

±400 kV换流变压器阀侧套管绝缘结构设计

张施令¹, 彭宗仁², 宁鑫³, 田汇冬²

- (1. 国网重庆市电力公司电力科学研究院, 重庆 401123;
2. 西安交通大学 电力设备电气绝缘国家重点实验室, 陕西 西安 710049;
3. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610072)

摘要: ±400 kV换流变压器阀侧套管的设计裕度均低于特高压等级换流变压器套管, 且±400 kV换流变压器阀侧套管在换流阀厅用量较大, 因此有必要针对±400 kV换流变压器阀侧套管绝缘结构设计进行具体分析讨论。分析了±400 kV换流变压器阀侧套管双导电管结构的发热机理, 从理论解析角度给出了双导电管结构的设计尺寸, 进一步优化设计了套管的芯体绝缘结构, 从内、外绝缘配合的角度给出了套管的外绝缘设计方案, 并对其整体电场分布情况进行了校核计算: 工作电压下其径向电场强度控制在3.11 kV/mm, 工频耐压下其轴向电场强度控制在0.51 kV/mm, 均满足±400 kV换流变压器阀侧套管设计电场强度控制要求。对研制完成的±400 kV换流变压器阀侧套管进行型式实验, 结果表明所研制的套管通过了工频干耐受电压试验并局部放电测量、雷电冲击干耐受电压试验和温升试验等典型型式试验。

关键词: ±400 kV换流变压器阀侧套管; 双导电管结构; 优化设计; 电场强度控制

中图分类号: TM 216^{+.5}

文献标志码: A

DOI: 10.16081/j.epae.202106023

0 引言

换流变压器套管一直是制约我国超特高压主设备全面国产化的瓶颈问题之一, 近年来随着我国超特高压工程的加速推进, 这种矛盾显得更加突出^[1-5]。目前各电压等级换流变压器套管广泛应用于换流站中, 其主绝缘结构普遍采用环氧套筒SF₆气体绝缘和环氧芯体固体绝缘结构型式。高压换流变压器套管广泛应用于高端换流变压器出线部分, 其运行的安全稳定直接决定换流变压器整机的运行效果^[6-9]。SF₆气体绝缘高压换流变压器套管是典型的多介质绝缘结构, 其空气端包括SF₆气体绝缘介质, 套管尾部与变压器油相接触, 套管本体一般为环氧浸纸复合绝缘结构。对于该复杂绝缘系统, 换流变压器套管的运行状态需保持实时状态监测。该结构型式套管与传统油浸纸式套管相比不存在套管油液相绝缘介质, 故而不适合采用传统油压监测方法, 且由于不存在套管油流循环传导、对流散热机制, 因此套管中心导电管载流发热易在环氧浸纸固体芯体内积聚, 最终导致套管芯体热击穿、内应力引发环氧芯体开裂等典型绝缘事故^[10-11]。±400 kV换流变压器阀侧套管的内、外绝缘结构的设计特征具有代表性, 其主绝缘结构型式、设计方法与我国±800 kV换流变压器阀侧套管基本保持一致, 但其设计裕度均低于特高压等级换流变套管, 且±400 kV换流变压器阀侧套管在换流阀厅用量较大, 因此其绝缘结构的设计及工程应用背景较为典型, 有必要针对±400 kV换流变压器阀侧套管的绝缘结构设计进行具体的分析

和讨论。

本文首先详细分析了一起±400 kV电容式换流变压器阀侧干式套管(下文简称换流变阀侧套管)的绝缘事故, 得出其绝缘失效的具体原因, 为换流变阀侧套管的内、外绝缘结构设计提供参考依据; 基于此, 分析了换流变阀侧套管双导电管结构的发热机理, 从理论解析角度给出了双导电管结构的设计尺寸, 进一步优化设计了换流变阀侧套管的芯体绝缘结构, 同时从内、外绝缘配合的角度给出了换流变阀侧套管的外绝缘设计方案, 并对其整体电场分布情况进行了校核计算; 最后对研制完成的±400 kV换流变阀侧套管进行型式实验。本文研究结果对换流变压器套管的运行、维护和检修具有一定的理论和实践应用价值。

1 换流变阀侧套管的结构组成

换流变阀侧套管是在导电管和法兰之间加一个电容芯子作为内绝缘, 电容芯子的绝缘层中有多层金属极板, 以控制套管内部和表面电场均匀化^[12-13]。换流变阀侧套管的绝缘性能主要取决于电容芯子。典型的换流变阀侧套管主要由导电管、连接套筒、电容芯子、复合外套、均压环(球)等部分组成, 其结构如图1所示。

换流变阀侧套管的主绝缘是在套管的中心导电管外包绕多层铝箔作为极板、将皱纹纸作为极板间绝缘介质的串联同心圆柱体电容器, 电容器的一端与中心导电管相连, 另一端由测量端子引出; 对卷制好的电容芯子进行真空干燥处理, 对干燥后的电容芯子进行环氧树脂浇注、固化, 固化完成后将电容芯

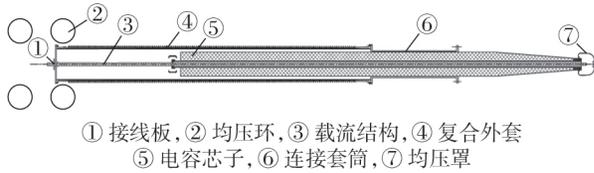


图1 换流变阀侧套管示意图

Fig.1 Schematic diagram of valve side bushing of transformer converter

子两端切削成锥形。换流变阀侧套管的载流接线方式为导电管载流结构。导电管载流结构是指导电管与上、下接线板连接,直接通过导电管载流,可以承载较大的电流。导电管一般为优质硬铜管或硬铝管(下文分别简称为铜管、铝管),采用铜管时的截面可按电流密度不超过 2.5 A/mm^2 选取,否则电流密度过大会造成传导电流发热较大。同时,为了减少金属附件的涡流和磁滞发热以免超过规定值,导电管等通常采用黄铜这种非磁性材料。

2 换流变阀侧套管电容芯子径向许用电场强度的选取

2.1 环氧浸纸材料工频击穿电场强度与厚度的关系

换流变阀侧套管的电容芯子内部极板间绝缘介质的厚度一般为 $0.5\sim 3 \text{ mm}$ 。在实际工程应用中,套管事故大多由极板间绝缘介质的径向击穿引发,因此有必要研究环氧浸纸材料击穿电场强度与绝缘厚度间的定量关系,试验结果可用于后续套管主绝缘结构设计^[14]。

击穿试验示意图如图2所示。击穿试验中所用电极均为铜制,为防止电极的边缘电晕放电,对高、低压电极边缘进行倒角处理,对电极表面进行抛光处理。制备的环氧浸纸试样有 0.25 、 1.08 、 2.69 mm 这3种厚度,升压速度为 4 kV/s 。

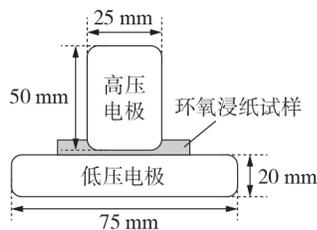


图2 击穿试验示意图

Fig.2 Schematic diagram of breakdown test

利用含两参数的威布尔(Weibull)分布函数对击穿试验数据进行统计处理分析。按照 Weibull 概率统计理论,环氧浸纸材料在电场 E 下发生击穿的概率为^[1]:

$$F(E; E_b, \beta) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{E}{E_b}\right)^\beta\right] = 0.632 \quad (1)$$

其中, $F(E; E_b, \beta)$ 为环氧浸纸材料在电场 E 下发生击穿的概率, E_b 为材料的击穿电场强度,即击穿概率为 0.632 时的击穿电场强度(单位为 kV/mm), β 为试验数据的分散度。

击穿试验的结果如表1所示。由表可见,环氧浸纸试样的击穿电场强度随着试样厚度的增加而降低。因此,在套管主绝缘设计中应尽可能减小相邻极板间绝缘介质的厚度,从而增强套管芯子的绝缘强度^[15-17]。

表1 环氧浸纸材料击穿性能的 Weibull 统计结果

Table 1 Weibull statistical results of breakdown properties of epoxy impregnated paper

试样厚度 / mm	$E_b / (\text{kV}\cdot\text{mm}^{-1})$	β
0.25	91.50	7.35
1.08	40.34	6.25
2.69	19.95	7.27

式(2)可描述试样击穿电场强度与厚度的定量关系^[2]。

$$E_b = Kd^{-p} \quad (2)$$

其中, d 为环氧浸纸试样的厚度(单位为 mm); K 和 p 为待定系数,本文取 $K=42$ 、 $p=0.29$ 。

2.2 极板间局部放电起始电场强度与试样厚度的关系

实际换流变阀侧套管的电容芯子内部极板具有一定厚度 Δt ,假设相邻2层极板间存在电压 ΔU ,则2层极板间将建立起均匀电场 E_0 ,如式(3)所示。

$$E_0 = \Delta U/d \quad (3)$$

最大电场强度 E_{\max} 将出现在每层极板端部,且 E_{\max} 与 E_0 存在如下关系^[1]:

$$E_{\max} = K' \sqrt{\frac{2}{\pi}} E_0 \sqrt{\frac{d}{\Delta t}} \quad (4)$$

其中, K' 为修正系数。对于换流变阀侧套管,电容芯子内部径向击穿一般起始于极板边缘的有害局部放电,对极板边缘的显微观察结果如附录中图A1所示,极板边缘有限元网格化分模型与电场分布如附录中图A2所示。图A2(a)为极板边缘处的有限元网格化分模型,其在极板边缘加密了网格化分,并对极板边缘进行倒角处理。对极板施加高电位,在模型边界上施加零电位,电场强度计算结果如图A2(b)所示,可见电场强度最大值位于极板端部,且等位线在极板边缘位置发生了畸变。

极板边缘的最大电场强度 E_{\max} 达到环氧浸纸材料的击穿电场强度 E_b 时将发生局部放电,根据式(4)可得到式(5)。

$$E_b = K' \sqrt{\frac{2}{\pi}} E_i \sqrt{\frac{d}{\Delta t}} \quad (5)$$

其中, E_i 为极板间局部放电起始电场强度(单位为 kV/mm)。由式(5)可得:

$$E_i = K_H / \sqrt{d} \quad (6)$$

其中, $K_H = \sqrt{\pi/2} E_b \sqrt{\Delta t / K'}$, 则局部放电起始电压 $\Delta U_i = K_H \sqrt{d}$ 。

通过上文的理论分析可以看出, 换流变阀侧套管的电容芯子内部的局部放电主要是由极板边缘最大电场强度 E_{\max} 达到了环氧浸纸材料的击穿电场强度 E_b 而引起的, 因此 E_{\max} 和 E_b 共同决定着极板的边缘放电情况。对于换流变阀侧套管使用的环氧浸纸材料, K_H 的数值可通过试验确定为 $34.13 \text{ kV} / \text{mm}$, 如图3所示。

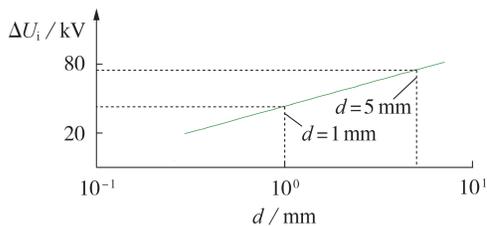


图3 电容芯子极板的局部放电起始电压

Fig.3 Initial voltage of PD for capacitor core plate

进行套管设计时 d 一般取为 $1 \sim 5 \text{ mm}$, 取 $d=5 \text{ mm}$ 分别代入式(2)、(6)中, 可得到 $E_i=26.3 \text{ kV} / \text{mm}$ 、 $E_i=15.26 \text{ kV} / \text{mm}$ 。换流变阀侧套管的径向最大工作电场强度需有较大的安全裕度, 本文取 1.5 倍的裕度, 则交流条件下换流变阀侧套管的电容芯子的径向许用电场强度为 $10.2 \text{ kV} / \text{mm}$, 其远小于环氧浸纸材料的击穿电场强度 $26.3 \text{ kV} / \text{mm}$, 该径向许用电场强度适用于工频干耐受试验电压 U_{ac} 下的情况。换流变阀侧套管在型式试验中需经受 2 h 直流试验电压 U_{dc} 的考核, 因此还需要确定换流变阀侧套管的电容芯子在直流条件下的径向许用电场强度, 但环氧浸纸材料的直流击穿电场强度高达 $163 \text{ kV} / \text{mm}$, 因此在直流条件下发生电容芯子内部击穿的可能性很小。

3 换流变阀侧套管的损耗发热与运行事故间的联系

附录中图 A3 为换流变阀侧套管在运行中发生绝缘失效的示意图, 可见电容芯子发生炸裂, 且有明显电弧烧蚀后留下的痕迹。在电容芯子中发现了局部击穿点, 显微观察结果如附录中图 A4 所示, 可见击穿点周围有裂纹形成, 且电容芯子中的皱纹纸和环氧树脂彼此发生了剥离, 这表明套管绝缘失效是由温度过高引起, 且与电容芯子中产生的裂纹与发热量骤然增大导致材料热膨胀有直接联系。该运行事故主要是由于换流变阀侧套管尾部存在绝缘缺陷引起尾部发生局部放电, 然后局部放电逐渐发展为电弧性发电而形成贯穿性放电通道, 最终由短路电热引发换流变阀侧套管烧毁。

在对发生绝缘事故的换流变阀侧套管进行解体时, 收集了套管尾部的电容芯子表面的粉末样品用于后续试验分析。其中事故套管尾部的表面状态及粉末收集位置如附录中图 A5 所示。由图可见, 套管尾部均压球表面被电弧严重烧蚀, 且在电容芯子尾部可明显观察到电弧发展的痕迹。在套管尾部法兰处发现大量粉末, 可见高电位均压球与接地法兰间由于电弧的逐渐发展而形成贯穿性放电通道, 短路电流在短时间内释放大热量造成温度骤然升高, 从而引发了套管尾部不可逆的绝缘损伤。为进一步验证电容芯子在事故发生时, 确实存在温度剧增的热崩溃现象, 采用场发射环境扫描电子显微镜对收集到的电容芯子表面粉末进行形貌和物质能谱分析, 形貌分析结果如附录中图 A6 所示, 物质能谱分析结果如图4所示。图4中还有少量 Fe 成分, 其对应波峰过低, 因此未在图中标出。

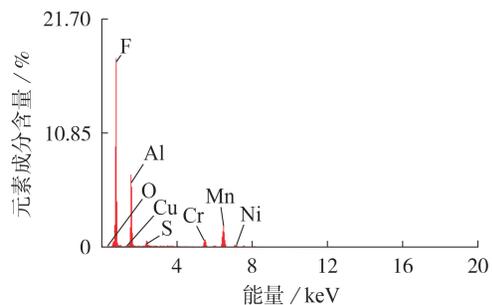


图4 电容芯子表面粉末能谱分析结果

Fig.4 Energy spectrum analysis result of powder on surface of capacitor core

由图4可见, 电容芯子表面粉末中含有大量 F 元素和 Al 元素。F 元素主要为套管内部 SF_6 气体的分解产物, Al 元素主要为均压球被电弧烧蚀后的产物, 以上化学反应需在 $300 \sim 400 \text{ }^\circ\text{C}$ 高温环境下进行, 因此事故发生时应存在温度骤然升高的现象。以上理论分析为换流变阀侧套管的整体结构设计提供了思路, 同时换流变阀侧套管的电容芯子径向许用电场强度的选取为套管芯体主绝缘设计提供了电场强度控制标准^[18]。换流变阀侧套管的损耗发热与运行事故间的联系分析表明换流变阀侧套管尾部为绝缘薄弱环节, 需要加强该部位的绝缘强度设计; 另一方面, 考虑到套管电容芯子的热击穿风险, 需在设计中有效考虑换流变阀侧套管的散热问题。

4 换流变阀侧套管的载流结构设计

环氧浸纸换流变阀侧套管在油中载流端子与内导电管的连接上, 使用 3 条瑞士 MC 电连接表带触指结构承载传导电流, 每条表带能够承载 2000 A 的电流。该结构具有安装方便、载流可靠等优点。为保证良好电接触, 减少发热, 表带的 2 个接触面均进行了镀银处理。套管运行时的温度变化范围为 $-40 \sim$

90 ℃,套管的中心导电管为紫铜材料,材料线膨胀系数为 $1.72 \times 10^{-5} / \text{℃}$,外导电管材料为铝、环氧、硅橡胶等,中心导电管、外导电管在套管下端固定,中心导电管载流发热时,可以向上伸长,避免了中心导电管上产生应力。进行套管载流结构设计时,一般都要对各载流零部件进行载流密度计算^[19],载流密度的计算式见式(7)。

$$J = I/S \quad (7)$$

其中, J 为载流密度(单位为 A / mm^2); I 为额定电流,本文取为 $5\,515 \text{ A}$; S 为载流接触面积或导体横截面积(单位为 mm^2)。一般要求载流接触面载流密度不超过 $0.3 \text{ A} / \text{mm}^2$,导体截面载流密度不超过 $2.5 \text{ A} / \text{mm}^2$ 。

油中接线端子圆柱直径为 70 mm ,则其载流接触面积为:

$$S = \pi(70/2)^2 \approx 3\,846.5(\text{mm}^2) \quad (8)$$

将式(8)代入式(7)得:

$$J = \frac{I}{S} = \frac{5\,515}{3\,846.5} \approx 1.43(\text{A} / \text{mm}^2) < 2.5 \text{ A} / \text{mm}^2 \quad (9)$$

载流导电管为空心结构,其最细的部分直径为 100 mm ,内径为 75 mm ,则其载流接触面积为:

$$S = \pi[(100/2)^2 - (75/2)^2] \approx 3\,434(\text{mm}^2) \quad (10)$$

将式(10)代入式(7)得:

$$J = \frac{I}{S} = \frac{5\,515}{3\,434} \approx 1.6(\text{A} / \text{mm}^2) < 2.5 \text{ A} / \text{mm}^2 \quad (11)$$

空气中的载流端子圆柱直径为 100 mm ,长度为 250 mm ,则其载流接触面积为:

$$S = \pi(100/2)^2 \times 250 \approx 78\,500(\text{mm}^2) \quad (12)$$

将式(12)代入式(7)可得:

$$J = \frac{I}{S} = \frac{5\,515}{78\,500} \approx 0.07(\text{A} / \text{mm}^2) < 0.3 \text{ A} / \text{mm}^2 \quad (13)$$

由上述计算结果可知,套管的载流结构设计能够满足要求。进一步采用有限元法对套管的实际载流能力进行温升验证。设置工作频率 $f = 50 \text{ Hz}$ 、 $I = 5\,515 \text{ A}$,采用有限元法对4种不同结构的空心导电管和实心导电圆柱体的电流分布以及能量损耗进行计算:① $a = 0.05 \text{ m}$, $b = 0.04 \text{ m}$; ② $a = 0.05 \text{ m}$, $b = 0.035 \text{ m}$; ③ $a = 0.05 \text{ m}$, $b = 0.03 \text{ m}$; ④ $a = 0.05 \text{ m}$, $b = 0.025 \text{ m}$ 。其中 a 为导电管外径, b 为导电管内径。导电管(铜材质)的电流分布情况示意图见图5。

由图5可以看出,在 $f = 50 \text{ Hz}$ 的交流条件下,随着铜管管壁厚度的不断增加,导电管内部的电流逐渐减小,外部的电流逐渐增大,电流分布的不均匀度逐渐增大,集肤效应也越来越明显。4种结构导电管的集肤效应的有限元计算结果如表2所示。表中, I_{AVE} 为电流密度平均值; I_{MAX} 为电流密度最大值; I_{MIN} 为电流密度最小值。

铜管的发热主要影响套管导电管表面及电容芯子中的温度场分布,虽然实际运行中还要考虑电容

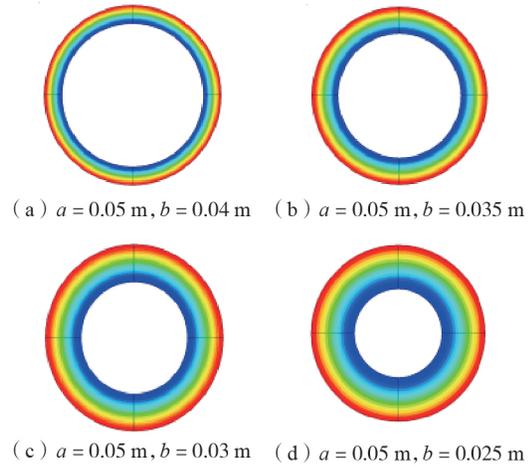


图5 导电管的电流分布情况

Fig.5 Current distribution of conductive tube

表2 4种结构导电管的集肤效应有限元计算结果对比

Table 2 Comparison of finite element calculation results of skin effect among conductive tubes of four structures

导电管结构	$I_{\text{AVE}} / (\text{A} \cdot \text{m}^{-2})$	$I_{\text{MAX}} / (\text{A} \cdot \text{m}^{-2})$	$I_{\text{MIN}} / (\text{A} \cdot \text{m}^{-2})$	$I_{\text{MAX}} / I_{\text{MIN}}$
$a = 0.05 \text{ m}, b = 0.04 \text{ m}$	2.50×10^6	2.75×10^6	2.26×10^6	1.22
$a = 0.05 \text{ m}, b = 0.035 \text{ m}$	1.77×10^6	2.45×10^6	1.07×10^6	2.29
$a = 0.05 \text{ m}, b = 0.03 \text{ m}$	1.41×10^6	2.55×10^6	2.40×10^5	10.63
$a = 0.05 \text{ m}, b = 0.025 \text{ m}$	1.20×10^6	2.62×10^6	1.80×10^5	14.56

芯子介质(环氧树脂)自身的介质发热,但是如果能够有效降低套管导杆自身的发热问题,则套管中最热点的温度也会得到有效降低。因此有必要采用有限元法计算导电管自身的发热率,然后将发热率导入套管的温度场计算中。图6为套管中双导电管同时考虑铜管和铝管情况下的电流分布,表3为铜管和铝管在交流情况下的涡流损耗和发热率与铜管结构的关系。

表3表明双导电管结构在载流条件下,铜管和铝管均有发热,载流导体发热使得换流变阀侧套管

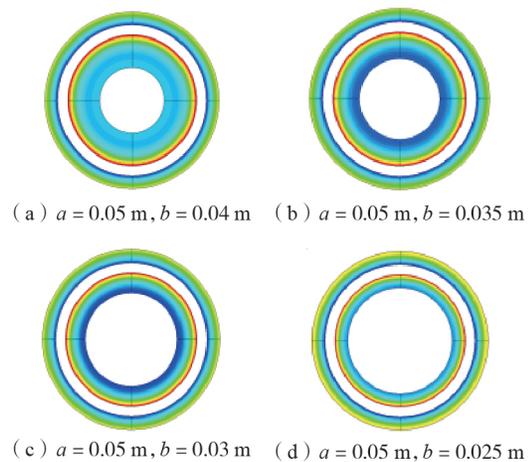


图6 双导电管的电流分布情况

Fig.6 Current distribution of double conductive tubes

表 3 铜管和铝管的发热率与铜管结构的关系

Table 3 Relationship between heating rate of copper tube and aluminum tube and structure of copper tube

铜管结构	铝管涡流损耗 / (W·m ⁻¹)	铝管发热率 / (W·m ⁻³)	铜管涡流损耗 / (W·m ⁻¹)	铜管发热率 / (W·m ⁻³)
a=0.05 m, b=0.04 m	6.76	6 885	37.53	59 250
a=0.05 m, b=0.035 m	6.76	6 885	37.63	37 428
a=0.05 m, b=0.03 m	6.76	6 885	39.06	31 082
a=0.05 m, b=0.025 m	6.76	6 885	40.26	27 341

本体具有温度分布。有限元计算结果表明在中心导电管的直径为 115 mm、壁厚为 20 mm,外导电管的直径为 750 mm、壁厚为 20 mm,载流量为 5 515 A 时,中心导电管单位面积的发热功率为 26.386 W/m²,外导电管单位面积的发热功率为 8.971 W/m²,总单位面积的发热功率为 35.357 W/m²,导电管温升计算结果为 45.372 2 °C。温度场有限元计算结果表明,环氧浸纸换流变阀侧套管可选用此规格的双导电管进行载流。

5 换流变阀侧套管的主绝缘结构设计

基于工频干耐受试验电压 650 kV、雷电冲击全波干耐受试验电压 1 365 kV,采用等裕度方法设计电容芯子,并根据直流电压下电场按绝缘材料电导率分布的原理进行核算,从而得到电容芯子的径向、轴向电场强度和其他参数^[20-21]。交流电压下的最大允许径向电场强度 E_m (单位为 kV/mm) 为:

$$E_m = \frac{K_1}{1.6} (\varepsilon_r^{0.45} d_{\min}^{0.55}) \quad (14)$$

其中, K_1 为比例系数,本文取为 17 kV/mm²; ε_r 为介电常数,本文取为 4.1; d_{\min} 为 d 的最小值,本文取为 1.9 mm。利用式(14)计算后得出交流电压下 E_m 的理论值为 4 kV/mm。在电容芯子设计中,电极直径是能够最先确定的,从而得到电极直径比 ξ_r 为:

$$\xi_r = \frac{D_N}{D_1} \quad (15)$$

其中, D_N 为最外层电极直径,本文取为 425 mm, N 为最外层电极的层序号; D_1 为最内层电极直径,本文取为 156 mm。则可以计算得到 ξ_r 为:

$$\xi_r = \frac{D_N}{D_1} = \frac{425}{156} \approx 2.72 \quad (16)$$

在确定电极长度的计算中,需要不断调整电极长度,使得电极长度比 ξ_1 趋近于电极直径比 ξ_r 。

$$\xi_1 = \frac{L_1}{L_N} \quad (17)$$

$$L_N = L_1 + L_{sb} + L_{sn}$$

$$L_1 = L_N + L_{Ns} + L_{Nx}$$

其中, L_N 为最外层电极长度(单位为 mm); L_1 为中部金具长度,本文取为 2 255 mm; L_{sb} 、 L_{sn} 分别为上、下屏蔽长度,本文分别取为 413、20 mm; L_1 为最内层电极长度(单位为 mm); L_{Ns} 、 L_{Nx} 分别为芯体上、下台阶长度,本文分别取为 2 478、1 291 mm。经计算可得: $L_N = 2 688$ mm, $L_1 = 6 457$ mm。最终经调整后的 $\xi_1 = L_1/L_N = 6 457/2 688 \approx 2.4$ 。

将得到的参数值输入高压套管内绝缘优化设计软件包程序,利用计算机计算电容芯子各层电极电场强度^[22-25],结果如表 4 所示。表中, n 为极板层号; L_{D1} 、 L_{D2} 分别为上、下台阶的长度; L_{SD2} 为下台阶的总长; L_A 为极板的长度; E_{L1} 、 E_{L2} 分别为上、下轴向电场

表 4 电容芯子各层电极电场强度的计算结果

Table 4 Calculation results of electric field intensity of electrodes in capacitor core

n	L_{D1} / mm	L_{D2} / mm	L_{SD2} / mm	L_A / mm	E_{L1} / (kV·mm ⁻¹)	E_{L2} / (kV·mm ⁻¹)	E_R / (kV·mm ⁻¹)	D / mm	L_c / mm	d / mm
1	42	22	160	6 393	0.26	0.51	3.11	159.8	502.0	1.90
5	40	21	246	6 143	0.26	0.50	2.95	175.0	549.8	1.90
7	39	21	288	6 022	0.26	0.49	2.88	182.6	573.7	1.90
10	38	20	348	5 846	0.26	0.50	2.79	194.0	609.5	1.90
17	36	19	482	5 455	0.26	0.50	2.62	220.6	693.0	1.90
22	38	20	583	5 160	0.26	0.50	2.53	241.6	759.0	2.10
25	38	20	643	4 986	0.26	0.49	2.49	254.2	798.6	2.10
28	37	19	701	4 816	0.26	0.51	2.45	266.8	838.2	2.10
32	37	19	777	4 592	0.26	0.51	2.42	283.6	891.0	2.10
35	36	19	834	4 426	0.26	0.50	2.40	296.2	930.5	2.10
37	42	22	875	4 307	0.26	0.50	2.40	305.3	959.1	2.45
40	42	22	941	4 115	0.26	0.50	2.39	320.0	1 005.3	2.45
45	36	19	1 039	3 831	0.27	0.50	2.40	341.7	1 073.5	2.10
50	37	19	1 134	3 551	0.26	0.51	2.44	362.7	1 139.5	2.10
55	38	20	1 232	3 265	0.26	0.50	2.50	383.7	1 205.4	2.10
60	40	21	1 333	2 969	0.26	0.49	2.61	404.7	1 271.4	2.10
65	38	20	1 429	2 688	0.26	0.50	2.75	423.7	1 331.1	1.90

强度; E_r 为径向电场强度; D 为极板的直径; L_c 为极板的周长。

基于表4,利用电场计算软件包对各层极板电场进行分析,可知在最高工作相电压341 kV下,电容芯子径向电场强度的最大值出现在紧贴导电管的第1层极板上,其实际计算结果为3.11 kV/mm,最小值出现在第40层的极板,电容芯子上、下轴向电场强度不随极板层数的增加而变化,都控制在经验许用电场强度范围内。

表5为电容芯子电场强度的主要计算结果。由表可见,工作电压下电容芯子径向电场强度的最大值为3.11 kV/mm,低于交流电压下的径向许用电场强度4 kV/mm,理论设计通过。采用等裕度设计方法设计的电容芯子,在经过进一步的优化设计后具有裕度大、局部放电起始电压高的优点,按照此方法计算得到的极板分布进行电容芯子的卷制。

表5 电容芯子的最大电场强度的计算结果

Table 5 Calculation results of max electric field intensity of capacitor core

电压条件	最大电场强度/(kV·mm ⁻¹)	
	轴向	径向
工作电压	—	3.11
工频干耐受试验电压650 kV	0.51	5.93
雷电全波冲击干耐受试验电压1365 kV	—	12.45

6 换流变阀侧套管主绝缘核算

考虑到换流变阀侧套管既要承受直流电压,又要承受交流电压,设计时要综合考虑2种电压同时作用于套管绝缘结构上时,套管中的电场分布动态过程与电荷迁移、复合、畸变电场的机理。在1 h交流电压527 kV的作用下,环氧浸纸换流变压器套管各部位的电位、电场分布的仿真计算结果如附录中图A7所示。可见在1 h交流电压527 kV的作用下,套管头部均压环、内导电管尾部卷压球处的电压最高,电位在空间中呈中心对称分布;套管的导电管、尾部均压球和头部均压环处的电场强度较高,均压环的屏蔽作用使得套管头部接线板处的电场较低;导电管处的径向电场强度最大,约为6.7 kV/mm,随着电容芯子直径的增加,导电管承受的径向电场强度不断降低,最小值为4 kV/mm,最外层极板处的电场强度较第42层极板处的电场强度略有升高;套管最内层极板至最外层极板的轴向电场强度曲线变化较为平稳,下轴向电场强度始终比上轴向电场强度高,电容芯子上、下轴向最大电场强度分别约为0.40、0.43 kV/mm,本文研究的套管使用的环氧树脂的击穿场强为29 kV/mm,绝缘纸击穿场强为43 kV/mm,试验时套管承受527 kV电压的时间很短,所以电容芯子完全能够承受此电压下的轴、径向电场强度。

套管均压装置电场分布如附录中图A8所示。

由图可见,套管电容芯子的顶屏端部均压球附近的电场分布比较集中,电场强度极大值点出现在均压球上、下弧面的外侧,顶部均压球表面最大电场强度为2882 V/mm;顶部均压球和保护层都在套管内部,完全被SF₆气体包围,SF₆气体的击穿场强为20 kV/mm,而套管保护层顶端的最大电场强度为1316 V/mm,能够保证不发生闪络;套管电容芯子的尾部均压球附近的电场分布比较集中,电场强度极大值点出现在尾部均压球上、下弧面的外侧,尾部均压球在变压器内部,完全被绝缘油包围,套管使用的绝缘油的击穿电场强度为50 kV/mm,而尾部均压球表面最大电场强度为6572 V/mm,能够保证不发生闪络。

套管出线端均压环电场分布如附录中图A9所示。由图可见,套管出线均压环外表面附近电场分布比较集中,均压环内部出线处的电场受到均压环的屏蔽作用,电场强度很低,计算得到均压环表面最大电场强度为1657 V/mm,小于空气击穿电场强度3 kV/mm,能够保证不被击穿。

7 套管型式试验

在国家绝缘子避雷器质量监督检验中心对设计的环氧浸纸换流变套管进行试验:首先对套管进行初始试验,初始试验合格后进行型式试验,试验项目顺序见附录中表A1,其中直流试验项目全部在模拟变压器实际运行状态的出线装置上进行。表A1中也列出了试验结果,可见设计的环氧浸纸换流变阀侧套管通过了工频干耐受电压试验并局部放电测量、雷电冲击干耐受电压试验并局部放电测量和温升试验等典型型式试验,证明了本文设计的合理性和可行性。

8 结论

本文分析了换流变阀侧套管双导杆结构的发热机理,从理论解析角度给出了双导电管结构的设计尺寸,进一步优化设计了换流变阀侧套管的芯体绝缘结构,从内、外绝缘配合的角度给出了换流变阀侧套管的外绝缘设计方案,并对其整体电场分布情况进行了校核计算:工作电压下其径向电场强度控制在3.11 kV/mm,工频耐压下其轴向电场强度控制在0.51 kV/mm,均满足换流变阀侧套管的电场强度控制要求。对设计的换流变压器阀侧套管进行型式试验,其通过了工频干耐受电压试验并局部放电测量、雷电冲击干耐受电压试验并局部放电测量和温升试验等典型型式试验。本文设计的环氧浸纸换流变阀侧套管具有可靠的头部、尾部密封载流结构、中部卡装结构、导电管直接载流结构,套管设计合理、机械强度高、抗震性能好、热稳定性能优异、绝缘可靠、局部放电电场强度小。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 刘其昶. 绝缘结构总论[M]. 北京:机械工业出版社,1988:23-67.
- [2] 邱志贤. 高压绝缘子的设计与应用[M]. 北京:中国电力出版社,2006:59-79.
- [3] 陈少卿,彭宗仁,王霞. 玻璃化温度对环氧树脂空间电荷分布的影响[J]. 电工技术学报,2011,26(8):227-230.
CHEN Shaoqing, PENG Zongren, WANG Xia. Effects of glass transition temperature on space charge in epoxy resin[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(8): 227-230.
- [4] 申巍,曹雯,吴锴. 环氧/纸复合材料击穿特性及空间电荷的研究[J]. 电工技术学报,2013,28(1):1-6.
SHEN Wei, CAO Wen, WU Kai. Study of characteristics of breakdown strength and space charge in epoxy/paper composite[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2013, 28(1):1-6.
- [5] 张育兴,马伟明,陈伯义,等. 周期脉冲式直线感应电机定子瞬态温度特性[J]. 中国电机工程学报,2012,32(9):86-92, S12.
ZHANG Yuxing, MA Weiming, CHEN Boyi, et al. Transient temperature characteristics of periodic pulse-type linear induction motor stators[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(9): 86-92, S12.
- [6] CECCHI V, LEGER A S, MIU K R, et al. Incorporating temperature variations into transmission-line models[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(4):2189-2196.
- [7] BUCHGRABER G, BIRO O, KALCHER P, et al. Computation of temperature rise in transformer bushing adapters[C]//2003 IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition. Dallas, TX, USA:IEEE, 2003:836-840.
- [8] HESAMZADEH M R, HOSSEINZADEH N, WOLFS P. An advanced optimal approach for high voltage AC bushing design[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2008, 15(2):461-466.
- [9] CAO Wen, SHEN Wei, HE Baosheng, et al. Structural design for DC bushing core based on the material life[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2013, 20(1):281-288.
- [10] XIE Hengkun, MA Xinshan, KAO K C. Computation of electric fields and study of optimal corona suppression for bushing-type insulators[J]. IEEE Transactions on Electrical Insulation, 1986, EI-21(1):41-51.
- [11] PLATEK R, SEKULA R, LEWANDOWSKI B. Fluid influence on dynamic characteristics of transformer-bushing system using fluid structure interaction (FSI) approach[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2010, 17(2):408-416.
- [12] 宓传龙,汪德华. 1000 kV交流输电工程电抗器核心技术的研究[J]. 变压器,2009,46(11):1-6.
MI Chuanlong, WANG Dehua. Research on kernel technology of reactor in 1000 kV AC transmission engineering[J]. Transformer, 2009, 46(11):1-6.
- [13] 张施令. 非线性有限元法在出线装置复合绝缘结构电场计算中的应用[J]. 电力自动化设备,2020,40(4):218-224.
ZHANG Shiling. Application of nonlinear finite element method in electric field calculation of composite insulation structure of transformer outlet[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(4):218-224.
- [14] 刘鹏,彭宗仁,党镇平,等. 极性反转试验中,±800 kV换流变压器套管尾部的电场分布研究[J]. 电瓷避雷器,2009(3):1-4,8.
LIU Peng, PENG Zongren, DANG Zhenping, et al. Study on electric field distribution of ±800 kV converting transformer bushing outlet terminal during polarity reversal test[J]. Insulators and Surge Arresters, 2009(3):1-4,8.
- [15] 魏杰,高海峰,黄瑞平,等. ±500 kV换流站直流场主设备典型外绝缘故障分析及对策[J]. 电网技术,2012,36(12):276-282.
WEI Jie, GAO Haifeng, HUANG Ruiping, et al. Analysis and countermeasure on typical external insulation failure of main equipments of ±500 kV converter stations[J]. Power System Technology, 2012, 36(12):276-282.
- [16] KONZELMANN S, HOFFMANN C, MERTE R, et al. Thermal and electrical properties of aluminum nitride filled epoxy-resin compound[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2008, 15(2):327-333.
- [17] SMAJIC J, HUGHES J, STEINMETZ T, et al. Numerical computation of ohmic and eddy-current winding losses of converter transformers including higher harmonics of load current[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2012, 48(2):827-830.
- [18] 张良县,陈模生,彭宗仁,等. 非正弦负载电流下特高压换流变压器绕组的谐波损耗分析[J]. 中国电机工程学报,2014,34(15):2452-2459.
ZHANG Liangxian, CHEN Mosheng, PENG Zongren, et al. Study on the harmonic losses of UHV converter transformer windings subject to non-sinusoidal load current[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(15):2452-2459.
- [19] 张施令,姚强. 基于WNN-GNN-SVM组合算法的变压器油色谱时间序列预测模型[J]. 电力自动化设备,2018,38(9):155-161.
ZHANG Shiling, YAO Qiang. Predicting model of transformer DGA time series based on WNN-GNN-SVM combined algorithm[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(9):155-161.
- [20] 王志强,周长亮,李文文,等. 船用丁基橡胶绝缘电缆剩余寿命评估[J]. 中国电机工程学报,2012,32(34):189-195, S26.
WANG Zhiqiang, ZHOU Changliang, LI Wenwen, et al. Residual life assessment of butyl rubber insulated cables in ship-board[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(34):189-195, S26.
- [21] 万安平,陈坚红,盛德仁,等. 基于多重环境时间相似理论的燃气轮机热通道部件剩余寿命预测方法[J]. 中国电机工程学报,2013,33(5):95-101, S14.
WAN Anping, CHEN Jianhong, SHENG Deren, et al. Residual life prediction method for gas turbine HGP component based on multi-environmental time similarity theory[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(5):95-101, S14.
- [22] 李金忠,孙建涛,张书琦,等. 特高压变压器高压出线装置长时工频耐压下绝缘性能试验研究[J]. 中国电机工程学报,2012,32(34):151-157.
LI Jinzhong, SUN Jiantao, ZHANG Shuqi, et al. Research on the insulation performance for high voltage lead exit of ultra-high voltage transformers under long duration power frequency withstand voltage[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(34):151-157.
- [23] 罗忠游,王凯,孙帆,等. 基于集中参数模型和最小二乘法的电容式电压互感器参数辨识[J]. 电力电容器与无功补偿,2018,39(6):75-79.
LUO Zhongyou, WANG Kai, SUN Fan, et al. New algorithm for CVT parameter identification based on least squares and lumped parameter model[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2018, 39(6):75-79.
- [24] 廖小兵,汪芳宗,杨萌. 基于高斯方法及 Sherman-Morrison 公式的暂态稳定性并行计算方法[J]. 电力系统保护与控制,2017,45(4):1-8.
LIAO Xiaobing, WANG Fangzong, YANG Meng. Parallel algo-

rithm for transient stability simulation using Gauss method and Sherman-Morrison formula[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(4): 1-8.

[25] 廖永力, 李锐海, 李小建, 等. 典型空气间隙放电电压修正的试验研究[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(28): 171-176.

LIAO Yongli, LI Ruihai, LI Xiaojian, et al. Experimental research on typical air gap test voltage correction[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(28): 171-176.

作者简介:



张施令(1986—),男,重庆人,高级工程师,博士,主要从事高压交/直流套管内外绝缘结构的设计和优化研究工作(E-mail: 526793305@qq.com)。

(编辑 任思思)

Insulation structure design of valve side bushing of ± 400 kV converter transformer

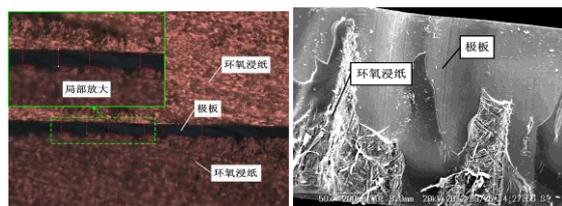
ZHANG Shiling¹, PENG Zongren², NING Xin³, TIAN Huidong²

(1. Electric Power Research Institute of State Grid Chongqing Electric Power Company, Chongqing 401123, China; 2. State Key Laboratory of Electrical Insulation and Power Equipment, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China; 3. State Grid Sichuan Electric Power Research Institute, Chengdu 610072, China)

Abstract: The design margin of valve side bushing of ± 400 kV converter transformer is lower than that of UHV converter transformer, and the number of valve side bushing used in ± 400 kV converter transformer is large in converter valve hall, so it is necessary to analyze and discuss the insulation structure design of valve side bushing of ± 400 kV converter transformer. The heating mechanism of the double conductive tube structure of the valve side bushing of ± 400 kV converter transformer is analyzed, the design size of the double conductive tube structure is given from the theoretical analysis point of view, the core insulation structure of the bushing is further optimized, the external insulation design scheme of the bushing is given from the perspective of internal and external insulation coordination, and the overall electric field distribution is calculated and checked. The radial electric field intensity is controlled at 3.11 kV/mm under working voltage, and the axial electric field intensity is controlled at 0.51 kV/mm under the power frequency withstand voltage, which meet the requirements of electric field intensity control in the design of valve side bushing of ± 400 kV converter transformer. Furthermore, the type test of the developed valve side bushing of ± 400 kV converter transformer is carried out, and the results show that the developed bushing passes the typical type tests such as power frequency dry withstand voltage test with partial discharge measurement, lightning impulse dry withstand voltage test and temperature rise test.

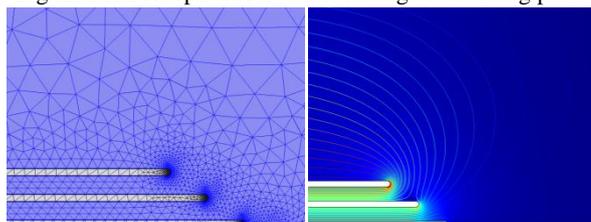
Key words: ± 400 kV valve side bushing of converter transformer; double conductive tube structure; optimization design; electric field intensity control

附录



(a) 极板边缘正视图 (b) 极板边缘侧视图
图 A1 套管极板边缘处的显微观察结果

Fig.A1 Microscopic observation on edge of bushing plate



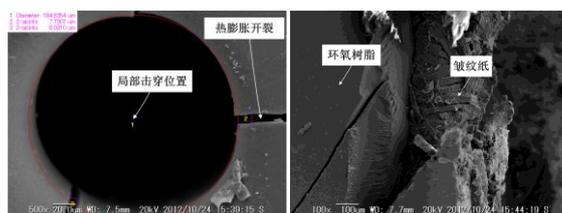
(a) 有限元网格化分 (b) 电场分布
图 A2 有限元网格化分与电场分布

Fig.A2 Finite element mesh and E-field distribution



(a) 载流铜管 (b) 套管芯子
图 A3 实际运行中换流变阀侧套管绝缘失效示意图

Fig.A3 Insulation failure of valve side bushing of converter transformer in actual operation



(a) 局部击穿点 (b) 环氧树脂与皱纹纸剥离
图 A4 套管芯子局部击穿点显微观察结果

Fig.A4 Microscopic observation on local breakdown point of casing core

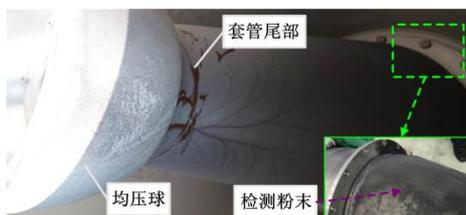
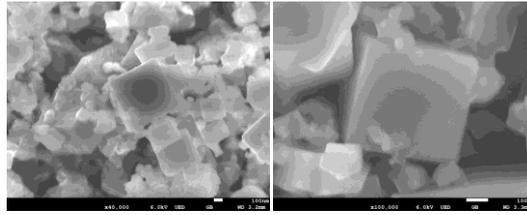
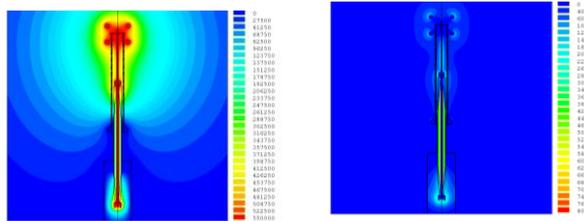


图 A5 事故套管电容芯子尾部照片
Fig.A5 Photo of tail of capacitor core of accident bushing



(a) 放大 40000 倍 (b) 放大 100000 倍
图 A6 电容芯子表面粉末分析结果

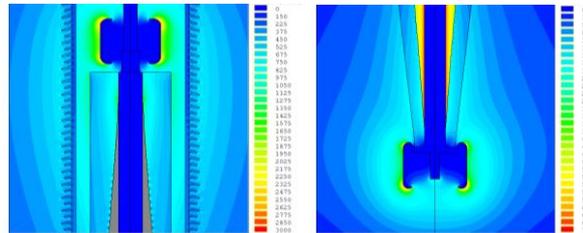
Fig.A6 Morphological analysis results of powder on surface of capacitor core



(a) 电位分布 (b) 电场分布

图 A7 交流 527kV 电压下套管整体电位/电场分布

Fig.A7 Distribution of electric potential and electric field of bushing under AC 527 kV



(a) 气端 (b) 油端

图 A8 套管均压装置电场分布

Fig.A8 Electric field distribution of bushing equalizing device

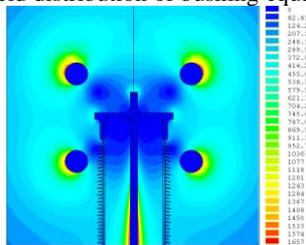


图 A9 套管出线端均压环电场分布

Fig.A9 Electric field distribution of grading ring at outgoing end of bushing

表 A1 ±400kV 环氧浸纸换流变阀侧套管型式试验结果

Table A1 Type test results of ±400kV rubber impregnated paper converter bushing

项号	试验项目	试验结果	结论
1	工频干耐受电压试验+局部放电测量	527kV 维持 5min 局放≤5.2 PC 650kV 维持 5min 局放≤6.5 PC 527kV 维持 1h 局放≤5.5 PC	通过
2	雷电冲击干耐受电压试验	全波：正极性 1365kV，15 次 全波：负极性 1365kV，15 次 截波：负极性 1570kV，5 次	通过
3	操作冲击干耐受电压试验	全波：负极性 1365kV，14 次 正极性 1234kV，15 次；放电 0 负极性 1234kV，15 次；放电 0	通过
4	热稳定试验	施加电压 450kV，油温 90°C，0~5h，tanδ≤0.379%	通过
5	温升试验	施加电流 5515A，试验时套管空气端环温 50°C 油温 90°C	通过