

电弧故障时分体式有载分接开关 结构失效风险仿真研究

邵宇航¹, 吕晓露², 李金忠³, 梁帆¹, 汪可², 张乔根¹, 刘轩东¹

(1. 西安交通大学电气工程学院, 710049, 西安; 2. 中国电力科学研究院有限公司, 100192, 北京;

3. 国家电网有限公司, 100031, 北京)

摘要: 为研究新型分体式有载分接开关(OLTC)电弧故障时的应力分布并验证其布置可靠性,基于电弧能量和电弧故障的产气特性,计算了电弧故障起始过程的冲击压力与气泡膨胀阶段的压力;进而建立电弧故障的压力波传输模型,采用声固耦合仿真方法对压强场-应力场的耦合作用进行计算,实现了流体压力波与固体弹性波的相互转换;同时构建分体式 OLTC 内部燃弧故障的压力传播模型,得到了切换油室和分体油箱的内部压强和结构应力分布特征。计算结果表明:电弧故障后油室顶部和底部的压强峰值分别为 1.59、2.95 MPa,对应的油室顶部和底部结构的应力峰值分别为 90、440 MPa,明显存在油室底部开裂风险;在油室底部泄漏的情况下,油箱顶部应力峰值超过 250 MPa 会造成油室底部破坏,从而严重威胁油箱结构的可靠性。相关结论可为分析 OLTC 油室结构破裂故障和完善新型 OLTC 分体式布置的设计提供理论依据。

关键词: 有载分接开关;电弧故障;分体式布置;应力分布

中图分类号: TM403.4 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202407012 **文章编号:** 0253-987X(2024)07-0129-10

Simulation Study on the Risk of Structural Failure in Separate Type On-Load Tap Changers During Arc Faults

SHAO Yuhang¹, LÜ Xiaolu², LI Jinzhong³, LIANG Fan¹, WANG Ke²,

ZHANG Qiaogen¹, LIU Xuandong¹

(1. School of Electrical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China; 2. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China; 3. State Grid Corporation of China, Beijing 100031, China)

Abstract: To study the stress distribution in the new separate on-load tap changers (OLTC) during arc faults and verify the reliability of OLTC separate arrangement, the impact pressure during arc fault initiation and bubble expansion stage are calculated based on arc energy and gas production characteristics. The pressure wave transmission model of the arc faults is established. The acousto-solid coupling simulation method is used to calculate the coupling effect of pressure field and stress field, realizing the conversion between fluid pressure wave and solid elastic wave. Additionally, the pressure transmission model for internal arc faults in separate OLTCs is established to obtain the internal pressure and structural stress distribution characteristics of switching oil chamber and split oil tank. The results show that the peak pressures at the top and

bottom of the oil chamber after the arc fault are 1.59 MPa and 2.95 MPa respectively. The corresponding peak structural stresses at the top and bottom of the oil chamber are about 90 MPa and 440 MPa respectively, presenting a risk of cracking at the bottom of the oil chamber. In the case of leakage at the bottom of the oil chamber, the peak stress of over 250 MPa at the top of the oil chamber will result in the damage at the bottom of the oil chamber, further threatening the reliability of the oil chamber structure. The conclusions of this paper can provide a theoretical basis for the failure analysis of OLTC oil chamber structure rupture and the refinement of the design of new OLTC separate arrangement.

Keywords: on-load tap changer; arc fault; separate arrangement; stress distribution

有载分接开关(OLTC)是特高压换流变压器的核心部件之一,由切换开关和分接选择器组成,可在电流不中断且不发生分接头间短路的情况下实现调压,其运行稳定性关乎换流变压器的安全可靠运行^[1-5]。然而,随着调压次数的增加,可能发生触头松动、传动机构卡涩、主弹簧疲劳断裂等故障,进而引起电气事故,甚至形成持续的高能电弧,产生极高的热量和压强,导致变压器发生燃爆事故^[6-9]。为降低切换开关电弧故障对变压器主体的影响,可将切换开关与分接选择器分离,并将最易出现电弧故障的切换开关分置于主油箱外的附属油箱^[10],形成分体式布置结构,但目前该结构的可靠性仍处于设计校核阶段。可见,研究分体式布置 OLTC 电弧故障下内部的压力特征与结构失效风险,对于 OLTC 及油室结构优化、非电量保护设计等具有重要意义。

油中电弧的产生涉及多个物理化学过程,包括形成放电通道、热量释放、绝缘油分解和汽化、气泡膨胀、形成压力波等^[11-13]。为评估油中电弧故障引起油箱或油室内部压强升高带来的危害,国内外开展了大量有关油中电弧故障下压强升高规律的研究。Perigaud 等开发了一种用于电弧故障下变压器爆炸过程的计算工具,模拟了电弧故障压力的产生与传播,并通过试验验证了仿真模型的有效性^[14-15],但该方法假定油箱为绝对刚体,忽略了结构弹性对压力衰减和压力波传播的影响,无法计算流体压强引起的结构应力变化。徐海军等搭建了 OLTC 油室短路燃弧实验平台,并同步测量燃弧过程中的电弧电压、电弧电流、内部油压,发现燃弧后内部油压呈先迅速升高后下降再波动升高的趋势,然而该试验研究模拟的电弧电流和燃弧能量仍未达到实际爆燃故障的水平,因此与实际大容量换流变 OLTC 电弧故障的压力特征存在差异^[16]。Tadokoro 等研究了油中电弧在密闭容器中导致的压升过程,结合油通量解释了不同深度下的压力波

动规律,研究发现气相和液相位置的压升波形几乎一致,但不同高度的压力波动差异较大^[17]。闫晨光等在假设油箱无压力释放的条件下,基于电弧能量与压力震源间的关系,考虑压力场与油箱结构力场的耦合关系,利用声固耦合模型计算了不同故障能量和故障位置情况下,变压器油箱内部压力和结构应力的分布,得到内部油压及油箱应力与故障能量间的正相关性^[18-19]。刘泽洪等实测了变压器升高座区域电弧故障引起的油压变化,在有压力释放装置与无压力释放装置的升高座筒中分别设置电弧故障,测得两种工况下的典型压力曲线,试验证明了压力释放装置可以有效避免油箱内部压力的持续升高^[20]。

总之,电弧放电导致的 OLTC 油室或变压器油箱结构变形、燃爆事故时有发生,但迄今为止,针对 OLTC 电弧故障压力下切换油室以及分体式油箱的应力特征和结构失效过程鲜有报道。本文以特高压换流变 OLTC 切换油室及其分体油箱为研究对象,建立了含压力释放装置的 OLTC 油室及分体油箱仿真模型,以实际电弧故障模拟试验中的故障能量为例,计算分析了电弧故障下油室及分体油箱内部的压强分布,并采用试验实测数据验证了仿真的有效性。同时,基于声固耦合法得到了油室结构完好和极端情况下,油室底座泄漏时分体结构的机械应力分布特征,并对分体布置的结构失效风险进行分析。相关结论可为 OLTC 非电量保护设计和分体式变压器油箱优化提供依据。

1 OLTC 电弧故障与分体式布置

1.1 OLTC 电弧故障表现形式

OLTC 切换开关的切换过程与电弧产生如图 1 所示。在切换过程中,传动轴转动带动驱动主轴并使动触头旋转,从而控制动触头与静触头的通断,期间触头的断口间将产生电弧和恢复电压。

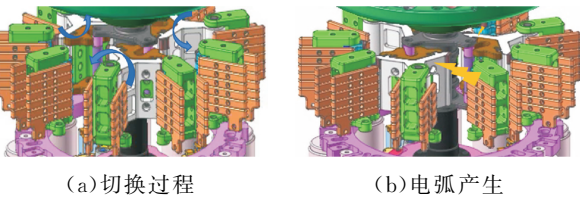


图 1 OLTC 切换过程及电弧产生示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the OLTC switching process and arc generation

在正常运行情况下,OLTC 开断电弧的能量较低,然而由于调压需求频繁,导致换流变 OLTC 长期运行后易出现机械系统故障,继而引发电气故障。机械故障引发电气故障产生的电弧能量相对较高,相对正常运行产生的开断电弧破坏性较强。文献[21]在对某 220 kV 变压器的故障 OLTC 解体时发现,OLTC 顶盖破裂,动触头和静触头严重烧蚀,绝缘油严重劣化并变黑;此外,分接开关部分连线受瞬间冲击力影响被震断,部分结构受冲击发生变形。文献[22]对相似型号的故障 OLTC 解体时也发现了类似的现象。

变压器油中燃弧伴随着高温等离子体通道高速膨胀、油分解气受热膨胀等暂态过程,将对电弧故障位置附近的绝缘油产生剧烈的挤压作用。由于绝缘油抗压缩性较高,因此在剧烈形变过程中极易呈现极高的刚度,并形成极高的冲击压力波。OLTC 油室腔体为封闭性结构,且相对于变压器主油箱来说空间较小,各机械结构距离电弧爆源较近,因此,OLTC 油室更容易被电弧故障产生的冲击压力波所破坏。图 2 展示了压力没有及时泄放情况下油室顶部结构破裂的形貌,红圈处为裂纹。



图 2 电弧故障导致 OLTC 结构破裂形貌图^[21]

Fig. 2 Topography of rupture of the structure in arc fault OLTC^[21]

1.2 OLTC 分体式布置

常用的 OLTC 布置在变压器主油箱内一侧,图

3 给出了典型的布置方式示意图。切换开关芯子安装在切换油室桶中,切换油室与绕组间仅靠变压器油隔离。

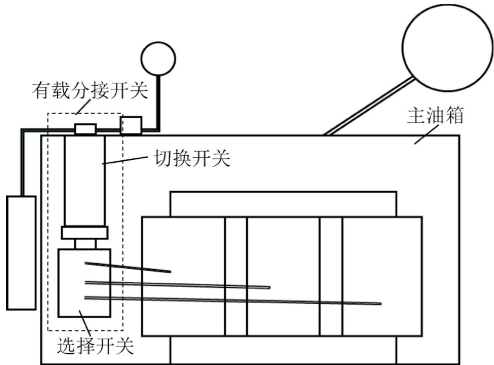


图 3 变压器 OLTC 的典型布置示意图

Fig. 3 Sketch map of typical arrangement of the transformer OLTC

图 4 为 OLTC 切换/选择分体布置示意图。空间上,切换开关和选择开关通过引线套管连接,油路被中间隔板和引线套管切断,实现了切换部分与主油箱的空间隔离,降低了切换开关电弧故障破坏力对主油箱的波及程度。

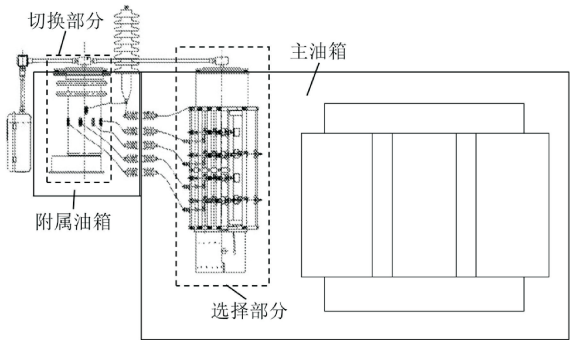


图 4 OLTC 切换/选择分体布置示意图

Fig. 4 Sketch map of separate arrangement for OLTC's switching and selection part

2 OLTC 电弧故障压力特征

2.1 计算模型

建立分体式 OLTC 试验油箱三维模型,如图 5 所示,其主体结构包括主油箱(以下简称 A 油箱)、附属油箱(以下简称 B 油箱)、切换开关油室、引线套管。A、B 油箱均采用结构钢材质,A 油箱的尺寸为 1 800 mm×1 800 mm×3 100 mm,B 油箱的尺寸为 1 800 mm×1 650 mm×2 350 mm,油箱外壳的厚度为 15 mm,A、B 油箱间采用 30 mm 的加厚隔板以

增强对压力波的隔离作用。切换开关油室桶壁采用玻璃纤维绕制并用环氧树脂浇注,油室端盖、法兰和底座均采用铝合金材料,引线套管主绝缘采用环氧树脂材料,导杆为铜材质。电弧故障源设置在切换油室中上部,距离油室底部 1 140 mm。泄压阀出口位于油室顶盖中心,喉径为 150 mm。

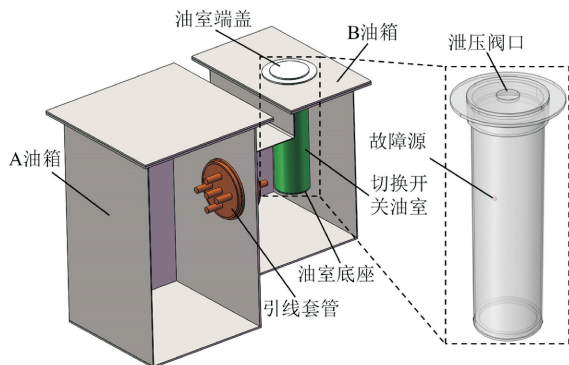


图 5 分体式试验油箱三维模型和故障源设置

Fig. 5 3D model of separate type OLTC test oil tank and fault source setting

为了便于计算,仿真中将切换开关油室桶壁简化为环氧树脂玻璃钢复合材料,油箱和油室内部分充满变压器油。为降低仿真计算对内存的依赖,建模时对几何模型进行了简化。由于压力多集中于 B 油箱,因此忽略 A 油箱中的高压套管结构,同时忽略 A、B 油箱的人孔、注油管道、连接螺栓等结构。

OLTC 内的电弧故障过程是恒容增温过程^[18],因此要确定电弧爆源压强和电弧能量间的关系,首先定义表征电弧能量的热量转化率的能量转化系数 α ,表达式如下

$$\alpha = Q_{\text{heat}}/W_{\text{arc}} \quad (1)$$

式中: Q_{heat} 为电弧热效应加热气体的热量; W_{arc} 为电弧能量; W_{arc} 与 Q_{heat} 的单位一致。早期研究^[23]表明, α 取值约为 34.6%。

在气体准静态恒容增温过程中,气体内部温度的升高与气体热容 c_{gas} 相关,可表示为

$$dQ_{\text{heat}} = c_{\text{gas}} m_{\text{gas}} dT_{\text{gas}} \quad (2)$$

式中: m_{gas} 为气体质量; T_{gas} 为气体温度; c_{gas} 为气泡混和气体的比定容热容,与电弧故障气体组成成分有关。由于混合气体温度升高所吸收的热量等于各气体成分升高相同温度时吸收的热量之和,因此混合气比热容服从叠加规律,在本文中取值为 2.16 kJ/(kg · K)。

理想气体状态方程反映了一定量气体在同一状

态下压强、体积、温度 3 个参量间的关系。对于油中电弧故障混合气体,有

$$V_{\text{gas}} dp_{\text{gas}} = m_{\text{gas}} R dT_{\text{gas}} \quad (3)$$

式中: V_{gas} 为混合气体体积; p_{gas} 为气体压强; R 为普适气体常量。

式(3)反映了准静态压升过程中气体压强与温度间的关系,其中, V_{gas} 可采用巴西 CEPEL 公司在多次实验中总结的经验公式^[24],表示为电弧能量的函数

$$V_{\text{gas}} = 0.44 \ln(W_{\text{arc}} + 5\,474.3) - 3.8 \quad (4)$$

根据式(4),燃弧期间产生的气体体积为电弧能量的对数函数。由式(1)~式(4)可得故障气泡压强与电弧能量间的关系,表示为

$$dp_{\text{t}} = \frac{R}{C_{\text{gas}}} \frac{\alpha}{V_{\text{gas}}} dW_{\text{arc}} \quad (5)$$

式中: p_{t} 为内部压强,表示背景压力 and 实际压力变化的叠加。

由式(5)可知,在给定电弧能量输入的情况下,即可得到恒容增温过程的电弧爆源压力。

电弧故障产生的压强以球面压力波的方式在变压器油中传播,压力波在传播过程中发生损耗。一方面,流体黏性使压力波能量衰减,即黏性耗散;另一方面,压力波传输至容器壁时,将在结构表面发生折射和反射,并使容器壁发生形变,压力波最终因做功而损失能量。流体力学模型和流体力学衍生的压力声学模型已被验证适用于计算与本文相似的电弧故障类型^[18,25],因此本文采用压力声学模型和声固耦合法计算流体压强和结构应力。

压力波传播的瞬态波动方程可写为

$$\frac{1}{\alpha^2} \frac{\partial^2 p_{\text{t}}}{\partial t^2} = \nabla \left(\frac{1}{\rho} \nabla p_{\text{t}} - \frac{\delta}{\rho c^2} \frac{\partial \nabla p_{\text{t}}}{\partial t} \right) \quad (6)$$

式中: ρ 为流体密度; c 为压力波传播速度; t 为时间; δ 为压力波扩散率,与流体黏度相关,表示如下

$$\delta = \frac{1}{\rho} \left(\frac{4\mu}{3} + \mu_{\text{B}} \right) \quad (7)$$

其中, μ 为流体动力黏度, μ_{B} 为流体本体黏度。

为了对流体中的压力波和固体中的弹性应力波间的相互作用建模,在流体与固体边界设置了声压-结构力学耦合条件,用于描述压力波对结构施加载荷造成弹性形变,以及压力波能量的损耗。与此同时,固体结构将反作用于流体形成压力波的反射波,其耦合方程可写为

$$-n \left(-\frac{1}{\rho} \nabla p_{\text{t}} \right) = -nu_{\text{tt}} \quad (8)$$

$$F_{\text{A}} = p_{\text{t}} n$$

式中： u_{tt} 为结构单元位移的二阶导数，即加速度； n 为结构表面的法向向量； F_A 为结构的面积载荷。

采用洛平条件控制泄压阀出口的压力传输阻抗，该条件在求解固体力学模型中用于指定变量及其梯度之间的关系。当出口压强高于 110 kPa 时，泄压阀开启，此时洛平条件将出口的边界阻抗从变压器油与金属固体的耦合转变为变压器油与空气的耦合，边界阻抗的大幅降低使得油室内的压力从泄压阀出口流出，并在一定程度上减小了反射。

2.2 电弧故障压力特征

以国家电网公司组织的某次 63 kA 换流变 OLTC 切换油室电弧放电试验中的电弧能量作为仿真中的能量输入，模拟切换油室内部电弧故障下的分体油箱压力分布。试验通过直径为 0.5 mm、长度为 30 mm 的铜丝引弧，电弧持续时间为 80 ms，累计电弧能量为 4.1 MJ，顶部安装有机械式压力释放阀，开启压力为 (110 ± 5) kPa。试验过程中的电弧电压与电流曲线如图 6 所示。

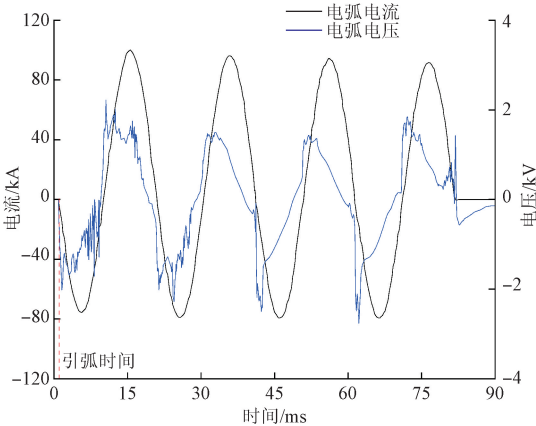


图 6 电弧电压与电流曲线
Fig. 6 Arc voltage and current curve

在电弧故障源对面的油室桶内壁布置 PCB113 型动态压力传感器，带宽为 0~500 kHz，实时监测流体压力的变化，在仿真计算的同一位置设置了测量点以提取压力变化。试验测量和仿真计算得到的切换油室内壁压强曲线如图 7 所示，可以看出，由于泄压阀及时释放压力，尽管在燃弧过程中电弧能量持续升高，但试验测量压强和仿真计算得到的压强并不随电弧能量积累而持续升高，而是先升高至峰值，随后波动衰减。8.2 ms 时，试验测量的内部压强达到峰值 2.21 MPa，仿真计算得到同一位置处的压强峰值为 2.26 MPa，对应的时间为 6.5 ms。仿真得到的压强峰值与试验测量数值较为接近，且压强

随时间的变化趋势也具有较好的一致性，验证了本文计算模型的有效性。

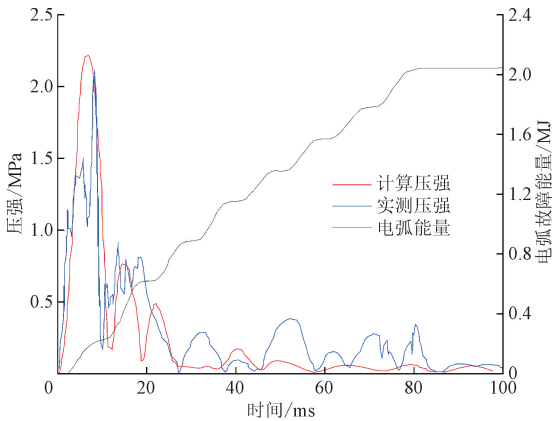


图 7 OLTC 切换油室桶内壁压强的计算值与测量值对比
Fig. 7 Comparison of calculated and measured pressure of OLTC switching oil chamber inside wall

对于整个 OLTC 分体油箱来说，当切换开关发生燃弧故障时，油室内部的压力升高最为显著，变压器油在电弧热量的作用下迅速汽化、分解，生成的气泡团将剧烈挤压周围的变压器油，形成幅值较高的冲击波。图 8 给出了电弧故障后部分时刻油室内部的压强分布云图。需要强调的是，由于仿真计算中的压强设置为相对压强（以大气压为基准点计算的压强，大于大气压强为正值，反之为负值），因此本文得到的压强、应力均采用相对值。

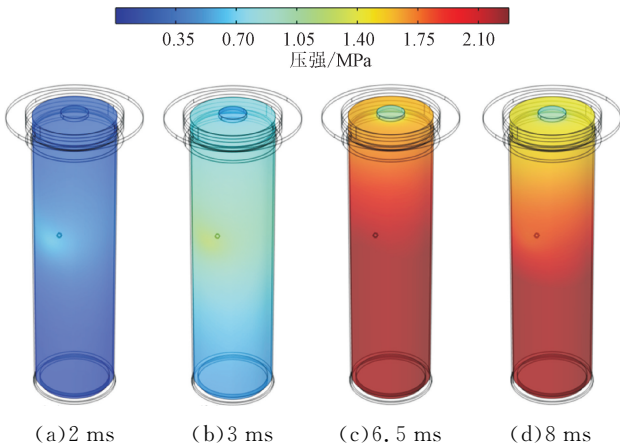


图 8 OLTC 切换油室内部的压强分布
Fig. 8 Pressure distribution inside the OLTC switching oil chamber

由图 8 可见，故障源附近产生压强激增，以压力波的形式向外传播扩散，在燃弧故障时间为 6.5 ms 时，油室内的压强达到较高水平，由于泄压阀已开

启,油室顶部压强得到释放,因此压力主要集中在油室底部,此时油室内部峰值超过 2.1 MPa。随着时间推移,泄压阀持续开启释放压力,压力波的传播使得压力从高压强区域向低压强区域传播,在油室内部体现为压力从油室底部传播至油室顶部,再经泄压阀出口释放。

图 9 展示了切换油室底部和顶部压强随时间变化的计算结果。由图可见,油室顶部压强在 6.5 ms 时达到峰值,约为 1.59 MPa,受压力波传输距离和泄压阀的共同作用,油室底部压强峰值稍滞后于油室顶部,但幅值更高;在 8 ms 时,油室底部压强峰值达到 2.95 MPa。压力释放阀的持续开启使油室内部的压强水平在整体上呈现下降趋势,这一点在油室顶部和油室底部的压强曲线上均有体现。

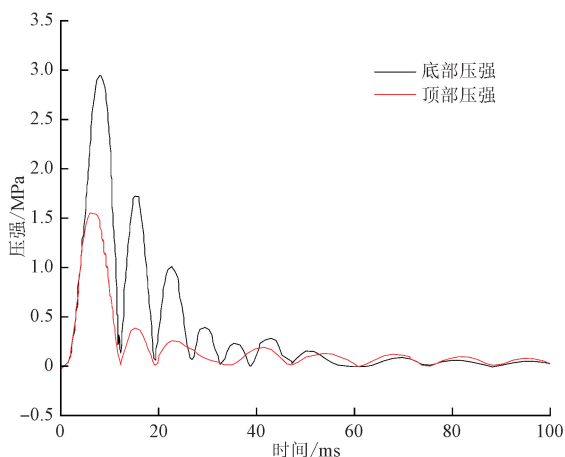


图 9 切换油室端部压强曲线

Fig. 9 Pressure curves at both ends of the switching oil chamber

油室内部压力波与固体结构相互作用后,以振动和折射的形式影响 A、B 油箱内部的油压。与油室内部压强产生的原因不同,油箱内部压强产生的原因来自于油室、油箱等结构的形变和位移振动对变压器油的挤压。不同时刻油箱内部压强的分布如图 10 所示。对比图 10 中油箱的内部压强与图 8 中油室的内部压强分布云图可以发现,油箱内部的整体压强较油室内部的压强小 1~2 个数量级。由图 10 可知,由于 A、B 油箱间设有加厚间隔板和引线套管,B 油箱内压力波传递至此隔离结构时,压力波大部分以反射形式返回 B 油箱,少部分转化为隔离结构的固体弹性波并继续转化为 A 油箱内部的压力波,因此 A 油箱的压强水平明显小于 B 油箱。

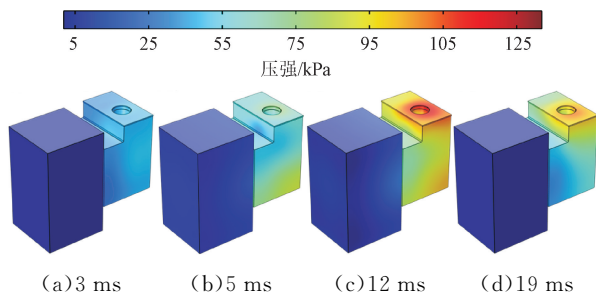


图 10 分体油箱内部的压强分布

Fig. 10 Pressure distribution inside the separate oil tank

分别对 A、B 油箱内部的平均压强进行计算,得到 A、B 油箱的平均压强变化曲线,如图 11 所示。由于 A 油箱距离故障源更远,且受隔离结构保护,因此内部压强变化趋势滞后于 B 油箱,且其内部平均压强在大多数时间低于 B 油箱。

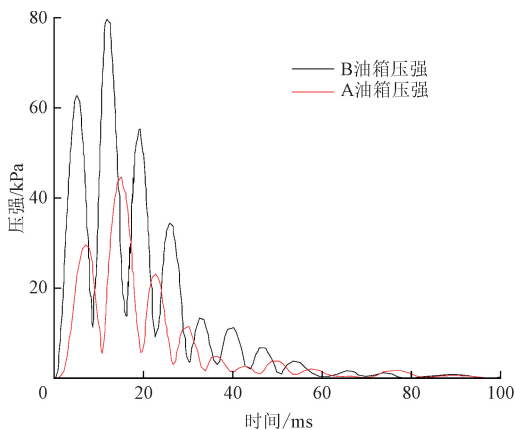


图 11 分体油箱的平均压强曲线

Fig. 11 Average pressure curve of split oil tank

3 油室和油箱结构失效风险分析

3.1 油室及油箱的结构应力分布

当油中压力波传递至机械结构边界时,将对结构边界施加压力,导致结构变形;同时,机械结构自身具有一定刚度,有抵消形变产生的趋势,从而产生一定的结构应力。对于分体油箱,各机械构件连接处以及曲率较大的位置在承受高内部压强时易形成应力集中,成为结构应力弱点。

实际分接开关事故中,油室顶盖和油室底座易发生破裂,这是因为油室桶状结构的影响。电弧故障产生的压力波经过传输和反射后趋于向油室两端集中,经流固耦合作用后形成较高的应力,又由于油室顶盖和油室底座均存在几何突变,容易形成应力集中,因而导致结构破裂。图 12 给出了油室顶盖和

油室底座达到最大应力时的应力分布云图,7 ms 和 8 ms 均表示电弧故障发生后的时间。

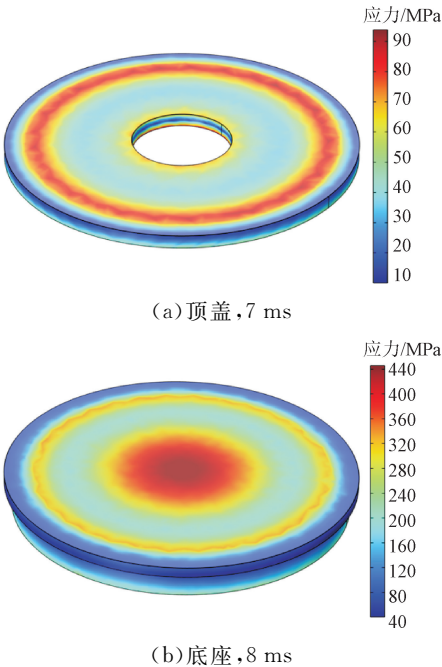


图 12 油室顶盖和油室底座的应力分布

Fig. 12 Stress distribution of oil chamber top cover and oil chamber base

从图 12 可以看出,油室顶盖和油室底座均存在局部应力集中的现象,相比较而言,油室底座应力幅值较高,在放电后 8 ms 时,油室底座的中心区域应力超过 440 MPa,已超出其铝合金材料的耐受强度,有局部变形或破裂的风险;油室顶盖应力峰值约 90 MPa,仍在材料强度的安全范围内;油室顶盖应力水平明显低于油室底座,这是由于油室顶盖设有压力释放阀,使压力传播至油室顶部时压力更多趋于从出口流出,大幅降低了压力波对油室顶盖的冲击,降低了应力水平,而油室底座距离油室顶部较远,短时间内压力来不及释放,因此应力水平较高。这也说明了压力释放阀动作的可靠性对油室结构安全的重要性。

对分体油箱结构在燃弧过程中的应力变化进行分析,发现分体油箱各部位应力水平均在材料耐受强度范围内,但 A、B 油箱间隔板处、B 油箱上盖板以及 B 油箱 L 形拐角结构的连接处仍存在明显的应力集中现象,分别发生在电弧故障发生后的 7.5、10、14 ms,如图 13 所示。由图可知,A、B 油箱间隔板应力最大值约为 25 MPa,B 油箱上盖板最大应力约为 90 MPa,结合材料强度可知 A、B 油箱间隔板和 B 油箱上盖板的最大应力均小于材料的屈服强

度,但均在与相邻结构连接位置处出现应力集中现象;B 油箱 L 形结构应力水平相对较高,与 B 油箱上盖板连接处的应力超过 180 MPa,且 L 形结构的拐角处有明显的应力集中现象,但整体仍在材料可耐受强度范围内。

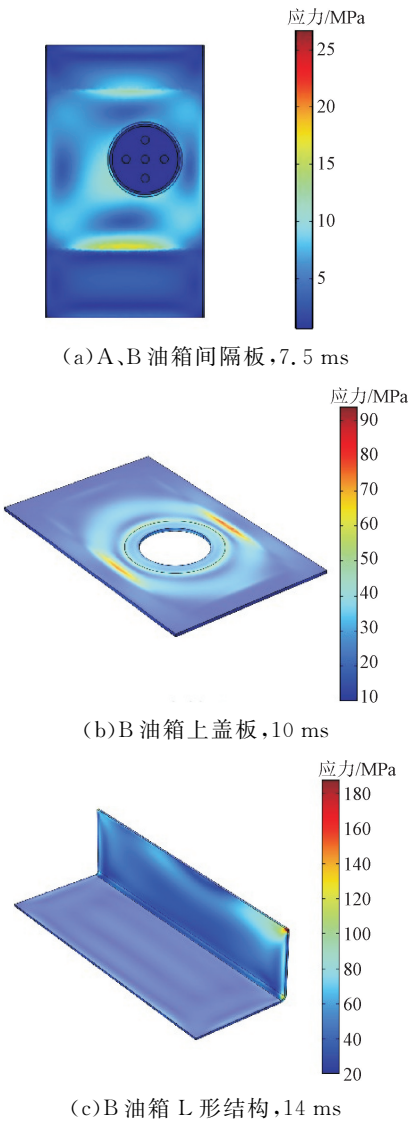


图 13 分体油箱部分结构的应力分布

Fig. 13 Stress distribution in part of the separate oil tank

3.2 油室底部泄漏时 B 油箱的应力分布

对于分体式变压器油箱来说,设计时需要考虑油室结构在电弧故障后发生破裂的情况,因为一旦油室结构损坏,压力将从油室泄漏至 B 油箱,对 B 油箱结构以及 A、B 油箱间隔板造成威胁。由 3.1 节可知,油室底座应力幅值较高,存在变形和破裂风险,因此本文假设油室底座损坏,此时油室与 B 油箱中的变压器油形成油路。通过仿真计算了这一极端情况下的结构应力分布情况,得到 A、B 油箱间隔

板处、B 油箱上盖板、B 油箱 L 形拐角结构的应力集中分别出现在电弧故障发生后的 42、45.5、87 ms, 如图 14 所示。

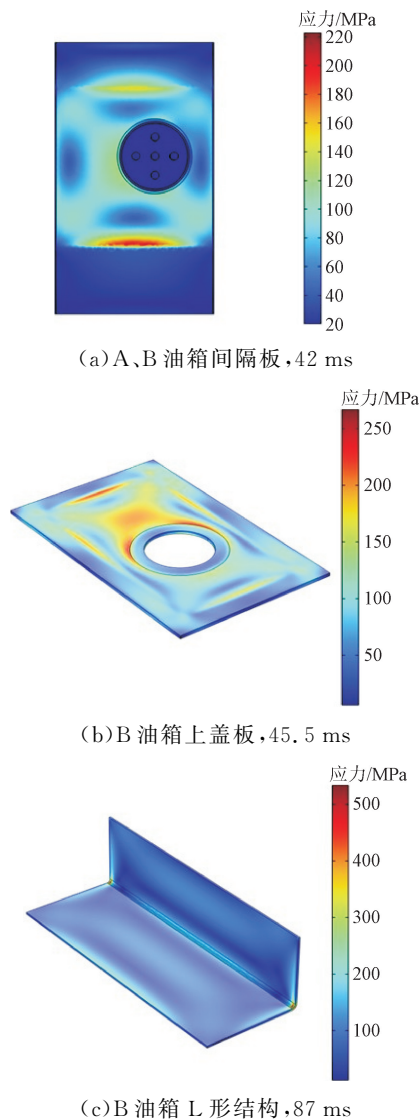


图 14 油室泄漏时分体油箱部分结构的应力分布

Fig. 14 Stress distribution in part of the separate oil tank when the oil chamber is leaking

对比图 14 和图 13 可以发现, 在油室底座破裂且无法隔离油路时, 由于压力涌入 B 油箱对各结构造成冲击, 使各结构的应力显著增大。由图 14 可以看出, A、B 油箱间隔板的最大应力约为 220 MPa, 稍低于其结构钢材质的屈服强度; B 油箱上盖板应力集中现象较明显, 应力最大值超过 250 MPa, 稍稍高于结构钢的屈服强度, 存在变形风险; B 油箱 L 形结构的拐角处局部应力最高, 约为 520 MPa, 远超材料的屈服强度, 有局部开裂风险。由此可见, B 油箱 L 形结构是分体油箱最为关键的结构弱点, 可考虑

适当加入加强筋, 以提高结构强度。

由上述分析可以得出, 在油室底部结构损坏时, 电弧故障压力的破坏范围将扩大, 如果传统的一体式 OLTC 油箱中发生类似事故, 后果将不堪设想。对于分体油箱来说, A、B 油箱间隔板为分体式油箱的重要隔离结构, 能够降低切换油室内电弧故障压力对主油箱的冲击, 同时其机械结构可靠性也关乎着主油箱的安全。计算表明间隔板结构承受的应力仍在安全范围内, 进一步验证了 OLTC 分体油箱在极端工况下的结构可靠性和合理性。

4 结 论

本文以分体式 OLTC 为研究对象, 采用声固耦合法, 研究了 OLTC 分体式布置的内部压强和结构应力的分布特征, 同时基于压强和应力的计算结果, 对分体油箱结构的可靠性和合理性进行评估, 得到以下主要结论。

(1) 通过比较油室内壁同一位置油压的仿真和测量结果, 验证了所建仿真模型的正确性。油室桶内壁处压强的试验测量峰值为 2.21 MPa, 仿真计算得到的结果为 2.26 MPa, 仿真计算与试验实测结果在幅值和变化趋势上较为一致。切换油室内部发生电弧故障后, 泄压阀及时开启, 内部压强在陡升后呈降低趋势, 而不是随着电弧能量积累而持续增长。

(2) 泄压阀对油室上部的具有明显的泄压效果, 使得油室底部的压力峰值高于油室顶部。在燃弧故障后 6.5 ms 时, 油室顶部压强峰值达到 1.59 MPa, 在 8 ms 时, 底部压强达到 2.95 MPa; 由于固体结构对压力波具有隔离作用, 分体油箱内部压强较切换油室内部压强低 1~2 个数量级, 且 A 油箱整体压强水平低于 B 油箱。

(3) 电弧故障产生的压力对油室结构产生冲击作用, 在油室顶盖和油室底座形成局部应力集中。油室底座应力较高, 在故障后 8 ms 时的最大值超过 440 MPa, 存在破裂风险; 分体油箱结构也存在应力集中现象, 但由于内部压强水平不高, 因此相应的应力均在材料屈服强度以下, 无开裂风险。

(4) 当油室底部结构破裂时, 切换油室内部与油箱内部的变压器油形成通路, 电弧故障产生的压力将涌入 B 油箱中。经计算, 在这一极端情况下, A、B 油箱间隔板的峰值应力约为 220 MPa, 低于材料屈服强度, B 油箱上盖板的最大应力超过 250 MPa, 稍高出材料的屈服强度, B 油箱 L 形结构的拐角处应力达到 520 MPa, 存在破裂或变形的风险。

参考文献:

- [1] ERBRINK J J, GULSKI E, SMIT J J, et al. Diagnosis of on-load tap changer contact degradation by dynamic resistance measurements [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2010, 25(4): 2121-2131.
- [2] 朱韬析, 欧开健. 高压直流线路电压异常波动对分接开关控制的影响 [J]. 电力系统保护与控制, 2009, 37(22): 152-155.
- ZHU Taoxi, OU Kaijian. Influence of the abnormal DC voltage fluctuation on transformer tap changer control [J]. Power System Protection and Control, 2009, 37(22): 152-155.
- [3] 孙元章, 王志芳. OLTC 仿真模型及其对电压无功稳定性的影响 [J]. 电力系统自动化, 1998, 22(5): 10-13.
- SUN Yuanzhang, WANG Zhifang. Modeling of OLTC and its impact on the voltage stability [J]. Automation of Electric Power Systems, 1998, 22(5): 10-13.
- [4] 张知先, 陈伟根, 汤思蕊, 等. 基于互补集总经验模态分解和局部异常因子的有载分接开关状态特征提取及异常状态诊断 [J]. 电工技术学报, 2019, 34(21): 4508-4518.
- ZHANG Zhixian, CHEN Weigen, TANG Sirui, et al. State feature extraction and anomaly diagnosis of on-load tap-changer based on complementary ensemble empirical mode decomposition and local outlier factor [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(21): 4508-4518.
- [5] 南凯刚, 杨帆, 汪可, 等. 有载分接开关驱动轴转动位置的闭环反馈抗扰控制策略 [J]. 西安交通大学学报, 2022, 56(6): 58-66.
- NAN Kaigang, YANG Fan, WANG Ke, et al. Closed loop feedback disturbance rejection control strategy for drive shaft rotational position of on-load tap-changer [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2022, 56(6): 58-66.
- [6] DUAN Ruochen, WANG Fenghua. Fault diagnosis of on-load tap-changer in converter transformer based on time-frequency vibration analysis [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2016, 63(6): 3815-3823.
- [7] 赵彤, 李庆民, 陈平. OLTC 振动信号特征提取的动力学分析方法 [J]. 电工技术学报, 2007, 22(1): 41-46.
- ZHAO Tong, LI Qingmin, CHEN Ping. Dynamic analysis method for feature extraction of mechanical vibration signals of on-load tap changers [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2007, 22(1): 41-46.
- [8] 段若晨, 王丰华, 周荔丹, 等. 利用窄带噪声辅助多元经验模态分解算法检测换流变压器用有载分接开关机械状态 [J]. 电工技术学报, 2017, 32(10): 182-189.
- DUAN Ruochen, WANG Fenghua, ZHOU Lidan, et al. Mechanical condition detection of on-load tap-changer in converter transformer based on narrowband noise assisted multivariate empirical mode decomposition algorithm [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(10): 182-189.
- [9] 王绍武, 李鹏, 李金忠, 等. 变压器真空有载分接开关研究综述 [J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(18): 6893-6907.
- WANG Shaowu, LI Peng, LI Jinzhong, et al. Overview of transformer vacuum-type on-load tap changers [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(18): 6893-6907.
- [10] 上海华明电力设备制造有限公司. 分离式分接开关: CN 202010843133.0 [P]. 2020-11-06.
- [11] 刘毅, 黄仕杰, 赵勇, 等. 液中大电流脉冲放电电弧阻抗特性分析 [J]. 高电压技术, 2021, 47(7): 2591-2598.
- LIU Yi, HUANG Shijie, ZHAO Yong, et al. Analysis of arc impedance characteristics of high current pulsed discharge in liquid [J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(7): 2591-2598.
- [12] 赵勇, 刘毅, 任益佳, 等. 水中大电流脉冲放电的激波传播特性 [J]. 高电压技术, 2021, 47(3): 876-884.
- ZHAO Yong, LIU Yi, REN Yijia, et al. Shock wave propagation characteristics of pulsed high-current discharge in water [J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(3): 876-884.
- [13] 汪倩, 李晓蔚, 阴国锋, 等. 水中铜丝电爆炸激光阴影及流体模拟研究 [J]. 高电压技术, 2020, 46(7): 2586-2592.
- WANG Qian, LI Xiaowei, YIN Guofeng, et al. Underwater electrical explosion of a Cu wire: study via laser shadowgraph and hydrodynamic model [J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(7): 2586-2592.
- [14] PERIGAUD G, MULLER S, DE BRESSY G, et al. Contribution to the study of transformer tank rupture due to internal arcing development of a computer simulation tool [C]//2008 IEEE Power and Energy Society General Meeting: Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century. Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2008: 1-8.
- [15] MULLER S, BOIARCIUC M P, PERIGAUD G. Pro-

- tection of oil-filled transformer against explosion: numerical simulations on a 200 MVA transformer [C]//2009 IEEE Bucharest Power Tech. Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2009: 1-8.
- [16] 徐海军, 王进, 廖文锋, 等. 换流变有载分接开关非电量保护优化配置试验研究 [J]. 变压器, 2021, 58(10): 48-52.
- XU Haijun, WANG Jin, LIAO Wenfeng, et al. Experimental study on optimal configuration of pressure relief device, pressure and oil flow relay of on-load tap-changer [J]. Transformer, 2021, 58(10): 48-52.
- [17] TADOKORO T, KOTARI M, OHTAKA T, et al. Pressure rises due to arc under insulating oil in closed vessel-pressure fluctuation of depth direction in oil [J]. Electrical Engineering in Japan, 2018, 202(2): 43-53.
- [18] 闫晨光, 张保会, 郝治国, 等. 电力变压器油箱内部故障压力特征建模及仿真 [J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(1): 179-185.
- YAN Chenguang, ZHANG Baohui, HAO Zhiguo, et al. Modeling and simulation of pressure characteristics of power transformer tanks' internal faults [J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(1): 179-185.
- [19] 闫晨光, 郝治国, 张保会, 等. 电力变压器油箱形变破裂建模及仿真 [J]. 电工技术学报, 2016, 31(3): 180-187.
- YAN Chenguang, HAO Zhiguo, ZHANG Baohui, et al. Modeling and simulation of power transformer tank deformation and rupture [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(3): 180-187.
- [20] 刘泽洪, 卢理成, 周远翔, 等. 变压器升高座区域电弧故障与压力特性研究 [J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(13): 4688-4697.
- LIU Zehong, LU Licheng, ZHOU Yuanxiang, et al. Research on pressure characteristics of AC turret on arc fault [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(13): 4688-4697.
- [21] 李秀旗. 一起 220 kV 变压器有载分接开关故障原因分析与应对措施 [J]. 江西电力, 2019, 43(12): 44-46.
- LI Xiuqi. Analysis and countermeasures of a 220 kV transformer on-load tap-changer fault [J]. Jiangxi Electric Power, 2019, 43(12): 44-46.
- [22] 张志恒. 一起 220 kV 变压器有载分接开关故障的分析及处理 [J]. 黑龙江电力, 2021, 43(6): 522-525.
- ZHANG Zhiheng. Analysis and treatment of on load tap changer fault of 220 kV transformer [J]. Heilongjiang Electric Power, 2021, 43(6): 522-525.
- [23] Working Group A2. 33. Guide for transformer fire safety practices [EB/OL]. (2013-06-01) [2023-07-11]. https://static.mimaterials.com/midel/documents/sales/Guide_for_Transformer_Fire_Safety_Practices.pdf.
- [24] MULLER S, BRADY R, DE BRESSY G, et al. Prevention of transformer tank explosion: part 1 experimental tests on large transformers [C]//ASME 2008 Pressure Vessels and Piping Conference. New York, USA: ASME, 2008: 357-365.
- [25] 李金忠, 汪可, 任家帆, 等. 分接开关油室电弧故障压力传播过程研究 [J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(20): 7651-7658.
- LI Jinzhong, WANG Ke, REN Jiafan, et al. Study on pressure propagation process of arc fault in OLTC oil chamber [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(20): 7651-7658.

(编辑 亢列梅 刘杨 李慧敏)