

基于有限体积法的分体式冷却变压器热学三维仿真技术

魏本刚^{1,2}, 吴楠楠³, 任晓明³, 戴明秋⁴

(1. 国网上海市电力公司 电力科学研究院, 上海 200437; 2. 上海赛璞乐电力科技有限公司, 上海 200437;
3. 上海电机学院 电气学院, 上海 201306; 4. 上海交通大学 电气与电子工程学院, 上海 200240)

摘要: 变压器分体式冷却系统与常规冷却方式的散热器安装位置与安装方式均差别较大。由于分体式冷却系统的特殊性, 在进行仿真模型研究时参数制定和模型搭建较复杂, 目前对其进行热学仿真的研究较少, 且仿真准确性难以验证, 需要开展更加深入的仿真研究和试验比对工作。对改造的 10 kV 油浸式变压器进行分体式冷却方式下的模拟试验, 基于模拟试验变压器及分体式冷却器的设置建立了变压器分体式冷却系统的三维流-固-热耦合仿真计算模型, 采用有限体积法求解出变压器及分体式冷却器的温度场分布, 得到分体式冷却器在不同布置方式下的绕组热点温度。将仿真计算结果与试验数据、IEEE 导则计算结果进行比对, 结果显示, 仿真得到的绕组热点温升、顶层油温升的误差比 IEEE 导则计算结果的误差分别减小了 16.6、15.15 K, 验证了该仿真模型的准确性和工程实用性。分析显示, 试验模型散热器中心高度增加 2 m, 热点温度降低了 7.9 K; 散热器与变压器水平距离缩短 3.5 m, 热点温度上升了 4.1 K, 从而获得了分体式冷却布置方式对变压器热点温度变化趋势的影响。

关键词: 油浸式变压器; 分体冷却; 流-固-热耦合仿真; 三维温度场

中图分类号: TM 41

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2018.02.023

0 引言

由于户内及地下变电站中的变压器处于封闭环境内, 对散热有着特殊的要求。常规的冷却方式已无法满足地下变压器的冷却要求, 而分体式冷却方式的散热器安装位置可以远离变压器本体, 有利于冷却效率的提高, 且安装简单、经济实用。目前, 国内大城市户内及地下变电站中分体冷却式变压器使用较多, 但相关的试验与仿真研究很少, 对于不同分体式冷却方式的布置位置对绕组热点及整体温升的影响没有准确的研究结论, 无法定量分析分体式冷却方式的冷却效能。近年来, 国内关于油浸式变压器的温度场数值模拟分析多处于二维模型阶段, 相比精确的三维模型, 其无法全方位得到油浸式变压器整体的温度分布, 在计算结果上也无法确保精确性。有些研究虽然进行了三维模拟计算, 但并未考虑散热器的仿真模型。随着户内变电站和地下变电站的大力发展, 分体式冷却技术的比例将逐渐增大, 因此通过有限体积法求解三维分体冷却式变压器内部温度场, 定量分析不同分体式冷却布置方式下绕组热点温度具有十分重要的工程意义。

本文对一台 640 kV·A、10 kV 的油浸式变压器(冷却方式: ONAF)进行分体式冷却改造, 基于不同的分体式冷却布置方式进行了 3 次温升试验, 并用变压器顶部油温计、热电偶和红外热成像仪测量了全面的温度数据, 然后通过网格抛分软件分别对 3

种分体式冷却方式进行模型搭建, 利用热学仿真计算软件求解三维温度场; 分析不同分体式冷却布置方式对绕组热点温度和设备整体温度分布的影响; 最后对比试验数据、仿真数据、IEEE 标准计算数据, 验证了本文仿真模型的可靠性和工程实用性。

1 变压器热学行为分析

1.1 变压器热源

油浸式变压器内部的主要热源为绕组、铁芯和一些金属结构件内的损耗。了解变压器内部发热特性, 分析变压器的损耗构成和产生损耗的原因十分重要。由于附加损耗与其他损耗相比对整体温升的影响极小, 本文忽略此损耗。油浸式变压器的总损耗表达式为:

$$P = P_0 + P_k \quad (1)$$

其中, P_0 和 P_k 分别为铁芯损耗和绕组损耗(单位为 W)。

在仿真计算中, 单位热源的表达式为:

$$Q = P/V \quad (2)$$

其中, V 为绕组或铁芯的体积。

1.2 散热原理

变压器和散热器的散热行为主要是对流散热和辐射散热。对流散热表达式为:

$$\phi = hA(T_f - T_w) \quad (3)$$

其中, ϕ 为对流换热热流量(单位为 W); h 为对流散热系数, 也称表面传热系数(单位为 $W/(m^2 \cdot K)$); A

为固体壁面对流散热表面积(单位为 m^2); T_w 为壁面温度(单位为 K); T_f 为流体温度(单位为 K)。

辐射散热是实际物体向外辐射的热流量,其满足斯特藩-玻尔兹曼定律:

$$\phi = \varepsilon A \delta T^4 \quad (4)$$

其中, ε 为物体的发射率(即黑度); δ 为斯特藩-玻尔兹曼常数; T 为物体的热力学温度。

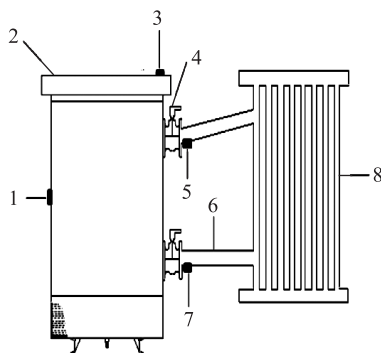
1.3 有限体积法

有限体积法即从守恒定理出发,划分不重复的控制体积,用待求解的微分方程对其进行积分,最终得到离散方程组。有限体积法求解方便,易于得到直观的物理解释。

2 试验测试

2.1 试验设备改造

本文首先对 640 kV·A、10 kV 油浸式变压器进行改造,在不改变变压器本身线圈及外部结构的情况下将变压器原有的冷却管进行切除并封堵。在变压器上、下部选取合适位置开孔,用联接管道将变压器从开孔处连接至片式散热器,连接管长度可更换以便调节不同散热器的位置。改造后的变压器见图 1。该油浸式变压器参数为:高压绕组外径 18 cm、内径 15 cm;低压绕组外径 13 cm、内径 11 cm;绕组高 73 cm;油箱尺寸为 137 cm×63 cm×160 cm,散热器共有 21 片散热片,单片厚 1 cm、高 175 cm、宽 31 cm,每片均有 5 个油道,片间距 4.7 cm;采用自然油循环冷却。



1—热电偶测量点, 2—变压器本体, 3—温包温度计测量点
4—阀门控制器, 5—热电偶测量点, 6—联接管
7—热电偶测量点, 8—片式散热器

图 1 改造后的变压器结构示意图

Fig.1 Schematic diagram of reconstructive transformer

2.2 温升试验

温升试验采用变压器顶部温包、热电偶和红外热成像仪测量温度及温度分布情况,其中,热电偶布置在图 1 所示变压器的进出口处及侧壁。最终的试验对比数据采用了变压器顶部温包测试数据,热电

偶数据和红外测量温度作为辅助参考数据。

温升试验中对变压器施加 1.1 倍负载,当变压器测量点每小时温升小于 1 K 且持续 3 h 时,则判定为稳定状态。针对 3 种分体式冷却方式进行试验:

- a. 变压器、散热器处于同一平面,散热器中心垂直高度为 1.25 m、联接管道长度为 7 m;
- b. 变压器、散热器处于同一平面,联接管道长度为 3.5 m;
- c. 散热器中心垂直高度为 3.25 m,管道长度为 7 m。

3 数值模拟分析

3.1 数值模型的建立

以图 1 所示设备为整体计算对象进行三维流-固-热耦合计算分析,通过修正边界条件提高数据精度,使仿真结果收敛。仿真收敛条件设定为:

- a. 试验中设定油箱后壁处的测量点为数据对比点,该点的仿真值不再随着计算步数的增加而变化;
- b. 各个参数的残差随着计算步数的增加而降低,最后趋于平缓。

当仿真结果满足条件 a、b 时,则判定为收敛。

仿真结果收敛后,搭建另一种试验方式下的仿真模型,但不再改变相关的边界条件,重新进行计算。计算流程图如图 2 所示。

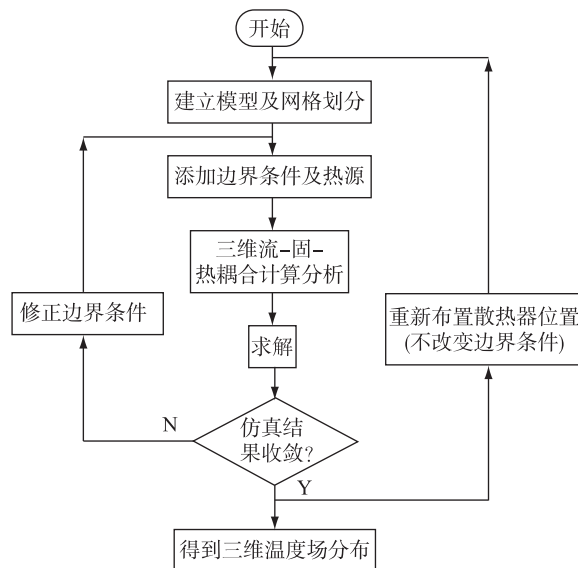


图 2 计算流程图

Fig.2 Calculation flowchart

由于三维温度场的计算要求较高,网格数量较多时,计算极为复杂,因此本文对仿真模型进行适当简化:减小散热器高度,减少散热片的片数与每片散热片的油道数,为了保证散热总量不变,根据式(3)按比例提高散热片的散热系数;同时忽略绝缘层对

模型温度分布的影响。根据变压器主要参数和模型简化建立的基础三维模型如图3所示。

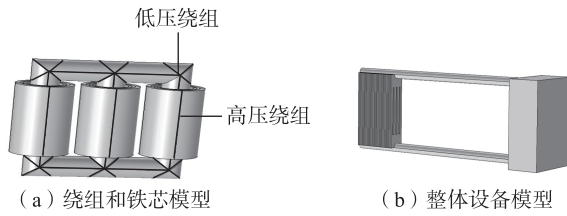


图3 基础三维模型

Fig.3 Basic 3-D models

3.2 参数设定

本文对温度场进行以下合理假设:

- 设定外界空气温度恒定不变;
- 忽略垫块、拉板等构件和油箱厚度影响;
- 单位体积的发热量是均匀分布的;
- 当发热与散热达到热平衡及稳定状态时,绕组及油的温度、速度分布不随时间变化。

3.2.1 边界条件设置

分体式冷却变压器通过变压器箱体外壁和散热器外壁与周围空气进行对流换热和辐射散热。由于实际试验环境随着时间而改变,因此根据式(3)计算的对流散热系数需要经过仿真计算的修正。

本文对边界条件的主要设定为:变压器油箱的下表面与地面接触,其不考虑对流散热系数;经过边界条件的修正后设置油箱表面的对流散热系数为 $6.2 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$;散热器表面的对流散热系数初步假设为 $18 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$;环境对设备表面的辐射率均采用 $0.95 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{sr})$;忽略联接管的辐射散热,联接管表面的对流散热系数设为 $2 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

3.2.2 材料属性设置

油浸式变压器与片式散热器整体三维流-固-热耦合计算中,环境温度设为 298.15 K ,变压器油流采用层流模型。根据设备说明书分别设置整体的材料和相关参数见表1,变压器油的物性参数见表2。

表1 结构件材料属性

Table 1 Material properties of structural components

结构件	材料	密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	比热/ [$\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$]	导热系数/ [$\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$]
铁芯	铸钢	8 030	502	16
绕组	电工铜	8 978	381	387
散热器	铝	2 719	871	202.4

表2 变压器油的物性参数

Table 2 Physical parameters of transformer oil

物性参数	参数值
动力粘度/[$\text{kg} \cdot (\text{s} \cdot \text{m})^{-1}$]	$11.71 \exp(-0.02T)$
比热/[$\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$]	1 880
密度/[($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)]	$894 - 0.6(T - 273)$

3.2.3 热源

根据实验现场变压器的实际运行负载,结合相关参数,通过式(2)计算可得施加的负载见表3。

表3 变压器损耗

Table 3 Transformer loss

损耗类型	损耗值/W	生热率/[($\text{W} \cdot \text{m}^{-3}$)]
铁芯损耗	2 300	28 260
低压绕组损耗	4 800	176 000
高压绕组损耗	6 000	107 310

3.3 模拟计算结果

采用有限体积法对3种不同冷却方式进行仿真迭代求解,获得的变压器绕组温度分布见图4,绕组热点温度和上、下进出油口的温差数据见表4、图5。

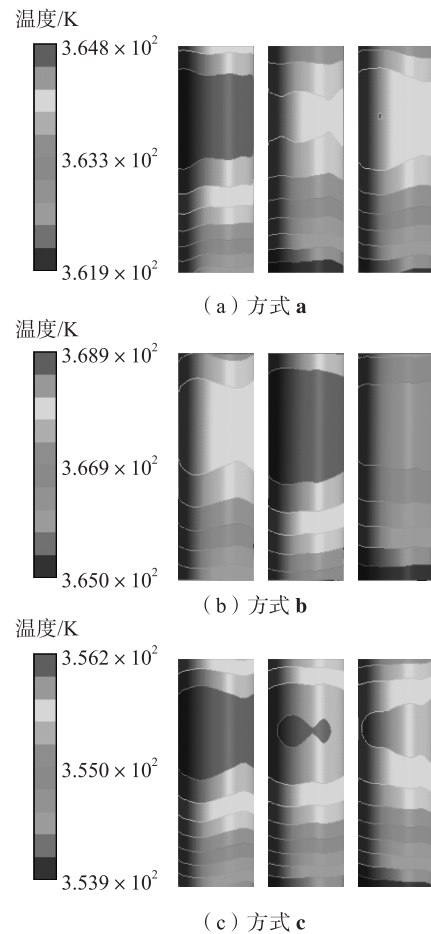


图4 3种冷却方式下的变压器绕组温度分布

Fig.4 Temperature distribution of transformer windings under three kinds of cooling modes

表4 不同方式下的仿真数据对比

Table 4 Comparison of simulative data among different modes

冷却方式	绕组热点温度/K	上、下进出油口温差/K
a	364.8	10.9
b	368.9	7.8
c	356.2	5.6

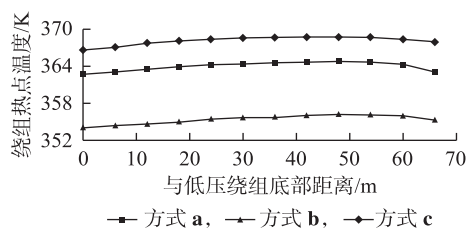


图 5 3 种方式下低压绕组热点分布图

Fig.5 Hot spots distribution of LV winding in three modes

仿真结果表明,变压器热点在低压绕组处,这是由于低压绕组的负载电流较大、单位热量较大,且低压绕组相对远离变压器上出油口,油流动较慢,从而散热较差。绕组总体温度分布从下至上呈抛物线状,绕组上、下温差在 4 K 以内,热点均位于绕组上部 80%~90% 部位。这是因为油加热后,密度变小,热油从下往上流动,但由于绕组顶端油流速较快,加速带走热量,从而导致热点位于绕组偏上端,而不是最上端。

由表 4 与图 5 可以得到以下结论。

a. 联接管道长度缩短 3.5 m 后,上、下进出油口温差减小了 3.1 K,绕组热点温度升高了 4.1 K,这表明缩短联接管道长度相当于缩短了冷却回路的距离,同时也减少了油的体积,相当于减小了油的热量传输,从而增加了绕组热点温度。

b. 将散热器中心高度增加 2 m,则上、下进出油口温差减小了 5.3 K,绕组热点温度降低了 7.9 K,这是由于自然油循环的变压器中油的流动是靠热浮升力作用;发热中心和散热中心的高度差越大,热浮升力越强,冷却油的流动速度越大,更容易散热,从而降低了绕组热点温度。

3.4 计算结果对比分析

为了验证油浸式自冷变压器分体式冷却仿真模型的准确性,本节采用在布置方式 **a** 下得到的试验数据作为标准,分别对比绕组热点温度、顶层油温升(对环境温度)、热点温升(对环境温度)的 IEEE 导则计算值、试验值和采用本文模型得到的仿真值,对比结果如表 5 所示。

表 5 计算数据对比

Table 5 Comparison of calculated data

数据	热点温度/K	顶层油温升/K	绕组热点温升/K
IEEE 导则计算值	381.4	329.80	355.40
试验值	359.5	313.40	333.50
本文仿真值	364.8	314.65	336.11

通过表 5 可知,绕组热点温升的 IEEE 导则计算值与试验值相差 21.9 K,仿真值与试验值相差

5.3 K,误差缩小了 16.6 K;顶层油温升的 IEEE 导则计算值与试验值相差 16.4 K,仿真值与试验值相差 1.25 K,误差缩小了 15.15 K。根据这 2 组数据的对比,能够看出本文的结果比 IEEE 导则计算结果更加接近试验值,证明了本文提出的采用有限体积法计算的仿真模型具有一定的可信性,能够提高仿真计算的准确性。

4 结论

本文根据分体式冷却试验模拟装置,利用有限体积法,建立了三维热学仿真模型,通过调节边界条件,提高模型的收敛性和最后结果的精确度。同时依据散热器实际布置位置,改变仿真模型,重新计算温度的分布。得到不同的分体式冷却布置方式的冷却效率。研究结论表明:

a. 绕组热点温度随着散热器与变压器水平距离的减小而上升,管道长度从 7 m 减小到 3.5 m,绕组热点温度上升了 4.1 K;

b. 散热器的中心高度增加 2 m 之后,绕组热点温度下降了 7.9 K,热点温度分布在绕组上部的 80%~90% 处;

c. 通过数据对比可知,本文的仿真计算结果比 IEEE 导则计算结果更加接近实际试验值,验证了本文仿真模型的准确性,因此在实际工程应用中,通过本文的数值计算方式,经过多次改变分体式冷却安装方式可以确定最佳的分体式冷却式变压器的布置位置,提高分体式冷却变压器的冷却效率。

由于研究中的变压器模型较小,且建立的仿真模型具有一定局限性,后续研究中将获取大型仿真模型及三维仿真模型,指导地下变压器分体式冷却系统的运行。

参考文献:

- [1] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会. 电力变压器第 7 部分:油浸式电力变压器负载导则:GB/T 1094.7—2008[S]. 北京:中国标准出版社,2008.
- [2] IEC. Power transformers-part 7:loading guide for oil-immersed power transformers:IEC60076-7[S]. Geneva, Switzerland:IEC Central Office,2005.
- [3] 保定天威保变电气股份有限公司组编. 电力变压器手册[M]. 北京:机械工业出版社,2003:74-131.
- [4] 滕黎,陈伟根,孙才新. 油浸式电力变压器动态热路改进模型[J]. 电网技术,2012,36(4):236-241.
TENG Li, CHEN Weigen, SUN Caixin. An improved dynamic thermal circuit model of oil-immersed power transformer[J]. Power System Technology, 2012, 36(4): 236-241.
- [5] 江海莎,李剑,陈伟根,等. 油浸式变压器绕组热点温度计算的

- 热路模型[J]. 高电压技术, 2009, 35(7): 1635-1640.
- JIANG Taosha, LI Jian, CHEN Weigen, et al. Thermal model for hot spot temperature calculation in oil-immersed transformers[J]. High Voltage Engineering, 2009, 35(7): 1635-1640.
- [6] 陈伟根, 苏小平, 孙才新, 等. 基于有限体积法的油浸式变压器绕组温度分布计算[J]. 电力自动化设备, 2011, 31(6): 23-27.
- CHEN Weigen, SU Xiaoping, SUN Caixin, et al. Temperature distribution calculation based on FVM for oil-immersed power transformer windings[J]. Electric Power Automation Equipment, 2011, 31(6): 23-27.
- [7] 傅晨钊, 汲胜昌, 王世山, 等. 变压器绕组温度场的二维数值计算[J]. 高电压技术, 2002, 28(5): 10-12.
- FU Chenzhao, JI Shengchang, WANG Shishan, et al. 2D numerical calculation of temperature field of winding in transformer[J]. High Voltage Engineering, 2002, 28(5): 10-12.
- [8] 陶文铨. 数值传热学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2001: 78-115, 136-176.
- [9] NERG J, RILLA M, PYRHONEN J. Thermal analysis of radial-flux electrical machines with a high power density [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2008, 55(10): 3543-3554.
- [10] 丛龙飞, 冯恩民, 郭振岩, 等. 油浸风冷变压器温度场的数值模拟[J]. 变压器, 2003, 40(5): 1-5.
- CONG Longfei, FENG Enmin, GUO Zhenyan, et al. Numerical simulation of temperature field in forced-air cooling oil-immersed transformer[J]. Transformer, 2003, 40(5): 1-5.
- [11] 路长柏, 郭振岩. 电力变压器理论与计算[M]. 沈阳: 辽宁科学技术出版社, 2007: 238-271.
- [12] 熊兰, 赵艳龙, 杨子康, 等. 树脂浇注干式变压器温升分析与计算[J]. 高电压技术, 2013, 39(2): 265-271.
- XIONG Lan, ZHAO Yanlong, YANG Zikang, et al. Temperature rise analysis and calculation of cast resin dry-type transformers [J]. High Voltage Engineering, 2013, 39(2): 265-271.
- [13] 辜承林, 周克定, 李朗如. 电力变压器铁心温度场的数值解法与实施[J]. 中国电机工程学报, 1991, 11(5): 9-16.
- GU Chenglin, ZHOU Keding, LI Langru. Numerical method and implementing for temperature field of electric transformer iron-core [J]. Proceedings of the CSEE, 1991, 11(5): 9-16.
- [14] IEEE. Guide for loading mineral-oil-immersed transformers: IEEE Std. C57. 91[S]. New York, USA: Institute of Electrical and Electronics Engineers, 1995.
- [15] IEEE. Guide for determination of maximum winding temperature rise in liquid-filled transformers: IEEE Std. 1538[S]. New York, USA: Institute of Electrical and Electronics Engineers, 2000.

作者简介:



魏本刚

魏本刚(1981—),男,山东日照人,高级工程师,博士,通信作者,研究方向为变压器类设备试验及计算仿真技术(E-mail: wbgsj@126.com);

吴楠楠(1992—),男,浙江台州人,硕士研究生,研究方向为高电压及绝缘技术(E-mail: 395374818@qq.com)。

Three dimensional simulation technology of separated cooling type transformer based on finite volume method

WEI Bengang^{1,2}, WU Nannan³, REN Xiaoming³, DAI Mingqiu⁴

(1. Electric Power Research Institute, SGEPC, Shanghai 200437, China; 2. Shanghai SEPRI Power Technology Co., Ltd., Shanghai 200437, China; 3. Shanghai College of Electrical Engineering, Shanghai 201306, China; 4. Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: There are obvious differences between separated cooling system and conventional cooling system of transformers in the radiator mounting position and installation modes. Due to the specific characteristics of separated cooling system, the parameter setting and model construction in simulation research are complicated, so the researches on thermal simulation for separated cooling system is few, and it is difficult to identify the accuracy of simulation. More deeper simulation research and trial comparisons are needed. The separated cooling experiments of a 10 kV oil-immersed transformer under three different layouts of transformer and radiator are carried out. The three dimensional fluid-structural-thermal coupling simulation model of the tested transformer and its panel-type radiator is established based on the layout of the transformer and the radiator. The finite volume method is adopted to solve the temperature field distribution of transformer and the transformer and its panel-type radiator, the hot spot temperature of transformer is obtained. The simulative results are compared with the experimental data and IEEE standard calculation results, which shows that the errors of winding temperature rise and top oil temperature rise obtained by simulation are respectively 16.6 K and 15.15 K lower than those of IEEE standard calculation results. It verifies the accuracy and engineering practicability of the proposed simulation model. The analysis shows that if the height of radiator center in the tested model is increased by 2 meters, the hot spot temperature will be decreased by 7.9 K, and if the horizontal distance between radiator and transformer is shortened by 3.5 meters, the hot spot temperature will be increased by 4.1 K, which shows the effect of the layout of separated cooling system on hot spot temperature of transformer.

Key words: oil-immersed transformers; separated cooling unit; fluid-structural-thermal coupling simulation; three-dimensional temperature field