文章编号:1674-2974(2026)04-0144-11 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2026178

基于累积冲击试验的变压器绕组稳定性评估

谭阳红[1†],李中祥[1,2],钟豪[1]
(1. 湖南大学 电气与信息工程学院,湖南 长沙 410082;
2. 广东电网有限责任公司电力科学研究院,广东 广州 510080)

摘 要:电力变压器的运行可靠性与电力系统的安全紧密相连,短路是变压器最为频繁发生的故障,一旦发生短路,便会产生巨大的短路电流和电动力,致使绕组变形,进而危及绕组的稳定性并导致绝缘性能失效.然而,由于试验成本高昂,当前的研究大多缺乏针对实际全尺寸变压器的样机试验验证.为此提出一种融合多物理场仿真与短路累积冲击试验的变压器绕组稳定性协同评估方法.首先,建立电磁-结构场耦合的变压器模型,计算低压绕组在短路条件下的辐向最大应力,并通过迭代求解得到累积冲击试验的载荷波形.随后,将此波形加载至研制的全新全尺寸变压器样机,开展真实工况下的短路累积冲击试验.结果表明,该方法能有效评估变压器绕组的辐向稳定性,为绕组形变预测与绝缘可靠性分析提供了可靠的依据.

关键词:电力变压器;短路试验;辐向稳定性;累积效应
中图分类号:TM401+.2 **文献标志码**:A

Evaluation on stability of transformer windings based on cumulative impact tests

TAN Yanghong[1†], LI Zhongxiang[1,2], ZHONG Hao[1]
(1. College of Electrical and Information Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;
2. Electric Power Research Institute of Guangdong Power Grid Co., Ltd., Guangzhou 510080, China)

Abstract: The operational reliability of power transformers is inextricably tied to the security of the power system. Short circuits are the most common faults for transformers. These faults generate large short-circuit currents and electromagnetic forces that can deform the windings, compromise winding stability, and cause insulation failure. However, due to the high cost of full-scale testing, there is limited validation of such phenomena through prototype tests on actual transformers under short-circuit conditions in current research. Accordingly, a synergistic methodology for assessing transformer winding stability is developed, incorporating both multi-physics field simulation and cumulative short-circuit impulse experiments. An electromagnetic-structural field coupled transformer model is used to calculate the maximum radial stress in the low-voltage winding. An iterative solution yields the cumulative impulse test waveform, which is then applied to a new, full-size power transformer under an industry - academic collaboration to perform a real-condition short-circuit cumulative impulse test. Comparative

* **收稿日期**:2025-08-20
基金项目:国家自然科学基金资助项目(52277145), National Natural Science Foundation of China(52277145)
作者简介:谭阳红(1971—),女,湖南长沙人,湖南大学教授,博士
† 通信联系人,E-mail:tanyho@126.com

analysis of the experimental and simulation results demonstrates that the proposed method can effectively assess the radial stability of transformer windings, providing a reliable basis for predicting winding deformation and analyzing insulation reliability.

Key words: power transformer; short-circuit test; radial stability; cumulative effect

电力变压器的运行可靠性直接关系到电力系统的安全与稳定. 统计结果表明, 短路故障占变压器总故障的 60% 以上[1]. 一旦发生短路故障, 产生巨大的短路电流(峰值可达额定电流的 20~30 倍), 绕组承受的电磁力正比于电流的平方, 这种巨大的电磁力可使绕组变形, 引起变压器绝缘劣化等事故[2-3]. 因此, 为保障电网安全运行, 变压器的抗短路能力校核是不可或缺的[4-7].

现有不少研究都是基于仿真的, 如绕组轴向力和辐向力的计算[4]、绕组不同部分所受的短路电动力分析[5]、铁芯及绕组的电磁力[6]和振动特性分析[7-8]、短路电流对绕组损耗温升及绝缘劣化[9]、温度场和热应力分析等[10-11]. 但是, 仿真分析无法完全反映变压器的复杂工况, 因为变压器的绕组稳定性需要考虑绕组的短路累积效应和服役年限.

部分研究者对变压器绕组材料进行了短路冲击试验, 以此评估绕组在短路冲击下的机械性能. 例如, 不同绕组材料(如铜、铝、复合材料)在短路冲击下的力学性能[12]、损坏程度比较[13-14]、绕组机械性能[15]、绕组绝缘材料在短路冲击下的性能变化[16]. 这些试验为绕组材料在短路条件下的强度评估提供了依据.

但是, 变压器绕组材料的试验, 与变压器实际短路工况的实际效果差异显著. 此外, 导线出厂年份、导线尺寸、导线芯数、温度等都影响绕组的屈服强度[15], 进一步加大了评估难度.

受限于电力变压器的体积大、结构复杂、价格昂贵等特点, 不少学者研究了其缩比模型[17-20]. 这些研究对变压器尺寸进行了缩小, 为绕组强度的形变评估提供了参考, 但电气参数没有按缩比准则进行相应调整, 无法完全复现实际运行工况, 且没有考虑服役年限.

为了和实际工况相吻合, 部分研究者对故障后变压器进行了解剖实验[21-22], 通过测量其绕组的形变、测量其故障后的响应如频率响应等, 进一步评估绕组强度.

但是, 由于成本高昂, 被解剖的变压器往往是面临“退役”的变压器, 测量的响应和形变都是多次短路故障累积后的[23], 和全新的变压器是不一样的. 同时, 变压器解剖后的离线测试, 和故障的在线状态也是不一样的. 例如, 离线温度一般是室温, 而在线运行温度高于室温, 此时, 即便是相同短路电磁力作用于同一导线, 其力学性能也不同[15,23], 机械特性也不同.

因此, 短路工况下的大容量变压器内绕组的形变位移和绕组强度的研究是非常复杂的难题, 需要对全尺寸的全新变压器进行短路累积效应试验. 迄今为止, 这方面相关研究甚少.

由于绕组变形的测量难度较大, 特别是在故障早期;同时, 短路试验是不可逆的,以致其样本数量有限, 因此, 本文考虑累积响应, 对真实工况下的变压器, 进行短路样机冲击试验;同时进行多物理场的协同仿真, 以弥补样机试验样本的不足, 多角度评估变压器的绕组稳定性.

首先, 对变压器进行三维电磁-结构耦合建模, 得到历次短路冲击下的辐向最大电磁应力、形变最明显线饼.

进一步, 通过校企联合研制了全尺寸变压器 D-400 kVA/6.3 kV, 对样机进行了实际工况的累积效应短路试验. 并对比分析了绕组的辐向塑性累积形变量及试验阻抗变化率等, 提出了累积短路冲击下的变压器绕组稳定性评估方法.

在本文的协同方法中, 一方面将仿真得到的电磁力作为样机试验的冲击电流参考;并将电流参考转化为连续三角载荷波, 即样机试验的冲击电流值. 进一步在短路样机试验中测量绕组不同线饼处的微小变形、阻抗的变化率、变压器的频率响应等.

另一方面, 样机试验很难考虑撑条的轴向压紧度和支撑强度, 本文通过仿真深入分析了这两个参数对内绕组辐向稳定性的影响. 该多物理场协同仿真模型通过模拟短路累积效应, 显著提升了绕组辐

向稳定性的评估精度，为其状态预测与安全校核提供了更可靠的依据.

1 变压器多物理场分析

1.1 变压器短路引起的电-磁-力耦合分析

当变压器发生短路故障时，电路模型如图1所示.其中，u_1是变压器的初级电压，i_k是短路电流，R_k和L_k是短路时的电阻和电感.当发生短路故障时，设变压器铁芯未饱和[24]，即R_k和L_k为常数.

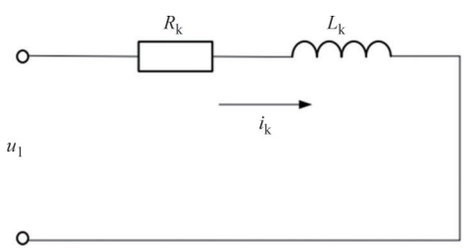


图1 变压器发生短路故障时的电路模型

Fig.1 Transformer short-circuit circuit model

根据图1，有：

$$u_1 = I_m \cos(\omega t + \alpha) = i_k R_k + L_k \frac{\mathrm{d}i_k}{\mathrm{d}t} \tag{1}$$

式中：ω、t、α分别是角频率、时间和初相位；I_m表示电流的幅值.

设$Z_k = \left| R_k + \mathrm{j}\omega L_k \right|$，$\theta = \arctan\dfrac{\omega L_k}{R_k}$，短路电流为

$$i_k = \frac{I_m}{Z_k}\left[\cos(\omega t + \alpha - \theta) - \mathrm{e}^{-\frac{R_k}{L_k}t}\cos(\alpha - \theta)\right] \tag{2}$$

短路工况下，短路电流i_k(设其电流密度为$\boldsymbol{J}$)，短路电流引起的电磁场可看成准静态场，满足：

$$\begin{aligned} &\nabla \times \boldsymbol{H} = \boldsymbol{J} \\ &\nabla \times \boldsymbol{E} = -\frac{\partial \boldsymbol{B}}{\partial t} \\ &\boldsymbol{B} = \mu \boldsymbol{H} \end{aligned} \tag{3}$$

式中：$\boldsymbol{E}$、$\boldsymbol{B}$、$\boldsymbol{H}$分别是电场强度、磁通密度和磁场强度矢量；μ是磁导率.

这里采用库仑规范$\nabla \cdot \boldsymbol{A} = 0$，$\boldsymbol{A}$为矢量磁位.设$\boldsymbol{v}$是导体的速度，$\gamma$是电导率，$\boldsymbol{J}_e$是外加在绕组端口的电流密度，有：

$$\boldsymbol{E} = -\frac{\partial \boldsymbol{A}}{\partial t} \tag{4}$$

$$\boldsymbol{J} = \boldsymbol{J}_e + \gamma(\boldsymbol{E} + \boldsymbol{v} \times \boldsymbol{B}) \tag{5}$$

由式(3)~式(5)可求得电流引起的电场和磁场，对应的短路力密度矢量$\boldsymbol{F}_e$为：

$$\boldsymbol{F}_e = \boldsymbol{J} \times \boldsymbol{B} \tag{6}$$

1.2 变压器短路引起的绕组变形分析

在短路冲击下，短路力$\boldsymbol{F}_e$是时变、不均匀的.单次短路造成的变形一般是微小的，引起的变形是弹性变形；随着短路次数的增加，这些微小的变形会不断累积，导致材料疲劳，即可引发塑性变形.在直角坐标系(x, y, z)中，短路冲击引起的变形位移$\boldsymbol{u} = [u_x, u_y, u_z]^{\mathrm{T}}$满足：

$$\rho \frac{\partial^2 \boldsymbol{u}}{\partial t^2} = \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{F}_e \tag{7}$$

式中：ρ是质量密度；$\boldsymbol{\sigma}$是应力张量，表示为：

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \tag{8}$$

式中：σ_{ii}和σ_{ij}为正应力和剪应力，$i, j \in \{x, y, z\}$，剪应力满足$\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$.

应力张量引起的应变张量可表示为：

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_{zz} \end{bmatrix} \tag{9}$$

式中：ε_{ii}和ε_{ij}为正应变和剪应变，$i, j \in \{x, y, z\}$，剪应变满足$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$.

设绕组的弹性模量为T，泊松比为p，有：

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \end{bmatrix} = \frac{T}{(1+p)(1-2p)} \begin{bmatrix} 1-p & p & p \\ p & 1-p & p \\ p & p & 1-p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \end{bmatrix} \tag{10}$$

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xy} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \end{bmatrix} = \frac{T}{2(1+p)} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \end{bmatrix} \tag{11}$$

位移$\boldsymbol{u} = [u_x, u_y, u_z]^{\mathrm{T}}$的梯度$\nabla \boldsymbol{u}$为：

$$\nabla \boldsymbol{u} = \begin{bmatrix} \dfrac{\partial u_x}{\partial x} & \dfrac{\partial u_x}{\partial y} & \dfrac{\partial u_x}{\partial z} \\ \dfrac{\partial u_y}{\partial x} & \dfrac{\partial u_y}{\partial y} & \dfrac{\partial u_y}{\partial z} \\ \dfrac{\partial u_z}{\partial x} & \dfrac{\partial u_z}{\partial y} & \dfrac{\partial u_z}{\partial z} \end{bmatrix} \tag{12}$$

故$\boldsymbol{\varepsilon} = \dfrac{1}{2}\left[(\nabla \boldsymbol{u})^{\mathrm{T}} + \nabla \boldsymbol{u}\right]$.

2 变压器样机试验

通过校企联合，研制了全尺寸的变压器样机D-400 kVA/6.3 kV，参数如表1所示.采用双柱三绕组

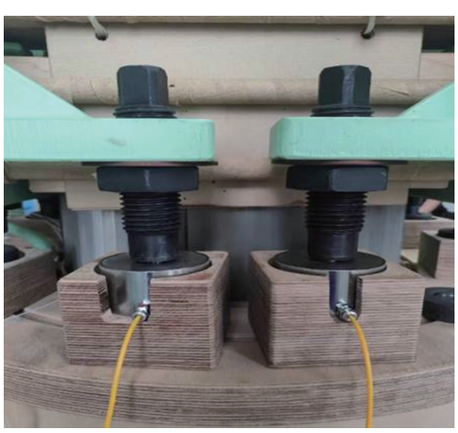
布局:低压内绕组、高压绕组及低压外绕组,每柱从内到外分别是低压内-高压-低压外绕组.变压器铁芯采用24层硅钢片叠压结构.

表1　样机参数

Tab.1　Parameters of the prototype

参数	值
铁芯直径/mm	450
角重/kg	949.45
轭面积/mm^2	1 480.22
铁芯窗口高度/mm	600
低压内绕组内/外半径/mm	243/258
高压绕组内/外半径/mm	278/314
低压外绕组内/外半径/mm	330/344.5
铜导线杨氏模量/GPa	115
铜导线密度/(kg·m^{-3})	8 900
绝缘纸板杨氏模量/MPa	5 000
绝缘纸板的密度/(kg·m^{-3})	950

短路试验装置包括压力传感器(精度等级0.1%FS)、短路阻抗测试仪,如图2所示.试验中通过逐步增加短路电流(45%~60% 耐受电流),监测绕组应力、位移、短路阻抗和频率响应变化.



(a)压力传感器布置



(b)短路阻抗测量现场接线图

图2　变压器短路试验

Fig.2　Transformer short-circuit test

3　变压器的有限元建模与分析

3.1　变压器的有限元建模

采用COMSOL建立变压器绕组的电磁-结构-力三维耦合模型,包含绕组、铁芯、油箱等.每部分都按样机的实际尺寸进行建模,如图3(a)所示.

1)油箱:因COMSOL软件需在有限空间内对模型进行网格剖分,故将油箱简化为一个完全包裹变压器尺寸边长均为1 000 mm的立方体.

2)铁芯:按照每一级铁芯的实际厚度,逐级构建铁芯片,采用布尔差集操作开出铁芯窗,再将构建好的6级铁芯片组合为一体.

3)绕组:忽略高、低压绕组缠绕方式的不同,采用圆形几何差集操作后,拉伸形成横截面为矩形的圆形绕组.为降低建模复杂度,将高、低压绕组均简化为空心圆柱体.在后处理阶段,按照实际线饼数量对绕组进行单元剖分,得到局部区域的精确应力分析.

4)低压内绕组撑条:对半径不等的同心圆进行差集化操作,按照撑条长度对圆环进行分割处理,再依据实际绕组高度对其拉伸形成16根撑条.

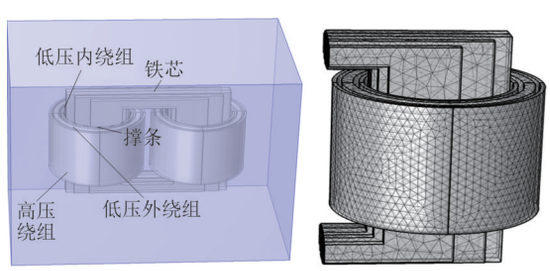
5)其余部件:忽略铁芯上下压板,其作用以施加于铁芯表面的等效预紧力替代;忽略导线外包裹的外绝缘.

因变压器在几何上左右对称,为减少计算并加快收敛速度,对变压器模型进行网格剖分时:

1)分割域处理仅保留B柱绕组(限于篇幅,本文只给出B柱结果).

2)将铁芯部分设置为“物理场控制”,单元大小选择“较细化”.

3)利用自由四面体进行网络扫掠.剖分后得到16 778个网格单元,如图3(b)所示.



(a)有限元模型　　(b)B柱模型网格划分

图3　变压器有限元模型和网格划分

Fig.3　FEM model and meshing of transformer

依据低压绕组15号线饼尺寸建立单线饼三维仿真模型，根据D-400 kVA/6.3 kV电力变压器B柱线饼相应参数见表2.

表2 B柱低压内绕组单线饼模型参数

Tab.2 Modeling parameters for the single-disc model of phase-B low voltage inner winding in transformer

参数	值
线饼内半径/mm	243
线饼外半径/mm	255
导线截面宽度/mm	4.4
导线截面厚度/mm	1.2
线圈型式	单螺旋
线圈匝数	24
撑条档位	16
导线屈服强度/MPa	120

因为需要准确计算每个绕组线饼的微小变形，本文构建的单线饼模型如图4所示.



图4 B柱低压内绕组15号线饼模型

Fig.4 Model of disc No.15 of phase-B low voltage inner winding

3.2 多次短路冲击应力的有限元分析

对B柱，共进行18组短路累积冲击，所施加的短路电流以该柱低压内绕组的耐受电流值25.322 kA为基准，按35%、40%、45%、50%、60%和65%的比例设定了6个等级进行试验.

考虑到实际短路试验中需要根据阻抗变化情况调整增减试验电流数值，且由于试验影响因素复杂，加载同样短路电流得到的阻抗大小也并不一致，而仿真则不存在上述情况，共进行6次短路冲击仿真：分别将8.86、10.13、11.39、12.66、15.19和16.46 kA短路峰值电流施加到B柱低压内绕组(导线模型为均匀24匝)上，得到6次辐向电磁力分布云图如图5所示.

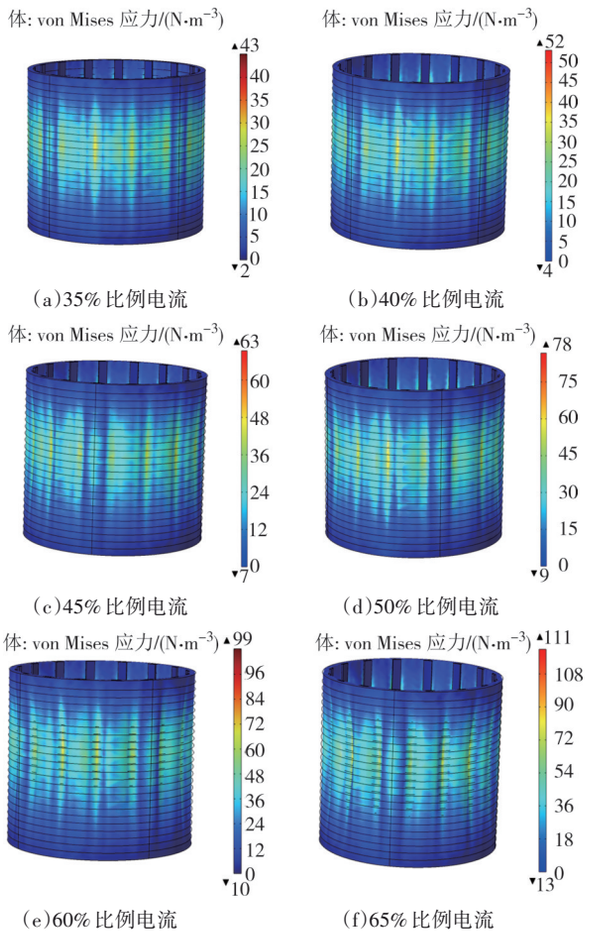


图5 多次短路电流冲击下B柱低压内绕组辐向应力

Fig.5 Radial stress of phase-B low voltage inner winding under short-circuit impulses

4 考虑多因素的绕组稳定性评估

4.1 短路累积冲击载荷波的确定

由图5可得，B柱低压内绕组中部位置辐向应力最大，辐向形变最明显的是低压内绕组15号线饼，利用域探针功能提取其辐向应力最大值.

利用得到的历次辐向应力数据，按照设计规则形成连续三角波，如图6所示，该载荷波的峰值，依据6次累积冲击试验中15号线饼所承受的实际辐向应力确定.

按照《电力变压器 第5部分：承受短路的能力》(GB/T 1094.5—2008)连续短路电动力施加标准，每

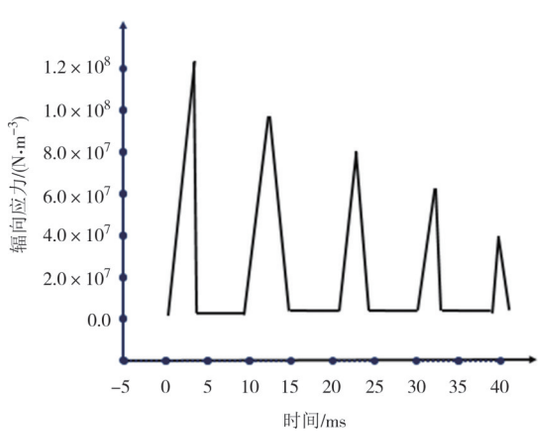


图6 B柱低压内绕组15号线饼连续三角载荷波

Fig.6 Continuous triangular load waves of phase-B low voltage inner winding disc No.15

个力峰值之间设置相等间隔,5个峰值分别对应5次短路冲击辐向力峰值,以此作为体载荷激励研究B柱低压内绕组单线饼模型在累积作用下多因素对绕组辐向稳定性的影响.

4.2　低压内绕组辐向强制翘曲临界载荷计算

强制翘曲是变压器内绕组辐向失稳的主要形式,指的是屈曲刚开始产生的时候内部无支撑,随着环形辐向作用力的增大,屈曲现象并不严重的时候内部支撑起到作用,使两支撑点A和B间档距中部的线圈发生向内或向外的形变,如图7所示.

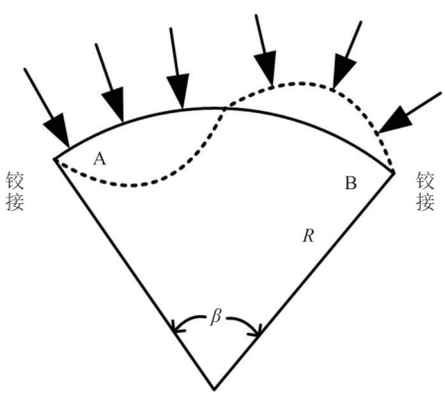


图7　内绕组强制翘曲模型

Fig.7　Forced buckling model of inner winding

设ϕ是沿绕组圆周的角度;v是径向位移;β是内绕组两相邻撑条间的角度,因结构被完全固定或夹紧,不允许发生转动,故强制翘曲的边界条件[25]为:

$$\left.\frac{\mathrm{d}v}{\mathrm{d}\phi}\right|_{\phi=-\beta}=0,\quad \left.\frac{\mathrm{d}v}{\mathrm{d}\phi}\right|_{\phi=0}=0 \tag{13}$$

给定绕组半径R、截面积S和惯性矩M、弹性模量T时,结构能够保持稳定的角度范围β的载荷q满足[25]:

$$\frac{\pi}{\beta}=\sqrt{1+\frac{R^3q}{MT}} \tag{14}$$

强制翘曲下的内绕组环向临界载荷q'为:

$$q'=\frac{MT}{R^3}\left[\left(\frac{\pi}{\beta}\right)^2-1\right] \tag{15}$$

在强制翘曲下,内绕组辐向临界屈曲应力为:

$$\sigma_{\mathrm{avg2}}=\frac{qR}{S}=\frac{MT}{R^2}\left[\left(\frac{\pi}{\beta}\right)^2-1\right]/S \tag{16}$$

因$(\pi/\beta)^2\gg 1$,设b和h是导线的厚度(沿圆周方向)和宽度(径向高度),矩形导线截面的惯性矩$M=b^3h/12$,临界应力[25]可写为:

$$\sigma_{\mathrm{avg2}}=\frac{T}{12}\left(\frac{\pi b}{\beta R}\right)^2 \tag{17}$$

基于弹性稳定性理论[25],定义辐向临界应力系数Y为:$Y=\frac{\pi}{\beta}\frac{b}{R}$,临界应力进一步写为$\sigma_{\mathrm{avg2}}=\frac{T}{12}Y^2$.

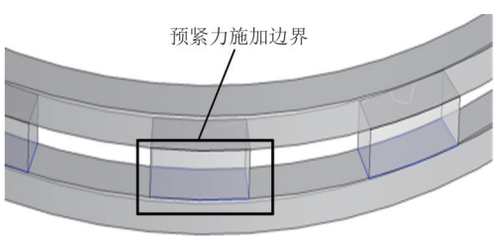
为评估绕组的安全性,引入屈曲稳定安全系数k_{cr}为临界屈曲应力与实际承受应力之比,即:

$$k_{\mathrm{cr}}=\frac{\sigma_{\mathrm{avg2}}}{\sigma_{\mathrm{avg2}}^{\mathrm{actual}}} \tag{18}$$

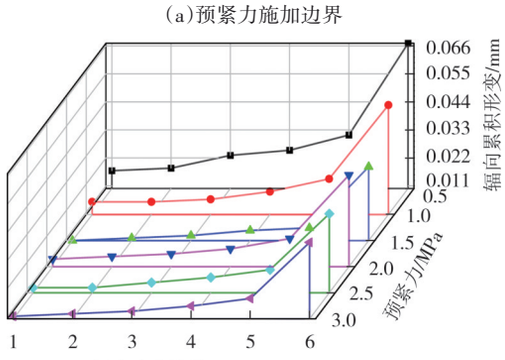
当$k_{\mathrm{cr}}>1$时,表示绕组设计安全;k_{cr}值越大,安全裕度越高.

4.3　轴向压紧度对绕组辐向稳定性影响

在单线饼模型中,为研究不同预紧力大小对低压内绕组的稳定性,对线圈上表面与垫块接触面施加预紧力边界载荷:分别加载0.5、1.0、1.5、2.0、2.5和3 MPa六种大小不同的预紧力,如图8(a)所示,并将4.1节连续三角载荷波施加到线饼上,分析线圈辐向累积最大形变量及临界载荷变化规律.不同轴向压紧度下的累积形变如图8(b)所示.



(a)预紧力施加边界



(b)不同轴向压紧度下的累积形变

图8　不同轴向压紧度下的线饼模型辐向累积形变

Fig.8　Axial cumulative deformation of discs under different clamping pressures

预紧力分别为0.5、1.0、1.5、2.0、2.5和3.0 MPa时,单线饼辐向形变最明显位置分别产生塑性形变量为0.067、0.053、0.039、0.046、0.041、0.04 mm,辐向累积形变变化率依次为116.2%、120.8%、160%、

119%、115.8%和122.2%.

当预紧力为1.5 MPa时，单线饼的塑性累积形变量最小；且形变量整体随预紧力增大而呈现减小趋势(预紧力为1.5 MPa除外). 在第6次短路冲击后，形变量有显著跃升，这表明绕组的辐向稳定性在此临界点发生了剧烈变化.

不同预紧力条件下绕组与垫块接触面的形变数据如表3所示. 不难看出：

1)预紧力为0.5 MPa时临界载荷最大为8.296 kN/m^3，相应的累积形变量最小.

2)6种预紧力情况下，均满足k_{cr}<1，与辐向累积形变量在第6次短路力施加后突增相互印证.

故可判定：在6种预紧力工况下，绕组均在第6次短路载荷加载后失去辐向稳定性. 因此，变压器垫块的压紧度，直接影响绕组的辐向稳定性.

表3 轴向压紧程度差异下的模型辐向稳定校核

Tab.3 Radial stability check with varying axial compression

预紧力/MPa	临界载荷/(kN·m^{-3})	第6次冲击后的安全系数k_{cr}
0.5	8.296	0.892
1.0	8.500	0.914
1.5	9.161	0.985
2.0	8.565	0.921
2.5	8.863	0.953
3.0	8.937	0.961

4.4 撑条支撑弱化对绕组辐向稳定性影响

内绕组受到环形压缩应力时，处于线圈与铁芯之间的只有内绕组内侧撑条，而实际上撑条对于内绕组的支撑强度并不仅处于失去支撑性的自由翘曲和完全支撑的强制翘曲两个状态下，更多情形是由于多次短路冲击导致内侧撑条松动，支撑强度减弱，处于上述两种状态的过渡过程.

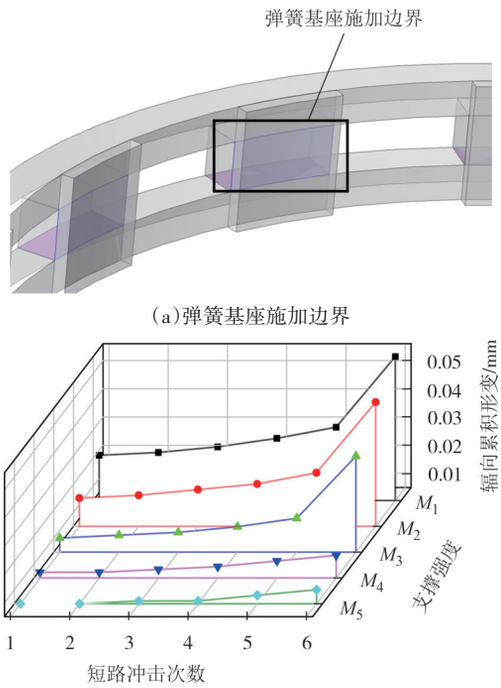
为研究内绕组内侧撑条支撑强度对线饼辐向累积位移变化的影响，在单线饼模型的垫块与内撑条接触面上设置弹簧基座边界条件如图9(a)所示. h是导线截面高度；d是垫块厚度；x是铁芯柱外径与内绕组内径间的距离，弹簧基座常数K_A[25]为：

$$K_A = \frac{Thd}{x} \tag{19}$$

故当绕组内侧撑条完全支撑时，K_A为：

$K_A = 6.57 \times 10^5$(N/m).

将接触面的弹簧支承刚度设置为5个不同的量级M_1~M_5，其取值分别为：1×10^4、1×10^5、6.57×10^5、1×10^{6}和1×10^7 N/m，将连续三角载荷波作为外加辐向力



(a)弹簧基座施加边界

(b)不同支撑强度对应的累积形变

图9 支撑强度不同时线饼模型辐向累积形变

Fig.9 Radial cumulative deformation of disc models under different stay strengths

体载荷施加到线饼上，作用力均沿辐向指向圆形线饼中心，计算在6次短路累积冲击下低压内绕组单线饼模型的辐向累积形变，并依据临界载荷开展稳定性校验.

不同支撑强度对应的累积位移如图9(b)所示，可以看出：

1)整体线饼辐向累积位移随支撑强度增强而减小.

2)前三种支撑强度下，线饼均在第6次短路力施加后累积位移实现跃变.

3)后两种支撑强度下，线饼的累积位移增长趋势平缓，说明每次短路贡献的残余形变量变化不大.

为细化研究此过程的发生原因，计算临界载荷安全系数，进行对比分析.

对比表4可以发现，在前三种支撑强度时，临界载荷均在第6次加载短路力时k_{cr}<1，对应线饼辐向累积形变量在第6次短路后跃升；而在支撑强度为1×10^{6}和1×10^7 N/m下，6次短路力施加后临界载荷的安全系数k_{cr}>1，线饼辐向累积形变量增长平缓，未发生剧增现象，表明绕组辐向仍然稳定. 但随着支撑强度增强，线饼临界载荷逐渐增长，绕组辐向稳定性得到增强.

表 4　不同撑条支撑强度的辐向稳定校核

Tab.4　Radial stability check with different stay support strengths

支撑强度	临界载荷/(kN·m^{-3})	6次短路力后安全系数k_{cr}
M_1	8.491	0.913
M_2	8.575	0.922
M_3	8.956	0.963
M_4	11.439	1.230
M_5	12.471	1.341

5　样机测量和仿真结果分析

试验前，需进行调波试验，以测试试验各个组成部分(包括传感器、频率响应测试装置等)能否正常工作，对包括试验电源在内的所有子系统进行调试检查，确保短路冲击累积试验数据准确.

5.1　单次冲击的短路测量和仿真结果的对比分析

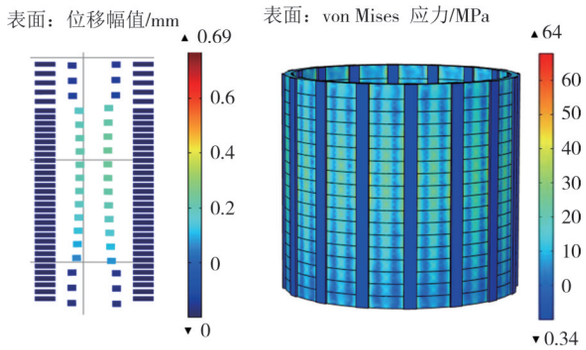
由于本试验短路冲击次数较多，故只给出少部分为例说明.

仿真时，根据样机参数计算的耐受电流数值为23.758 kA，在图3模型的低压侧分别施加耐受电流数值的45%、50%、55%和60%的单次短路冲击电流.

以第1次施加耐受电流的45%(10.69 kA)为例，由仿真可得到各绕组的应力分布，其中低压绕组的线圈截面位移和应力分布如图10所示.

图10(a)表明:在短路电流单次冲击后，高压绕组没有明显形变;低压绕组相对形变较明显，且以辐向位移为主，轴向形变量较小.低压绕组靠近中部的线饼辐向位移较明显:从底端计数低压第11号线饼位移量最大，等效位移达0.69 mm;第1号线饼辐向位移量最小，为0.01 mm.

图10(b)表明:绕组受力数值从绕组中部向两端逐渐递减，呈现“中部大，两端小”的规律，第11号线圈处等效应力为最大值，达到64 MPa.



(a)线圈截面位移　　(b)低压内绕组应力分布图

图 10　线圈截面位移及低压绕组应力分布

Fig.10　Coil displacement and low voltage winding stress distribution

对变压器进行实际工况的单次短路试验，测量绕组各线饼的位移.测量结果显示，第1号线饼处位移极小，在测量精度范围内未检测到位移;第11号线圈处位移最大，达到0.65 mm.

将所有位移测量结果和仿真结果对比，试验测量得到的位移值与仿真结果之间的误差均小于5%.

5.2　累积冲击的短路测量和有限元仿真对比分析

继续施加11.88、13.07和14.25 kA的短路电流，计算累积冲击下线圈最大形变.其中，低压线饼的最大形变见表5.

表 5　累积冲击下的短路测量和有限元结果对比

Tab.5　Short-circuit measurement vs. finite element results under cumulative impact

有限元仿真值			短路试验测量值		
加载电流/kA	力/MPa	累积位移/mm	加载电流/kA	力/MPa	累积位移/mm
10.69	64	0.69	10.30	62.2	0.67
11.88	81	0.79	12.36	80.0	0.77
13.07	96	0.83	13.65	95.7	0.82
13.07	96	0.83	13.60	96.1	0.84
14.25	114	1.63	14.75	113.5	1.61

试验数据表明，在第3次短路冲击后(电流幅值13.65 kA)，短路阻抗的绝对变化率(1.62%)和相对变化率(0.87%)均呈显著上升趋势，且显著大于前两次，故第4次冲击时，维持短路电流数值不变(13.07 kA理论值，实际加载12.60 kA).

继续加大电流进行冲击，当试验电流增至耐受电流值的60%时，短路阻抗的相对变化率超过了2%的界限.因此，可以确定60%的试验电流即为B柱低压内侧绕组的机械强度阈值.

5.3　累积冲击下的短路阻抗测量

B柱高压-低压内绕组共进行15组累积冲击下的短路阻抗测量.如图11所示，B柱高压-低压内绕

组短路冲击累积试验从35%比例电流开始加载，短路阻抗绝对变化率分别在40%、50%和60%比例试验电流时出现较大幅度上升.

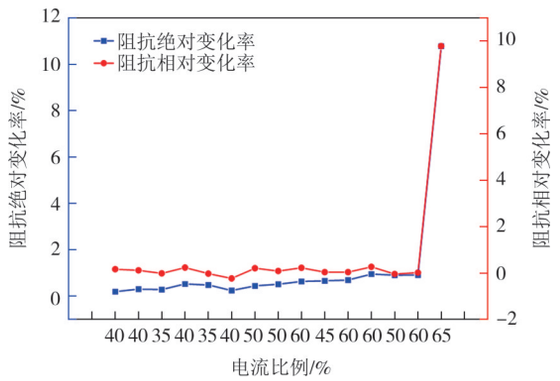


图11 B柱高压-低压内绕组短路阻抗与电流关系

Fig.11 Relationship between short-circuit impedance and current of high voltage-low voltage inner windings in phase-B

随后维持原电流或降低电流再次冲击后，测量发现阻抗绝对及相对变化率呈现较小范围下降，说明在这些电流拐点，B柱低压内绕组辐向形变仍处于弹性形变阶段或极小塑性形变阶段.

当试验电流增大到65%时，阻抗绝对变化率从0.91%增加到10.78%，相对变化率由0.01%增加到9.78%，此时B柱低压内绕组线圈已辐向失稳.

5.4 撑条对绕组辐向稳定性的影响分析

为分析撑条对稳定性影响，考虑以下工况：

1)工况1：撑条支撑弱化，撑条与线圈内表接触面设置为1×10^5 N/m，垫块与绕组上表接触面预紧力设置为1.5 MPa.

2)工况2：撑条支撑弱化且轴向压紧松动，撑条与线圈内表接触面设置为1×10^5 N/m，垫块与绕组上表接触面预紧力设置为1 MPa.

3)工况3：支撑强度为6.57×10^5 N/m，预紧力为1.5 MPa，即支撑和轴向压紧均完好.

当加载连续三角载荷波到B柱低压内绕组单线饼模型上，不同工况下的线饼辐向累积形变如图12所示，形变与短路阻抗变化关系如图13所示.可以看出：6次短路冲击后，工况1、2、3的辐向累积塑性形变分别为0.068 5、0.083和0.017 mm；辐向累积形变变化率分别为153.70%、151.51%和20.77%.

结合短路试验结果，可判断65%比例短路电流是B柱低压内绕组辐向失去稳定性的临界电流值.可见工况1和2在第6次短路力加载后辐向稳定性发生较大变化.

因此，支撑弱化或(和)轴向压紧松动，均可导致

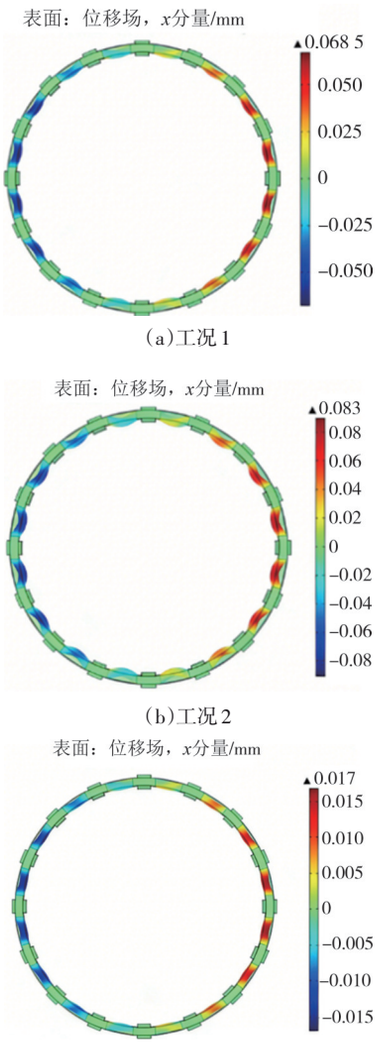


图12 不同因素影响下线饼模型辐向累积形变

Fig.12 Radial cumulative deformation of disc model

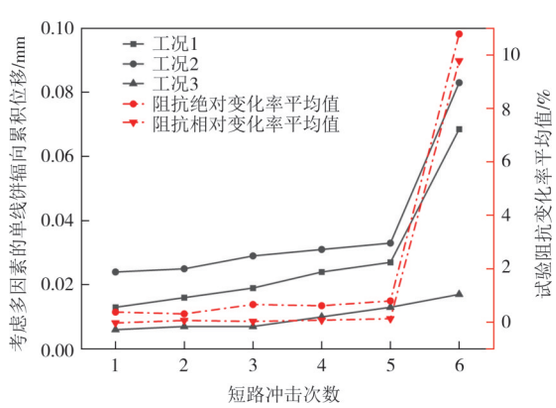


图13 不同工况下的累积形变与短路阻抗变化曲线

Fig.13 Cumulative deformation and short-circuit impedance variation under different conditions

绕组辐向稳定性降低.可见，计及绕组垫块压紧度、撑条支撑强度等因素时，本文的协同方法更符合工程实际.

6 结 论

通过单线饼等效仿真与短路试验相结合，分析了压紧力不足与撑条弱化在多次短路冲击下的累积影响，揭示了短路阻抗与绕组辐向稳定性的关系，并评估了B柱低压内绕组的稳定性：

1)电力变压器在承受多次短路电磁力累积冲击作用下，靠近绕组中部的线饼辐向形变最明显；根据载荷安全系数评估结果，绕组在某次短路冲击后辐向塑性累积形变大幅跃升，可判断绕组在电磁力累积效应作用下失稳，满足Budiansky-Roth动稳定校核标准的评判.

2)线饼所受轴向预紧力差异对绕组抵抗辐向形变能力影响显著，轴向预紧力为1.5 MPa绕组辐向稳定能力最强；且轴向预紧力增大，其抵抗辐向形变的能力随之增强；绕组内撑条的支撑强度越强，绕组辐向稳定能力越优越.

3)根据全新的D-400 kVA/6.3 kV电力变压器多次短路冲击试验测量得到的阻抗数据，并按照本文提出的协同多模型的等效仿真方法计算不同辐向条件下的单线饼累积形变，仿真结果曲线及试验阻抗变化曲线联合表明计及辐向稳定影响因素的模型更加贴近实际工况，对预测及评估变压器绕组辐向稳定性具有重要意义.

参考文献

[1] 李中祥，谭黎军，易梅生，等.变压器绕组辐向稳定性计算方法比较与分析[J].变压器，2018，55(11)：17-21
LI Z X，TAN L J，YI M S，et al. Comparison and analysis of calculation methods for radial stability of transformer windings[J]. Transformer，2018，55(11)：17-21.

[2] 王鹤许.电力变压器抗短路能力校核方法的研究[D].北京：华北电力大学，2013.
WANG H X. Study on calibration method for short circuit withstand ability of power transformers[D]. Beijing：North China Electric Power University，2013.(in Chinese)

[3] 杨鸣，赵小涵，司马文霞，等.单相变压器内部短路多尺度故障分析模型构建方法[J].电工技术学报，2025，40(13)：4085-4099.
YANG M，ZHAO X H，SIMA W X，et al. Construction method of multi-scale fault analysis model for single-phase transformer with internal short circuit[J]. Transactions of China Electrotechnical Society，2025，40(13)：4085-4099.(in Chinese)

[4] ZHOU Q，SHAHIDEHPOUR M，ALABDULWAHAB A，et al. A cyber-attack resilient distributed control strategy in islanded microgrids[J]. IEEE Transactions on Smart Grid，2020，11(5)：3690-3701.

[5] 欧强，罗隆福，李勇，等.一种电力变压器短路累积机械损伤评价方法[J].电工技术学报，2024，39(8)：2578-2590.
OU Q，LUO L F，LI Y，et al. An evaluation method for short-circuit cumulative mechanical damage of power transformer[J]. Transactions of China Electrotechnical Society，2024，39(8)：2578-2590.(in Chinese)

[6] 刘君，李中祥，李堃，等.变压器绕组短路故障多特征融合诊断[J].湖南大学学报(自然科学版)，2023，50(4)：210-216.
LIU J，LI Z X，LI K，et al. Multi-feature fusion detection method for interturn short-circuit faults of transformers[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences)，2023，50(4)：210-216.(in Chinese)

[7] 杨毅，刘石，田丰，等. 突发短路条件下变压器绕组振动特性的仿真研究[J]. 西安交通大学学报，2017，51(10)：19-26.
YANG Y，LIU S，TIAN F，et al. Simulation for transformer winding vibration characteristics under short circuit impact[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University，2017，51(10)：19-26.(in Chinese)

[8] DING H B，ZHAO W L，DIAO C W，et al. Electromagnetic vibration characteristics of inter-turn short circuits in high frequency transformer[J]. Electronics，2023，12(8)：1884.

[9] 张冰倩，咸日常，于洋，等. 匝间短路故障下电力变压器绕组的物理特征分析[J]. 高电压技术，2021，47(6)：2177-2185.
ZHANG B Q，XIAN R C，YU Y，et al. Analysis of physical characteristics of power transformer windings under inter-turn short circuit fault[J]. High Voltage Engineering，2021，47(6)：2177-2185.(in Chinese)

[10] 杨子岳，孙贤明，魏瑛辰. 基于多物理场耦合的非晶合金变压器短路特性分析[J]. 科学技术与工程，2021，21(32)：13721-13727.
YANG Z Y，SUN X M，WEI Y C. Analysis of short-circuit characteristics of amorphous alloy transformer based on multi-physical field coupling[J]. Science Technology and Engineering，2021，21(32)：13721-13727.(in Chinese)

[11] 高树国，孙路，刘宏亮. 基于COMSOL多物理场仿真的短路工况下变压器轴向电磁力的计算[J]. 科学技术与工程，2022，22(13)：5250-5256.
GAO S G，SUN L，LIU H L. Calculation of axial electromagnetic force of transformer under short circuit condition based on COMSOL multi-physical field simulation[J]. Science Technology and Engineering，2022，22(13)：5250-5256.(in Chinese)

[12] 贺清锋，兰生. 电磁-结构场耦合下变压器绕组漏磁场和变形仿真研究[J]. 变压器，2024，61(5)：51-57.
HE Q F，LAN S. Simulation study on influence of different temperature on transformer winding deformation under coupling of electromagnetic and structural field [J]. Transformer，2024，61(5)：51-57.(in Chinese)

[13] ALMEHDHAR A, PROCHAZKA R, VANIS M. Application of SFRA method for evaluation of short-circuit tests of power transformers [EB/OL]. (2022-09-06) [2025-08-20]. https://ieeexplore.ieee.org/document/9905115.

[14] 徐征宇, 李鹏, 李林达, 等. 基于等效短路试验的变压器用层压垫块累积效应[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(11): 4535-4543.
XU Z Y, LI P, LI L D, et al. Cumulated effect of spacers in transformers based on equivalent short-circuit test [J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44 (11): 4535-4543. (in Chinese)

[15] OU Q. Buckling strength investigation for power transformer winding under short-circuit impact [EB/OL]. (2023-01-02) [2025-08-20]. https://ieee-dataport. org/documents/buckling-strength-investigation-power-transformer-winding-under-short-circuit-impact.

[16] 李鹏, 隋华泽, 徐征宇, 等. 基于等效短路试验的变压器绕组线累积效应[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(6): 2411-2422.
LI P, SUI H Z, XU Z Y, et al. Cumulative effect of winding wires in transformer based on equivalent short-circuit test [J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45 (6): 2411-2422. (in Chinese)

[17] OU Y L, YAN Y F, HOU X L, et al. Research on axial dynamic process of power transformer windings under short-circuit shock [J]. Frontiers in Energy Research, 2025, 13: 1623160.

[18] BRUBAKER M A, LINDGREN S R, FRIMPONG G K, et al. Streaming electrification measurements in a 1/4-scale transformer model[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1999, 14(3): 978-985.

[19] 李光范, 赵志刚. 特高压自耦变压器绕组间主绝缘间隙上的工频/雷电冲击叠加过电压[J]. 电网技术, 2007, 31(增刊2): 1-2.
LI G F, ZHAO Z G. Main-gap voltage of UHV auto-transformer under AC/impulse superposed voltages [J]. Power System Technology, 2007, 31(Sup.2): 1-2. (in Chinese)

[20] LINAN R, PONCE D, BETANCOURT E, et al. Optimized models for overload monitoring of power transformers in real time moisture migration model [J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2013, 20(6): 1977-1983.

[21] 邹亮, 宫攀, 张黎, 等. 干式空心电抗器空间磁场缩比试验与模型简化[J]. 高电压技术, 2014, 40(6): 1675-1682.
ZOU L, GONG P, ZHANG L, et al. Small-scale experiment and model simplification of space magnetic fields around air-core reactors [J]. High Voltage Engineering, 2014, 40 (6): 1675-1682. (in Chinese)

[22] GHANI S A, AHMAD KHIAR M S, CHAIRUL I S, et al. Comparative study of electrical test methods on detecting transformer faults [J]. Indonesian Journal of Electrical Engineering and Computer Science, 2022, 25(2): 755-762.

[23] 张博, 李岩. 多次冲击条件下的大型变压器绕组辐向失稳[J]. 电工技术学报, 2017, 32(增刊2): 71-76.
ZHANG B, LI Y. Radial stability of large transformer windings under multiple inrush conditions [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(Sup.2): 71-76. (in Chinese)

[24] WANG J W, XING Y J, MA X K, et al. Numerical investigations for vibration and deformation of power transformer windings under short-circuit condition[J]. Energies, 2023, 16(14): 5318.

[25] BORESI A P, SCHMIDT R J. Advanced mechanics of materials [M]. New York: John Wiley & Sons, 2003.