第 52 卷 第 6 期：2757-2767 高电压技术 Vol.52, No.6: 2757-2767
2026 年 6 月 30 日 High Voltage Engineering June 30, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20251152

特高压换流变油流分配和绕组温升的数值模拟

高 腾[1]，胥建文[1]，臧 英[1]，张志强[1]，王新兵[2]，白光超[2]
（1. 山东电工电气集团科学技术研究有限公司，济南 250013；2. 山东电力设备有限公司，济南 250013）

摘 要：特高压换流变的油流分配和绕组温升是决定其设计裕度与运行可靠性的核心指标，对于强油导向风冷的特高压换流变，导油盒开孔参数对油流分配及绕组温升的影响规律尚未得到系统阐明，工程设计中缺乏明确的理论指导。该文采用计算流体动力学方法，分析了不同绕组内的油流阻力和流量分配，研究了绕组内部的温升分布特性，并进一步探讨了导油盒开孔直径和开孔数量对油流温升的影响。研究结果表明：不同绕组内的流量分配受绕组内流动阻力的支配；仿真数据与试验数据的最大误差小于 3 K，验证了模型和方法的准确性和可靠性；网侧和阀侧绕组的温升随轴线高度的增加呈现周期性螺旋上升趋势；网侧(阀侧)进油孔的开孔直径和数目主要影响同侧绕组的平均温升和热点温升，对另一侧绕组温升影响较小；通过适当减少调压侧泄油孔的开孔数量或减小开孔直径，可以显著降低网侧和阀侧绕组温升。研究成果可为优化绕组内油流分配和调控绕组温升提供技术支撑。
关键词：特高压换流变；油流分配；绕组温升；导油盒；数值模拟

Numerical Simulation of Oil Flow Distribution and Winding Temperature Rise in UHV Converter Transformers

GAO Teng[1], XU Jianwen[1], ZANG Ying[1], ZHANG Zhiqiang[1], WANG Xinbing[2], BAI Guangchao[2]
(1. Shandong Electric Group Science and Technology Research Co., Ltd., Jinan 250013, China;
2. Shandong Electric Power Equipment Co., Ltd., Jinan 250013, China)

Abstract: The oil flow distribution and winding temperature rise of utral high voltage(UHV) converter transformers are crucial for optimizing design margin and enhancing operational reliability. For UHV converter transformers with oil-directed air-forced cooling method, the influence law of the hole parameters of the oil guide box on the oil flow distribution and winding temperature rise is still unclear. There is a lack of clear theoretical guidance in engineering design. In this paper, the computational fluid dynamics (CFD) method is employed to analyze the oil flow resistance and flow distribution within different windings. The temperature-rise distribution characteristics inside the windings are investigated, and the effects of the hole diameter and the number of holes in the oil guide box on the oil flow temperature rise are further explored. The research results show that the flow distribution within different windings is dominated by the flow resistance inside the windings. The maximum error between the simulation data and the experimental data is less than 3 K, which verifies the accuracy and reliability of the simulation model and method. The temperature rise of grid-side and valve-side windings shows a periodic spiral upward trend as the axial height increases. The diameter and the number of oil inlet holes on the grid side (valve side) mainly affect the average temperature rise and the hot-spot temperature rise of the windings on the same side, and have a negligible impact on the temperature rise of the windings on the other side. By appropriately reducing the number of oil outlet holes or decreasing the hole diameter, the temperature rise of the grid-side and valve-side windings can be significantly reduced. The research results can provide a technical support for optimizing the oil flow distribution within the windings and regulating the winding temperature rise.
Key words: UHV converter transformer; oil flow distribution; winding temperature rise; oil guide box; numerical simulation

0 引言

换流变压器是特高压直流输电系统的重要设备之一，换流变压器对散热、温度控制要求高，绕组温升是衡量换流变压器热特性的重要参数[1-2]，而绕组内部的油流分配直接决定了温升的分布规律，因此深入研究换流变的油流分配和绕组温升对优化变压器设计、提高其运行性能具有重要意义。

换流变压器的绕组温升计算主要有经验公式法、直接测量法、热路模型法和数值模拟法[3-5]。经

验公式法计算方法简单，无法获取绕组的温升分布规律，计算误差较大；直接测量法采用传感器直接测量，经济成本较高，且需提前在绕组制造阶段介入，对运行变压器不具备可改造性；热路模型法模型构建方法复杂，依赖于变压器的运行参数，更适用于在线监测的“温升趋势预警”，而非设计阶段的校核验证。近年来，随着计算流体动力学(computational fluid dynamics，CFD)的快速发展，其在变压器热分析领域得到广泛应用，为准确研究变压器油流温升分布特性提供了有力工具[6-7]。

国内外学者已广泛采用数值模拟方法对绕组温升的仿真精度验证及油路结构优化进行了深入研究，并取得了显著成果。

在仿真精度研究方面，二维模型已展现出可靠的工程应用价值。张瀚方等构建了±800 kV 换流变压器的二维轴对称模型，其阀侧绕组 6 个光纤测温点的仿真误差均不超过 3.5 K，验证了模型的准确性[8]。Gabrielov 等通过 Fluent 建立二维轴对称模型，研究了油浸式电力变压器的共轭传热，最终绕组热点温升与试验值的误差小于 3 K[9]。TenBohlen 等以 1 台 400 kV 自耦变压器为研究对象，结合 144 个光纤传感器的数据，证明了二维 CFD 在全负载、过载以及短路工况下的瞬态温度场预测误差小于 2.1 K[10]。Xu 等建立了 1 台±400 kV 换流变压器的二维磁-热-流耦合仿真模型，研究了谐波电流对绕组温升的影响，仿真与试验误差小于 5%[11]。武卫革等对 240 MVA/220 kV 变压器进行了二维 CFD 仿真，并通过 42 个光纤传感器进行验证，热点温升预测误差不超过 3 K[12]。Das 等建立了 1 台 33 kV 变压器的二维 CFD 模型，发现入口油温、油泵流量及负载系数对流速和热点温升具有非线性影响，仿真与实测温升误差在±4 K 以内[13]。王劭等针对 220 kV 强迫油循环风冷变压器，采用流固耦合法优化冷却系统，绕组平均温升与试验值误差不超过 5 K[14]。

在油路结构优化方面，汪德华等通过 Fluent 建立 500 kV 超高压油浸式变压器的二维模型，明确了绕组端部角环对油热性能的影响规律[15]。谢蓉等针对强迫油循环冷却变压器，分析了进出口位置、进口速度及导向结构对冷却效果的作用，为二维模型在结构参数研究中的应用奠定了基础[16]。Khandan 等通过调整 220 kV 变压器导向隔板倾角 5°，削弱了顶部涡流区，降低了局部油温 2~3 K[17]。Wang 等采用 Fluent 对比了多种油种的热点温度与流动稳定性差异，为油质选型提供了量化依据[18]。刘尧等研究了匝间绝缘参数对温升的影响，明确了不同厚度与热导率组合下的油流及温度场差异[19]。

综上所述，二维 CFD 技术已成为研究变压器油流、温升特性的成熟工具，不仅在变压器油流温升分布特性研究中展现了高精度和可靠性，还能为变压器的油路结构优化提供有力支持。

本文以 1 台强油导向风冷结构的±800 kV 特高压换流变压器为例进行油流分配和绕组温升的仿真分析，通过建立特高压换流变流体-换热的仿真模型，分析了换流变绕组内部的油流阻力特性及绕组温升分布，并进一步研究了导油盒的开孔直径和开孔数量对换流变油流温升的影响规律，为换流变压器的油路设计提供指导。

1 计算方法

1.1 研究对象及模型假设

本文以 1 台型号为 ZZDFPZ-415000-500/800、冷却方式为强油导向风冷的±800 kV 特高压换流变压器为研究对象。换流变压器运行时，变压器油在油泵驱动力的作用下，沿下方外部联管、导油盒进入器身(调压侧、网侧、阀侧)，再经由上方外部联管流回冷却器，变压器油在器身的油路内与绕组线圈和绝缘材料不断发生热交换，从而实现绕组和绝缘材料的冷却[20]，结构示意图如图 1 所示。

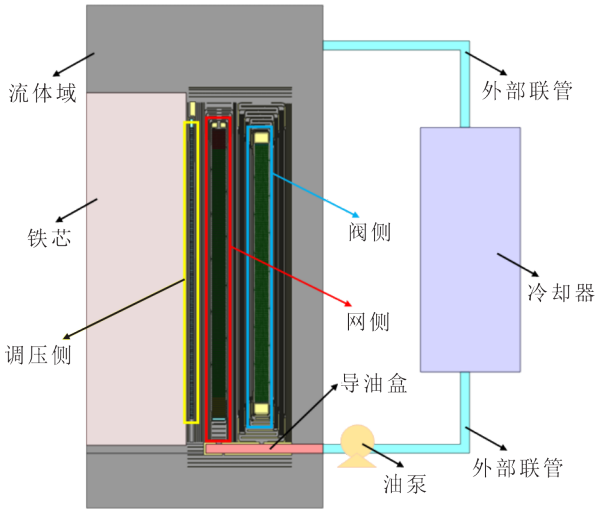


图 1 换流变的结构示意图

Fig.1 Schematic diagram of UHV converter transformer

换流变压器是一种典型的大尺寸、小油隙的电气设备，换流变压器整体尺寸约为 12 m×4 m×5 m，网侧和阀侧的绕组边长约为 3~10 mm，匝绝缘尺寸

约为 0.5~1 mm，油道尺寸约为 2~5 mm，采用三维模型时，网格划分难度较高，难以全面考虑绕组内部的复杂结构。同时，换流变压器绕组、油道、撑条等结构呈旋转对称分布，且绕组的幅向尺寸(约 100 mm)远小于绕组的轴向尺寸(约 2 500 mm)，因此本文采用二维轴对称模型进行绕组及油道的仿真计算，重点对网侧和阀侧绕组的平均温升和热点温升进行热分析。

建模过程中去除不参与油路循环的区域，仅保留对绕组散热影响较大的内外径侧第一油隙，该模型主要包括：绕组、匝绝缘、内外径侧第一油隙、挡油板等结构，为方便展示，二维模型局部图如图 2 所示。

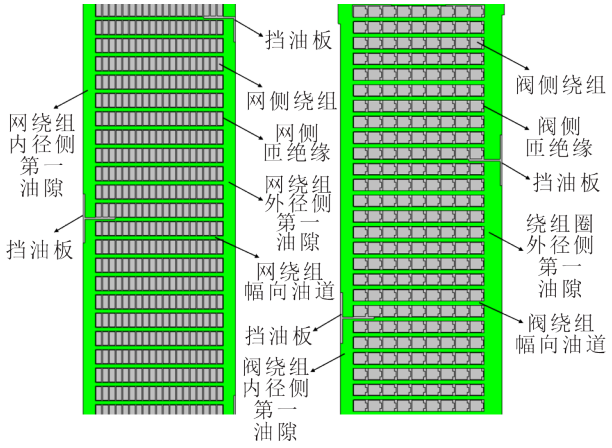


图 2　绕组局部结构

Fig. 2　Diagram of local winding structure

为兼顾计算成本和模拟的准确性，本文做出了如下简化和假设[5, 21-22]：

(1)将变压器油视为连续介质和牛顿流体。

(2)变压器的绕组温升是一种稳定的运行状态，采用稳态流动假设，忽略时间导数项。

(3)变压器绕组、撑条、挡油板均简化为圆柱体，忽略垫块的影响。

(4)由于变压器内部的热辐射比重较小，所以在本次模型中，仅考虑导热和对流换热，忽略热辐射的影响。

(5)假设入口处变压器油的流动速度均匀分布，即入口各点的速度大小及方向相同。

1.2　计算方法

本文采用 CFD 方法，借助 Fluent 仿真软件，研究了±800 kV 换流变压器网侧和阀侧的油流速度和温升分布特性。特高压换流变内部变压器油的流动与换热过程涉及流体流动、动量交换、能量交换等问题，需遵循连续性方程、动量方程、能量方程。

连续性方程：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho \boldsymbol{V})=0 \tag{1}$$

动量方程：

$$\frac{\partial(\rho \boldsymbol{V})}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho \boldsymbol{V}\otimes \boldsymbol{V})=\boldsymbol{f}-\nabla p+\nabla\cdot\boldsymbol{\tau} \tag{2}$$

$$\boldsymbol{\tau}=\mu_{\text{eff}}\left(\nabla \boldsymbol{V}+(\nabla \boldsymbol{V})^{\mathrm{T}}-\frac{2}{3}(\nabla\cdot \boldsymbol{V})\boldsymbol{I}\right) \tag{3}$$

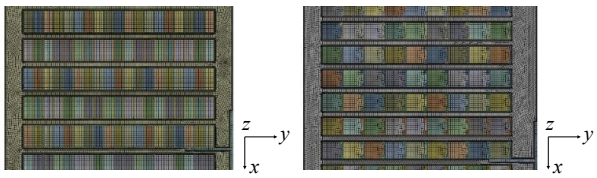
能量方程：

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho \boldsymbol{V}E+\rho \boldsymbol{V})=\nabla\cdot(k_{\text{eff}}\nabla T)+\Phi+S_T \tag{4}$$

式中：ρ 为密度；$\boldsymbol{V}$ 为速度；$\boldsymbol{f}$ 为体积力；p 为压力；$\boldsymbol{I}$ 为单位矩阵；$\boldsymbol{\tau}$ 为黏性应力张量；μ_{eff} 为有效黏度；E 为总能量；k_{eff} 为有效导热系数；Φ 为黏性耗散项；S_T 为源项。

变压器油在变压器内部的流动是一种低雷诺数流动，采用 RNG k-ε 模型(k 表示湍流动能，ε 表示湍流耗散率)进行描述，相比于工程中常用的标准 k-ε 模型，RNG k-ε 模型是一种改进模型，通过选用增强壁面处理(enhanced wall treatment，EWT)，可以更好地处理低雷诺数和近壁流[6, 22-23]。

变压器油流动过程中在接近壁面的边缘存在粘滞效应，为保证计算的可靠性，需使用边界层确保 y^+值(y^+表示边界层第一层厚度的无量纲值)满足湍流模型要求。基于上述选择的 RNG k-ε 模型和增强壁面处理的壁面函数模型，第一层边界层厚度为 0.1 mm($y^+\leq 5$)，边界层层数为 6 层，最大网格尺寸为 1 mm，网侧和阀侧网格剖分的局部区域如图 3 所示。



(a) 网侧　　(b) 阀侧

图 3　局部网格剖分图

Fig.3　Diagram of local mesh

1.3　材料参数及边界条件

±800 kV 换流变采用 A 级绝缘，允许运行平均温度为 105 ℃，此温度范围内，变压器内部绝缘纸和导体铜的密度、导热率和比热容受温度影响较小，可设定为常数；而绝缘油采用克拉玛依 25 号变压器

油，变压器油的密度、导热率、比热容和粘度受温度影响较大，设为温度的函数[24-25]。绝缘纸、导体铜及变压器油的相关材料参数列于表 1。

表 1 相关材料的物性参数

Table 1 Physical properties of the materials

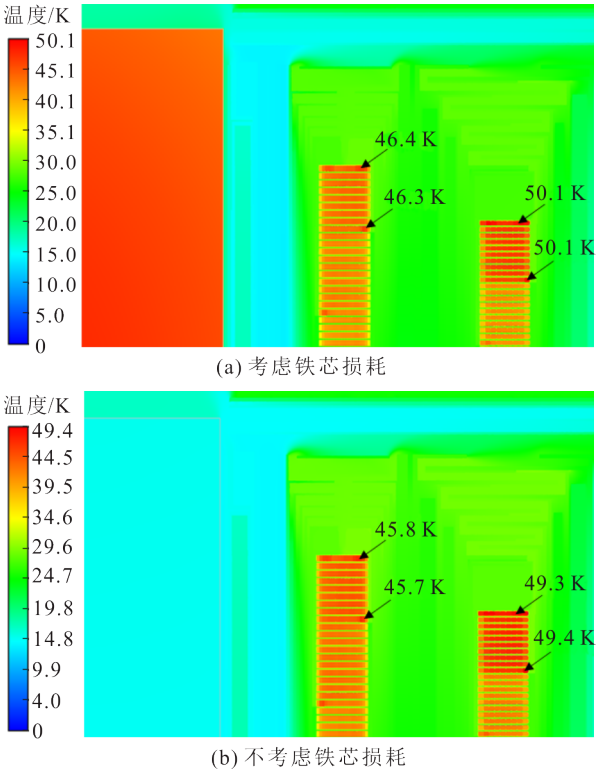
物性参数	变压器油	绝缘纸	导体铜
密度/(kg·m^{-3})	1 051.4–0.579 6T	1 400	8 700
比热容/(J·kg^{-1}·K^{-1})	0.144 8–8×10^{-5}T	250	385
导热率/(W·m^{-1}·K^{-1})	6.032T–81.761	0.5	400
黏度/(Pa·s)	52.6×exp(–0.027T)	—	—

本文所建模型选取速度入口和压力出口边界条件，外部的环境温度设定为最高允许环境温度 40 ℃，入口油流速度通过油流分配计算而来，具体计算过程见后文，出口压力为 101 325 Pa，压强和速度耦合采用 SIMPLE 算法，结合格林-高斯方法计算换热项的梯度，选用无滑移边界条件[21-22]。

网侧和阀侧的发热源为绕组，其绕组损耗主要包括线圈导线的电阻损耗、线圈的附加损耗(包括导线的横向涡流损耗、纵向涡流损耗及不完全换位损耗)和谐波损耗，假设发热体热量分布均匀且为常数，将线圈导线的电阻损耗、纵向涡流损耗、不完全换位损耗及谐波损耗平均分配到每饼绕组中，将横向涡流损耗平均分配到首端、尾端的前 20 饼绕组中。

根据过往产品实测值，铁芯总损耗为 178 kW，折算成体积热源，铁芯单位体积热源为 6.25 kW/m^3；单柱时网侧、阀侧、调压侧损耗分别为 188.7、217.6、7.7 kW，折算成体积热源，网侧、阀侧、调压侧的单位体积热源分别为 256.97、278.76、35.30 kW/m^3，相比于网侧和阀侧，调压侧绕组的单位体积热源较小。此外，工程实践中，调压侧绕组温升远小于网侧和阀侧绕组温升，试验中一般不进行调压侧绕组温升的测量。因此，本文仅考虑网侧和阀侧绕组的油流温升，忽略调压侧绕组的影响[24]。

本文进一步对比分析了额定工况下铁芯损耗对绕组温升的影响，考虑铁芯损耗和不考虑铁芯损耗时，温升分布云图如图 4 所示。由图 4 可知，考虑与不考虑铁芯损耗时，绕组温升分布规律基本一致。考虑铁芯损耗时，网侧绕组平均温升为 32.3 K，绕组热点温升为 46.4 K，阀侧绕组的平均温升为 33.9 K，阀侧绕组热点温升为 50.1 K；不考虑铁芯损耗时，网侧绕组平均温升为 32.1 K，网侧绕组热点温升为 45.8 K，阀侧绕组平均温升为 33.6 K，阀侧绕组热点温升为 49.4 K。绕组平均温升误差不大于 0.3 K，绕组热点温升误差不大于 0.7 K。因此，本文忽略铁芯损耗对绕组温升的影响。



(a) 考虑铁芯损耗

(b) 不考虑铁芯损耗

图 4 温升分布云图

Fig.4 Contour maps of temperature rise

2 结果与讨论

2.1 油流阻力计算及流量分配

针对强迫导向风冷型变压器，绝缘油的流动状态对绕组温升有着直接影响，流动状态不仅取决于油泵性能，还与绕组结构所产生的阻力密切相关。

流量-扬程曲线作为油泵的基本性能曲线，会受到管路阻力变化的显著影响，进而改变油泵的工作点。具体而言，当管路阻力增大时，管路特性曲线会变得更陡，此时与油泵特性曲线的交点会朝着流量减小、扬程增大的方向移动；反之，当管路阻力减小时，交点则会向流量增大、扬程减小的方向移动。在变压器的冷却系统中，变压器油在油泵驱动力的作用下，按顺序依次流经外部管路、导油盒进入器身内部，最后从油箱端部经冷却联管流入冷却器。因此，外部管路、导油盒、器身内部、冷却联管以及冷却器等元件所产生的压力损失，共同决定了油泵的工作点。

根据流体连续性定律，在多个串联的子系统

中，各子系统的流量保持一致，而系统的总压降则等于各子系统压降之和。为便于计算分析，本文将外部管路、导油盒、器身内部、冷却联管和冷却器视为串联子系统，采用分块计算方法，分别计算各部分的流量-压损曲线，随后将这些曲线进行串联叠加，从而得到整个系统总的流量-压损曲线。该总曲线与油泵的流量-扬程曲线的交点，即为油泵的工作点。基于上述分块计算思路，本文得到了流量-压损曲线及并联油泵的流量-扬程曲线，并据此确定了油泵的工作点 P，此时油泵总流量为 Q，如图 5 所示。

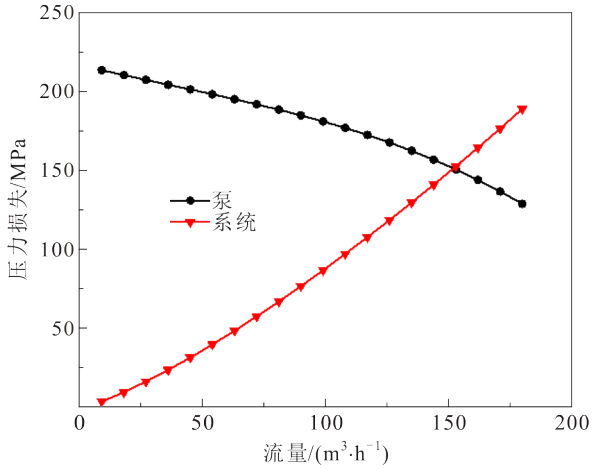


图 5　泵的工作点

Fig.5　Diagram of operating point for pump

调压侧、网侧、阀侧的流量-压损曲线如图 6 所示。设调压侧、网侧、阀侧的各支路流量分别为：Q_T、Q_W、Q_F；调压侧、网侧、阀侧的各支路的能量损失分别为：$\Delta P_T=S_T Q_T^2$、$\Delta P_W=S_W Q_W^2$、$\Delta P_F=S_F Q_F^2$。其中，S_T、S_W、S_F 分别表示调压侧、网侧、阀侧的阻力系数，则调压侧、网侧、阀侧的并联管路满足以下条件：

$$Q_T + Q_W + Q_F = Q \tag{5}$$

$$\Delta P_T = \Delta P_W = \Delta P_F \tag{6}$$

由于方程是非线性的，采用迭代法进行求解，先假设调压侧流量的初始值，代入方程中计算，根据计算结果与已知条件的差异，逐步调整各管路流量的值，直到满足方程为止，最终得到调压侧的流量为 16.1 m³/h；网侧的流量为 27.6 m³/h；阀侧的流量为 32.5 m³/h。

将上述得到的流量分配结果作为边界条件，可以得到网侧和阀侧的温度分布云图和油流速度分布云图，如图 7 所示。从图 7 可以看出，网侧和阀侧的温升沿轴向高度的增加而增加。网侧最大油流速度为 0.246 m/s，阀侧最大油流速度为 0.200 m/s，均位于第一油隙内。

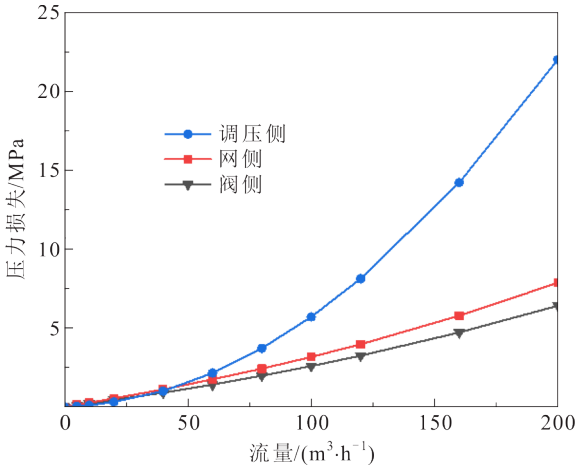


图 6　调压侧、网侧和阀侧的流量-压损曲线

Fig.6　Diagram of flow-pressure loss curve on tapped side, grid side, and valve side

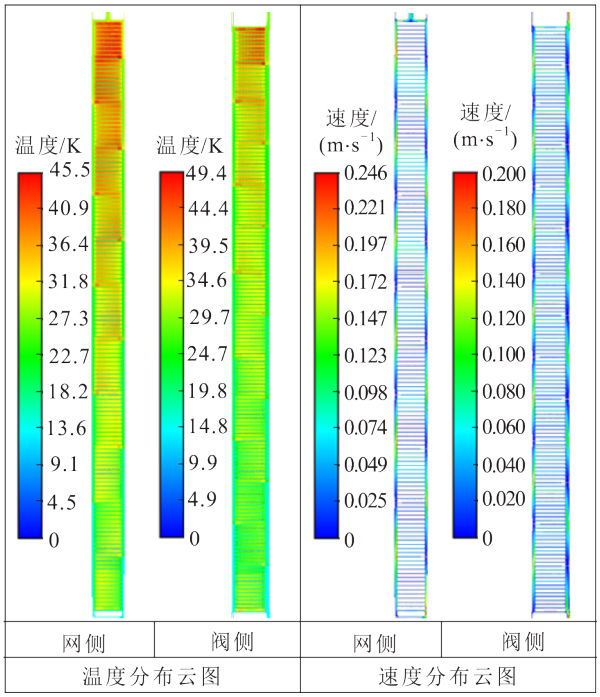


图 7　网侧和阀侧的温度和速度分布云图

Fig.7　Contour maps of temperature and oil velocity for grid side and valve side

为验证仿真模型和方法的可靠性，本文根据 GB/T 1094.2《液浸式变压器的温升》采用短路试验法，开展了温升试验，网侧施加电流，阀侧短路，试验环境温度为 36.5 ℃。首先，施加对应于变压器最大总损耗的电流，冷却器组数为 3 组，保持 12 h；然后，将电流降低至额定电流，持续 1 h，测量油平

均温升和顶层油温升，停电测量绕组电阻随时间的变化曲线(冷却曲线时长为 30 min)，并采用外推法计算各绕组平均温升，如图 8 所示；最后，根据工厂经验的热点系数，计算铜油温差和绕组热点温升，并对网侧和阀侧的油顶层温升、油平均温升和铜油温差进行平均处理，仿真与试验结果列于表 2。

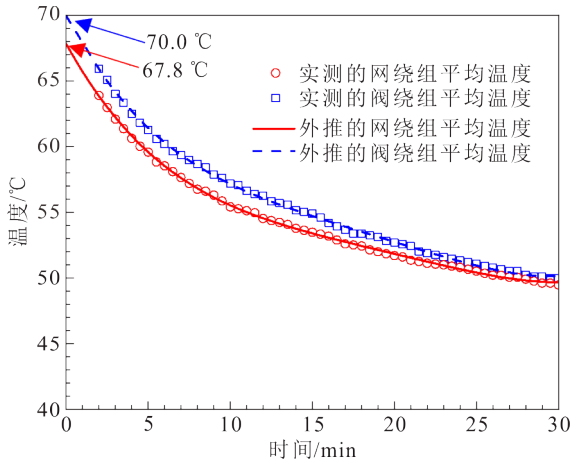


图 8 绕组平均温度随时间的变化曲线

Fig.8 Diagram of average winding temperature rise versus time

由表 2 可知，采用 CFD 方法得到的温升数据略大于试验结果。经分析，原因在于本文通过分块计算得出冷却回路的油流阻力时，额外计入了入口速度不均匀所带来的局部阻力，致使阻力计算结果略高于实际情况，进而使油流速度略低于试验中的油流速度。油顶层温升、油平均温升、铜油温差、网侧绕组平均温升以及阀侧绕组平均温的计算结果，与试验结果之间的误差均在 2 K 以内；而网侧绕组热点温升、阀侧绕组热点温升的误差则在 3 K 以内，可以认为仿真结果能够满足工程实际需求。

表 2 变压器温升仿真计算结果与实测数据

Table 2 Simulation and measured results of transformer temperature rise

项目	温升/K		误差/K
	仿真	试验	
油顶层温升	27.3	25.8	+1.5
油平均温升	21.9	20.3	+1.6
铜油温差	11.2	10.9	+0.3
网侧绕组平均温升	32.1	31.3	+0.8
网侧绕组热点温升	45.8	43.1	+2.7
阀侧绕组平均温升	33.6	33.5	+0.1
阀侧绕组热点温升	49.4	47.7	+1.7

网侧和阀侧绕组的平均温升及热点温升沿轴向高度的分布情况如图 9 所示。为便于清晰展示，

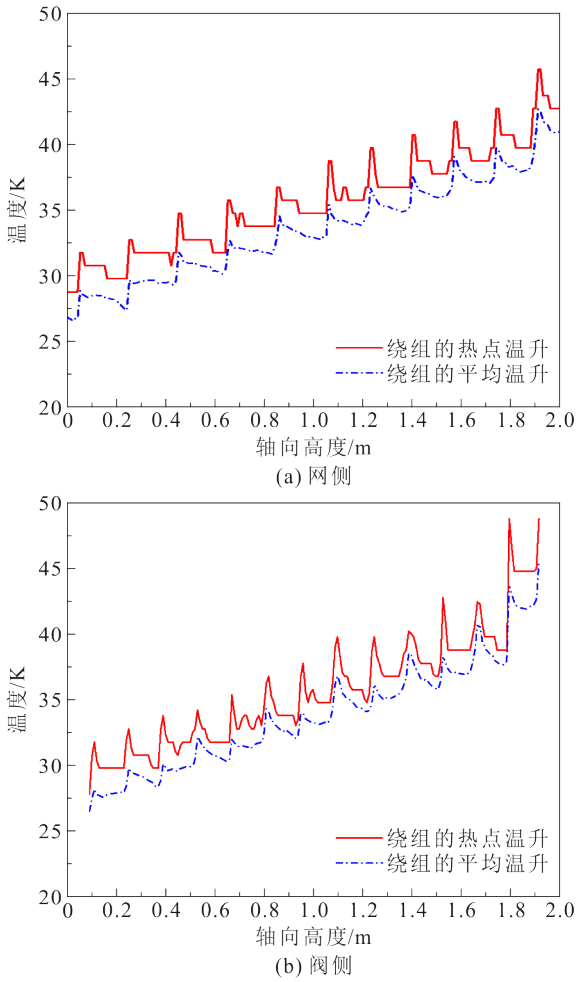


图 9 网侧和阀侧绕组沿轴向高度的平均温升和热点温升

Fig.9 Diagram of average and hot-spot temperature rise of grid-side and valve-side windings along the axial height

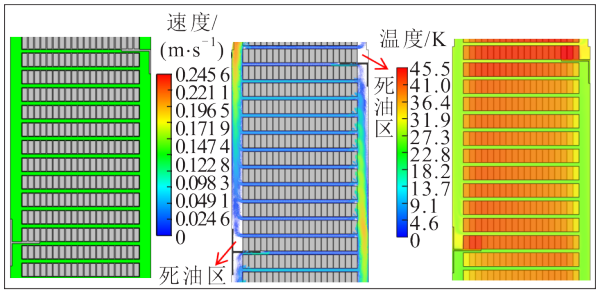
本文截取了网侧和阀侧内外径侧挡油板之间的局部区域结果，具体如图 10 所示。

从图 9 和图 10 可以明显看出，网侧和阀侧的绕组温升沿轴向高度并非呈现线性增加趋势，而是随着轴线高度的增加，呈现出周期性的螺旋上升特征。进一步观察图 9 中的油流速度分布可知，由于挡油板的存在，变压器油在内外径侧的第一油隙以及绕组幅向油道中呈现出“之”字形向上流动的模式。这种流动模式导致挡油板上部区域形成了所谓的“死油区”，此处的变压器油流速接近于零，从而显著影响了周围绕组的换热效率。绕组温升沿轴向的突变现象正是由于挡油板的存在所导致的。

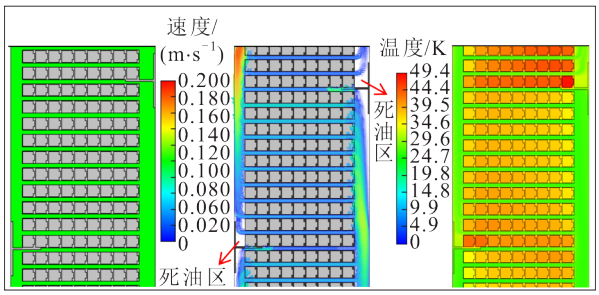
2.2 导油盒结构对流动阻力和绕组温升的影响

在导油盒表面分布有一定数量的小孔(调压侧泄油孔、网侧进油孔、阀侧进油孔)，变压器油由导油盒入口分别通过这些小孔进入调压侧、网侧和阀

侧，导油盒的结构示意图如图 11 所示。上文中所述的±800 kV 换流变，其调压侧泄油孔、网侧进油孔、阀侧进油孔的开孔直径分别为 13、40、30 mm，开孔数量均为 40 个。



(a) 网侧



(b) 阀侧

图 10　网侧和阀侧的局部油流速度和温升分布云图

Fig.10　Contour maps of local oil velocity and temperature rise on grid side and valve side

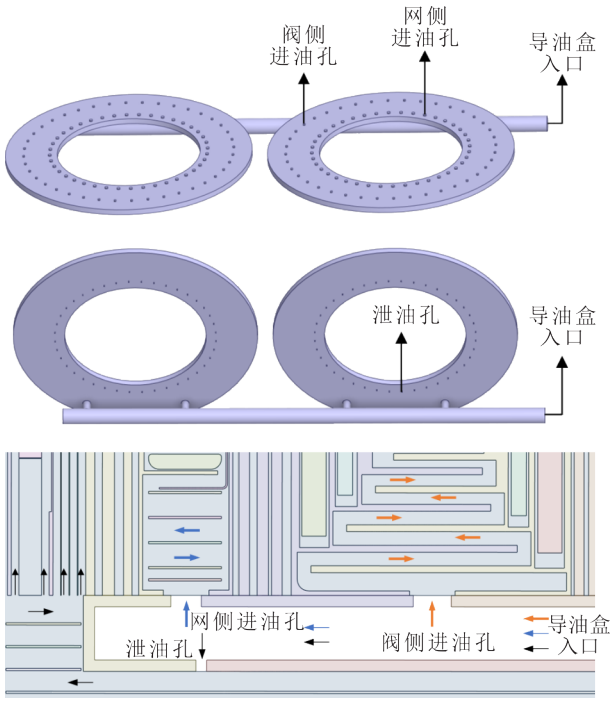


图 11　导油盒的结构示意图

Fig.11　Schematic diagram of oil guide box

导油盒表面的网侧进油孔、阀侧进油孔、泄油孔的开孔数量及开孔直径影响了变压器油的流动阻力，一旦开孔数量及开孔直径设计不合理，就会影响流入网侧、阀侧和调压侧的流量分配，从而影响油流速度。根据工程经验，如果绕组第一油隙和幅向油道间油流速度大于 0.5 m/s，就会造成油流带电，影响换流变压器的运行安全[26]；如果油流速度过慢，变压器油带走的热量减少，就容易使得温度超限，影响绝缘材料的使用寿命，并最终损害换流变压器的使用寿命。

当调压侧泄油孔的开孔数量 N 分别为 10、13、15、20、30、40，网侧、阀侧进油孔的开孔数量分别为 10、20、30、40 时，调压侧、网侧和阀侧对应的流量-压损曲线如图 12 所示。

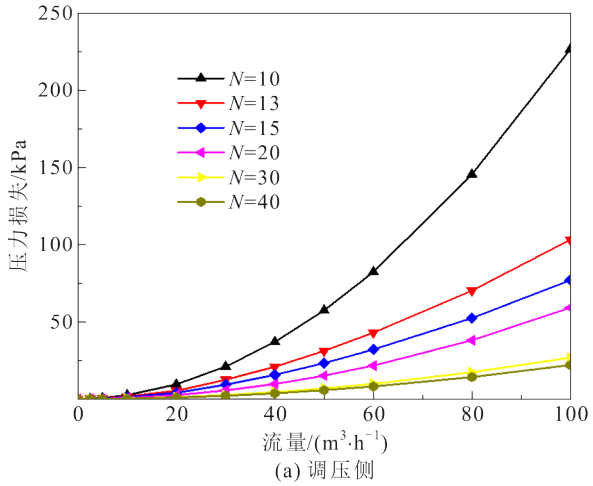
从图 12 可以看出，开孔数量越少，流量-压损曲线越陡峭，表明流动阻力越大。当开孔数量为 30 和 40 时，网侧、阀侧和调压侧的流量-压损曲线变化较小，可以认为对油流阻力的影响几乎可以忽略不计。对于调压侧和阀侧，开孔数量为 10、20 和 30 时，流量-压损曲线有显著变化，说明开孔数量对流动阻力有明显影响。而对于网侧，开孔数量在 10、20 和 30 时，流量-压损曲线的变化相对较小，表明网侧的油流阻力对开孔数量的变化不敏感。

当调压侧泄油孔的开孔直径分别为 8、10、13 、15、20、24 mm，网侧、阀侧进油孔的开孔直径分别为 20、30、40、50 mm 时，调压侧、网侧和阀侧对应的流量-压损曲线如图 13 所示。

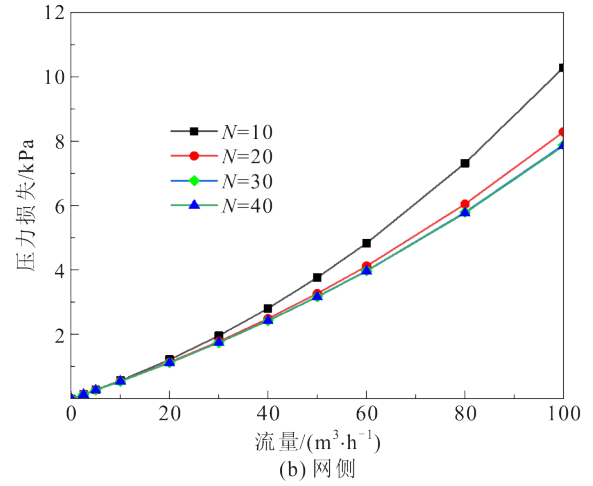
从图 13 可以看出，开孔直径越小，流量-压损曲线越陡峭，表明流动阻力越大。对于调压侧，不同开孔直径对油流阻力的影响较为显著。对于网侧和阀侧，当开孔直径为 40 mm 和 50 mm 时，其流量-压损曲线变化较小，可以认为在这些较大开孔直径下，对油流阻力的影响几乎可以忽略不计。

本文采用单变量控制方法，分别计算了调压侧泄油孔、网侧进油孔和阀侧进油孔在不同开孔数量和开孔直径条件下的网侧和阀侧绕组平均温升以及绕组热点温升。

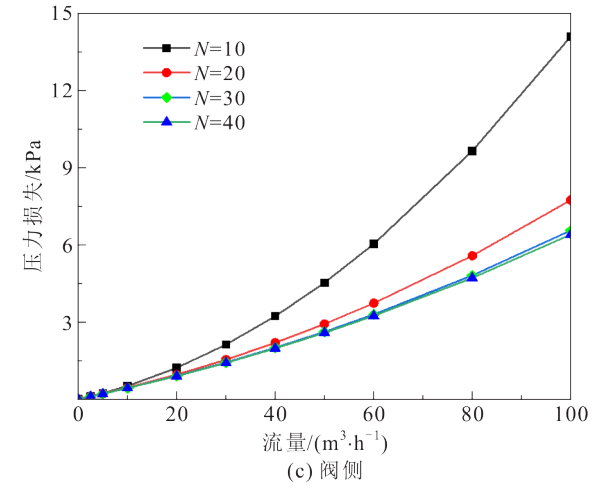
当网侧和阀侧进油孔的开孔直径分别为 20、30、40、50 mm，开孔数量分别为 10、20、30、40 时，网侧和阀侧的绕组平均温升及热点温升计算结果分别列于表 3 和表 4。从表 3 可以看出，当网侧进油孔直径从 20 mm 增加到 50 mm 时，网侧绕组平均温升和绕组热点温升分别降低了 3.5 K 和 5.5 K，阀侧绕组平均温升和热点温升仅分别升高了 1.2 K 和 2.4 K。此外，当网侧进油孔个数从 20 个增加



(a) 调压侧



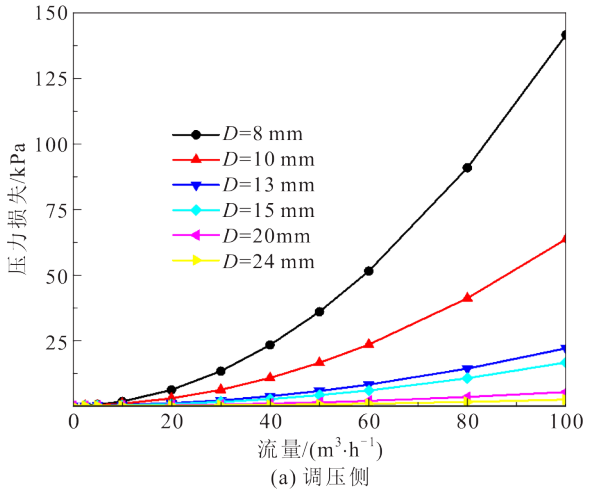
(b) 网侧



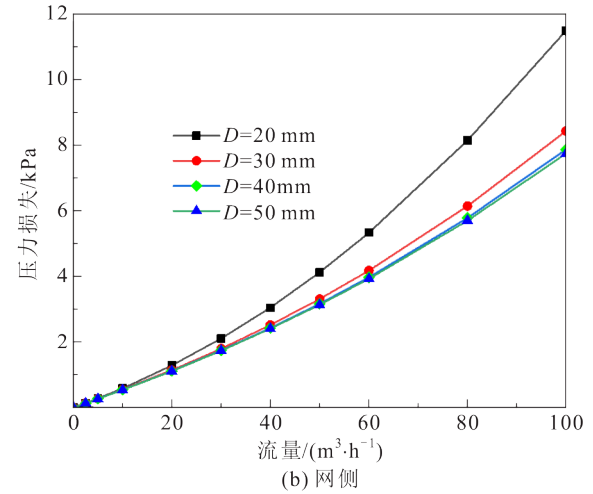
(c) 阀侧

图 12 开孔数量对油流阻力的影响

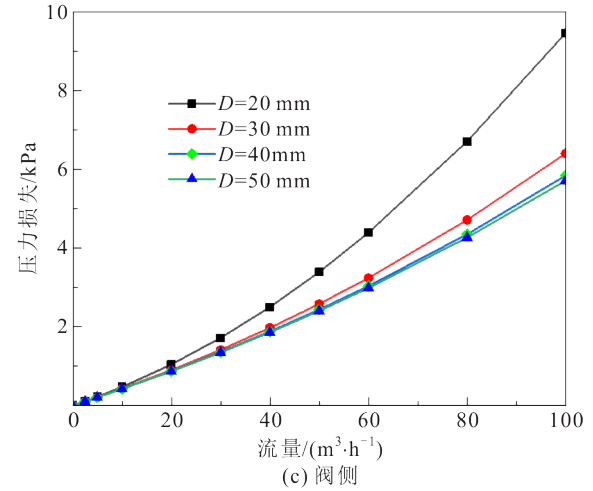
Fig.12 Effect of hole number on flow resistance



(a) 调压侧



(b) 网侧



(c) 阀侧

图 13 开孔直径对油流阻力的影响

Fig.13 Effect of hole diameter on flow resistance

到 40 个时，网侧绕组平均温升和热点温升仅分别降低了 1.1 K 和 2.1 K；而阀侧绕组平均温升和热点温升仅分别升高了 0.3 K 和 0.7 K。由此可见，网侧进油孔的开孔直径和开孔数量影响了网侧绕组的平均温升和热点温升，而对阀侧绕组温升的影响相对较小。

类似地，通过分析阀侧进油孔的开孔直径和开孔数量可以发现，开孔参数主要影响阀侧绕组的平均温升和热点温升，而对网侧温升的影响相对较小。

调压侧泄油孔的开孔直径和开孔数量对网侧和阀侧绕组温升的影响如图 14 所示。从图 14 可以看出，泄油孔开孔直径的减小和开孔数量的减少均

表 3　网侧进油孔对绕组温升的影响

Table 3　Effect of grid-side oil inlet holes on winding temperature rise

网侧		网侧		阀侧	
进油孔直径/mm	进油孔数目	平均温升/K	热点温升/K	平均温升/K	热点温升/K
20	40	35.3	50.4	32.6	47.4
30	40	32.2	46.1	33.3	48.7
40	40	32.1	45.8	33.6	49.4
50	40	31.8	44.9	33.8	49.8
40	30	32.4	46.1	33.4	48.9
40	20	33.2	47.9	33.3	48.7
40	10	34.9	50.8	32.9	48.0

表 4　阀侧进油孔对绕组温升的影响

Table 4　Effect of valve-side oil inlet holes on winding temperature rise

阀侧		网侧		阀侧	
进油孔直径/mm	进油孔数目	平均温升/K	热点温升/K	平均温升/K	热点温升/K
20	40	30.8	43.2	35.4	53.3
30	40	32.1	45.8	33.6	49.4
40	40	32.0	46.2	33.2	48.3
50	40	34.6	50.8	33.0	48.2
30	30	31.8	44.9	33.8	49.9
30	20	31.3	44.2	34.2	51.6
30	10	29.9	42.0	37.8	59.2

会导致调压侧流动阻力增大，使得网侧和阀侧的油流量增多，最终导致绕组温升降低。

当调压侧泄油孔的开孔直径由 13 mm 减小到 10 mm 时，网侧绕组平均温升和绕组热点温升分别降低了 3.8 K 和 5.1 K，阀侧绕组平均温升和绕组热点温升分别降低了 3.3 K 和 5 K。

当调压侧泄油孔的开孔数量由 40 减少到 20 时，网侧绕组平均温升和绕组热点温升分别降低 3.5 K 和 6.6 K，阀侧绕组平均温升和绕组热点温升分别降低了 3.1 K 和 6.6 K。

由此表明，相较于调节网侧与阀侧进油孔的开孔参数，通过适当减少调压侧泄油孔的开孔数量或减小其开孔直径来优化油流分配、降低绕组温升，对网侧与阀侧绕组温升的降低效果更为突出。

进一步，本文分析了调压侧泄油孔的开孔直径和开孔数量的安全阈值，给出了开孔参数调整的安全边界，以便更好的进行工程指导。

由图 14(a)还可观察到，当调压侧泄油孔开孔直径从 13 mm 增大至 24 mm 时，阀侧绕组热点温升大于 65 K，对应热点温度已超出±800 kV 换流变 A 级绝缘的允许运行温度(105 ℃)。

此外，由图 15(a)可知，当该泄油孔开孔直径从 13 mm 减小至 8 mm 时，网侧最大油流速度超过 0.5 m/s，极易引发油流带电，存在安全隐患；而图 15(b)显示，当调压侧泄油孔开孔数量从 40 减少至 13 时，网侧最大油流速度同样超过 0.5 m/s。

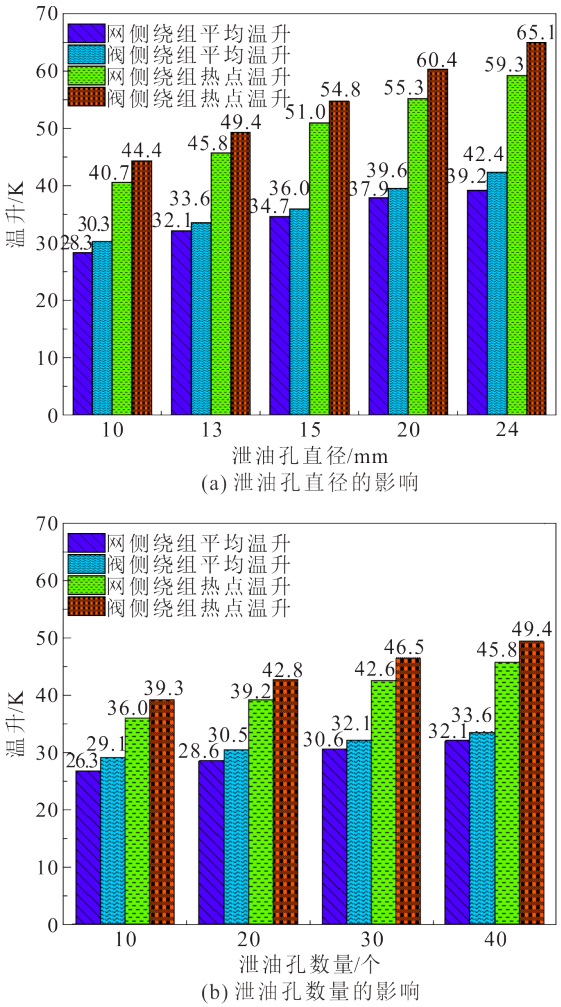


图 14　泄油孔开孔直径和数量对温升的影响

Fig.14　Effect of oil drain hole diameter and number on temperature rise

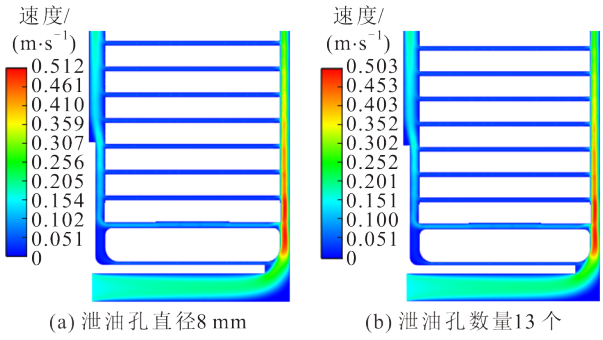


图 15　网侧油流速度云图

Fig.15　Contour maps of oil velocity on grid side

结合实际工程经验，选取调压侧泄油孔、网侧进油孔、阀侧进油孔开孔直径分别为 13、40、30 mm，且 3 者开孔数量均为 40 个。在此参数下，网侧绕组最大油流速度为 0.245 6 m/s，具备 2 倍安全裕度；同时，网侧与阀侧绕组热点温升分别为 45.8 K 和 49.4 K，远低于 65 K 的允许最大绕组热点温升。

3 结论

1）通过建立的二维轴对称模型计算得到的绕组平均温升与试验结果的误差在 2 K 以内，绕组热点温升的误差在 3 K 以内，模拟结果能够满足工程应用的精度要求。

2）变压器油在内外径侧的第一油隙中向上流动时，挡油板上部区域形成了“死油区”，此处油流速度极低，导致周围绕组的换热效果变差。因此，网侧和阀侧绕组的温升沿轴向高度的增加呈现出周期性螺旋上升的趋势。

3）相较于调节网侧与阀侧进油孔的开孔参数，通过适当减少调压侧泄油孔数量或减小其开孔直径来优化油流分配、降低绕组温升，对网侧与阀侧绕组温升的降低效果更为突出。

4）针对本文研究的冷却方式为强油导向风冷的±800 kV 特高压换流变压器，网侧和阀侧进油孔的开孔直径为 40 mm 和 30 mm、开孔数量均为 40 个时，建议调压侧的开孔直径大于 8 mm、小于 24 mm，且开孔数量多于 13 个。

参考文献 References

[1] LUO C, ZHAO Z G, WANG Y Y, et al. Influence of insulation paper on the hot spot temperature of oil-immersed transformer winding[J]. Modern Physics Letters B, 2021, 35(28): 2140021.

[2] 周训通，胥建文，冯争人，等. ±800 kV 换流变压器调压引线电流引起的结构件环流研究[J]. 高电压技术，2018，44(7)：2424-2432.
ZHOU Xuntong, XU Jianwen, FENG Zhengren, et al. Research on structural parts loop current caused by current of voltage regulation leads of ±800 kV converter transformer[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(7): 2424-2432.

[3] 李清泉，朱然，李姝奇，等. 换流变压器电热耦合数值计算方法综述[J]. 高电压技术，2024，50(10)：4734-4748.
LI Qingquan, ZHU Ran, LI Shuqi, et al. Review of numerical calculation methods for electro-thermal coupling of converter transformers[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(10): 4734-4748.

[4] 杨帆，郝翰学，王鹏博，等. 电力装备多物理场数值计算发展现状[J]. 高电压技术，2023，49(6)：2348-2364.
YANG Fan, HAO Hanxue, WANG Pengbo, et al. State of the art of multiphysics simulation technology for power equipment[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(6): 2348-2364.

[5] KEBRITI R, HOSSIENI S M H. 3D modeling of winding hot spot temperature in oil-immersed transformers[J]. Electrical Engineering, 2022, 104(5): 3325-3338.

[6] 刘刚，兰和潼，姜雄伟，等. 基于温升特性的强迫导向油循环风冷结构变压器负荷能力评估[J]. 高电压技术，2024，50(1)：232-241.
LIU Gang, LAN Hetong, JIANG Xiongwei, et al. Load capacity evaluation of forced guided oil circulation air-cooled transformer based on temperature rise characteristics[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(1): 232-241.

[7] 王丰华，周翔，高沛，等. 基于绕组热分布的改进油浸式变压器绕组热点温度计算模型[J]. 高电压技术，2015，41(3)：895-901.
WANG Fenghua, ZHOU Xiang, GAO Pei, et al. Improved thermal circuit model of hot spot temperature in oil-immersed transformers based on heat distribution of winding[J]. High Voltage Engineering, 2015, 41(3): 895-901.

[8] 张瀚方. 基于非平均热源的换流变压器温度场仿真研究[D]. 北京：华北电力大学，2017.
ZHANG Hanfang. Research on temperature field of converter transformer based on uneven heat source[D]. Beijing, China: North China Electric Power University, 2017.

[9] GABRIELOV A. Multiplicities of zeroes of polynomials on trajectories of polynomial vector fields and bounds on degree of nonholonomy[J]. Mathematical Research Letters, 1995, 2(4): 437-451.

[10] TENBOHLEN S, SCHMIDT N, BREUER C, et al. Investigation of thermal behavior of an oil-directed cooled transformer winding[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(3): 1091-1098.

[11] XU J, HAO J, ZHANG N, et al. Simulation study on converter transformer windings stress characteristics under harmonic current and temperature rise effect[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2025, 165: 110505.

[12] 武卫革，杜振斌，刘刚，等. 大型油浸式变压器绕组温度场仿真及验证[J]. 华北电力大学学报(自然科学版)，2020，47(6)：68-74.
WU Weige, DU Zhenbin, LIU Gang, et al. Simulation and verification of winding temperature field for large oil immersed transformer[J]. Journal of North China Electric Power University, 2020, 47(6): 68-74.

[13] DAS A K, CHATTERJEE S. Finite element method-based modelling of flow rate and temperature distribution in an oil-filled disc-type winding transformer using COMSOL multiphysics[J]. IET Electric Power Applications, 2017, 11(4): 664-673.

[14] 王劭，赵建利，白全新，等. 强迫油循环风冷变压器温度场三维分布仿真计算[J]. 浙江电力，2021，40(10)：116-122.
WANG Shao, ZHAO Jianli, BAI Quanxin, et al. Simulation calculation of three-dimensional temperature field distribution of OFAF transformer[J]. Zhejiang Electric Power, 2021, 40(10): 116-122.

[15] 汪德华，杨春，王革鹏，等. 基于 Fluent 的超高压变压器二维温度场分析[J]. 高压电器，2015，51(6)：161-165.
WANG Dehua, YANG Chun, WANG Gepeng, et al. Analysis of two-dimensional temperature field in ultra-high voltage transformer based on Fluent[J]. High Voltage Apparatus, 2015, 51(6): 161-165.

[16] 谢蓉，张星，关亮，等. 强迫油循环冷却变压器内部温度场数值模拟[J]. 电力科学与工程，2012，28(10)：47-52.
XIE Rong, ZHANG Xing, GUAN Liang, et al. Numerical simulation on temperature field in forced-directed oil cooling transformer[J]. Electric Power Science and Engineering, 2012, 28(10): 47-52.

[17] KHANDAN S, TENBOHLEN S, BREUER C, et al. CFD study of fluid flow and temperature distributions in a power transformer winding[C]//2017 IEEE 19th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). Manchester, UK: IEEE, 2017: 1-4.

[18] WANG L J, QI J H, CHEN Y F, et al. Reverse oil flow characterization in transformer windings: a fluid-thermal network approach[J]. Energies, 2025, 18(7): 1593.

[19] 刘尧，刘刚，李琳，等. 匝间绝缘对变压器绕组温升及热点影响的仿真分析[J]. 华北电力大学学报(自然科学版)，2020，47(2)：64-73.
LIU Yao, LIU Gang, LI Lin, et al. Simulation and analysis of turn-insulation on temperature rise and hot spots of transformer windings[J]. Journal of North China Electric Power University, 2020, 47(2): 64-73.

[20] 袁发庭，施文菀，王玥，等. 基于多物理场仿真的油浸式变压器温度特性分析及散热器优化[J]. 高电压技术，2024，50(1)：221-231.
YUAN Fating, SHI Wenyu, WANG Yue, et al. Temperature characteristic analysis and radiator optimization of oil-immersed transformer based on multi-physical field simulation[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(1): 221-231.

[21] RODRIGUES T F, MEDEIROS L H, OLIVEIRA M M, et al. Evaluation of power transformer thermal performance and optical sensor positioning using CFD simulations and temperature rise test[J]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 2023, 72: 1-11.

[22] RODRIGUEZ G R, GARELLI L, STORTI M, et al. Numerical and experimental thermo-fluid dynamic analysis of a power transformer working in ONAN mode[J]. Applied Thermal Engineering, 2017, 112: 1271-1280.

[23] LINS I X, LIMA H J B, SANTOS V A D, et al. Hydrodynamic study of the oil flow in a protective relay coupled to a power transformer: CFD simulation and experimental validation[J]. Engineering Failure Analysis, 2021, 128: 105599.

[24] WANG S Q, LI X A, ZHANG R, et al. Thermal distribution characteristics related to the transformer fine structure predicted by CFD-based spline interpolation[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2023, 30(2): 892-901.

[25] 刘弘景，张丹丹，李伟，等. 大型油浸式变压器绕组温度场的有限元分析[J]. 高压电器，2019，55(12)：83-89.
LIU Hongjing, ZHANG Dandan, LI Wei, et al. Finite element analysis for temperature field of winding in large oil-immersed transformer[J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55(12): 83-89.

[26] 刘道生，华叙云，王仕会，等. 变压器油流带电影响因素及其抑制方法[J]. 变压器，2024，61(7)：1-12.
LIU Daosheng, HUA Xuyun, WANG Shihui, et al. Factors influencing electrification of oil flow in transformer and its suppression method[J]. Transformer, 2024, 61(7): 1-12.



高　腾
1992—，男，硕士，工程师
主要从事变压器油流温升、多物理场仿真方面的研究工作
E-mail: gaoteng1004@163.com

GAO Teng



胥建文(通信作者)
1975—，男，教授级高工
主要从事大型变压器研发与仿真方面的研究工作
E-mail: jnxujianwen@163.com

XU Jianwen
Professor
Corresponding author

收稿日期　2025-07-29　在线出版日期　2025-12-12　　编辑　卫李静