕度 φ_m	24.55	≥40

2.2 励磁机励磁系统采用两级超前－滞后补偿器

采用两级超前－滞后补偿器的励磁机励磁系统的闭环控制系统的简化模型框图如图 7 所示。

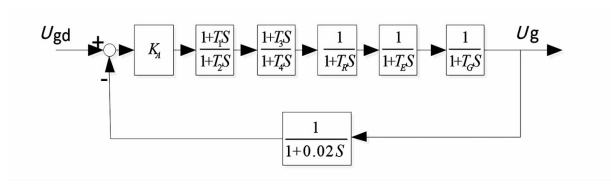


图 7 两级超前－滞后补偿器励磁机励磁系统的模型框图

以同样的机组数据,利用 MATLAB 软件,对此励磁机励磁系统的动态性能指标进行仿真计算。

取 $K_A=200$; $T_R=0.02\text{ s}$; $T_E=1.5\text{ s}$; $T_G=6\text{ s}$ 。

在仿真计算中发现对于励磁机系统,采用 $\frac{1+T_1S}{1+T_2S}$, $\frac{1+T_3S}{1+T_4S}$ 两级超前－滞后补偿器,很容易选择合适参数来满足励磁系统的性能指标。下面举例一组典型的超前－滞后补偿参数: $T_1=0.6\text{ s}$, $T_2=0.08\text{ s}$, $T_3=4\text{ s}$, $T_4=25\text{ s}$ 。图 8 为此组两级超前－滞后补偿参数下的开环频率特性的 Bode 图,图 9 为此时发电机单位阶跃响应特性图,表 3 为仿真计算结果数据。

下面列举几组满足励磁标准的两级超前－滞后参数:

- 1) $T_1=0.6\text{ s}$, $T_2=0.08\text{ s}$, $T_3=2\text{ s}$, $T_4=10\text{ s}$;
- 2) $T_1=0.6\text{ s}$, $T_2=0.08\text{ s}$, $T_3=3\text{ s}$, $T_4=15\text{ s}$;
- 3) $T_1=0.6\text{ s}$, $T_2=0.08\text{ s}$, $T_4=4\text{ s}$, $T_4=20\text{ s}$;
- 4) $T_1=0.6\text{ s}$, $T_2=0.08\text{ s}$, $T_4=6\text{ s}$, $T_4=30\text{ s}$ 。

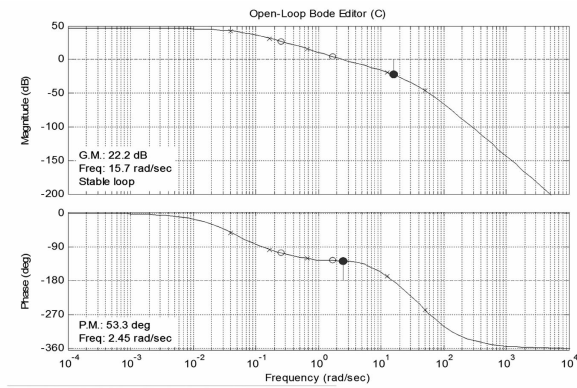


图 8 两级超前－滞后补偿器下励磁机励磁系统 Bode 图

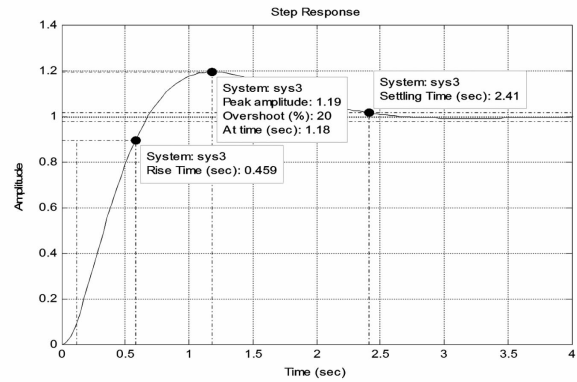


图 9 两级超前－滞后补偿器下发电机单位阶跃响应图

表 3 两级超前－滞后补偿器励磁机励磁系统仿真结果

	参 数	仿真数值	励磁标准
发电 机空 载阶 跃响 应特 性	稳态增益	200	≥200
	动态增益	$K_A \times \frac{T_3}{T_4} = 32$	≥30
	超调量/%	20	≤30
	振荡次数	1	≤3
	调整时间/s	3	≤10
	电压上升时间/s	0.459	≤0.8
	增益裕度 G_m	22.2	≥6
	相角裕度 φ_m	53.3	≥40

综合以上分析,在励磁机励磁系统中,必须采用两级超前－滞后补偿器才可得到优良的励磁系统性能指标,总结选择两级超前－滞后补偿器参数原则如下:

- 1) $\frac{T_1}{T_2}=5\sim10$, $T_1<0.8T_E$, $T_2\geq0.05$, $\frac{1+T_1S}{1+T_2S}$ 也称为微分环节;
- 2) $\frac{T_3}{T_4}=0.1\sim0.2$, $T_4>1.5T_G$, $\frac{1+T_3S}{1+T_4S}$ 为积分环节。

可见在励磁机励磁系统中采用两级超前 - 滞后补偿器很容易选择合适参数满足系统要求。

3 结 语

通过对比不同结构的励磁系统及相应的励磁系统中的各环节物理量在传递函数中参数的意义,对其 PID 进行仿真计算。在自并励励磁系统中选择一级的超前 - 滞后补偿器完全可以满足励磁系统的各项性能指标;在励磁机励磁系统及无刷励磁系统中选择两级的超前 - 滞后补偿器,更易选择适合的参数来满足励磁系统性能指标。

参考文献

[1] 薛学斌. 1 000 MW 机组发电机励磁方式的选择[J]. 电工技术, 2008(1):59 - 60.

[2] 冯旭. 大型汽轮发电机制造中的励磁方式选型[J]. 科技创新与应用,2013(7):74.

[3] 张玫,朱方,刘增煌. 大型汽轮发电机采用自并励励磁系

统的可行性分析[J]. 电网技术,1997,12(21):38 - 44.

[4] 刘取. 电力系统稳定性及发电机励磁控制[M]. 北京:中国电力出版社, 2007.

[5] 霍承祥,刘增煌. 励磁系统静态放大倍数和发电机有功功率对调差的影响分析[J]. 电力系统自动化, 2011,35(2):93 - 96.

[6] IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies[S]. IEEE Power Engineering Society,IEEE 3 Park Avenue New York, NY 10016 - 5997, USA, 21 April 2006;10 - 20.

[7] 张德丰. MATLAB 控制系统设计与仿真[M]. 北京:电子工业出版社,2009.

[8] 郝正航,陈卓,邱国跃,等. 励磁机时间常数对电力系统动态稳定性的影响[J]. 电工电能新技术, 2006, 25(1):26 - 29.

[9] 方思立,苏为民. 励磁系统动态性能指标有关标准的分析[J]. 电力设备, 2004, 5(7):39 - 40.

作者简介:
李明强(1983),助理工程师,主要研究方向为继电保护与励磁控制。
(收稿日期:2017 - 03 - 16)

(上接第 81 页)

右,保持 T 输出电压稳定,人工拉开机端电压 TV 二次侧 a 相空开后立即合上刀闸 SQ,发电机应该保持稳定运行。调节自耦调压器 T 降低输出电压,电压表 PV 显示电压逐渐下降至 52.90 V 左右(对应机端线电压允差定值 5%),励磁调节器应由 A 通道切换为 B 通道并且发电机保持稳定运行,同时发出 1 TV 断线故障及自动通道切换信号。参照图 4 接线,可以分别进行机端 1 TV(2 TV)一次侧熔断器 B、C 相慢速熔断模拟试验。

6 结 语

在保留原有 TV 断线判别逻辑的基础上,增加负序电流判据,修改机端线电压允差整定值,完善 TV 断线判别逻辑,并且经过现场试验确认,增强机端 TV 一次熔断器慢熔断的判别能力,对于提高大型汽轮发电机组自动励磁调节器安全可靠具有重要的现实意义。

参考文献

[1] 翁思义. 自动控制理论[M]. 北京:中国电力出版社, 1999.

[2] 竺士章. 发电机励磁系统试验[M]. 北京:中国电力出版社,2005.

[3] 刘云,李辉. 大型发电机励磁系统浅析与探讨[C]. 全国火电大机组(600 MW)竞赛第十二届年会论文集(下册),2007.

[4] 桂国亮,张旭昶,戴申华,等. 大型发电机励磁调节器闭环试验研究[J]. 安徽电力,2011,28(2):28 - 32.

[5] 杜永斌. UNITROL 5000 型励磁调节器在 600 MW 汽轮发电机组上的应用[J]. 中国新技术新产品,2011(12):116 - 117.

(收稿日期:2017 - 03 - 02)

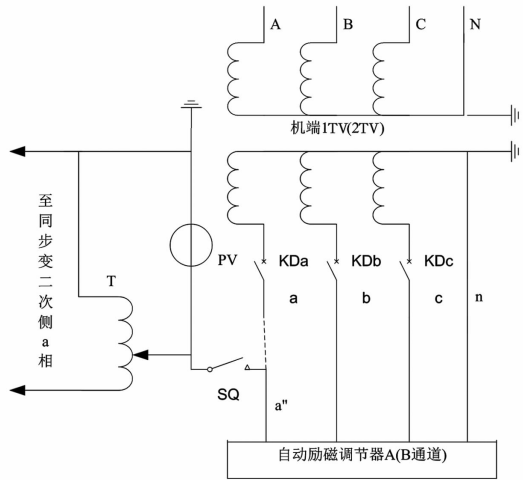


图 4 模拟 TV 一次侧熔断器 A 相慢速熔断试验接线图

小水电站借道接入电网的自励磁分析处理

黄 杉

(国电四川民和水电投资有限公司,四川 成都 610041)

摘 要:目前进行水电流域开发的模式中,存在施工期电源电站等小水电站在后期借道干流主要发电站一同并入主网的情况,特殊情况下出现小水电站单独带长线路的运行方式。通过某流域施工电源电站接入电网的过电压电磁分析,对流域电站开发中消除自励磁提出了相应的配置措施。

关键词:小水电;自励磁;长线路

Abstract:At present, in river basin development mode, the small hydropower stations such as power source stations in construction period depend on the large hydropower stations of main stream to integrate with main power grid together in later stage. The especial operating mode is the small hydropower station working with long lines alone, so the corresponding configuration measures are put forward to eliminate the self-excitation of small hydropower through the over-voltage electromagnetic analysis of a power source station during construction when accessing to power grid.

Key words:small hydropower; self-excitation; long transmission line

中图分类号:TM619 文献标志码:A 文章编号:1003-6954(2017)04-0091-04

0 引 言

四川省境内水电开发已经发展到远离电网主网的偏远区域。在一条河流的流域开发中为解决施工期间的施工用电问题,先期在流域上的支沟上建设施工电源电站成为一种常见的开发方式。流域开发后期,支沟小电站会同流域干流电站一同并入主网。流域干流电站装机较大,接入电网时通常不会发生自励磁现象,支沟小电站提供施工电源带施工短线路也不容易发生自励磁现象;但在流域开发后期支沟电站会通过借道干流电站长线路并网,在干流电站因为枯期、计划检修等情况全停时,会出现支沟小水电站单独带长线路的特殊运行方式,这种特殊方式下就有较大的自励磁风险。流域干流电站送出设计方案容易忽略支沟小水电站并入后在特殊运行方式下造成的自励磁问题,某些流域支沟电站规划设计数量较多,如何评估和处理支沟小水电自励磁风险需要额外重视。下面基于某支沟水电站接入电网后的自励磁计算以及过电压电磁暂态安全性仿真分析,对整个流域电站预防自励磁风险提出相应的措施建议,以便于提高流域电站和汇集送出通道的安全可靠

1 自励磁过程及其校核判据

同步发电机自励磁的本质是定子电感在周期性变化中与外电路容抗参数配合时发生的参数谐振。同步发电机在孤网方式下,由于空载长线路对地电容为主要负载,发电机相当于连接一个等效容性负载,在此容性负载达到一定条件的时候,发电机即使在没有励磁电源的情况下,由转子铁心的剩磁所激发的机端电压也会逐渐升高,但在磁路饱和的约束下不会无限增大,而是稳定在某一定值。自励磁产生的过电压极易超出发电机和线路所能承受的最大限制,需要采取相应的防范措施。下面对自励磁的计算采用比较发电机额定容量与线路充电功率乘以等值同步阻抗的积作为静态校核;动态仿真采用PSCAD 软件对自励磁产生的过电压进行电磁暂态分析。

2 案例分析报告

2.1 工程概况

往子沟水电站位于稻城县东义河干流下游右支流往子沟上,采用引水式开发,电站装机 2×3.7

MW,根据国网四川省电力公司批准的东义河干支流梯级电站互联及外送规划,往子沟水电站电力送出方向为凉山州,并网点为西昌电网的 500 kV 水洛变电站。

电站接入方案如图 1 所示。往子沟电站通过 35 kV 线路接入色苦变电站,色苦变电站通过 110 kV 线路接入 220 kV 卡瓦变电站,卡瓦变电站汇集东义河流域约 490 MW 容量后通过 220 kV 线路接入 500 kV 水洛变电站。卡瓦变电站前期主要接入的是已经核准建设的益地水电站(装机 2×84 MW)和流域施工电源电站往子沟电站。

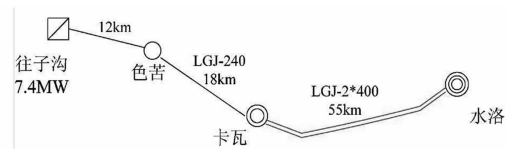


图 1 往子沟接入系统方案

2.2 自励磁静态计算

当系统有单机带空载长线零起升压,或正常单机带长线运行、线路末端断路器无故障三相断开等运行情况时,就可能产生自励磁过电压。卡瓦变电站汇集东义河流域电站电力送出到水洛站,线路长达 55 km,而东义河流域支沟小电站较多,除了已核准的益地电站单机容量为 84 MW 外,其他电站单机容量多数为 3~12 MW,一旦益地电站全停,很容易形成小机组带长线路的运行方式,有必要进行自励磁校核计算。

按《电力系统设计技术规程》标准,同步电机空载长线时不发生自励磁的判据为

$$W_H > Q_c X_d^* \tag{1}$$

式中: W_H 为发电机额定容量,MVA; Q_c 为线路充电功率,Mvar; X_d^* 为发电机等值同步电抗(含升压变压器漏抗),以发电机容量为基准标么值。

根据式(1)可以看出,发电机额定容量小而等值同步电抗大,则相对容易发生自励磁;单机运行也是枯水期常见的运行方式,双机运行情况下额定容量最大而等值同步电抗最小,如果双机运行都要发生自励磁,则单机运行更容易发生自励磁,因此以下的分析都以双机运行带长线路为基础开展计算。

往子沟水电站装机为 2×3.7 MW,功率因数为 0.9, W_H 为 8.22 MVA。

色苦—卡瓦双回 110 kV 线路长 18 km,导线型

号为 LGJ-240,单位长度电容为 0.009 04 $\mu\text{F}/\text{km}$,其最大充电功率为

$$\begin{aligned} Q_1 &= \omega c l U^2 \\ &= 314 \times 0.009\,04 \times 10^{-6} \times 18 \times 121^2 \\ &= 0.748\,\text{Mvar} \end{aligned} \tag{2}$$

卡瓦—水洛双回 220 kV 线路长 55 km,导线型号为 LGJ-2×400,单位长度电容为 0.011 8 $\mu\text{F}/\text{km}$,其最大充电功率为

$$\begin{aligned} Q_2 &= \omega c l U^2 \\ &= 2 \times 314 \times 0.011\,8 \times 10^{-6} \times 55 \times 242^2 \\ &= 23.87\,\text{Mvar} \end{aligned} \tag{3}$$

往子沟发电机—变压器电气主接线采用扩大单元接线,往子沟升压变压器额定容量为 10 MVA。因此变压器漏抗折算到发电机组容量的参数为

$$X_{T1}^* = 0.075 \times 8.22/10 = 0.062\,\text{p. u.} \tag{4}$$

往子沟—色苦单回 35 kV 线路阻抗归算到发电机组容量的参数为

$$X_{L1}^* = 0.409 \times 12 \times 8.22/37^2 = 0.029\,\text{p. u.} \tag{5}$$

色苦电站 1 台三绕组变压器 121±2×2.5%/38.5/10.5 kV 额定容量为 40 MVA。因此变压器高—中漏抗折算到发电机组容量的参数为

$$X_{T2}^* = 0.17 \times 8.22/40 = 0.035\,\text{p. u.} \tag{6}$$

色苦—卡瓦单回 110 kV 线路阻抗归算到发电机组容量的参数为

$$\begin{aligned} X_{L2}^* &= 0.388 \times 18 \times 8.22/115^2 = 0.004\,3\,\text{p. u.} \\ &\tag{7} \end{aligned}$$

220 kV 卡瓦变电站 1 台三绕组变压器 242±2×2.5%/121/10.5 kV 额定容量为 120 MVA。因此变压器漏抗折算到发电机组容量的参数为

$$X_{T3}^* = 0.14 \times 8.22/120 = 0.009\,6\,\text{p. u.} \tag{8}$$

发电机同步电抗取值约为 1.0 p. u.,因此发电机等值同步电抗为

$$\begin{aligned} X_d^* &= (1+1)/2 + 0.062 + 0.029 + 0.035 + \\ &\quad 0.004\,3 + 0.009\,6 = 1.139\,9\,\text{p. u.} \end{aligned} \tag{9}$$

$$\begin{aligned} Q_c X_d^* &= (0.748 + 23.87) \times 1.139\,9 \\ &= 28.062\,\text{MVA} > W_H = 8.22\,\text{MVA} \end{aligned} \tag{10}$$

根据计算结果可知,在益地电站全停时,往子沟双机(或单机)带线路并网运行,一旦发生线路末端断路器无故障三相断开情况下,往子沟机组将发生自励磁。

2.3 动态仿真以及应对措施

2.3.1 不增加措施的过电压电磁暂态仿真

往子沟水电站接入系统电压等级较低,线路长度较短,流域开发施工期间带 35 kV 和 110 kV 线路运行时没有自励磁问题,发生自励磁的主要因素是流域开发后期东义河汇集送出的卡瓦—水洛双回 220 kV 线路充电功率较大,在干流主要电站益地电站停运的情况下,双回 220 kV 线路线路充电功率远远大于支沟电站发电机额定容量,一旦发生线路末端断路器无故障三相断开情况,往子沟水电站和连接的线路将发生严重的谐振过电压。图 2 是通过 PSCAD 电磁暂态仿真软件对往子沟电站单机运行自励磁产生的过电压电磁暂态分析。

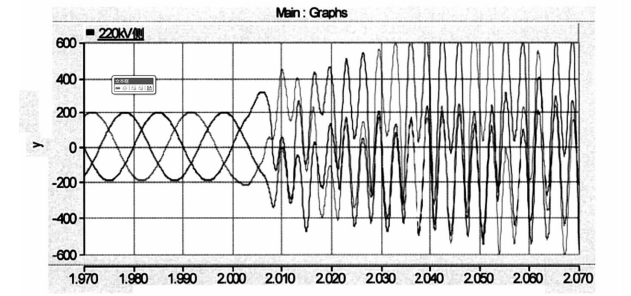


图 2 不采取任何措施下 220 kV 侧电压波形

从图 2 可以看出,在 $t = 2\text{ s}$ 时发生卡瓦—水洛双回线路因安控切线或无故障跳开,220 kV 线路电压急速攀升并严重畸变,在 10 ~ 15 ms 内电压已经上升到 2 p. u. (400 kV 左右),难以以高周切机和过电压保护措施来限制自励磁过电压。

当益地电站 1 台机组开机的时候,发生同样远端与主网断开后的电压曲线如图 3。

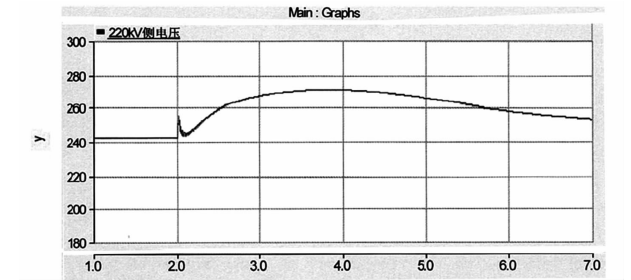


图 3 益地电站开 1 台机时电压曲线

从图 3 可以看出,当益地电站有 1 台机组开机时,同样发生卡瓦—水洛双回线路因安控切线或无故障跳开后电压最高上升到 1.15 p. u.,但电压曲线上升平缓有充足的时间供保护装置动作。

由此可知,如果不采取新增措施就不能够防止往子沟电站自励磁发生,除非保证益地电站始终有 1 台机开机,而实际生产中益地电站总有全停的时段,不能因为益地电站全停也让支沟电站全部陪停,

所以必须增加措施防止自励磁产生。

2.3.2 220 kV 卡瓦变电站增加低压电抗器后的过电压电磁暂态仿真

根据前面分析,往子沟电站发生自励磁的主要因素是卡瓦—水洛双回 220 kV 线路充电功率远远大于支沟电站发电机额定容量,为此可以采取在卡瓦变电站增加低压电抗器补偿线路充电功率。

卡瓦—水洛二回 220 kV 线路充电功率为 23.87 Mvar,色苦—卡瓦一回 110 kV 线路充电功率为 0.748 Mvar,两者相加为 24.618 Mvar,可以在 220 kV 卡瓦变电站增加 3 组 10 Mvar 低压电抗器。则 $Q_c = (24.618 - 30) = -5.382\text{ Mvar}$,充电功率已经补偿成为感性,往子沟电站机组不会发生自励磁。

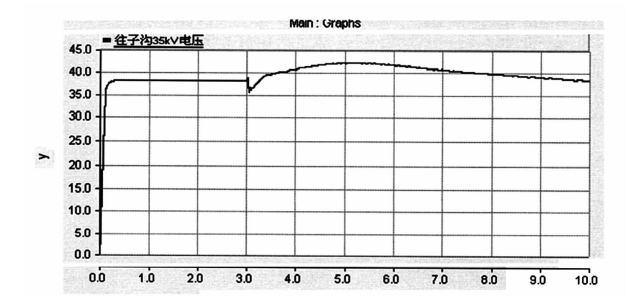


图 4 增加低压电抗器后 35 kV 电压曲线

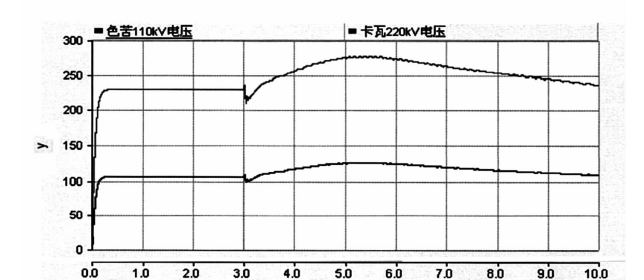


图 5 增加低压电抗器后 110 kV 以及 220 kV 电压

从图 4、图 5 可以看出在 220 kV 卡瓦变电站增加 30 Mvar 低压电抗器后,同样发生卡瓦—水洛双回线路因安控切线或无故障跳开后各个电压等级线路的电压都是缓慢上升,而且电压最高上升到 1.15 p. u.,没有超过限额。电磁暂态仿真的结果证明增加 30 Mvar 低压电抗器后,自励磁现象得以避免。

2.3.3 相应保护的配合

增加 30 Mvar 低压电抗器后虽然避免了自励磁过电压超限,但往子沟双机运行仿真中仍然有超过 1.3 p. u. 的情况,需要对相应保护进行修改以进一步消除风险。

首先是高周切机按以下设定:当系统频率超过 51

Hz,延时 1 s 切除往子沟机组,仿真结果电压最大值为 1.264 p. u. ;当系统频率超过 52.5 Hz,延时 0.8 s 切除往子沟机组,仿真结果电压最大值为 1.28 p. u. 。

其次是过压保护设置系统电压超过 1.2 p. u. ,延时 0.3 s 以内切除往子沟机组,仿真结果电压最大值为 1.28 p. u. 。

第三是卡瓦变电站主变压器低压侧开关过电压等保护动作延时要确保晚于往子沟电站切机,否则就相当于提前切除了低压电抗器。

2.3.4 流域汇集站配置低压电抗器的考虑

往子沟电站解决自励磁风险最直接的方案是在本站增加低压电抗器,但该流域支沟小电站较多,如果每个小电站都增加会导致低压电抗器配置过多,影响电压质量,增加管理难度,降低经济性。东义河流域是同一业主开发,具备在汇集站统一进行补偿的条件,经济性更好。应加强汇集站低压电抗器的运行管理,避免运行中低压电抗器无意中退出运行,对低压电抗器的退出必须考虑特殊运行方式的自励磁风险。随着流域开发推进,中、上游电站可以参考同样的补偿方式,在中、上游干流汇集电站增加低压电抗器以避免

(上接第 69 页)

时,导线线间距满足要求。

设计初步定横担长度为 6.3 m。导线挂点到水泥杆准线距离为 1.5 m,水泥双杆准线间距为 3 m。

3 结 论

1) K_v 值取值校验:各种工况下,三类海拔地区对应悬垂绝缘子串都满足间隙圆与横担、间隙圆和斜撑之间的预留距离 105 mm 的校验条件。

2) 10 kV 直线水泥双杆不允许使用的截面导线: K_v 值大于 0.9 的截面导线均不允许使用,如需使用,请根据当地条件自行校验。

3) 斜撑与水泥杆夹角为 45°,斜撑上部连接点距离水泥杆中心的长度为 605 mm,斜撑高为 605 mm,满足间隙圆校验条件。

4) 横担长度为 6.3 m,水泥杆准线距离导线挂线点 1.5 m,整个横担成对称结构,满足间隙圆校验条件。

中、上游支沟电站的自励磁风险。

3 结 语

随着水电开发不断推进偏远地区,特殊运行方式下末端小水电并网引起的自励磁问题日渐突显,基于施工电源电站后期并网带来的自励磁风险做出了专项分析并提出了应对措施。除此之外,大型水电站的生态流量机组也同样存在特殊方式下自励磁的问题,需要引起从业者的注意。

参考文献

[1] 黄家裕,周贵兴,岑文辉,等. 电力系统自励磁电压计算[J]. 上海交通大学学报,1984,18(4):34-45.
[2] 张华,李旻,丁理杰. 对地方电网小水电自励磁判断方法的探讨[J]. 电力系统保护与控制,2013,41(20):112-117.
[3] 丁理杰,李旻,张华,等. 抑制小水电机组自励磁的非常规措施研究[J]. 华东电力,2013,41(3):661-664.
[4] DL/T 5429-2009,电力系统设计技术规程[S].

(收稿日期:2017-04-06)

5)工频电压条件下,直线水泥双杆仅杆身满足带电作业安全距离。严禁操作人员在斜撑、横担部分位置进行带电作业。

参考文献

[1] 刘振亚. 国家电网公司配电网工程典型设计:10 kV 架空线路分册(2013 版)[M]. 北京:中国电力出版社,2014.
[2] 刘振亚. 国家电网公司输变电工程通用设计:10 kV 及 35 kV 配电线路金具图册(2013 版)[M]. 北京:中国电力出版社,2013.
[3] GB 50061-2010,66 kV 及以下架空输电线路设计规范[S].
[4] Q/GDW 13001-2014,高海拔外绝缘配置技术规范[S].
[5] 张殿生. 电力工程高压送电线路设计手册(第二版)[M]. 北京:中国电力出版社,2014.

作者简介:

覃建南(1986),硕士、助理工程师,从事输电线路设计研究。
(收稿日期:2017-02-27)