第 50 卷 第 1 期：232-242　　高电压技术　　Vol.50, No.1: 232-242
2024 年 1 月 31 日　　High Voltage Engineering　　January 31, 2024
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20230314

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

刘　刚[1]，兰和潼[1]，姜雄伟[2]，刘云鹏[1]，王文浩[2]
（1. 华北电力大学河北省输变电设备安全防御重点实验室，保定 071003；
2. 国网浙江省电力有限公司电力科学研究院，杭州 310014）

摘　要：针对强迫导向油循环风冷(oir directrd air forced，ODAF)结构变压器负荷能力受温升约束影响的问题，提出了 3 种负荷类型情况下变压器负荷能力评估方法。首先，考虑风扇与油泵的运行状态以及油粘度变化对热阻的影响等因素，基于热电类比法建立了变压器热路模型，以计算绕组热点与顶部油温度；其次，采用粒子群优化(particle swarm optimization，PSO)算法拟合热路模型参数，并基于 2 台不同型号变压器的运行数据，对热路模型的计算精度与拟合参数适用性进行有效性验证；最后，参考 GB/T 1094.7 负载导则给出的温升限值，基于温升特性提出了负荷能力评估模型。分析结果表明，该研究所提热路模型计算热点温度的误差不大于 2.35 ℃，在工程允许范围内；正常周期性负荷下当环境温度低于 1 ℃时，关闭 1 组子散热器后仍满足温升约束。
关键词：负荷能力；ODAF 冷却方式；变压器；温升特性；热路模型

Load Capacity Evaluation of Forced Guided Oil Circulation Air-cooled Transformer Based on Temperature Rise Characteristics

LIU Gang[1], LAN Hetong[1], JIANG Xiongwei[2], LIU Yunpeng[1], WANG Wenhao[2]
(1. Hebei Provincial Key Laboratory of Power Transmission Equipment Security Defense, North China Electric Power University, Baoding 071003, China;
2. Electric Power Research Institute of State Grid Zhejiang Electric Power Company, Hangzhou 310014, China)

Abstract：Aiming at the problem that the load capacity of forced guided oil circulation air-cooled(ODAF) transformer is affected by the temperature rise constraint, this paper proposes three kinds of load capacity evaluation methods for transformer. Firstly, the running state of fan and oil pump and the influence of oil viscosity change on thermal resistance and other factors are taken into account, and a transformer thermal model is established based on thermoelectric analogy method to calculate winding hot spot and top oil temperature. Secondly, particle swarm optimization algorithm(PSO) is used to fit the parameters of the thermal model; meanwhile, based on the operation data of two different types of transformers, the calculation accuracy of the thermal model and the suitability of the fitting parameters are validated. Finally, a load capacity evaluation model based on the temperature rise characteristics is proposed by referring to the temperature rise limit given in the load guide GB/T 1094.7. The analysis results show that the error of hot spot temperature calculated by the proposed model is no more than 2.35 ℃, which is within the allowable range of engineering. Under normal periodic load, when the ambient temperature is lower than 1 ℃, the temperature rise constraint is still satisfied after closing a group of sub-radiators.
Key words：load capacity; ODAF cooling mode; transformer; temperature rise characteristic; thermal model

0　引言

变压器负荷能力是指一定时间内变压器所输出的实际容量，是制约电网变电容量限额的主要因素，是评估电网安全裕度和运行能力的重要指标[1-2]。大型变压器冷却方式多以强迫导向油循环风冷为主，因此对强迫导向油循环风冷结构变压器的负荷能力进行评估具有重要意义。变压器负荷能力评估的目的在于为不同环境下变压器的最大过载容量与过载情况下的极限运行时间提供依据[3]。

基金资助项目：国网浙江省电力有限公司科技项目(5211DS220005)。
Project supported by Science and Technology Project of State Grid Zhejiang Electric Power Co., Ltd. (5211DS220005).

变压器的负荷能力与绕组绝缘纸耐热性、绝缘系统热老化、变压器寿命损失、绝缘油气体含量、套管和分接开关等辅助设备容量等级等多种因素有关[2,4]。而这些影响因素又多与温度相关，如变压器过载能力受限于绕组绝缘纸的 105 ℃温度指数[4]；当热点温度超过临界值，绝缘油中会产生气泡；对于按 GB1094 设计的变压器，在 80~140 ℃温度区间，变压器绝缘材料处温度每上升 6 ℃，老化率增倍而寿命减半[5]。

目前，许多国内外学者从变压器不同结构材料的温升特性角度出发，进行变压器负荷能力评估方面的研究。徐晓刚等人采用矿物油浸渍牛皮纸的绝缘系统与植物油浸渍耐高温纸的绝缘系统进行对比实验，根据 IEEE Std C57.91 附录 G 中推荐的热点温度算法[6]，对变压器在过负荷曲线作用下的温升情况进行计算分析。结果表明，针对长期紧急过载配电变压器，采用植物油浸渍耐高温纸的绝缘系统可以满足要求[4]。Ali Asghar Taheri 等人利用热路模型研究了纳米油对变压器油管油温和加载容量增量的影响，研究表明 2 种纳米流体的使用都降低了变压器的油温，提升了变压器允许过载时间[7]。SeyedeFatemeh Hajeforosh 等人考虑顶油温度、热点温度与变压器寿命损失，研究了太阳能光伏对配电变压器热过载的影响[8]。针对周期性负载，钱瞳等人根据油浸式变压器热路模型计算热点温度并进行负载能力研究，考虑 GB/T 1094.7—2008 中推荐的变压器热点温度与顶部油温度的限值[9]，发现随着负载率的增加，日相对寿命损失限制比热点温度限制、顶层油温度限制更先达到[1]。李元、周则儒等人根据热路模型计算绕组热点温度与顶部油温度，对 3 种不同类型负载进行评估[2,10]，但没有考虑风扇与油泵运行状态的影响。

从上述研究可知，获得变压器各部分温升情况是变压器负荷能力评估的基础，其中变压器热点温度与顶部油温是重要限制参数，因此提高变压器热点温度和顶油温度的计算精度至关重要[11]。国内外众多学者对相关内容展开了研究，经典的计算方法是经验公式法——油浸式变压器负载导则推荐公式[9]，导则推荐公式仅需少量变压器参数即可进行热点温度计算，但忽略环境温度变化且计算结果对经验系数依赖程度高，在负荷突变情况下误差较大。数值模拟法常采用有限元法或有限体积法，WH Joo 分析了电力变压器稳态工作时的热问题和温度场。利用离散传热方程计算了变压器损耗的温度分布[12]。数值模拟法精度高，可准确定位，但具有计算量大、实时性差的缺点。热路模型法是基于传热学和热电类比原理的计算方法，Susa 考虑绕组温升对负载损耗的影响、油温对油粘度的影响，引入非线性热阻构建了顶油温度模型与绕组热点温度模型，研究结果表明 Susa 热路模型比 IEEE Std C57.91 附录 G 推荐的公式计算结果更精确[13-14]。Luc Paulhiac 考虑变压器风扇与油泵的运行状态改变对热路模型参数的影响，引入冷却阶段修正因子与油粘度修正因子，并基于 3 台不同型号变压器的运行数据进行有效性验证，结果表明顶油与热点温度的预测误差较低[15]。

综上所述，本文将首先基于热电类比原理构建强迫导向油循环风冷(oir directrd air forced，ODAF)结构变压器的热路模型，针对 ODAF 冷却方式的特殊性，考虑风扇开关个数随负载率、环境温度的变化，综合考虑环境温度、油粘度、负载损耗等重要影响因素随温度的变化情况，并对 Luc Paulhiac 提出的热路模型中的油粘度修正因子进行改进，计算变压器热点温度与顶油温度。然后基于温升特性，参考油浸式变压器负载导则给出的温升限值，结合 3 种负荷类型的需求，提出了 ODAF 变压器负荷能力评估方法。

1　构建考虑风扇、油泵开关个数的 ODAF 变压器热路模型

1.1　基于顶层油温的热路模型

本文基于传热学理论与热电类比原理构建的顶层油温度模型如图 1 所示，将变压器内部传热过程等效为 1 个简单的集总参数热路，假设所有热损耗通过冷却设备的热阻转移到环境中。模型中热阻 $R_{\text{th-oil}}$（单位 K/W），和热容 C_{th}（单位 J/K），可以分别定义为材料抵抗热流和储存热量的能力，热阻的计算方法详见下文，变压器热容可以根据变压器各部分材料的质量和比热容计算[16-17]。

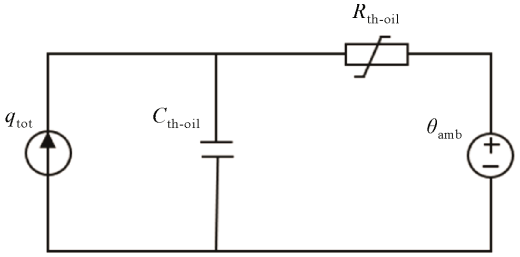


图 1　顶油温度模型

Fig. 1　Top-oil temperature model

由该模型可得到顶层油温$\theta_{oil}(t)$的表达式[15]为：

$$\theta_{oil}(t)=\theta_{oil}(t-\Delta t)+(\theta_{oil,ss}(t)-\theta_{oil}(t-\Delta t))(1-e^{-\Delta t/\tau_{oil}(t)}) \tag{1}$$

式中：Δt为时间步长，s；τ_{oil}为油时间常数；$\theta_{oil,ss}(t)$为稳态顶油温度，℃，其表达式为：

$$\theta_{oil,ss}(t)=\theta_{amb}(t)+q_{tot}(t)R_{th\text{-}oil}(t) \tag{2}$$

式中：$\theta_{amb}(t)$为环境温度，℃；$q_{tot}(t)$为总损耗，W。油时间常数τ_{oil}的表达式为：

$$\tau_{oil}(t)=R_{th\text{-}oil}(t)C_{th} \tag{3}$$

假设在正常运行过程中热点位置没有变化，热点温度[15]为：

$$\theta_{hs}(t)=\theta_{oil}(t)+G(t-\Delta t)+\frac{\Delta t}{\tau_w}\left(G_{ss}(t)K^2(t)-G(t-\Delta t)\right) \tag{4}$$

式中：$G(t)$为绕组热点对顶油温升，K；K为负载率；τ_w为绕组时间常数，s；$G_{ss}(t)$为稳态热点梯度，K。

1.2 ODAF 冷却方式

强迫导向油循环风冷结构散热器可由多组子散热器组成，每组子散热器主要由三部分组成——确保油均匀分布的鳍管、用于调节热交换表面上的强制或自然空气对流的风扇、促进油循环的油泵[15]。每组子散热器通过公共管道连接到变压器底部，可以根据变压器负荷波动情况与环境温度变换情况，调节散热器效率，即调节每组子散热器风扇或油泵的工作状态。不同的散热器效率对应不同冷却阶段，通常由顶部油温度控制触发。合理调节散热器冷却阶段，可以在控制绝缘老化程度的同时减少电能损耗。在低负载和低环境温度条件下，顶层油温较低，此时散热器的效率会自动降低。在高油温的情况下，冷却效率通常调到最大值。下面介绍 2 种冷却调节方法，不同的调节方法将应用不同的热阻修正方法、以及不同的稳态热点温度梯度 $G_{ss}(t)$、稳态绕组平均温度梯度 $g_{ss}(t)$计算方法。

1.2.1 子散热器调节

每组子散热器由 1 个泵和若干个风扇组成，按需要成组打开和关闭，如图 2 所示，关闭的子散热器内部油不参与循环。

1.2.2 风扇调节

风扇调节法指所有油泵都以额定流速运行，散热器的总换热面积不变，通过调节风扇运行个数实现散热器效率的调整，如图 3 所示。由于运行风扇不同，子散热器部分处于自然对流，另一部分处于强制或“混合”对流。

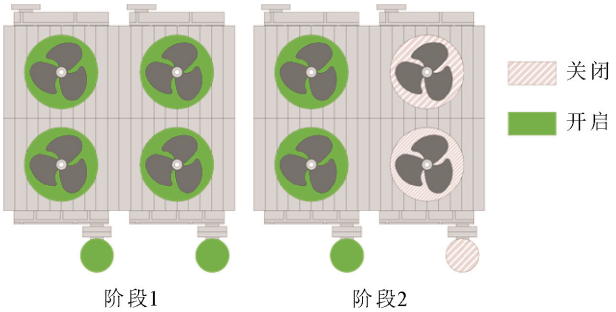


图 2 不同冷却阶段的子散热器调节法

Fig.2 Sub-exchangers modulation strategy for different cooling stages

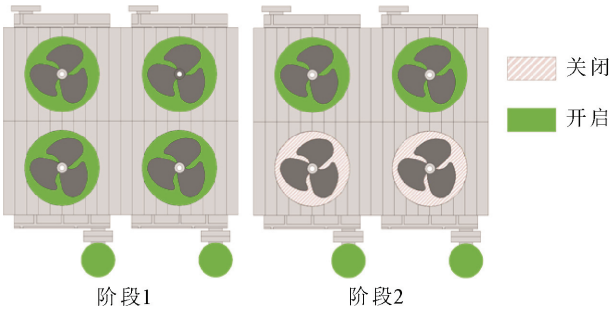


图 3 风扇调节法不同冷却阶段

Fig.3 Fan modulation strategy for different cooling stages

1.3 热阻的修正

顶油温度模型中热阻的修正主要考虑冷却阶段与油粘度的影响，因此引入 2 个主要的修正因子——$\beta_m(t)$和$\beta_\theta(t)$，相关表达式为：

$$R_{th\text{-}oil}(t)=R_{th\text{-}oil,rated}(t)\beta_m(t)\beta_\theta(t) \tag{5}$$

额定热阻$R_{th\text{-}oil,rated}(t)$的表达式为：

$$R_{th\text{-}oil,rated}(t)=\frac{\Delta\theta_{oil,rated}}{q_{tot,rated}} \tag{6}$$

式中：$\Delta\theta_{oil,rated}$是在额定条件下的顶油温升，K，反映了散热器的最大换热能力；$q_{tot,rated}$为额定条件下的总损耗。

1.3.1 冷却阶段修正因子$\beta_m(t)$的计算

1）子散热器调节法

基于热电类比法，考虑子散热器的并行结构，根据不同油泵数量与风扇数量的变压器的实际运行数据，冷却阶段修正因子可以表示为：

$$\beta_m(t)=\frac{R_{th\text{-}oil}(m)}{R_{th\text{-}oil,rated}}=\frac{1}{\left(\frac{m(t)}{M}\right)^{\gamma_1}} \tag{7}$$

式中：γ_1为经验系数；m为子散热器的开启个数；$R_{th\text{-}oil}(m)$为子散热器开启 m 个时的热阻；M为子散热器总个数。

2）风扇调节法

努塞特数表示对流换热强烈程度的一个准数。在自然对流和强制对流组合的情况下，组合的努塞特数可以表示为[18]：

$$Nu=(Nu_{\mathrm{N}}^{\alpha}+Nu_{\mathrm{F}}^{\alpha})^{1/\alpha} \tag{8}$$

式中：Nu_{N} 和 Nu_{F} 分别为自然对流努塞尔数和强制对流努塞尔数；α为经验系数。

对于横向流动，其传热系数 h 为：

$$h=(h_{\mathrm{N}}^{\alpha}+h_{\mathrm{F}}^{\alpha})^{1/\alpha} \tag{9}$$

式中：h_{N}和h_{F}分别为自然对流和强制对流传热系数。

假设在子散热器内部有单独的气流区域，并且在子散热器的顶部和底部之间无外部油流进入，则风扇开启时表面换热量的表达式[15]为：

$$q_{\mathrm{ON}}=\frac{A}{M}\cdot(\theta_{\mathrm{om}}-\theta_{\mathrm{amb}})(h_{\mathrm{N}}^{\alpha}+h_{\mathrm{F}}^{\alpha})^{1/\alpha} \tag{10}$$

式中：A 为散热面积，m^2；θ_{om} 为平均油温，℃。在 ODAF 冷却条件下，θ_{om}近似等于顶层油温。

风扇关闭时表面换热量 q_{OFF} 为：

$$q_{\mathrm{OFF}}=\frac{A}{M}(\theta_{\mathrm{om}}-\theta_{\mathrm{amb}})h_{\mathrm{N}} \tag{11}$$

因此，m 个风扇开启时，换热量 $q(m)$为：

$$q(m)=A\cdot(\theta_{\mathrm{om}}-\theta_{\mathrm{amb}})\left(\frac{m}{M}\cdot(h_{\mathrm{N}}^{\alpha}+h_{\mathrm{F}}^{\alpha})^{1/\alpha}+\frac{M-m}{M}\cdot h_{\mathrm{N}}\right) \tag{12}$$

综上所述，冷却阶段修正因子 $\beta_{\mathrm{m}}(t)$ 为：

$$\beta_{\mathrm{m}}(t)=\frac{R_{\text{th-oil}}(m)}{R_{\text{th-oil,rated}}}=\frac{q(M)}{q(m)}=\frac{1}{\gamma_2+(1-\gamma_2)\cdot\dfrac{m(t)}{M}} \tag{13}$$

式中：γ_2 的值受翅片的排列与散热器的垂直或水平位置等因素的影响，其表达式为：

$$\gamma_2=\frac{1}{(1+(\dfrac{h_{\mathrm{F}}}{h_{\mathrm{N}}})^{\alpha})^{1/\alpha}} \tag{14}$$

1.3.2　油粘度修正因子的计算

Dejan Susa 等人给出了油粘度、比热容、密度、导热系数、膨胀系数等随温度变化的公式[13]。由公式可得到反映油物理特性的参数随温度变化的曲线，如图 4 所示。

由图 4 可知，在所有的热力学参数中，油的粘度受温度的影响变化最大。因此，本节将考虑油粘度的变化修正热阻。

普朗特数(Pr)是动量扩散能力与热量扩展能力的一种量度，格拉晓夫数(Gr)是惯性力与粘性力之比的一种量度。由热力学理论可知，努塞尔数、普朗特数与格拉晓夫数的表达式[13]为：

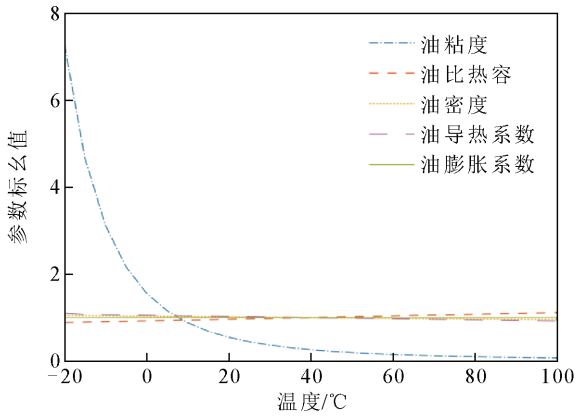


图 4　变压器油物理参数特性曲线

Fig.4　Transformer oil physical parameter characteristic curve

$$\begin{cases} Nu=\dfrac{hL}{k} \\ Pr=\dfrac{c_{\mathrm{oil}}\mu}{k} \\ Gr=\dfrac{L^3{\rho_{\mathrm{oil}}}^2 g\beta\Delta\theta_{\mathrm{oil}}}{\mu^2} \end{cases} \tag{15}$$

式中：h 为传热系数，$\mathrm{W/(m^2\cdot K)}$；L 为特征尺寸（包括长、宽、直径），m；c_{oil} 为油比热容，kJ/(kg·K)；m 为油粘度系数，Pa·s；k 为导热系数，W/(m·K)；ρ_{oil} 为油密度，$\mathrm{kg/m^3}$；g 为重力常数；β为油膨胀系数，$\mathrm{K^{-1}}$；$\Delta\theta_{\mathrm{oil}}$为油温梯度，K。由此可知传热系数 h 可表示为：

$$h=\left(\frac{\Delta\theta_{\mathrm{oil}}}{\mu}\right)^n C\left({\rho_{\mathrm{oil}}}^2 g\beta k^{\frac{1-n}{n}} L^{3-\frac{1}{n}} c_{\mathrm{oil}}\right)^n = C_1\times(\frac{\Delta\theta_{\mathrm{oil}}}{\mu})^n \tag{16}$$

式中：C、n 为经验系数。

因此，油粘度修正因子表达式 $\beta_{\theta}(t)$ 为：

$$\beta_{\theta}(t)=\frac{R_{\text{th-oil}}(\theta_{\mathrm{om}})}{R_{\text{th-oil,rated}}}=\left(\frac{\mu(\theta_{\mathrm{om}})\Delta\theta_{\mathrm{om,rated}}}{\mu(\theta_{\mathrm{om,rated}})\Delta\theta_{\mathrm{om}}}\right)^{n_{\mathrm{v}}} \tag{17}$$

式中：n_{v}为经验系数；$\Delta\theta_{\mathrm{om}}$为平均油温梯度，℃；$\Delta\theta_{\mathrm{om,rated}}$ 为额定平均油温梯度，℃；油粘度受温度影响的表达式 $\mu(\theta)$ 为：

$$\mu(\theta)=\mathrm{e}^{-19.38+\frac{11837}{\theta+273.15}+\frac{-4039765}{(\theta+273.15)^2}+\frac{557595382}{(\theta+273.15)^3}} \tag{18}$$

式中：θ 可指代为 θ_{om} 或 $\theta_{\mathrm{om,rated}}$。油粘度修正因子反映了油温对热阻的影响，油温越高，则油粘度修正因子越小，散热器效率越高。

1.4 绕组与变压器油之间的热交换

1.4.1 子散热器调节法

由于油泵开关导致油流改变，稳态绕组热点到顶油梯度 $G_{ss}(t)$(单位℃)，与稳态绕组平均温度到油平均温度的梯度 $g_{ss}(t)$(单位℃)，的值也会发生变化，由传热学理论强制对流的努塞特数经验公式与热路原理可知[18]：

$$g_{ss}(t)=\frac{g_{rated}}{(\frac{m(t)}{M})^{n_g}} \tag{19}$$

$$G_{ss}(t)=\frac{G_{rated}}{(\frac{m(t)}{M})^{n_G}} \tag{20}$$

式中：g_{rated} 为额定条件下稳态绕组平均温度到油平均温度的梯度，K；G_{rated} 为额定条件下稳态绕组热点到顶油梯度，K；n_g 与 n_G 为经验系数。

1.4.2 风扇调节法

由于油泵都以额定流速运行，变压器内的油流保持不变，所以稳态热点到顶油温度梯度 $G_{ss}(t)$和稳态平均绕组到顶油的温度梯度 $g_{ss}(t)$也近似恒定，可表示为：

$$g_{ss}(t)=g_{rated} \tag{21}$$

$$G_{ss}(t)=G_{rated} \tag{22}$$

1.5 总损耗值修正

变压器内部发热主要来自于损耗，本文中总损耗由空载损耗和负载损耗组成。空载损耗主要影响变压器铁芯温度，而负载损耗是绕组温度升高的最主要因素[19]。本文中总损耗值 $q_{tot}(t)$ 的表达式为：

$$q_{tot}(t)=q_{sc,rated}K^2(t)(r_{ql,rated}\frac{235+\theta_w(t)}{235+75}+\frac{1-r_{ql,rated}}{\frac{235+\theta_w(t)}{235+75}})+q_0 \tag{23}$$

式中：$r_{ql,rated}$ 为焦耳损耗与总损耗之比；$q_{sc,rated}$ 为额定短路损耗，W；q_0 为空载损耗，W；$\theta_w(t)$为平均绕组温度，℃。$\theta_w(t)$表达式为：

$$\theta_w(t)=\theta_{om}(t-\Delta t)+g_{ss}(t)K^2(t) \tag{24}$$

2 热路理论实例验证与结果分析

2.1 热路模型实例验证

热路模型所涉及的物理参数，可以从热运行测试或现场测量结果得到。成功的热路建模的关键之一是温度测量的准确性，由于本文主要讨论 ODAF 结构变压器负荷能力受温升约束影响的问题，此类型变压器是具有多组可独立工作的风扇、油泵的大型变压器，且需要较大的负载进行实验研究，作者所在团队目前无法完成如此规模的实验，因此本文采用来源于 IEEE 数据端口的数据集[20]。本节将采用型号为 405 kV/570 MVA 与 235 kV/360 MVA 的 ODAF 冷却方式的变压器进行验证分析，2 种型号变压器的基本参数如附录表 A1 所示。本节将采用粒子群优化(particle swarm optimization，PSO)算法[21]进行参数γ_1、γ_2、n_v、n_g、n_G、$\triangle\theta_{oil,rated}$、$G_{rated}$ 的拟合，并采用不同时段的拟合参数对热点温度与顶油温度的计算值进行精确度检验。同时，本节采用牛顿-拉夫逊法对式(1)—(24)所建立的非线性方程进行求解。

本节将详细介绍应用子散热器调节法的A变压器，基于热路模型计算热点温度、顶油温度的验证过程。首先将 A 变压器 16 天的运行数据分为 A1 与 A2 两个时间段，其中前 9 天为 A1 时段，后 7 天为 A2 时段。然后，分别输入 A1 时段、A2 时段环境温度、负载率、冷却阶段等变量，应用 PSO 算法拟合参数，根据热路模型进行计算。A1、A2 时段输入变量随时间变化的曲线如附录图 B1 所示。

A1时段的热点温度与顶油温度计算结果如图5所示，计算误差如图 6 所示。设 N 为单位步长与总采样个数的乘积，$\theta_{n,c}$ 为计算值，$\theta_{n,m}$ 为测量值，则均方根误差(E_{RMS})表达式为：

$$E_{RMS}=\sqrt{\frac{1}{N}\sum_{n=1}^{N}(\theta_{n,c}-\theta_{n,m})^2} \tag{25}$$

由计算结果可知，顶油温度均方根误差为 0.53 ℃，最大误差绝对值为 2.58 ℃；热点温度均方根误差为 0.75 ℃，最大误差绝对值为 2.37 ℃。

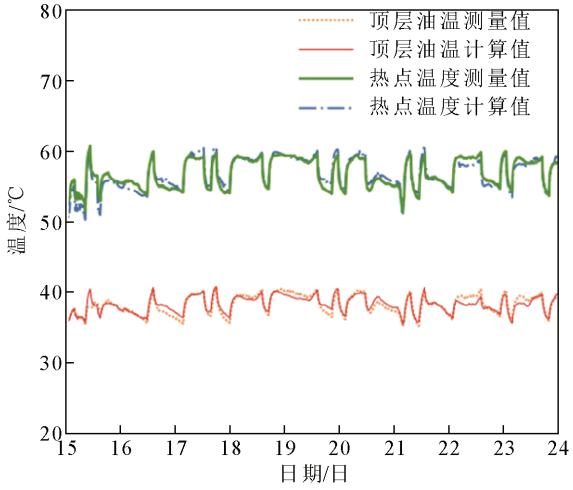


图 5 A1 时段热点温度与顶油温度计算结果

Fig.5 Calculation results of hot spot temperature and top oil temperature on time period A1

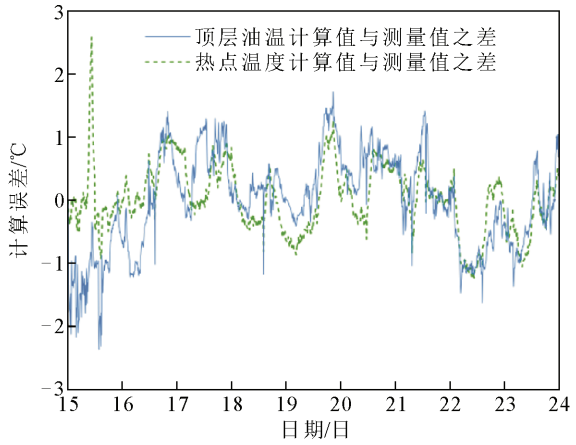


图 6　A1 时段热点温度与顶油温度计算误差

Fig.6　Calculation error of hot spot temperature and top oil temperature on time period A1

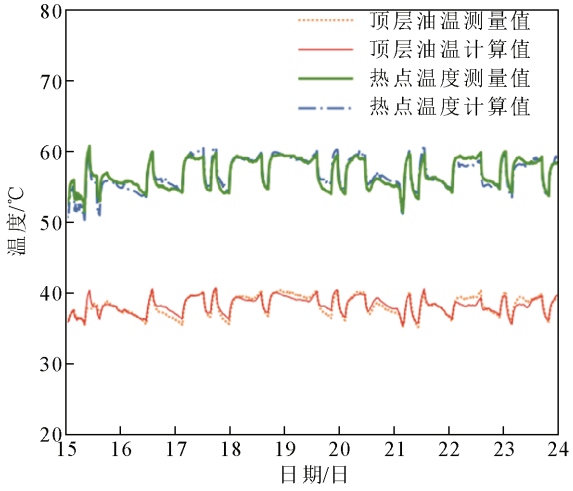


图 7　A2 时段热点温度与顶油温度计算结果

Fig.7　Calculation results of hot spot temperature and top oil temperature on time period A2

计算误差绝对值的累积分布函数如附录图 B2 所示，由计算结果可知，顶油温度计算误差绝对值<1 ℃时占比为 94%，热点温度计算误差绝对值<1.5 ℃时占比为 97%。

A2 时段的热点温度与顶油温度计算结果如图 7 所示，计算误差如图 8 所示。顶油温度均方根误差为 0.44 ℃，最大误差绝对值为 1.33 ℃；热点温度均方根误差为 0.79 ℃，最大误差绝对值为 2.35 ℃。

计算误差绝对值的 CDF 如附录图 B3 所示，顶油温度计算误差绝对值<1 ℃时占比 94%，热点温度计算误差绝对值<1.5 ℃时占比 93%。

A1、A2 时段拟合参数值与 E_{RMS} 值如表 1 所示。其中，E_{RMS1} 表示采用本时段拟合参数值计算热点温度的均方根误差，E_{RMS2} 表示应用不同时段拟合结果计算热点温度的均方根误差。由计算结果可知，A1、A2 时段拟合参数值基本近似，并且相互适用。

对于采用风扇调节法调整冷却阶段的 B 变压器应用同样方法进行分析，得到的在 1—8 日的 B1 时间段，顶层油均方根误差为 0.55 ℃，最大误差绝对值为 1.69 ℃；热点温度均方根误差为 0.75 ℃，最大误差绝对值为 2.33 ℃。在 12—31 日的 B2 时段，顶层油均方根误差为 0.97 ℃，最大误差绝对值为 3.61 ℃；热点温度均方根误差为 1.28 ℃，最大误差绝对值为 4.46 ℃。由计算误差绝对值的累积分布函数可知，B1 时段顶油温度计算误差绝对值<1 ℃时占比为 93%，热点温度计算误差绝对值<1.5 ℃时占比为 96%；B2 时段顶油温度计算误差绝对值<1.5℃时占比为 87%，热点温度计算误差绝对值<2 ℃时占比为 88%。B1、B2 时段拟合参数值与 E_{RMS} 值如表 2 所示。

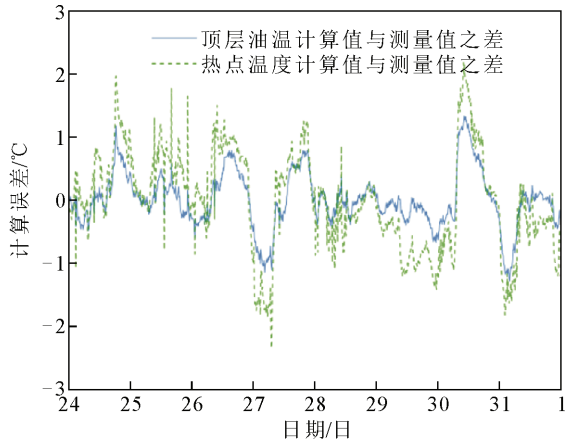


图 8　A2 时段热点温度与顶油温度计算误差

Fig.8　Calculation error of hot spot temperature and top oil temperature on time period A2

表 1　A 变压器参数拟合结果

Table 1　Parameter fitting results of transformer A

参数	A1 时间段拟合数值结果	A2 时段拟合数值结果
γ	0.60	0.60
n_v	0.44	0.25
n_g	0.40	0.29
n_G	0.35	0.27
$\Delta\theta_{oil,rated}$/℃	32.75	37.33
G_{rated}/℃	25.29	25.91
E_{RMS1}/℃	0.75	0.79
E_{RMS2}/℃	0.87	0.93

因此，本文提出的热路模型能够在油泵与风扇开启数量变化的条件下计算顶部油温度与绕组热点

表 2 B 变压器参数拟合结果

Table 2 Parameter fitting results of transformer B

参数	B1 时间段拟合数值结果	B2 时段拟合数值结果
γ_2	0.22	0.34
γ_3	0.30	0.39
n_v	0.25	0.25
$\Delta\theta_{oil,rated}$/℃	27.24	40
G_{rated}/℃	24.86	28.20
E_{RMS1}/℃	0.75	1.28
E_{RMS2}/℃	1.27	1.64

温度，且不同时段的拟合参数具有相互适用性。

2.2 本文热路模型与 Susa 模型对比验证

为进一步验证本文所提模型的先进性，应用本课题组基于 110 kV 变压器进行温升试验的试验结果，将本文模型与 Susa 热路模型进行对比分析。由于客观条件限制，本变压器在 ONAN 冷却模式下运行进行温升试验，变压器内的油流保持不变，所以稳态热点到顶油温度梯度 $G_{ss}(t)$和稳态平均绕组到顶油的温度梯度 $g_{ss}(t)$也近似恒定；由于没有风扇，所以冷却阶段修正因子为 1。油粘度修正因子反映了油温对热阻的影响——油温越高，油粘度修正因子越小，散热器效率越高，因此经验系数 n_v 取值为 1。变压器基本参数如附录表 A2 所示。

该冷却模式下最大允许电流为额定电流的 63%，将此电流作为额定电流基准计算负载率等参数。试验流程如图 9 所示。

对油粘度因子进行拟合的结果为。将本文模型的计算结果与 Susa 所提出的热路模型进行对比分析，并根据试验结果进行误差分析。顶油温度对比情况如图 10 所示，绕组热点温度对比情况如图 11 所示。

根据顶油温度计算结果可知，Susa 热路模型计算的均方根误差为 0.99 ℃，本文热路模型计算的均方根误差为 0.70 ℃，精度提高了 29.29%。根据热点温度计算结果可知，Susa 热路模型计算的均方根误差为 1.18 ℃，本文热路模型计算的均方根误差为 1.06 ℃，精度提高了 10.17%。由计算结果可知，本文热路模型计算结果更精准。

3 基于温升特性的 ODAF 变压器负荷能力评估模型

电力系统中变压器的负荷类型包括正常周期性负载、短期急救负载与长期急救负载[2]。从热老化角度出发，正常周期型负载是指相对热老化率>1 的各周期中的老化值能被相对热老化率<1 的老化值所补偿。长期急救负载是由于系统中某些设备长

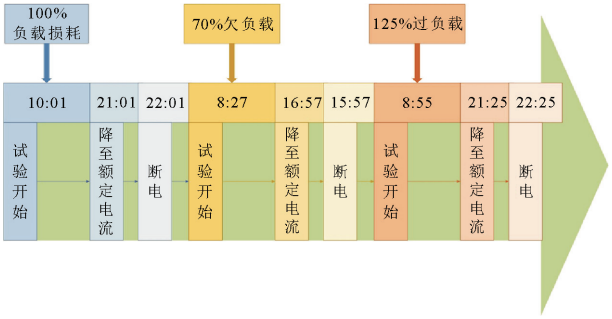


图 9 110 kV 电力变压器温升试验流程

Fig.9 Temperature rise test process of 110 kV power transformer

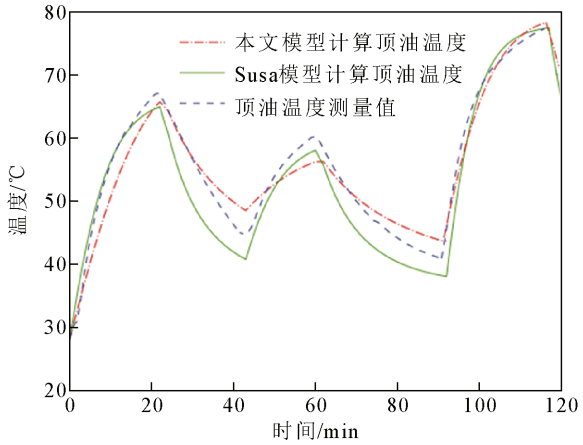


图 10 31.5/31.5/31.5 MVA-ONAN 变压器顶层油温计算结果

Fig.10 Calculation results of top oil temperature of 31.5/31.5/31.5 MVA-ONAN transformer

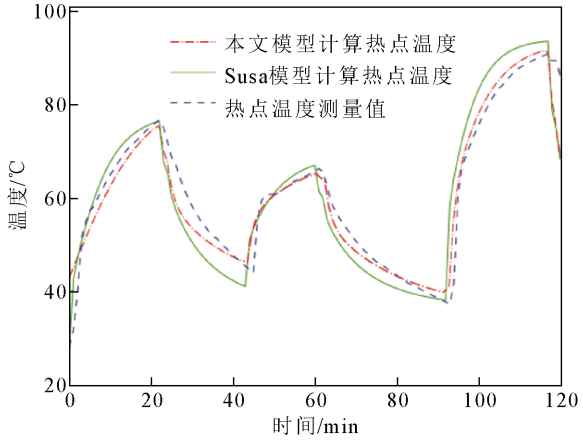


图 11 31.5/31.5/31.5 MVA-ONAN 变压器绕组热点温度计算结果

Fig.11 31.5/31.5/31.5 MVA-ONAN transformer winding hot spot temperature calculation results

时间退出运行引起的，在达到新的稳态之前，这些设备不会重新投入运行。短期急救负载是由于系统中发生了一个或多个事故产生的暂态严重过负载。

本章依据油浸式电力变压器负载导则中对大型变压器绕组热点温度与顶层油温的限值，如附录表 A3 所示，针对不同的负载类型对 ODAF 冷却类型的变压器进行负荷能力评估。

3.1　正常周期性负荷能力评估

当大型变压器正常周期性负荷运行时，1 个周期内变压器相对老化率不应大于 1[22]。导则中规定采用热改性绝缘纸的变压器，相对老化率 V[9]为：

$$V=\mathrm{e}^{\frac{15000}{110+273}-\frac{15000}{\theta_{\mathrm{hs}}+273}} \tag{26}$$

因此，本节基于型号为 405 kV/570 MVA-ODAF 冷却方式的变压器的基本数据，依据前文提出的考虑风扇、油泵开关个数的热路模型，在风扇与油泵全部开启条件下，计算绕组热点温度与顶部油温。提出正常周期性负荷下变压器所能承担的最大平均负荷的评估模型为：

$$\begin{cases}\max K\\ \text{s.t.}\quad \theta_{\mathrm{hs}}(K,t\,|\,\theta_{\mathrm{amb},0})\le 120\\ \qquad \theta_{\mathrm{oil}}(K,t\,|\,\theta_{\mathrm{amb},0})\le 105\\ \qquad V\le 1\\ \qquad K\le 1.3\\ \qquad 0\le t\le 1440\end{cases} \tag{27}$$

式中：$\theta_{\mathrm{amb},0}$ 为初始环境温度。由上述评估模型可得到不同环境温度下，变压器所能承担的最大平均负荷，如附录表 A4 所示。

根据附录表 A4 数据，由高斯曲线拟合原理，可得到最大平均负荷 $K_{\max}$ 随环境温度变化的计算式为：

$$K_{\max}=1.468\mathrm{e}^{-\left(\frac{\theta_{\mathrm{amb}}+41.35}{156.9}\right)^2},\theta_{\mathrm{amb}}\ge 14 \tag{28}$$

拟合结果的和方差为 0.000 077 42，决定系数为 0.999，拟合效果较好。当环境温度<14 ℃时，变压器可承受最大平均负荷为 1.3，当环境温度<1 ℃时，关闭 1 组子散热器，此时变压器相对老化率、绕组热点、顶层油温计算结果如图 12 所示。

由图 12 可知，当环境温度<1 ℃时，关闭 1 组子散热器后，相当于老化率、绕组热点温度与顶油温度依旧满足要求，因此在此条件下可考虑关闭 1 组散热器以节省能源。

3.2　长期急救负荷能力评估

变压器长期急救负荷能力评估模型可以不考虑相对老化速率的约束，即牺牲一部分老化寿命提高变压器负荷能力[2]，评估模型为：

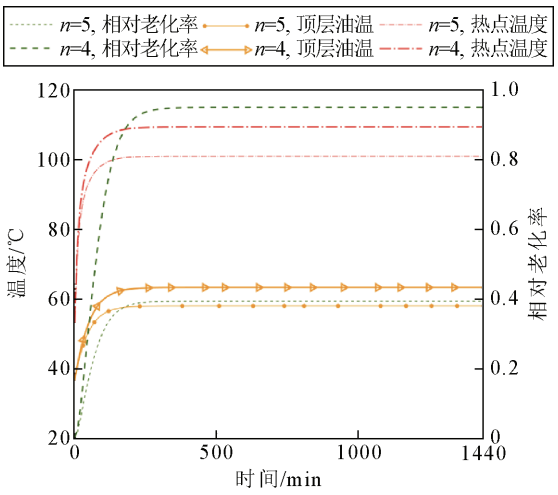


图 12　子散热器开启个数对负荷能力的影响

Fig.12　Influence of the number of child radiators on load capacity

$$\begin{cases}\max K\\ \text{s.t.}\quad \theta_{\mathrm{hs}}(K,t\,|\,\theta_{\mathrm{amb},0})\le 140\\ \qquad \theta_{\mathrm{oil}}(K,t\,|\,\theta_{\mathrm{amb},0})\le 115\\ \qquad K\le 1.3\\ \qquad 0\le t\le 1440\end{cases} \tag{29}$$

由此模型可知不同环境温度下的最大平均负载率均为 1.3，在此条件下，1 d(1440 min)内变压器相对老化速率、顶层油温、绕组热点温度的变化曲线如图 13 所示。

由图 13 可知，本文承担长期急救负荷而忽略寿命损失的情况下，变压器负载能力不再主要取决于变压器绕组热点、顶部油温度限值，此时应该考虑套管和分接开关等辅助设备的容量等级，以及影响变压器绝缘材料绝缘性能、绝缘油气体含量的其他因素。

3.3　短期急救负荷能力评估

由于短期急救负荷出现在设备故障等原因导致的不可预测的突发情况，短时内热点、顶油温度急剧升高，本文仅考虑绕组热点、顶油温度的限值构建短期急救负荷条件下极限运行时间评估模型为：

$$\begin{cases}\max t\\ \text{s.t.}\quad \theta_{\mathrm{hs}}(t,K\,|\,\theta_{\mathrm{amb},0})\le 140\\ \qquad \theta_{\mathrm{oil}}(t,K\,|\,\theta_{\mathrm{amb},0})\le 115\end{cases} \tag{30}$$

由此可得到不同环境温度条件下，可持续运行时间随负载率的变化情况，如图 14 所示。

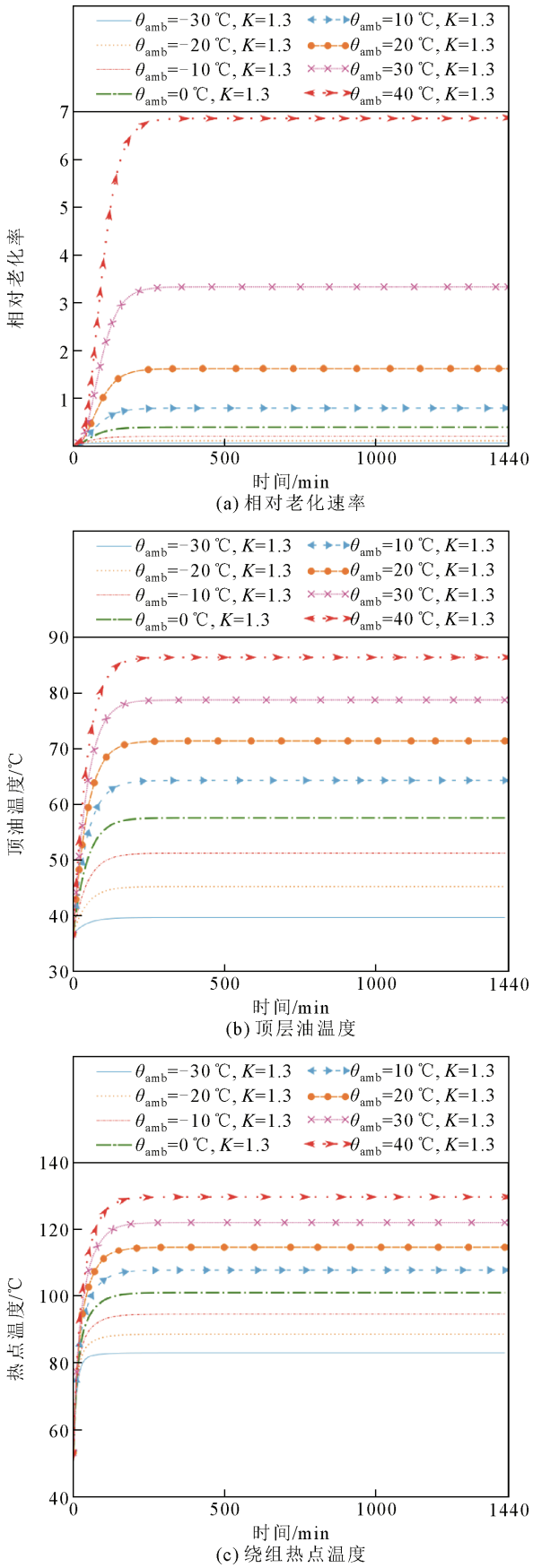


图 13 不同环境温度下长期急救负荷能力评估

Fig.13 Assessment of long-term emergency load capacity at different ambient temperatures

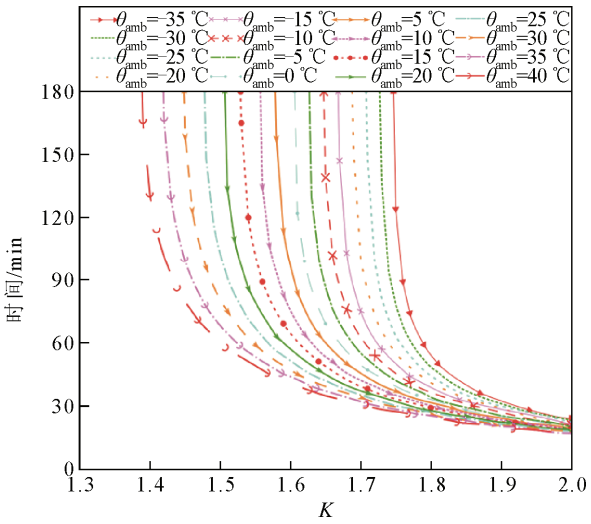


图 14 不同环境温度下极限运行时间

Fig.14 Limit running time at different ambient temperatures

由计算结果可知，负载率为 1.6 时，环境温度 5 ℃比环境温度 40 ℃下的极限运行时间提升了 134%；负载率为 1.5 时，环境温度 25 ℃比环境温度 40 ℃下的极限运行时间提升了 70%，由此可见环境温度对于变压器极限运行时间与负荷能力的影响较大。短期急救负荷能力评估模型，可为不同环境温度的突发过负荷情况下，变压器极限运行时间提供参考值。

4 结论

1）本文提出的考虑冷却阶段的 ODAF 变压器热路模型能够计算变压器的顶油温度与热点温度，计算热点温度的均方根误差不大于 1.64，且不同时间段的拟合参数值具有相互适用性。

2）在计算变压器热点与顶油温升时，本文所提出的热路模型比 Susa 热路模型误差更小，在计算顶油温度时，精度提高了 29.29%，在计算热点温度时，精度提高了 10.17%。

3）变压器正常周期性负荷能力主要受相对寿命损失值约束，从节能角度出发，当环境温度<1 ℃时，关闭 1 组子散热器依旧满足约束条件；变压器承担长期急救负荷时，不同环境温度下计算最大负载率均为 1.3，负荷能力不再主要取决于绕组热点温度与顶部油温度的限值；变压器短期急救负荷下，负载率相同时，环境温度越低运行时间越长，可为不同环境温度变压器极限运行时间提供参考值。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献　References

[1] 周利军，唐浩龙，王路伽，等. 基于顶层油温升的变压器过负载建模与分析[J]. 高电压技术，2019，45(8)：2502-2508.
ZHOU Lijun, TANG Haolong, WANG Lujia, et al. Modeling and analysis of transformer overload based on top oil temperature rise[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(8): 2502-2508.

[2] 李　元，刘　宁，梁　钰，等. 基于温升特性的油浸式变压器负荷能力评估模型[J]. 中国电机工程学报，2018，38(22)：6737-6745.
LI Yuan, LIU Ning, LIANG Yu, et al. A model of load capacity assessment for oil-immersed transformer by using temperature rise characteristics[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(22): 6737-6745.

[3] AUBIN J, LANGHAME Y. Effect of oil viscosity on transformer loading capability at low ambient temperatures[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1992, 7(2): 516-524.

[4] 徐晓刚，何韫雯，李　鑫，等. 采用植物油浸渍耐高温纸的配电变压器过载能力[J]. 电网技术，2018，42(3)：1001-1006.
XU Xiaogang, HE Yunwen, LI Xin, et al. Overload capacity for distribution transformers with natural-ester immersed high-temperature resistant insulating paper[J]. Power System Technology, 2018, 42(3): 1001-1006.

[5] 陈伟根，苏小平，陈　曦，等. 变压器顶层油温预测热模型影响因素分析及其改进[J]. 高电压技术，2011，37(6)：1329-1335.
CHEN Weigen, SU Xiaoping, CHEN Xi, et al. Influence factor analysis and improvement of the thermal model for predicting transformer top oil temperature[J]. High Voltage Engineering, 2011, 37(6): 1329-1335.

[6] IEEE guide for loading mineral-oil-immersed transformers: C57.91—1995[S]. IEEE, 1996.

[7] TAHERI A A, ABADLI A, TAGHILOU M, et al. Investigation of mineral oil-based nanofluids effect on oil temperature reduction and loading capacity increment of distribution transformers[J]. Energy Reports, 2021, 7: 4325-4334.

[8] HAJEFOROSH S F, KHATUN A, BOLLEN M. Enhancing the hosting capacity of distribution transformers for using dynamic component rating[J]. International Journal of Electrical Power and Energy Systems, 2022, 142: 108130.

[9] 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，2009.
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of the People's Republic of China. Power transformers-part 7: loading guide for oil-immersed power transformer: GB/T 1094.7—2008[S]. Beijing, China: Standard Press of China, 2009.

[10] 周则儒，陈　斌，李应光. 基于热电类比原理的变压器负载能力评估模型[J]. 广东电力，2021，34(4)：101-106.
ZHOU Zeru, CHEN Bin, LI Yingguang. Transformer load capacity assessment model based on thermoelectric analogy[J]. Guangdong Electric Power, 2021, 34(4): 101-106.

[11] 董旭柱，张　琛，阮江军，等. 油浸式电力变压器动态载荷评估技术研究与应用[J]. 高电压技术，2021，47(6)：1959-1968.
DONG Xuzhu, ZHANG Chen, RUAN Jiangjun, et al. Research and practices of dynamic thermal rating for oil-immersed power transformer[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(6): 1959-1968.

[12] JOO H W, LEE C H, RHO J S, et al. Analysis of temperature rise for piezoelectric transformer using finite-element method[J]. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control, 2006, 53(8): 1449-1457.

[13] SUAN D, LEHTONEN M, NORDMAN H. Dynamic thermal modelling of power transformers[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2005, 20(1): 197-204.

[14] IEEE guide for loading mineral-oil-immersed transformers and step-voltage regulators: C57.91—2011[S]. IEEE, 2012.

[15] PAULHIAC L, DESQUIENS R. Dynamic thermal model for oil directed air forced power transformers with cooling stage representation[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2022, 37(5): 4135-4144.

[16] Power transformers-part 7: loading guide for mineral-oil-immersed power transformers: IEC: 60076-7[S]. IEC, 2018.

[17] BERGMAN L, LAVINE S. Combined free and forced convection[M]. 8th ed. Hoboken, USA: John Wiley & Sons, 2018: 443.

[18] BERGMAN L, LAVINE S. The empirical method[M]. 8th ed. Hoboken, USA: John Wiley & Sons, 2018: 305.

[19] 谷长健. 变压器油与绕组间对流换热关键参量研究[D]. 昆明：昆明理工大学，2019.
GU Changjian. Research on key parameters of convection heat transfer between transformer oil and windings[D]. Kunming, China: Kunming University of Science and Technology, 2019.

[20] PAULHIAC L, DESQUIENS R. Operational data of oil directed air forced transformers[EB/OL]. (2022-05-17)[2022-08-01]. https://dx.doi.org/10.21227/kn9d-rs06.

[21] 袁发庭，陈步康，陈　炜，等. 基于电磁-结构力场耦合的铁芯电抗器振动特性分析及优化方法[J]. 高电压技术，2023，49(6)：2374-2385.
YUAN Fating, CHEN Bukang, CHEN Wei, et al. Vibration characteristic analysis and optimization method of iron core reactor based on electromagnetic-structural force field coupling[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(6): 2374-2385.

[22] MARTIN D, CUI Y, EKANAYAKE C, et al. An updated model to determine the life remaining of transformer insulation[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(1): 395-402.



刘　刚(通信作者)
1985—，博士，副教授，硕导
主要从事电气设备多物理场建模和仿真、基于多物理场的结构优化、电力装备数字孪生仿真模型以及电力系统时域仿真技术研究
E-mail: liugang_em@163.com

LIU Gang
Ph.D.
Associate professor
Corresponding author

收稿日期　2023-03-06　修回日期　2023-08-19　　编辑　曾文君

附录 A

表 A1　变压器基本参数

Table A1　Basic parameters of transformer

变压器代号	额定容量/MVA	电压等级/kV	短路损耗/kW	空载损耗/kW	风扇总数	油泵总数	冷却阶段数
A	570	405/20	844	155	10	5	4
B	360	235/24	612	90	9	3	3

表 A2　A 变压器参数拟合结果

TableA2　A Transformer parameter fitting results

项目	数值	项目	数值
型号	SFSZ7-31500/110	空载损耗/kW	37.9
额定容量/MVA	31.5/31.5/31.5	负载损耗/kW	151.5(HM)/189.1(HL)/121.9(ML)
额定电压/kV	(110±3×2.5%)/(38.5±2×2.5%)/10.5	额定电流/A	165/472/1653

表 A3　大型变压器运行温度限值

Table A3　Operating temperature limit of large transformer

负载类型	顶层油温限值/℃	绕组热点温度限值/℃	负载率限值/℃
正常周期性负载	105	120	1.3
长期急救负载	115	140	1.3
短期急救负载	115	160	1.5

表 A4　正常周期性负荷下变压器所能承担的最大平均负荷

Table A4　Maximum average load that a transformer can bear under normal periodic load

环境温度/℃	负载率	环境温度/℃	负载率	环境温度/℃	负载率
14	1.296	23	1.240	32	1.180
15	1.290	24	1.234	33	1.173
16	1.284	25	1.228	34	1.166
17	1.278	26	1.224	35	1.160
18	1.272	27	1.215	36	1.151
19	1.266	28	1.200	37	1.144
20	1.260	29	1.199	38	1.136
21	1.253	30	1.195	39	1.130
22	1.247	31	1.186	40	1.120

附录 B

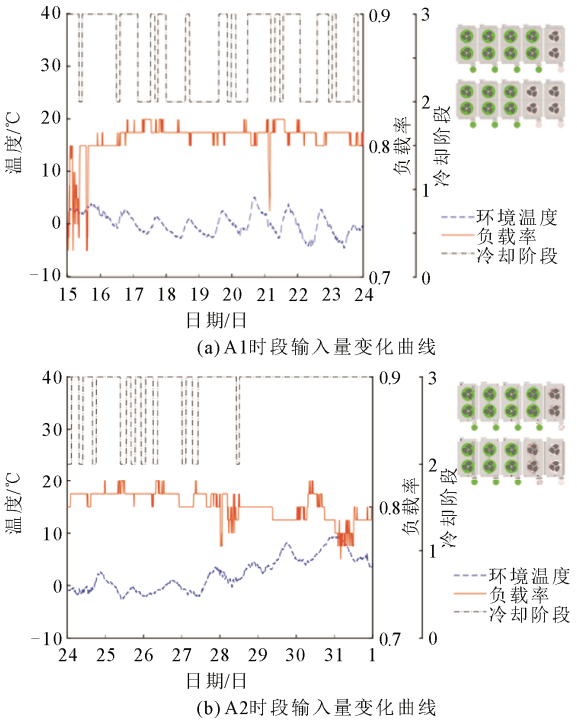


图 B1　输入量变化曲线

Fig.B1　Input change curve

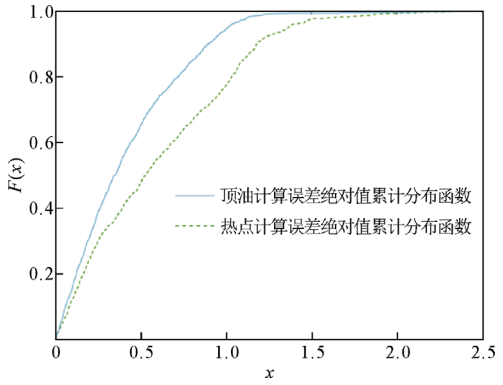


图 B2　A1 时段计算误差绝对值的累积分布函数

Fig.B2　Cumulative absolute error distributions on time period A1

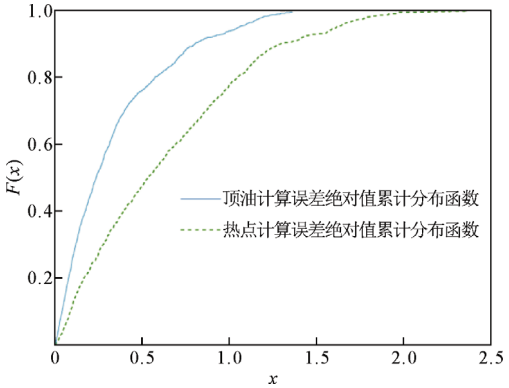


图 B3　A2 时段计算误差绝对值的累积分布函数

Fig.B3　Cumulative absolute error distributions on time period A2