

考虑绝缘介质非线性特性的高压阀侧套管电热耦合模型研究

何永胜^{1,3}, 张施令¹, 杨帆², 鲁宗相³

(1. 国网重庆市电力公司, 重庆市 渝中区 400015;

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) 重庆市 沙坪坝区 400044;

3. 清华大学电机工程与应用电子技术系, 北京市 海淀区 100084)

Research on Model of Electro-thermal Coupling in Valve Side Bushing Considering Nonlinear Characteristics of Capacitor Core Insulation Medium

HE Yongsheng^{1,3}, ZHANG Shiling¹, YANG Fan², LU Zongxiang³

(1. State Grid Chongqing Electric Power Company, Yuzhong District, Chongqing 400015, China;

2. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment & System Security and New Technology (Chongqing University), Shapingba District, Chongqing 400044, China;

3. Department of Electrical Engineering, Tsinghua University, Haidian District, Beijing 100084, China)

ABSTRACT: The valve side bushing of the ultra-high voltage converter transformer operates in the multi-field coupling environment of the electric field, temperature field, and mechanical stress field. The capacitor core has an uneven distribution of temperature and electric field. It is urgent to introduce nonlinear characteristics of the insulation medium into the electric thermal coupling mechanism of the valve side bushing and carry out optimization design. This article simulates complex electric field and temperature distribution of the valve side bushing under the excitation of DC and multiple harmonic components, establishes a heating model of valve side bushing capacitor core and proposes valve bushing electric-thermal coupling model considers nonlinear characteristics of capacitor core insulation material. Research has shown during normal operation, the bushing on the side of the ultra-high voltage valve bears harmonic components and DC components in addition to 50Hz power frequency components. After the frequency component reaches 2500Hz, the waveform amplitude approaches zero. As temperature increases in range of $[20, 110]^{\circ}\text{C}$ and the frequency decreases in range of $[10^{-1}, 10^6]$ Hz, the tangent value parameter of loss angle increases and there are multiple peaks and valleys. There is a clear nonlinear relationship between the dielectric constant of material and temperature and frequency. The nonlinear model of the valve side bushing electric thermal coupling proposed in the article forms an improved equal margin design method for the electric thermal coupling, achieving the maximum radial field strength of 5.85kV/mm, the axial field of 0.41kV/mm, and the partial discharge margin value of 1.29 for

the casing core. The comparison between the calculation and design shows that the axial field strength between the core plates of the valve side sleeve is distributed, which verifies the rationality of the nonlinear model of the valve side sleeve electric thermal coupling. Simulated data in this article can provide theoretical support for manufacturing the ultra-high voltage valve side bushings, and it has certain guiding values for ensuring the safe and reliable operation of ultra-high voltage direct current transmission projects.

KEY WORDS: converter transformer; valve side sleeve; electric thermal coupling model; non linearity

摘要: 特高压换流变压器阀侧套管工作在电场、温度场和机械应力场多场耦合环境, 电容芯子内部出现温度和电场不均匀分布, 亟需将绝缘介质非线性特性引入到阀侧套管的电热耦合机理并开展优化设计。该文模拟了直流分量和多次谐波分量激励下阀侧套管的复杂电场和温度分布, 建立了阀侧套管电容芯子发热模型, 创新提出了考虑电容芯子绝缘材料非线性特性的阀侧套管电热耦合非线性模型。研究表明: 特高压阀侧套管在正常工作时承受电压和电流除 50Hz 工频分量外, 存在复杂谐波分量和直流分量, 在频率分量达到 2500Hz 后其波形幅值趋近于零。随温度在区间 $[20, 110]^{\circ}\text{C}$ 升高和频率在区间 $[10^{-1}, 10^6]$ Hz 降低, 损耗角正切值参数显著增大且存在多处波峰和波谷区域, 材料介电常数和温度、频率之间呈现出明显的非线性关系。该文提出的阀侧套管电热耦合非线性模型形成了电热耦合非线性改进等裕度设计方法, 实现了套管芯子径向场强最大值为 5.85kV/mm, 轴向场强为 0.41kV/mm, 局部放电裕度值为 1.29。阀侧套管芯子极板间轴向场强实现均匀分布, 验证了阀侧套管电热耦合非线性模

型的合理性。该文模拟数据可为特高压阀侧套管的设计制造提供理论支撑,对于保障特高压直流输电工程安全可靠运行具有一定指导价值。

关键词: 阀侧套管; 电热耦合模型; 电容芯子绝缘材料; 非线性

DOI: 10.13335/j.1000-3673.pst.2024.0363

0 引言

随着我国新型电力系统的加速建设,可再生能源大规模接入电网“西电东送”,特高压直流输电体现出巨大优势和发展潜力^[1-3]。在直流输电系统中,换流变压器阀侧套管是换流变压器的重要部件,成为连接换流变压器和换流站阀厅的重要“桥梁”,其安全可靠运行对于保障直流输电系统的正常工作具有重要意义^[4-6]。然而,阀侧套管结构复杂,运行中承受机、电、热多场耦合应力作用,设计制造难度大,因此开展复杂运行工况下的特高压阀侧套管结构优化设计与制造、保障套管设备可靠运行,需要掌握特高压阀侧套管内部温度场和电场分布特性并构建准确的计算模型。换流变压器阀侧套管在运行过程中承受交直流叠加电压,承载的电流除 50Hz 工频电流外还包含大量谐波分量,同时经历阀厅和户外两种不同环境,复杂运行工况导致换流变压器阀侧套管相比于常规套管故障率更高^[7-9],在国内外直流输电工程中均多次发生设备故障。根据运行数据统计,造成换流变压器阀侧套管故障原因以内部过热故障以及由于过热而引发电击穿故障为主,我国 $\pm 500\text{kV}$ 和 $\pm 800\text{kV}$ 的直流换流站中多次发生过类似故障^[10-14]。因此,设计出能够长期可靠运行的阀侧套管,前提需要充分掌握复杂运行工况下阀侧套管的内部电场和温度场特征。

为此,国内外学者通过数值计算的方法对阀侧套管运行状态下的电场和温度分布规律进行了大量研究,并以数值计算为支撑开展了换流变压器阀侧套管设计工作^[15-23]。如文献[15]应用三维有限元法对交流套管的电场分布进行了计算,并分析了均压球结构参数对套管表面电场分布的影响^[15,17];文献[21]通过运用电磁暂态程序建立高压套管的热路等效模型对套管的热稳定性能进行了研究;文献[23]提出了一种计算套管最热点温度的方法,并通过比较环氧树脂浸渍套管与油浸渍套管的短时热性能得出环氧树脂浸渍套管是油浸渍套管优秀替代品结论。上述研究中学者考虑了实际运行过程中的交直流和复杂谐波等工况,并有部分学者考虑了电热耦合,计算结果为实际套管设计提供了一定支

撑。除了以上特殊工况外,实际运行过程中,阀侧套管载流结构涡流发热和绝缘介质焦耳发热将在套管芯子内部建立温度梯度分布,随温度、谐波频率变化,阀侧套管极板介电常数和损耗呈非线性变化。前述文献研究表明,阀侧套管核心故障原因是受电、热和结构力影响很大。目前常规设计方法获取表面可量测参数来进行套管绝缘结构设计,侧重于考虑“电”的因素,不能有效解决当前结构设计不足问题。因此有必要对阀侧套管复杂工况下电热耦合机理特性进行分析,基于耦合模型对套管内绝缘进行优化设计,满足阀侧套管运行可靠性要求。

综上所述,现有研究对于特高压阀侧套管运行过程中的电容芯子等绝缘材料的电热耦合非线性特性考虑不足,设计制造存在安全隐患。因此,本文从阀侧套管的结构出发,考虑电容芯子绝缘材料的非线性关系,创新提出了阀侧套管电热耦合非线性模型,并同时对比计算传统等裕度、全模型等温度、全模型不等温度 3 种不同设计方法下阀侧套管电场分布情况,给出了考虑材料非线性条件下特高压阀侧套管内绝缘优化设计结果。进一步,在实际换流阀厅内部应用紫外成像仪和红外热像仪观测特高压阀侧套管运行状态,与套管电场和热场设计结果进行对比分析,以验证考虑电容芯子绝缘介质非线性特性的特高压阀侧套管电热耦合模型的理论 and 工程应用价值。

1 阀侧套管典型结构和运行工况

1.1 特高压阀侧套管物理结构和材料

特高压阀侧套管的几何结构如图 1 所示,主要由以下几个关键部分组成:①均压环,②中心导杆,③绝缘气体填充区域(高电压等级一般为 SF_6 气体),④套管外瓷套及绝缘伞裙,⑤电容芯子(高电压等级

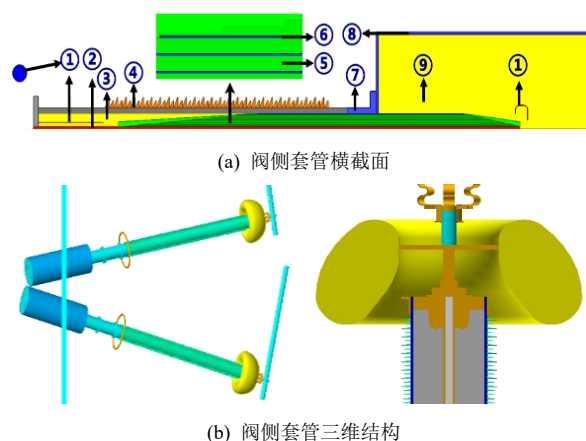


图 1 换流变阀侧套管几何结构

Fig. 1 Geometric structure of the bushing on the side of the converter valve

一般为环氧树脂与皱纹纸复合结构), ⑥铝箔, ⑦连接法兰, ⑧变压器升高座, ⑨变压器油。这些部件互相独立, 但彼此之间存在机械和电气连接关系。

多种绝缘材料的配合使用是套管设备特别是特高压套管绝缘性能的关键, 目前套管使用的绝缘材料依套管分类如表 1 所示。

表 1 变压器套管设备按材料分类		
Table 1 Classification of transformer bushing equipment by material		
类别	名称	主绝缘材料
单一绝缘套管	纯瓷套管	仅以电陶瓷、树脂、绝缘油为绝缘材料
	树脂套管	
	充油套管	
复合绝缘套管	充胶套管	套管内部填充胶状绝缘混合物
	充气套管	套管内部填充六氟化硫等气体
电容式绝缘套管	油纸电容式套管	以油纸混合物或环氧树脂作为电容芯子极板的材料, 并在中间插入铝箔
	环氧树脂电容式套管	
	式套管	

本文研究目标特高压阀侧套管主体绝缘结构为环氧树脂电容式套管, 其中心导杆材料为铜, 其电容芯子极板由环氧树脂和皱纹纸复合材料构成, 并将铝箔浇注入复合材料内部。在套管上端(出线端), 外瓷套内部冲入 SF₆ 气体作为填充的绝缘介质; 而在套管下端(连接变压器升高座端), 电容芯子极板与变压器绝缘油直接接触。套管其他部件采用电陶瓷作为外瓷套材料、硅橡胶为绝缘伞裙中的绝缘子材料、不锈钢为连接法兰与变压器升高座材料、铝为均压球材料, 其中表 2 中所示为目标套管部件对应材料及其参数。

表 2 中数据表明, 在套管所采用材料中, 相当多材料的热属性, 即导热率与热容存在随环境温度变化而改变的非线性特征, 在气体绝缘材料上体现得尤为明显。部分材料导热率与热容温度非线性对后续电热耦合机理研究及计算结果影响较小, 但由于电容芯子材料环氧树脂的电导率会随着材料所处环境的温度变化而显著改变, 在本文中对其中着重进行考虑。套管本体温度分布主要发热量来自于实际运行工况下电压和电流波形作用, 因此以下分析

表 2 目标套管部件对应材料及其参数
Table 2 Corresponding materials and parameters of target bushing components

套管部件	材料类型	电导率/(S/m)	相对介电常数	密度/(kg/m ³)	热容/(J/(kg·K))	导热率/(W/(m·K))
中心导杆	铜	58000000	1.0	8954	383.1	386
电容芯子极板	环氧树脂	45.4×e ^{-10860/T}	4.5	1117	1800	0.35
铝箔	铝	38000000	1.0	2700	900	230
气体绝缘介质	六氟化硫	1×10 ⁻²⁰	4.0	—	780	—
外瓷套	电陶瓷	5×10 ⁻¹⁶	3.6	7536	1400	0.27
变压器油	绝缘油	2×10 ⁻¹³	2.2	830.6	1964	0.144
外部环境	空气	1×10 ⁻²⁰	1	—	1005	—

特高压阀侧套管实际典型运行工况。

1.2 典型特高压阀侧套管运行工况

搭建电路仿真获取阀侧套管的电压、电流激励, 其仿真电路如图 2 所示。对时域的复合波形利用快速傅里叶变化(fast Fourier transform, FFT)进行频域分解, 得到阀侧套管电压、电流波形频域分布。FFT 分解得到电压、电流频域组分作为输入激励数据。

换流阀厅内部换流变套管现场实物如图 3 所示。通过运行图 2 中换流阀厅等效仿真电路可有效获取阀侧套管 A 相、B 相、C 相实际运行电压和电流波形如图 4 所示。图 4 中表明阀侧套管电流波形在-5000A 至+5000A 之间交替往复, 电压波形总体维持在+600kV 附近, 呈现出交流电压与直流电压相叠加波形特征。进一步将上述复杂电压和电流波形进行傅里叶分解得到, 其频谱分析结果如图 5 所示, 图中表明特高压阀侧套管在正常工作时承受电压和电流除 50Hz 工频分量外, 存在复杂谐波分量和直流分量, 在频率分量达到 2500Hz 后其波形幅值趋近于零。

考虑特高压阀侧套管芯子材料非线性条件下, 不同频率分量电压和电流波形对特高压阀侧套管内部运行电场和热场均存在显著影响, 因此在其非线性电热耦合计算模型中需定量分析计算。

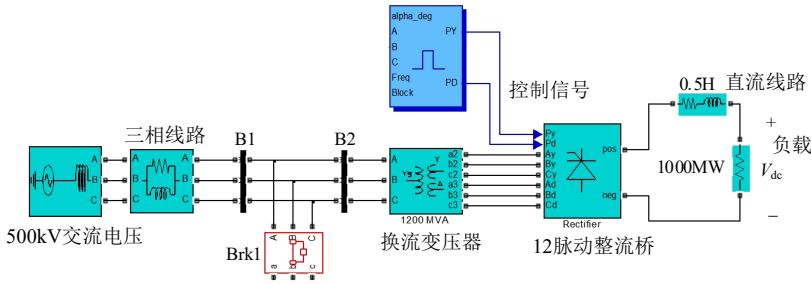


图 2 特高压阀侧套管电路仿真示意

Fig. 2 Simulation diagram of the bushing circuit on the side of the ultra-high voltage valve

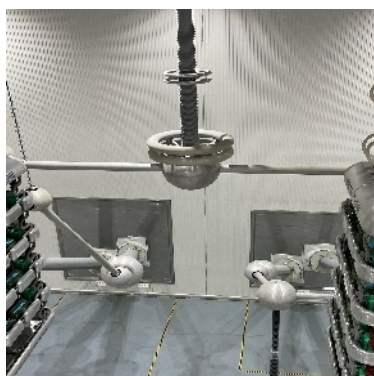
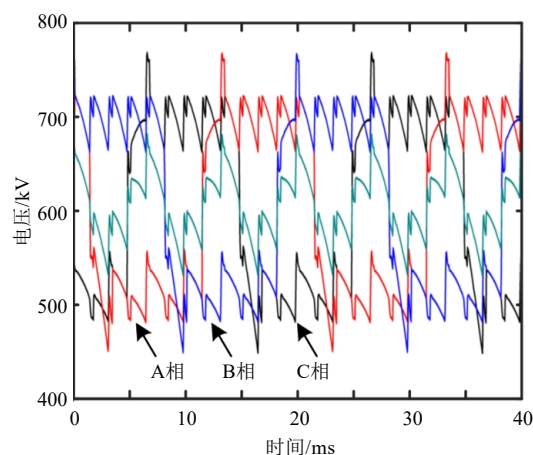
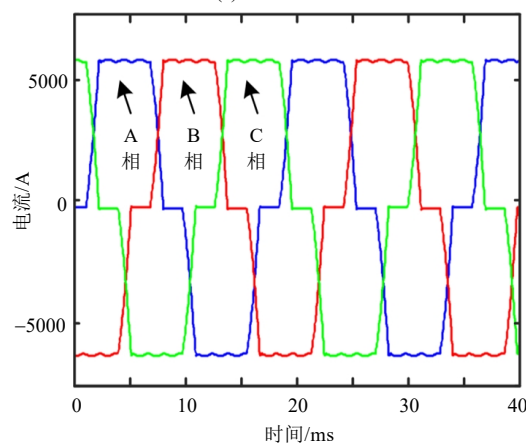


图3 换流变套管现场实物

Fig. 3 On-site physical objects of converter bushing



(a) 电压波形



(b) 电流波形

图4 阀侧套管实际电压和电流波形

Fig. 4 Actual voltage and current waveform of valve side bushing

2 阀侧套管电热耦合模型

2.1 套管电容芯子非线性特性

阀侧套管设计主要需要考虑的物理场是电场、温度场, 实际运行过程中阀侧套管载流结构涡流发热和绝缘介质焦耳发热将在套管芯子内部建立温度梯度分布, 该过程为典型的电生热物理过程。此外, 环氧浸纸复合材料的直流电导率、介电常数与温度密切相关, 而直流条件下电场分布又取决于电

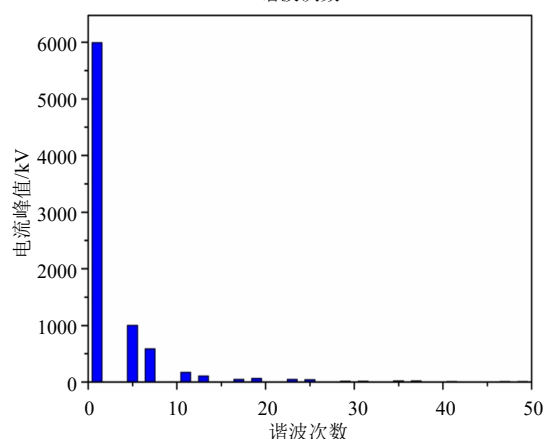
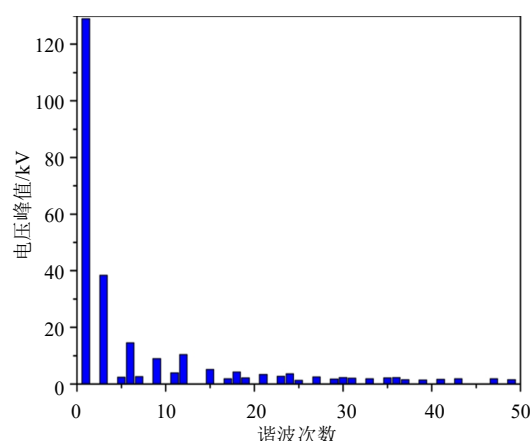


图5 换流变阀侧套管电压和电流波形和频谱

Fig. 5 Waveform and spectrum of voltage and current on the side bushing of the converter valve

导率, 交流条件下电场分布又取决于介电常数, 因此温度场进而影响电场分布, 上述物理过程导致温度场和热场两种物理场深度耦合。

根据附录 A 中(A5)~(A7)和表(A1)~(A2)中的结果获得如图6中所示的阀侧套管电容芯子绝缘材料损耗角正切值温变和频变特性, 在 10^{-2} ~ 10^6 Hz 频率和 -100 ~ 200 °C 温度范围内获得的阀侧套管芯子材料—环氧树脂复合绝缘的频谱和温谱曲线。图6表明介电常数实部 ϵ_r 和 $\tan\delta$ 关于频率 f 和温度 T 存

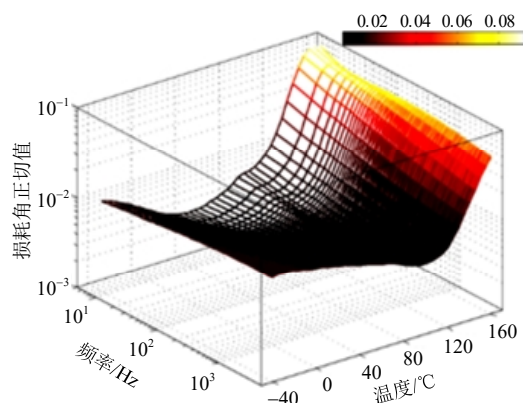


图6 损耗角正切值的温变和频变特性

Fig. 6 Temperature and frequency characteristics of the tangent value of the loss angle

在三维关系,且三维曲面上存在大量峰值,因此较难通过一般解析式进行定量表征,可在高温区、中温区和低温区各个温度域内应用 H-N 模型频域特征参数值进行数值拟合处理。

2.2 阀侧套管芯子电热耦合模型

大量运行经验表明,阀侧套管发热导致电容芯子绝缘失效的问题较为显著。阀侧套管中心导体由于电流作为热源产热同时传递热量,引起了套管内部温升,是套管运行中温度场形成的根本原因。中心导体产热及其他部件的传热符合基本能量守恒。与普通的导线载流发热欧姆损耗机理不同的是,电容芯子极板材料在高次谐波等的作用下存在介质损耗现象,因此阀侧套管内部存在两个热源。套管内部所有的部件结构均参与热量的传导,且当温度传导引发的散热与两个热源产生的热量相等时达到温度动态平衡状态。套管绝缘介质之间的热量传递主要为热传导方式,将阀侧套管导杆、绝缘层、极板和法兰布局简化为同轴结构,阀侧套管芯子电热耦合模型公式推导过程详见附录 B。

3 计算结果与讨论

3.1 线性与非线性电场计算结果对比

阀侧套管圆柱中心导体在 4000、5000、6000A 载流条件下电容芯子径向电场分布,且各载流量下电容芯子内外电场强度呈现中心导体处低、芯子法兰侧高的变化规律,且中心导体载流量与径向电场强度分布呈现正相关趋势如图 7 所示。当载流量达到 6000A 条件下芯子法兰侧电场强度约为 13kV/mm,而中心导体处电场强度值约为 2kV/mm。图 9 中同样列出了阀侧套管在 4000、5000、6000A 载流条件下芯子径向非线性电场分布结果。

在线性和非线性条件下两者在套管中心导体

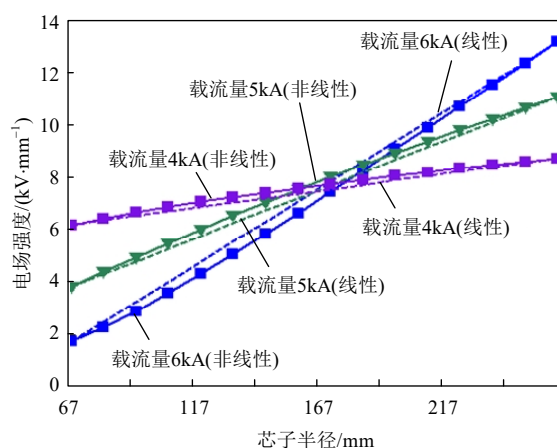


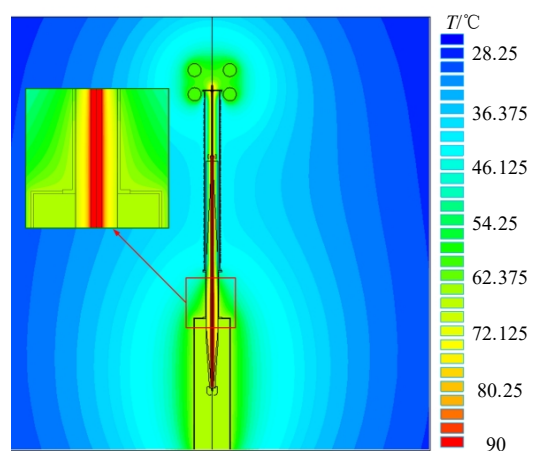
图 7 不同载流量下阀侧套管芯子电场分布

Fig. 7 Distribution of core electric field under different current carrying capacities

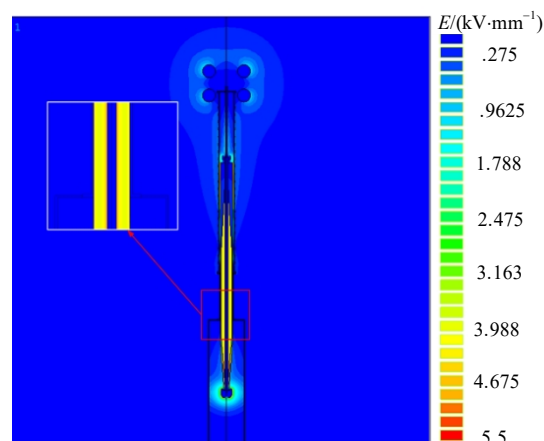
表面和法兰侧基本保持电场强度数值相等。在套管芯子内部存在显著差异,且在 6000A 条件下差异最大,表明阀侧套管在较大电流作用下其电场非线性效应愈加显著,需进行定量计算分析。

3.2 特高压阀侧套管设计结果对比

特高压换流变压器阀侧套管运行在额定电压时,中心导体因承载较大直流电流而发热,且换流变压器内部变压器油温也较高。研究表明换流变压器套管运行时,中心导体温度可达 90℃,变压器升高座中的油温超过 65℃,周围环境温度为 25℃。同时考虑绝缘材料随温度变化关系,应用套管全模型对其温度、电场分布进行全域数值模拟,将其结果示于图 8 中。



(a) 整体温度分布



(b) 整体电场分布

图 8 套管电热耦合场计算结果

Fig. 8 Calculation results of thermal electric coupling field in bushing

图 8(a)表明,当特高压换流变压器阀侧套管在额定电压运行时,电容芯子靠近导电杆附近的温度较高,末层极板附近温度较低,由于绝缘层的电阻率随温度的升高而下降,导致内层附近绝缘介质承担的电压下降。这也正是直流套管电容芯子不考虑温度场影响设计时,电容芯子内层绝缘的径向场强

较高、外层绝缘径向场强较低的原因。图 8(b)表明在温度场影响下,阀侧套管电容芯子内绝缘层径向场强降低,末绝缘层径向场强有所升高,电容芯子径向电场分布较均匀,在长期工作电压下最大径向场强值为 5.5kV/mm。电容芯子下轴向电场分布规律类似,电场强度高的区域向温度低的末层绝缘层转移,电容芯子下轴向电场在实际工况时分布稍不均匀,呈现内低外高的规律,即场强最大值出现在末层绝缘层处。

换流变压器阀侧套管芯子径向、轴向电场分布如图 9 所示,图 9(a)为径向电场分布,图 9(b)为阀侧套管整体电场分布情况:套管中心导体附近、电容芯子内部附近的区域颜色较鲜亮,即以上区域电场强度值较高,保护层附近区域电场强度处于较低水平。将提出阀侧套管电热耦合非线性数学模型带入传统的全模型不等温度设计方法,形成更加符合阀侧套管运行环境的优化等裕度设计方法,其优化等裕度设计方法流程及阀侧套管芯体优化设计结果详见附录 C。

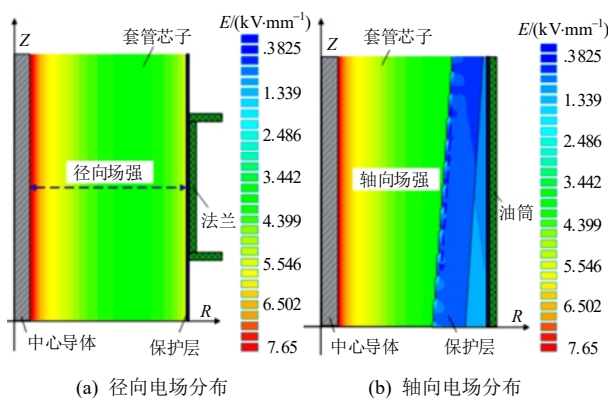


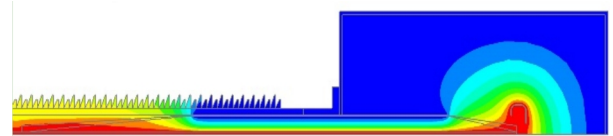
图 9 特高压换流变压器套管芯子电场分布

Fig. 9 Electric field distribution in the bushing core of ultra-high voltage converter transformer

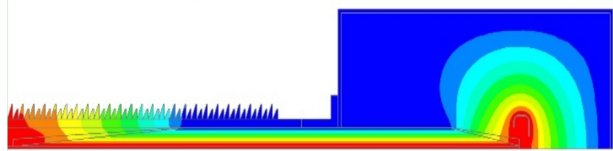
4 电热耦合模型实际验证

基于以上电热耦合非线性条件下套管优化设计几何模型及参数设置进行仿真计算,得到套管在交流激励下与直流激励下的电势、电场强度分布如图 9 和图 10 所示。

图中表明电容芯子极板强迫了套管中心导杆与接地末屏之间的电场分布,套管的电场在交直流电压下大致相同。高电势主要分布在中心导杆与均压球处,低电势分布在末屏极板、法兰及油箱外壳上,这与前述电位激励施加一致。AC(交流激励,以下均使用简称)下的电势分布与 DC(直流激励,以下均使用简称)仍有一定的区别,这是由于 AC 下电场呈容性分布,电场分布与材料的相对介电常数相关;而 DC 下电场呈阻性分布,电场分布与材料电



(a) 交流激励下的电势分布



(b) 直流激励下的电势分布

图 9 阀侧套管交、直流激励下电势分布

Fig. 9 Potential distribution of valve side bushing under AC and DC excitation

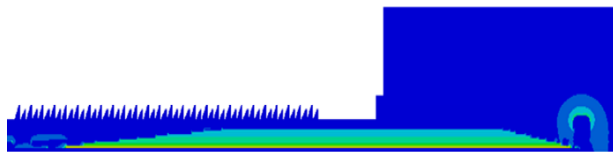
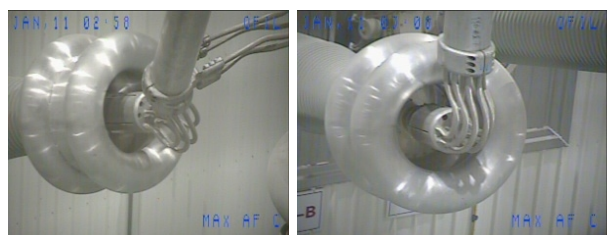


图 10 特高压阀侧套管直流场强分布

Fig. 10 Distribution of DC field strength on the side sleeve of ultra-high voltage valve

导率相关。从阀侧套管在 DC 下套管电场强度分布图 10 可看出,电场强度集中在套管内部电容芯子极板上,在均压球周边也有较小电场强度分布。

图 11 中所示为实际运行工况,反映的是特高压阀侧套管顶部均压球和复合伞套运行中的紫外观测结果。图中显示在实际特高压电压作用下套管顶部均压球无放电发生,且复合伞套同样无外部放电现象,这表明电容芯子极板强制地改变了套管内绝缘的电场强度分布情况,体现了套管增强中心导杆周围空间绝缘性的作用,表明验证结果与实际套管工况相符。



(a) 顶部均压球

(b) 复合伞套

图 11 顶部均压球和复合伞套紫外观测结果

Fig. 11 UV observation results of top pressure equalization ball and composite umbrella cover

将油纸介电常数与温度非线性代入损耗角正切中,针对阀侧套管电容芯子介质损耗迭代方程,分别在未考虑油纸介电常数与温度非线性时仿真计算介质损耗及套管整体温度场情况,再通过对油纸介电常数与温度非线性在电场及温度场之间迭代,计算介质损耗及总损耗。阀侧套管的热量来源于其产生的损耗。套管损耗密度主要为中心导杆的

欧姆损耗,而介质损耗最大的区域为电容芯子内,其损耗分布与电场相似且大于其他区域,介质损耗与相对介电常数、损耗角正切和电场强度的平方成正比,根据电场强度分布,电容芯子内部的介质损耗密度最大,在电容屏边缘同样产生聚集区域。套管损耗密度分布如图12所示。以损耗值为激励源对阀侧套管温度场进行仿真计算,得到套管轴向整体的温度场分布如图13所示。从轴向分布来看,浸油的下瓷套部分温度几乎为油温,且整体温度高于位于空气中伞裙部分温度。

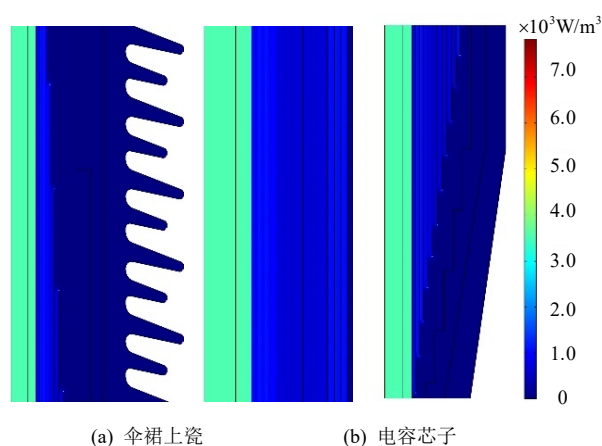


图12 套管各区域损耗密度分布果

Fig. 12 Distribution results of loss density in different areas of the bushing

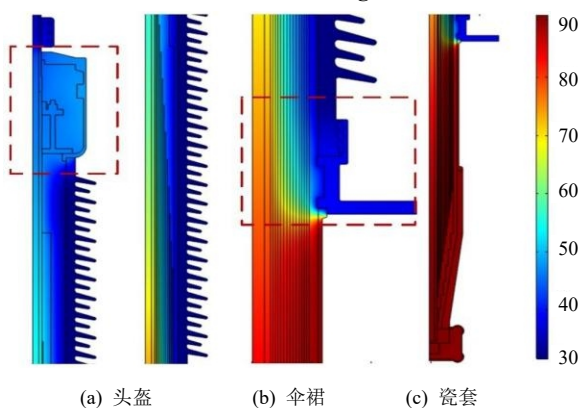


图13 油纸材料非线性温度场分布

Fig. 13 Nonlinear temperature field distribution of oil paper material

这是由于下瓷套部分位于变压器油箱中,变压器油温从实验中可得在79.5℃,温度较高,散热方式为变压器油箱内抽油泵导致的油流循环至散热器散热。而套管伞裙部分充分与空气接触,空气温度为室温19.7℃,较油温低。

阀侧套管温度场可以分为4个部分,套管顶部头盔、绝缘伞裙、法兰和下瓷套部分(法兰以下部分)。在套管顶部头盔处,由于无电容芯子环绕该区域,温度轴向传递较大,中心导杆与绝缘油直接换热且绝缘油整体温度接近一致,因此受绝缘油影

响,温度稳定在45℃附近;绝缘伞裙区域温度轴向散热路径较大,其温度分布普遍稳定在30℃到35℃,径向传递不随径向距离等梯度升高;法兰处由于处于变压器升高座与空气交接处,温度梯度较大;绝缘油中的下瓷套部分温度场稳定,整体温度接近变压器油温90℃。以上4个区域整体温度场分布由于处于套管表面,可得知与实际阀侧套管稳态运行工况相符合。

图14中所示为实际运行工况,反映的是在特高压阀厅内部观测到的阀侧套管表面温度分布情况,显示了特高压阀侧套管顶部均压球和复合伞套运行中表面温度分布,其最热点温度分布在升高座附近(颜色最鲜亮位置),套管复合伞套部分温度分布较为均匀,以上在换流阀厅内部的实际测量结果,与图13中计算结果呈现相同温度分布规律,表明仿真结果与套管实际工况相符。

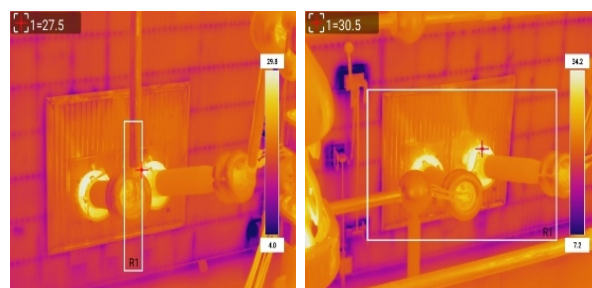


图14 套管顶部均压球和伞套运行中温度分布

Fig. 14 Surface temperature distribution during the operation of the top pressure equalizing ball and composite umbrella sleeve

进一步套管在设计过程中通过控制芯体结构尺寸,其从室温升温至最高温度,需要时间约为250min,随后温度基本保持不变,处于热稳定状态。换流变阀侧套管不同位置处暂态温度实测值如图15所示。图中表明套管本体温度值在电流作用下从20℃附近逐渐上升,在0min至350min时间区域内温度值逐渐达到稳定状态,其温度值保持稳定不变,从试验和运行层面证明了阀侧套管具有良好热稳定性特征。同时将换流变套管的温度仿真情况示于图16中,其中考虑换流变压器出线装置内部油温保持在90℃附近。

图16表明稳定后阀侧套管内部温度分布高温区域主要位于套管尾部,在阀侧套管温度分布云图中可有效获取关键位置处温度值,其中阀侧套管内部中心导杆最热点温度值为92℃,与实测平均温度值95℃相近。同时将中心导杆位置处、套管法兰位置处、套管复合伞套位置处的测试值与仿真计算值列于表3中进行对比分析。

表3列出数据表明在顶部均压环、中心导杆、

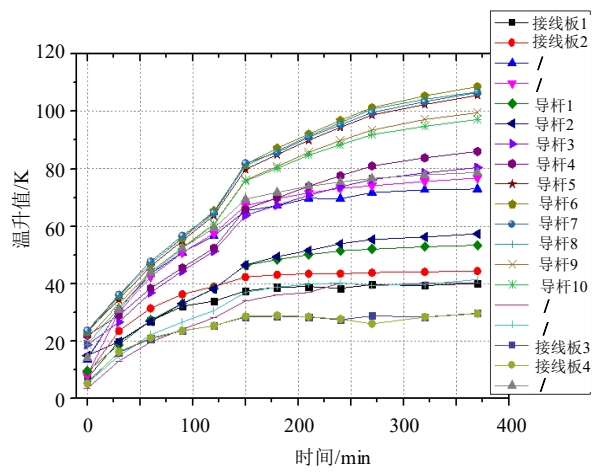


图 15 阀侧套管不同位置处暂态温度变化情况
Fig. 15 Transient temperature changes at different positions of the valve side sleeve

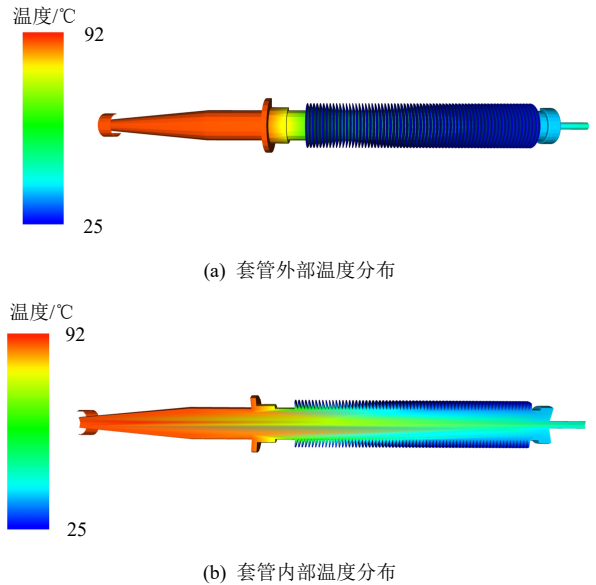


图 16 阀侧套管温度仿真分布情况
Fig. 16 Simulation distribution of valve side bushing temperature

表 3 不同测试点仿真计算结果和试验结果对比 Table 3 Comparison of simulation calculation results and experimental results at different testing points			
测量部位 编号	测量部位 名称	温度值 (仿真值)/℃	温度值 (测试值)/℃
1	顶部均压环	28	25
2	中心导杆	92	95
3	中间法兰	63.4	67
4	套管外套	51.3	48

中间法兰、套管外套关键位置处仿真温度值与测试温度值数值较为相近，因此提出的电热非线性耦合模型可在一定程度上较为真实地反映阀侧套管温度场实际工况。

综上所述，在稳态交直流电场、及电热耦合温度场的仿真验证中，得到的多物理场分布符合设备实际工况下分布，可证明基于理论验证的特高压阀侧套管非线性电热耦合模型构建合理。

5 结论

本文根据实际特高压阀侧套管物理结构，考虑电容芯子绝缘介质的非线性特性，建立了阀侧套管的电热耦合非线性模型。通过对运行工况的电压电流进行离散频谱分析，计算了运行工况下的阀侧套管电场分布特征；并基于考虑非线性特征的电热耦合模型进行了套管结构设计验证，得到以下结论：

1) 在套管所采用材料中，相当多材料的热属性，即导热率与热容存在随环境温度变化而改变的非线性特征。其中电容芯子材料环氧树脂，其电导率会随着材料所处环境的温度变化而显著改变。随温度的升高和频率的降低，套管芯子材料损耗角正切值参数显著增大且存在多处波峰和波谷区域，材料的介电常数和温度、频率之间呈现出明显的非线性关系。

2) 本文提出了复杂工况下阀侧套管电热耦合机理模型，模型计算结果表明，套管最热点位于中心导体附近，且温度向外逐渐降低，趋于外界大环境温度；套管芯子中心导体附近的径向场强降低，最外层极板附近场强有升高趋势，发生了场强逆转现象。且套管芯子电性能参数与理想分布相比发生了跳变，但均限定在虚线所示的较小范围带状区域内，整体上保持了均匀分布趋势。基于耦合模型实现了阀侧套管芯体电性能参数均匀分布的优化设计，有效提升了阀侧套管运行可靠性。

3) 在全电压、全电流实际运行工况下，电容芯子内部将出现温度梯度分布，场强分布将出现明显变化，传统理论公式无法定量描述，考虑材料非线性特征能真正实现套管电容芯子轴向场强均匀分布。模型计算与现场实测表明，法兰处由于处于变压器升高座与空气交接处，温度梯度较大；绝缘油中的下瓷套部分温度场稳定，整体温度接近压器油温 90℃。

附录见本刊网络版(<http://www.dwjs.com.cn/CN/1000-3673/current.shtml>)。

参考文献

[1] 韩民晓, 文俊, 徐永海. 高压直流输电原理与运行[M]. 2 版. 北京: 机械工业出版社, 2013.

[2] 王鋈鑫, 汪晋安, 邓伟成, 等. 抑制网侧交流单相接地故障下混合型 MMC 子模块过电压的谐波耦合注入策略[J]. 电网技术, 2023, 47(1): 313-321.

WANG Junxin, WANG Jinan, DENG Weicheng, et al. Harmonic coupling injection strategy for suppressing overvoltage of hybrid MMC sub-module under grid-side slg fault[J]. Power System Technology, 2023, 47(1): 313-321(in Chinese).

[3] 孟旋, 郭若琛, 袁文泽, 等. 空间电荷及金属颗粒对换流变阀侧

- 套管的电场分布影响[J]. 电力工程技术, 2022, 41(1): 48-55.
- MENG Xuan, GUO Ruochen, YUAN Wenzhe, et al. Influence of space charge and metal particles on the electric field distribution of converter transformer is valve-side bushing[J]. Electric Power Engineering Technology, 2022, 41(1): 48-55(in Chinese).
- [4] LIU Yaqing, ZHANG Dandan, LI Zhenbiao, et al. Study of the stray losses calculation in structural parts for HVDC converter transformers based on the TEAM problem 21 family[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(2): 605-612.
- [5] 赵中原, 方志, 邱毓昌, 等. 高压直流换流站技术现状与发展[J]. 中国电力, 2002, 35(3): 48-51.
- ZHAO Zhongyuan, FANG Zhi, QIU Yuchang, et al. Present status and development trends for HVDC converter station[J]. Electric Power, 2002, 35(3): 48-51(in Chinese).
- [6] 苏陈云. 特高压换流站绝缘油及 SF₆ 气现场试验要求浅析[J]. 电气技术, 2016, 17(7): 146-149, 160.
- SU Chenyun. On-site testing requirements of ultra-high voltage converter transformer insulating oil and SF₆ gas[J]. Electrical Engineering, 2016, 17(7): 146-149, 160(in Chinese).
- [7] 申巍, 柯春俊, 王红斌, 等. 直流高压干式套管的多参量诊断[J]. 高电压技术, 2012, 38(3): 616-622.
- SHEN Wei, KE Chunjun, WANG Hongbin, et al. Multi-parameter diagnosis of HVDC bushing[J]. High Voltage Technology, 2012, 38(3): 616-622(in Chinese).
- [8] 陈忠, 伍衡, 黄和燕, 等. ± 800 kV 直流穿墙套管耐压试验发生外闪原因分析及改进措施[J]. 高电压技术, 2011, 37(9): 2133-2139.
- CHEN Zhong, WU Heng, HUANG Heyan, et al. Cause analysis and improvement measure of ± 800 kV DC wall bushing occurring flashover during overvoltage withstand test[J]. High Voltage Engineering, 2011, 37(9): 2133-2139(in Chinese).
- [9] 姚莉娜, 刘华, 张军, 等. 大型换流变压器阀侧套管应急抢修更换[J]. 中国电力, 2011, 44(8): 22-25.
- YAO Lina, LIU Hua, ZHANG Jun, et al. Urgent replacement of valve side bushing of large converter transformer[J]. Electric Power, 2011, 44(8): 22-25(in Chinese).
- [10] 谢超, 刘红太, 盛康, 等. 换流变压器阀侧套管故障分析[J]. 南方电网技术, 2011, 5(2): 95-98.
- XIE Chao, LIU Hongtai, SHENG Kang, et al. Analysis of valve-side bushing failures in converter transformers[J]. Southern Power System Technology, 2011, 5(2): 95-98(in Chinese).
- [11] 吴细秀, 冷宇宽, 庞文龙, 等. GIS 母线潜伏性故障电场劣化特性与故障概率预测研究[J]. 电网技术, 2023, 47(7): 3018-3028.
- WU Xixiu, LENG Yukuan, PANG Wenlong, et al. Electric field degradation characteristics and fault probability prediction of GIS busbar latent faults[J]. Power System Technology, 2023, 47(7): 3018-3028(in Chinese).
- [12] 段昊, 汤浩, 刘凯, 等. 特高压换流变压器阀侧升高座区域弹性电接触部件电阻异常原因分析[J]. 电网技术, 2023, 47(11): 4810-4819.
- DUAN Hao, TANG Hao, LIU Kai, et al. Causes of abnormal resistance of electrical contact elements in valve side ascending flange of UHV converter transformer[J]. Power System Technology, 2023, 47(11): 4810-4819(in Chinese).
- [13] 吕鹏飞, 梁志峰, 阮思烨, 等. 南桥换流站 500 kV 换流变压器故障保护动作分析[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(16): 125-128.
- LÜ Pengfei, LIANG Zhifeng, RUAN Siye, et al. Protection action analysis of 500 kV converter transformer fault in Nanqiao converter station[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(16): 125-128(in Chinese).
- [14] 刘鹏, 冯勇, 张施令, 等. 特高压交流套管尾部均压球结构优化研究[J]. 西安交通大学学报, 2012, 46(2): 88-92.
- LIU Peng, FENG Yong, ZHANG Shiling, et al. Optimization for ultra-high voltage AC bushing screening electrode structure[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2012, 46(2): 88-92(in Chinese).
- [15] 江汛, 王仲奕. 复合高压套管的电场计算和分析[J]. 高电压技术, 2004, 30(3): 17-18, 21.
- JIANG Xun, WANG Zhongyi. Calculation and analysis for the electric field of composite high voltage bushing[J]. High Voltage Engineering, 2004, 30(3): 17-18, 21(in Chinese).
- [16] ZHANG Shiling, PENG Zongren, LIU Peng, et al. Design and dielectric characteristics of the ± 1100 kV UHVDC wall bushing in China[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2015, 22(1): 409-419.
- [17] NIE Dexin, ZHANG Hailong, CHEN Zhong, et al. Optimization design of grading ring and electrical field analysis of 800 kV UHVDC wall wall bushing[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2013, 20(4): 1361-1368.
- [18] 张施令, 彭宗仁, 刘鹏, 等. 电热耦合模型应用于干式油气管径向温度分布计算及其试验研究[J]. 电网技术, 2012, 36(12): 289-296.
- ZHANG Shiling, PENG Zongren, LIU Peng, et al. Experimental study on electro-thermal coupling model applied in computation of radial temperature distribution of RIP oil-gas bushing condenser[J]. Power System Technology, 2012, 36(12): 289-296(in Chinese).
- [19] 张施令, 彭宗仁, 刘鹏, 等. 电热耦合模型应用于高压干式直流套管径向温度和电场分布计算[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(22): 191-200.
- ZHANG Shiling, PENG Zongren, LIU Peng, et al. Electro-thermal coupling model for computation of radial temperature and electric field of resin impregnated paper high voltage direct current bushing[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(22): 191-200(in Chinese).
- [20] ZHANG Shibao. Evaluation of thermal transient and overload capability of high-voltage bushings with ATP[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2009, 24(3): 1295-1301.
- [21] RADAKOVIC Z, CARDILLO E, SCHAEFER M, et al. Design of the winding-bushing interconnections in large power transformers[J]. Electrical Engineering, 2006, 88(3): 183-190.
- [22] JYOTHI N S, RAMU T S, MANDLIK M. Temperature distribution in resin impregnated paper insulation for transformer bushings[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2010, 17(3): 931-938.



何永胜

在线出版日期: 2024-11-27。

收稿日期: 2024-03-07。

作者简介:

何永胜(1972), 男, 教授级高级工程师, 研究方向为电力系统的运行控制, E-mail: heyongsheng@cq.sgcc.com.cn;

张施令(1986), 通信作者, 男, 博士, 教授级高级工程师, 研究方向为超/特高压绝缘结构的优化设计及 SF₆ 气体绝缘设备运行状态检测, E-mail: 526793305@qq.com。

(编辑 李健一)

附录 A

根据电介质物理基本理论, 对于电介质的松弛函数可以利用 H-N 函数进行描述, 如式(A1)所示。

$$\varepsilon_{HN}(\omega) = \varepsilon_{\infty} + \frac{\varepsilon_s - \varepsilon_{\infty}}{[1 + (i\omega\tau_{HN})^{\beta}]^{\gamma}} \quad (A1)$$

进一步通过 H-N 函数定量拟合, ε'_{HN} 和 ε''_{HN} 分别为复介电常数的实部和虚部, 其具体表达式如式(A2)和式(A3)所示:

$$\varepsilon'_{HN} = r(\omega) \cos[\gamma\psi(\omega)] \Delta\varepsilon + \varepsilon_{\infty} \quad (A2)$$

$$\varepsilon''_{HN} = r(\omega) \sin[\gamma\psi(\omega)] \Delta\varepsilon \quad (A3)$$

对于介电性能较复杂的复合材料可引入 H-N 多项式方程, 在此多项式方程中可同时兼顾考虑 m 个极化松弛过程, 将其示于(A4)式:

$$\varepsilon_{HN}(\omega) = \varepsilon_{\infty} + \sum_{i=1}^m \frac{\Delta\varepsilon_i}{(1 + (i\omega\tau_{HN_i})^{\beta_i})^{\gamma_i}} + \frac{\sigma_0}{i\varepsilon_0\omega} \quad (A4)$$

换流变压器阀侧套管运行温度在 20~170℃之间, 20℃对应套管进行型式试验时的温度值, 且阀侧套管在过载或短路条件下局部最热点温度可达 170℃。在高温区(120~170℃)、中温区(70~110℃)、低温区(20~60℃), 环氧浸纸材料适用 H-N 数学模型分别为式(A5)~式(A7), ω 取值范围为 $10^{-1} \sim 10^6$ Hz。中温区、低温区的 H-N 模型频域特征参数值分别列于表 A1 和表 A2 中。

$$\varepsilon_{HN}(\omega) = \varepsilon_{\infty} + \frac{\Delta\varepsilon_1}{(1 + (i\omega\tau_{HN_1})^{\beta_1})^{\gamma_1}} + \frac{\sigma_0}{i\varepsilon_0\omega} \quad (A5)$$

其中, 式(A5)适用于高温区(70~110℃), 包括 6 个待定系数。

$$\varepsilon_{HN}(\omega) = \varepsilon_{\infty} + \sum_{i=1}^2 \frac{\Delta\varepsilon_i}{(1 + (i\omega\tau_{HN_i})^{\beta_i})^{\gamma_i}} \quad (A6)$$

其中, 式(A6)适用于中温区(70~110℃), 包括 9 个待定系数。

$$\varepsilon_{HN}(\omega) = \varepsilon_{\infty} + \frac{\Delta\varepsilon_1}{(1 + (i\omega\tau_{HN_1})^{\beta_1})^{\gamma_1}} \quad (A7)$$

其中, 式(A7)适用于低温区(20~60℃), 包括 5 个待定系数。

表 A1 中温区 H-N 模型频域特征参数值

TABLE A1 Frequency domain characteristic parameter values of H-N model in the intermediate temperature range

温度	ε_{∞}	$\Delta\varepsilon_1$	τ_{HN_1}	β_1	γ_1	$\Delta\varepsilon_2$	τ_{HN_2}	β_2	γ_2
70	2.744	0.8197	5.1	0.161	0.697	0.003	0.226	0.846	0.770
80	2.740	0.8197	2.9	0.168	0.697	0.004	0.055	0.726	1.408
90	2.741	0.8196	1.8	0.172	0.697	0.01	0.171	0.814	0.667
100	2.744	0.8196	1.2	0.172	0.697	0.009	0.005	0.539	4.035
110	2.748	0.8196	0.74	0.172	0.697	0.012	0.005	0.508	3.462

表 A2 低温区 H-N 模型频域特征参数值

TABLE A2 Frequency domain characteristic parameter of H-N model in low-temperature region

温度	ε_{∞}	$\Delta\varepsilon_1$	τ_{HN_1}	β_1	γ_1
20	3.1350	0.4323	5.1218×10^{-4}	0.2017	0.5704
30	3.1884	0.3787	8.4252×10^{-3}	0.1978	0.7634
40	3.0893	0.4808	6.7973×10^{-5}	0.1856	0.5299
50	3.0710	0.4986	1.7496×10^{-3}	0.1784	0.5378
60	2.7046	0.8623	0.0018	0.2210	0.1346

附录 B

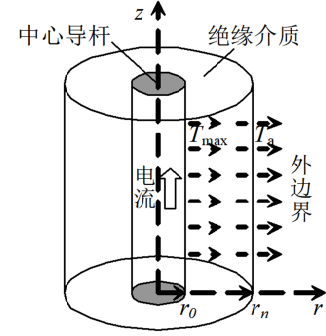


图 B1 电容芯子介质损耗等效数学模型

Fig. B1 Equivalent mathematical model for dielectric loss of capacitor cores

建立热量传递与时间 t 相关联的瞬态传热方程如式(B1)所示:

$$\rho_d c_T \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} (k_x \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (k_y \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z} (k_z \frac{\partial T}{\partial z}) + q_v \quad (B1)$$

其中 ρ 为材质密度, c 为材质比热容。根据瞬态产热控制方程可以推导出稳态传热控制方程如式(B2):

$$\frac{\partial}{\partial x} (k_x \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (k_y \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z} (k_z \frac{\partial T}{\partial z}) + q_v = 0 \quad (B2)$$

在圆柱坐标下, 对稳态传热控制方程进行转换, 可以表示为式(B3):

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\lambda r \frac{\partial T}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial z} (\lambda \frac{\partial T}{\partial z}) + q_v = 0 \quad (B3)$$

上式中 q_v 为阀侧套管芯子绝缘介质发热功率。由于径向外界散热且同一介质之间温差很小, 忽略掉轴向的温度梯度, 其中 $T(r)$ 为介质内部径向温度分布; λ 为介质导热系数, 单位为 $W/(m \cdot K)$; $q(r)$ 为套管芯子绝缘介质功率损耗。式(B3)可整理为式(B4):

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \frac{\partial T(r)}{\partial r}) + \frac{q(r)}{\lambda} = 0 \quad (B4)$$

电介质在恒定电场作用下介质损耗功率可表示为式(B5):

$$q(r) = \frac{U(r)^2}{R} = \frac{[U(r)d]^2 S}{\rho d} = \sigma E(r)^2 S d \quad (B5)$$

其中 S 为平板电极间绝缘介质横截面积, d 为平板电极间绝缘介质厚度。绝缘介质焦耳发热可用

式(B6)表征:

$$P_{ac}(\omega) = U_{RMS}^2 \omega C(\omega) \tan \delta(\omega) \quad (B6)$$

上式中 ω 为角频率(单位为 rad/s), U_{RMS} 为运行电压有效值(单位为 V), C 为阀侧套管芯子电容量(单位为 F)。通过式(B7)将阀侧套管实际电压波形转化为直流分量与各次谐波分量叠加表达形式, 其中 U_n 为第 n 次电压谐波有效值, φ_n 为第 n 次电压谐波相位值, ω_0 为基波角频率:

$$u(t) = U_{dc} + \text{Re}[\sum_{n=1}^{\infty} \sqrt{2} U_n e^{j\omega_0 n t + \varphi_n}] \quad (B7)$$

将 1 次至无穷次谐波分量电压施加下绝缘介质发热功率进行组合叠加如式(B8)所示, 叠加后的数值即为套管芯子绝缘介质发热总体功率值:

$$P'_{ac}(\omega) = \sum_{n=1}^{\infty} |U_n|^2 n \omega_0 C(n \omega_0) \tan \delta(n \omega_0) \quad (B8)$$

绝缘介质的相对介电常数 ε_r 与损耗角正切值 $\tan \delta$ 均为谐波频率 ω 的函数, 且受到温度的影响。将材料非线性带入传热方程式(B4), 可得温度和电场耦合非线性关系, 如式(B9)所示。

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} (r \frac{dT(r)}{dr}) + \frac{Ae}{\lambda} \frac{aE(r) - \frac{b}{T(r)} (E(r))^2}{\lambda} = 0 \quad (B9)$$

对于换流变压器阀侧套管芯子内部环氧树脂复合绝缘介质, 其直流电导率为外界温度和电场强度的函数表达式。式(B9)中包含有径向温度分布 $T(r)$ 的二次偏微分项, 同时包含径向电场分布 $E(r)$ 的二次方项, 因此径向温度分布 $T(r)$ 和径向电场分布 $E(r)$ 均不是一次线性函数关系, 其具有非线性特征。其中式(B9)中的常数 a 、 b 、 A 为待定系数, 其具体值可依据换流变阀侧套管芯子具体边界条件进行确定, 求解方程(B9)即可实现对于套管电热的非线性耦合计算。

附录 C

优化等裕度设计方法的详细流程包括: 首先输入高压套管芯子材料性能、试验电压和设计尺寸参数, 根据传统高压套管等裕度设计方法初始确定 $l(n)$, $r(n)$ 和 $d(n)$ 等结构参数。并在模拟计算环境下建立套管计算全模型, 完成附加材料属性和网格划分, 施加电压载荷建立电场物理计算环境, 施加温度载荷建立温度计算物理环境, 通过物理环境间接耦合实现套管的电热耦合计算, 并提取极板间电压 ΔU , 轴向场强 E_a 和层间局部放电裕度 Y_{dm} 存入计算环境中, 图 C1 为将阀侧套管电热耦合非线性数学模型与传统的全模型不等温度设计方法相结合。其中阀侧套管电热耦合非线性数学模型可通过数

学公式语言编写, 调用模拟计算环境下的套管全模型芯子电场与温度场分析模块, 最终得到套管芯子最优结构参数组合同时进行取整处理。

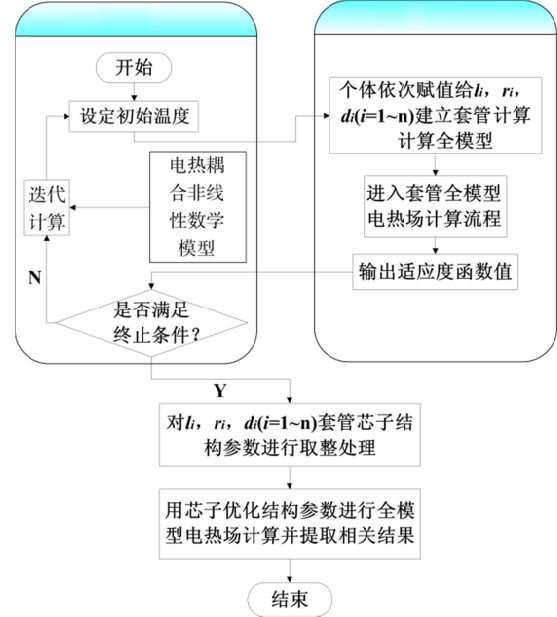


图 C1 优化等裕度设计方法流程

Fig. C1 Optimize the process of equal margin design method

将初始特高压换流变压器阀侧套管芯子优化设计结果, 设定为优化设计的初始赋值, 迭代收敛后的结果实现了轴向场强、径向场强和局部放电裕度值的均匀分布, 迭代收敛后的结果如表 C1 所示。表 C1 表明轴向电场强度稳定在 $0.41 \text{ kV} \cdot \text{mm}^{-1}$, 局部放电裕度值稳定在 1.29, 且套管芯子径向场强分布呈现“U”型分布特征, 最大值为 $5.85 \text{ kV} \cdot \text{mm}^{-1}$, 最小值为 $3.64 \text{ kV} \cdot \text{mm}^{-1}$ 。

为了满足阀侧套管芯子的实际卷制条件, 一般情况下特高压换流变压器阀侧套管芯子用皱纹纸的实测厚度值约为 0.1mm, 相邻两层铝箔极板之间绝缘层厚度 $d_k(k=1 \sim n)$ 应整数倍于 0.1mm(再精细即没必要, 实现的性价比也很低), 并进一步将特高压换流变压器阀侧套管芯子极板间厚度值进行整数化处理。图 C2 中所示为轴向场强优化设计结果(将其取整前、后数值对比分析), 图中计算结果表明特高压换流变压器阀侧套管改进等裕度法实现了整体芯子在考虑温度非线性条件下的均匀分布。

表 C1 阀侧套管芯子改进等裕度法设计

Table C1 Design of valve side sleeve core with improved equal margin method

极板层数	台阶长度/mm	极板长度/mm	极板半径/mm	绝缘/mm	轴向场强/ $\text{kV} \cdot \text{mm}^{-1}$	径向场强/ $\text{kV} \cdot \text{mm}^{-1}$	裕度
1	16.87	9302.16	68.25	0.75	0.41	5.85	1.29
15	18.88	8680.56	80.23	0.96	0.41	5.03	1.29

30	21.65	7925.27	97.19	1.30	0.41	4.34	1.29
45	25.16	7052.45	120.57	1.81	0.41	3.86	1.29
50	26.48	6730.64	130.29	2.03	0.41	3.76	1.29
55	27.88	6391.84	141.20	2.28	0.41	3.68	1.29
60	29.31	6035.43	153.40	2.55	0.41	3.64	1.29
75	33.20	4863.62	198.45	3.38	0.41	3.70	1.29
90	34.01	3346.00	263.00	3.54	0.41	4.24	1.29

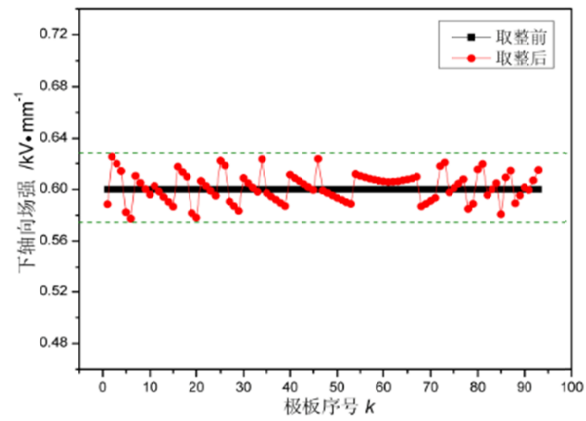


图 C2 套管芯子优化结构电性能参数
Fig. C2 Comparison of electrical performance parameters
for optimized structure of casing core