

考虑绕组分匝(根)刚度效应与冲击动态效应的 变压器短路强度研究

李东阳¹, 刘云鹏¹, 刘刚^{1*}, 刘可心¹, 刘祎覃¹, 孙路²

- (1. 河北省输变电设备安全防御重点实验室(华北电力大学), 河北省 保定市 071003;
2. 国网河北省电力有限公司电力科学研究院, 河北省 石家庄市 050021)

Transformer Short-circuit Strength Considering Stiffness Effect of Individual Turns/Strands and Dynamic Shock Effect

LI Dongyang¹, LIU Yunpeng¹, LIU Gang^{1*}, LIU Kexin¹, LIU Yiqin¹, SUN Lu²

(1. Hebei Provincial Key Laboratory of Power Transmission Equipment Security Defense

(North China Electric Power University), Baoding 071003, Hebei Province, China;

2. State Grid Hebei Electric Power Research Institute, Shijiazhuang 050021, Hebei Province, China)

ABSTRACT: Accurate assessment of transformer winding short-circuit strength has important theoretical and engineering value. To address the issues of underestimation in stress calculation and lack of experimental validation in traditional static models based on winding discs, this paper first analyzes the influence of the stiffness effect of individual turns/strands within discs and the dynamic shock effect of short circuits on winding stress. These effects are then verified through finite element simulation, followed by an analysis of the mechanical distribution characteristics of the windings. Then, based on the stress distribution, a dynamic model of partial turns/strands of the winding taking into account the two effects is established to evaluate the short-circuit strength of the developed 10kV fiber-carrying transformer, and compared with traditional methods. Finally, short-circuit withstand tests are carried out on the transformer. The results show that individual turns/strands of discs will significantly reduce the winding stiffness and increase the stress by more than 90%; under the short-circuit dynamic force, the deformation of the middle part of the winding lags behind the end by about 1.2ms, and the deformation of each part of the disc lags behind the electric force by about 1ms. The inertial force and deformation hysteresis cause the stress to increase by about 90%; the evaluation results of this paper are consistent with the experimental measurement and deformation trend, but the traditional method seriously underestimates the short-circuit

axial risk due to ignoring the winding structure characteristics and dynamic effects. This study overcomes the limitations of the static model based on discs and provides an important basis for the short-circuit strength assessment of transformers.

KEY WORDS: transformer; short-circuit strength assessment; stiffness effect; dynamic effect; short-circuit withstand test

摘要: 变压器绕组短路强度的准确评估具有重要的理论和工程价值。针对传统线饼静态模型计算应力时结果偏小且缺乏试验验证等问题, 该文首先分析线饼分匝(根)刚度效应和短路冲击动态效应对绕组应力计算的影响, 并通过有限元仿真验证上述效应, 进而分析绕组的力学分布特性; 然后, 根据应力分布建立计及两种效应的绕组局部分匝(根)动态模型, 对研制的10kV载纤变压器进行短路强度评估, 并与传统方法对比; 最后, 对变压器进行短路冲击试验。结果表明, 线饼分匝(根)会显著降低绕组刚度, 使应力增大超过90%; 短路动态力下, 绕组中部形变滞后于端部约1.2ms, 线饼各部分的形变滞后于电力约1ms, 惯性力及形变滞后性导致应力增大90%; 评估结果与试验测量及变形趋势一致, 但传统方法因忽略绕组结构特征与动态效应, 严重低估短路轴向风险。该文研究突破线饼静态模型的局限性, 可为变压器短路强度评估提供一定依据。

关键词: 变压器; 短路强度评估; 刚度效应; 动态效应; 短路冲击试验

0 引言

“安全高效是构建新型电力系统的基本前提”^[1], 然而, 电力变压器作为其核心设备, 运行中难免受到短路电流的冲击; 可能引起绕组变形、

基金项目: 国家自然科学基金联合基金项目(U23B20135)。

Project Supported by National Natural Science Foundation Joint Fund (U23B20135).

匝绝缘损坏,甚至导致燃爆事故,对电力系统和人身安全构成巨大威胁。因此,准确可靠地评估变压器绕组短路强度对提升电网的安全稳定具有重要意义^[2-9]。

目前对变压器绕组短路强度的研究主要分为理论法和试验法。理论法包括基于等效力学模型的解析算法、基于有限元的数值算法等;试验法包括变压器突发短路试验、等效模拟短路试验等。其中,变压器突发短路试验是最直接、最有效的方法,但因成本高、且具有破坏性,实际中难以广泛应用。

等效力学模型法将撑条(或垫块)间的导线抽象为两端支撑的梁、拱等模型,然后根据解析公式计算力学特征。目前,普遍应用的为CIGRE、IEC和国标提出的校核模型与许用值^[10-12],其计算简便高效,但准确度仍有提升空间。文献[13-14]将撑条之间的绕组视为圆拱,考虑绕线过程中引起的应变对辐向应力计算的影响,并给出临界应力的求解方法;文献[15]研究撑条宽度对辐向应力计算的影响,并修正临界应力计算公式;文献[16]提出绕组轴向的质量-弹簧-阻尼模型,奠定轴向振动的理论计算基础;文献[17]基于振动等效模型获得稳态振动分布,继而研究压紧力对振动的影响;文献[18]基于轴向振动和直梁模型计算轴向弯曲应力,提出轴向机械强度的动态校核方法;文献[19]考虑垫块的非线性力学特性,引入对数应变率以修正轴向振动模型。

对于有限元仿真的研究,主要集中于绕组关键力学特征的计算,但仍具备改进空间。文献[20]分析110kV电力变压器结构场,得出绕组端部应力和形变明显大于中部,且轴向形变占主要成分;文献[21]基于有限元模型分析压紧力对绕组固有频率的影响,得出二者符合正相关关系;文献[22]建立计及支撑刚度的绕组内线圈有限元模型,分析其弯曲应力和临界荷载随热老化程度的变化规律。

试验研究方面,文献[23]提出适用于层压垫块的短路试验模拟方法,获得垫块在不同短路力和次数下塑性形变的变化规律;文献[24]提出适用于绕组线的短路试验模拟方法,获得绕组线在多种短路工况下的累积形变规律;文献[25]提出饼间阻尼结构的模态试验方法,研究饼间阻尼随不同振动频率和尺寸的变化规律。

上述研究从理论和试验角度对变压器绕组短

路强度的计算与评估做出一定贡献,但仍存在以下不足:1)采用等效模型及公式校核短路强度时,忽略绕组的实际结构特征;2)将线饼简化为相同外部尺寸的均质导体,忽略匝(根)导线的相对滑动,导致绕组刚度显著增加,对变形行为和应力计算有重要影响;3)采用集中参数的振动模型计算动态响应,因将线饼视为刚体,难以体现惯性效应及波动特性对应力的局部增大效应;4)现有短路强度的计算与评估,少有直接感知绕组形变状态的短路试验验证。

鉴于此,本文将线饼分匝(根)的刚度效应和短路冲击的动态效应考虑到短路强度计算中,研制1台内置传感光纤的10kV变压器,并评估其抗短路能力。本文的主要贡献如下:

1)分析线饼分匝(根)刚度效应对导线应力计算的影响机理,并通过有限元仿真验证该效应,进而分析绕组各导线的空间应力分布特性;

2)分析短路冲击动态效应对导线应力计算的影响,并通过有限元仿真验证该效应,进而分析绕组应力、形变的时空分布特性,包括形变在绕组中传递的滞后性及引发的应力局部增大现象等;

3)建立考虑上述两种效应的变压器有限元模型,计算并评估所研制的10kV载纤变压器的短路强度,与传统二维评估方法对比,且对变压器进行多次短路冲击试验,验证评估结果。

1 绕组力学特征计算的基本原理

评估变压器绕组的短路强度,关键在于准确计算短路冲击下绕组的力学特征:首先根据变压器和系统参数求得短路电流,然后求解漏磁场分布和电动力,继而计算绕组的应力、形变等。其中,对于变压器短路电流、漏磁场和电动力的计算,现有研究已经相当成熟,在此不再赘述。本文将直接阐述力学特征计算的关键内容。

1.1 线饼分匝(根)的刚度效应

对绕组力学特征的计算,目前普遍采用线饼单元模型,即将线饼简化为相同外部尺寸的均质导体。该模型在求解漏磁场及电动力密度时,仍有较高的准确度;但对应力、形变等力学特征的计算将产生极大偏差。

对于具有 n 匝(根)导线的线饼,其线饼单元可等效为螺栓紧固后的组合梁模型,如图1(a)所示;其分匝(根)结构可视为叠梁模型,即 n 股无相互约

束的矩形截面导线组成, 如图 2(a)所示^[26]。设两梁均承受集中荷载 F , 梁长度为 l , 截面宽度与高度分别为 b 与 h , 忽略导线间的摩擦力。

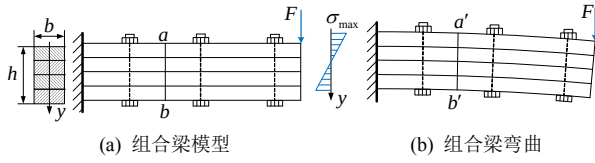


图 1 线饼单元的力学分析

Fig. 1 Mechanical analysis of the entire unit of disc

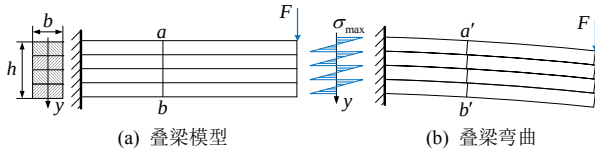


图 2 线饼分匝(根)结构的力学分析

Fig. 2 Mechanical analysis of disc with individual turns/strands structure

在荷载 F 作用下, 固定端处总弯矩为 Fl 。对于图 1 所示组合梁, 将发生整体弯曲(见图 1(b)), 横截面由平面 ab 变为平面 $a'b'$; 而对于叠梁, 各导线独自弯曲(见图 2(b)), 横截面分别保持平面, 即平面 ab 变为折平面 $a'b'$ 。

对于组合梁, 最大应力为

$$\sigma_{1,\max} = Fl / \frac{bh^2}{6} = \frac{6Fl}{bh^2} \quad (1)$$

对于叠梁, 因各导线的弯曲变形相同, 其在固定端处的弯矩均为 Fl/n , 故最大应力为

$$\sigma_{2,\max} = \frac{Fl}{n} / \left[\frac{b}{6} \left(\frac{h}{n} \right)^2 \right] = n \frac{6Fl}{bh^2} \quad (2)$$

二者比值为

$$\frac{\sigma_{1,\max}}{\sigma_{2,\max}} = \frac{1}{n} \quad (3)$$

即线饼分匝(根)结构的应力是线饼单元的 n 倍, 同时应力与形变满足正相关关系, 所以分匝(根)结构的形变也更大。由此可见, 线饼分匝(根)后显著降低绕组刚度, 大幅削弱其抵抗变形的能力, 对绕组应力、形变等计算至关重要。

由于变压器导线所受电动力并非集中荷载, 且支撑结构更为复杂, 所以刚度效应的影响程度会有所变化, 但仍不容忽视。

1.2 短路冲击的动态效应

变压器短路后数毫秒内, 电动力陡增至额定时的数百倍, 且衰减需长达数百毫秒至秒级; 该过程相当于极大的突加荷载作用于绕组, 导致显著的动态效应, 使力学响应和局部应力明显增大。

根据连续介质力学, 任意结构均可等效为无穷个质量、弹簧和阻尼微元的组合^[27]。但对于绕组等复杂结构, 仅需将其离散为有限个单元以获得近似解(如图 3(a)), 每个单元均受到外力荷载 $F_p^{(e)}(t)$ 、相邻单元对其产生的弹性恢复力 $F_s^{(e)}(t)$ 和阻尼力 $F_D^{(e)}(t)$ 。由虚功原理导出绕组结构中任一单元的运动方程, 再进行坐标变换、全局组装等, 形成总体结构的运动方程为

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = F_p(t) \quad (4)$$

式中: M 为整体质量矩阵; C 为阻尼矩阵; K 为刚度矩阵; $F_p(t)$ 为外力荷载向量; u 为节点系位移向量; $\dot{u}$ 为速度向量; $\ddot{u}$ 为加速度向量。

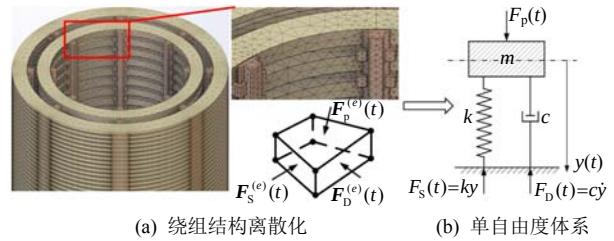


图 3 绕组结构离散化及单自由度体系

Fig. 3 Winding structure discretization and one-dimensional simplified system

上述方程为二阶常微分方程组, 需结合初始条件进行数值求解。为清晰阐释动态效应的影响, 以单自由度质量-弹簧-阻尼体系为对象, 分析其在突加荷载下的动态响应。如图 3(b)所示, 质量为 m 的质体上施加外力荷载 $F_p(t)$, 图中: $F_s(t)$ 、 $F_D(t)$ 分别为弹性恢复力和阻尼力; k 、 c 分别为弹簧刚度系数和阻尼器阻尼系数; $y(t)$ 为质体相对静平衡位置的位移。

由达朗贝尔原理(D'Alembert principle)得单自由度体系的运动微分方程为

$$m\ddot{y} + c\dot{y} + ky = F_p(t) \quad (5)$$

可见, 式(5)与式(4)具有相同的形式。根据冲量等效原理, 任意荷载 $F_p(t)$ 的响应可视作一系列冲量 $F_p(\tau)d\tau$ 作用的叠加, 由杜哈梅积分(Duhamel's integral)得单自由度体系在任意动力荷载作用下的位移响应为

$$y(t) = \frac{1}{m\omega_d} \int_0^t F_p(\tau) e^{-\xi\omega(t-\tau)} \sin \omega_d(t-\tau) d\tau \quad (6)$$

式中: $\omega = \sqrt{k/m}$ 为自振角频率; $\xi = c/(2m\omega)$ 为阻尼比; $\omega_d = \omega\sqrt{1-\xi^2}$ 为有阻尼自振角频率。

将作用于质体上的突加荷载 $F_p(t)=F_{p0}$ 代入

式(6), 积分得:

$$y(t) = \frac{F_{p0}}{m\omega^2} [1 - e^{-\xi\omega t} (\cos\omega_d t + \frac{\xi\omega}{\omega_d} \sin\omega_d t)] \quad (7)$$

由式(7)可得, 当 $t=\pi/\omega_d$ 时, 质体的动位移最大, 即:

$$y_{\max} = y_{st} (1 + e^{-\xi\omega\pi/\omega_d}) \quad (8)$$

式中 $y_{st}=F_{p0}/(m\omega^2)$ 为与动力荷载幅值相等的静力荷载所引起的静位移。表征动态效应程度的放大系数 μ 为

$$\mu = \frac{y_{\max}}{y_{st}} = 1 + e^{-\xi\omega\pi/\omega_d} \quad (9)$$

对于变压器绕组而言, 通常有阻尼比 $\xi < 0.1$, 此时可以近似地取 $\omega_d \approx \omega$, 则式(9)可简化^[28-29]为

$$\mu = 1 + e^{-\xi\pi} \approx 2 \quad (10)$$

由此可见, 突加荷载作用下, 质体的位移增大为原来的 μ 倍。对于绕组离散化后的任一单元, 其位移即为绕组在该处的局部形变; 考虑到应力与形变的正相关关系, 则突加荷载作用下, 绕组的局部应力和形变都将显著增大。由于短路电动力实际呈衰减振荡特性, 且绕组结构更为复杂, 故动态效应的影响程度也会有所变化。

1.3 绕组短路强度计算的传统方法

变压器绕组短路强度的传统评估, 一般由短路电流峰值产生的电动力, 依据等效力学模型计算导线应力。主要模型及计算方法如下^[30]。

1) 垫块间导线的轴向弯曲应力。

绕组端部线饼受到较大的轴向电动力作用会产生弯曲应力。传统方法把相邻垫块间的导体等效为两个端部固定的受均匀荷载的直梁, 如图 4(a)所示, 则线饼的轴向弯矩为

$$M_{ax} = \frac{F_{ax} \cdot a \cdot h \cdot L_{sp}^2}{12} \quad (11)$$

式中: F_{ax} 为线饼导线单位体积上受到的轴向力, N/mm^3 , 由二维轴对称有限元仿真计算求得; a 为单根导线的幅向厚度, mm ; h 为单根导线的轴向高度, mm ; L_{sp} 为两垫块间的线饼长度, 计算式为

$$L_{sp} = \frac{\pi D}{n_{sp}} - B_{sp} \quad (12)$$

式中: D 为绕组的平均直径, mm ; n_{sp} 为线饼间垫块数量; B_{sp} 为垫块的宽度, mm 。

单根导线的轴向截面系数 W_{ax} 为

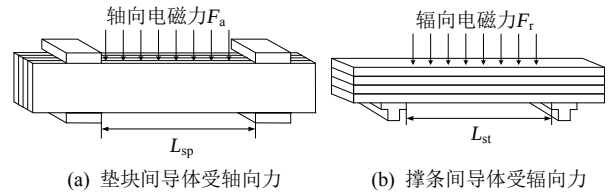


图4 绕组等效力学模型

Fig. 4 Equivalent mechanical model of windings

$$W_{ax} = \frac{ah^2}{6} \quad (13)$$

故线饼导线最大轴向弯曲应力 $\sigma_{b,ax}(MPa)$ 为

$$\sigma_{b,ax} = \frac{M_{ax}}{W_{ax}} = \frac{F_{ax} L_{sp}^2}{2h} \quad (14)$$

2) 撑条间导线的幅向弯曲应力。

线饼在幅向电动力作用下可能使撑条之间的导线产生弯曲变形。相邻撑条之间的线饼可视为两端固定的均匀负载的直梁, 如图 4(b)所示。与轴向弯曲应力的计算推导类似, 线饼导线最大幅向弯曲应力 $\sigma_{b,rad}(MPa)$ 为

$$\sigma_{b,rad} = \frac{F_{rad} L_{st}^2}{2a} \quad (15)$$

式中: F_{rad} 为线饼导线单位体积上受到的幅向力, 由二维轴对称有限元仿真计算求得; a 为单根导线的幅向厚度, mm ; L_{st} 为两撑条间的线饼长度, 计算式为

$$L_{st} = \frac{\pi D}{n_{st}} - B_{st} \quad (16)$$

式中: n_{st} 为线圈内侧撑条数量; B_{st} 为撑条的宽度。

2 光纤复合变压器的研制及其主要参数

2.1 变压器概况

为对绕组变形程度进行准确感知并定位变形区域, 本文研制一台内置分布式传感光纤的 10 kV 油浸式变压器, 其型号为 SY-400/10, 基本参数如表 1 所示。低压导线规格为 ZB-0.45-2.24×5.3; 高压导线规格为 ZB-0.45-1.7×4.5; 高、低压绕组均为端部出线。

2.2 光纤布置方式与应变传感基本原理

为确保传感光纤有效地附着于绕组, 首先将光纤包裹于电工棉布带之中, 随后将其紧密缠绕至绕组线饼最外侧, 然后在光纤复合绕组上均匀涂抹绝缘漆, 并将变压器入炉加热干燥; 高温使绝缘漆固化, 将光纤紧密粘结于绕组上, 确保二者不产生相对滑移, 如图 5(a)、(b)所示。

表 1 变压器基本参数

Table 1 Basic parameters of transformer

参数	数值	参数	数值
额定容量/kVA	400	短路阻抗/%	4.5
额定电压/kV	10/0.4	负载损耗/W	7290
额定电流/A	23.1/577	冷却方式	ONAN
高压绕组形式	连续式	低压绕组形式	双螺旋式
并绕根数	1	并绕根数	2×8
高压绕组内径/mm	313	低压绕组内径/mm	235
高压绕组外径/mm	363	低压绕组外径/mm	279
高压垫块宽度/mm	30	低压垫块宽度/mm	30
高压撑条宽度/mm	15	低压撑条宽度/mm	15
高压绕组匝数	525	低压绕组匝数	21
高压绕组饼数	48	低压绕组饼数	42

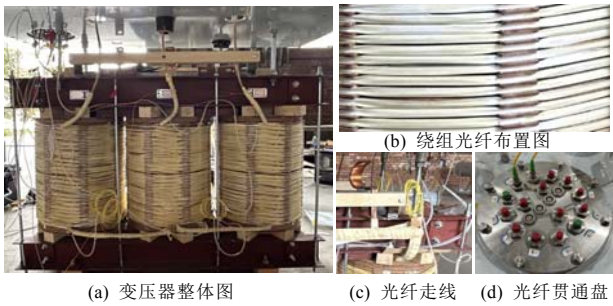


图 5 10 kV 载纤变压器的研制

Fig. 5 Development of 10 kV fiber-carrying transformer

将绕制完成的光纤沿变压器内部螺杆、引出线等延伸，并逐步汇聚到上部箱盖(见图 5(c))，通过光纤贯通盘引出后(见图 5(d))，即可接入布里渊光时域分析(Brillouin optical time domain analysis, BOTDA)仪。当绕组发生变形时，传感光纤随之产生应变，随着绕组形变量的增大，光纤应变也增大。光纤某点应变的变化会使该点的散射光发生频移，BOTDA 系统通过检测光频率获得光纤沿线的应变量，即可得到本次短路冲击导致的绕组变形程度及变形位置。

2.3 绕组导线屈服强度的测定

根据 IEC 和国标相关规定，绕组导线的各类应力限值均以屈服强度 $R_{p0.2}$ (卸载后产生 0.2%残余应变的应力)为标准^[5-6]。由于制造厂家在材料选用、工艺水平等各不相同，导致该值有很大的分散性。因此，有必要测定绕组铜导线的屈服强度，为短路强度评估提供准确依据。

如图 6(a)所示，使用万能试验机对绕组铜导线进行拉伸试验，某次测量得到的应力-应变曲线如图 6(b)所示。铜导线的屈服强度求法如下：在横坐标轴上取 $\overline{OB}=0.2\%$ ，过 B 点作线段 OA 的平行线，与曲线相交于 C 点，该点对应的应力即为屈服强度

值。由图 6(b)可知，本次屈服强度测定值为 99 MPa。本文共对 10 组导线样品进行试验，其平均值为 100.4 MPa，故最终取屈服强度 $R_{p0.2}$ 为 100 MPa；当绕组的应力达到 $R_{p0.2}$ 时，即进入塑性变形区域，并可发展为破坏性变形。

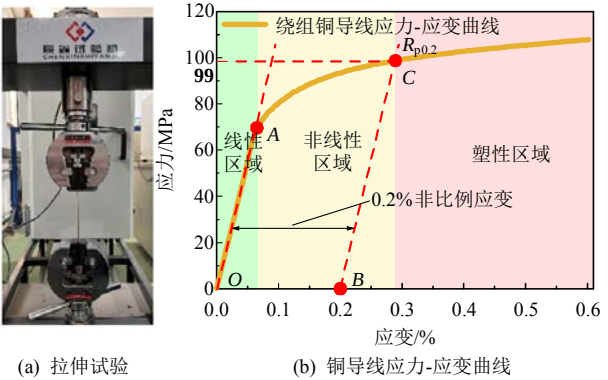


图 6 绕组铜导线拉伸试验及应力-应变测量曲线

Fig. 6 Tensile test of winding copper conductor and stress-strain measurement curve

3 绕组分匝(根)刚度效应与短路动态效应的仿真分析及力学分布特性研究

为定量分析线饼分匝(根)刚度效应和短路冲击动态效应对应力计算的影响，进而由绕组的力学分布特性获得变形故障薄弱点，本节进行了如下有限元仿真计算：1) 基于线饼单元的静态仿真；2) 计及线饼分匝(根)结构的静态仿真；3) 基于线饼单元的动态仿真。

其中，仿真 1 为对照组；仿真 2、3 为实验组，分别用以研究刚度效应和动态效应对力学特征计算的影响。因篇幅限制，在此不再展示仿真 1 的图示，直接给出如下结果要点：线饼单元静态仿真中，高、低压绕组应力最大值分别为 82.6 和 40.8 MPa，均位于绕组上、下端部。

3.1 考虑分匝(根)刚度效应的绕组力学特性分析

3.1.1 仿真计算结果概述

变压器高压线圈为连续式，采用分匝模型；低压线圈为双螺旋式，2×8 根导线并绕，采用分根模型。对每匝(根)导线施加短路电流非对称峰值，计算得高、低压绕组静态应力分别如图 7、8 所示，其中右侧局部图隐藏了部分垫块、撑条及端圈等结构，以便观察线圈导线。

由图 8 可知，在辐向上，内绕组的辐向电动力使其收缩，且在相邻撑条之间内凹弯曲，形成“梅花瓣”状；外绕组的辐向电动力使其扩张，有直径增大的趋势，且中部因辐向电动力更大而变形更明

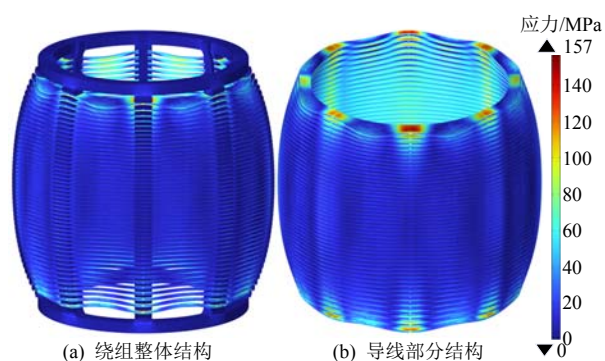


图7 计及分匝结构的高压绕组静态应力云图

Fig. 7 Static stress cloud diagram of high voltage winding considering the structure of individual turns

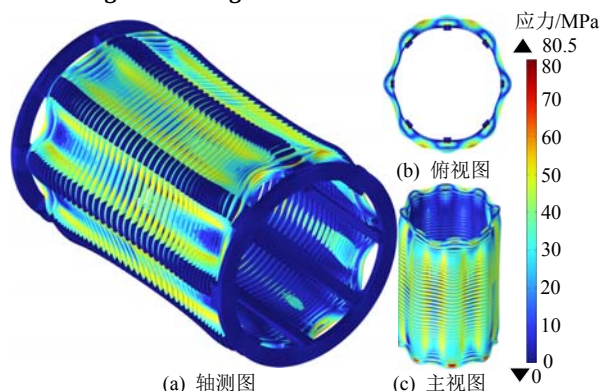


图8 计及分根结构的低压绕组静态应力云图

Fig. 8 Static stress cloud diagram of low voltage winding considering the structure of individual strands

显。在轴向上，电动力使内、外绕组都向中间挤压，且上、下端部因更大的轴向电动力而形变更大。

从数值上看，线饼分匝(根)后导线应力显著增大，高、低压绕组的应力最大值分别为 157 和 80.5 MPa，分别增大为线饼单元静态时的 1.901 倍和 1.973 倍，且均位于绕组上、下端部。

3.1.2 绕组各导线应力的三维空间分布

对线饼由上到下编号，对饼内导线由内向外(由铁心向油箱)编号；计算每饼每匝(根)导线的应力最大值，并绘制为低、高压绕组各导线应力的三维空间分布，分别如图 9 和 10 所示。此外，通过切面投影的方式，图 9(a)给出低压第 1、21 饼各导线应力沿辐向的分布，图 9(b)给出第 1、4、8 根导线应力沿轴向的分布；图 10(a)给出高压第 1、24 饼各导线应力沿辐向的分布，图 10(b)给出第 1、6、11 匝导线应力沿轴向的分布。

由图 9(a)和 10(a)可知，在辐向上由内向外，低压绕组各导线的应力整体呈增大趋势，而高压绕组整体呈减小趋势，因为漏磁场在此过程中先增大、后减小，且在内外绕组的主空道达最大值。图 9(a)中，低压第 1 饼的第 1 根导线应力反常偏大，因为

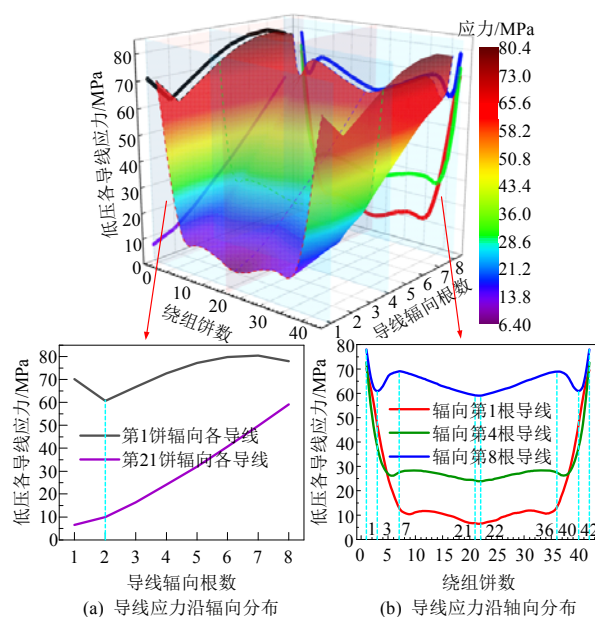


图9 低压绕组各导线应力三维空间分布

Fig. 9 Three-dimensional spatial distribution of stress in each conductor of low-voltage winding

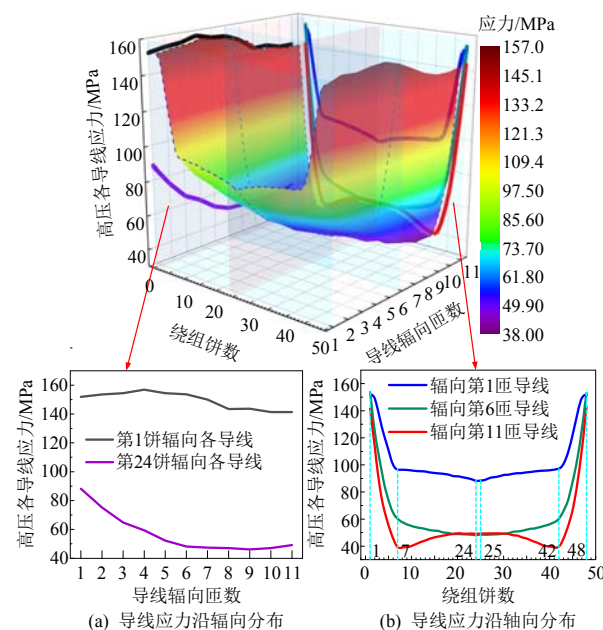


图10 高压绕组各导线应力三维空间分布

Fig. 10 Three-dimensional spatial distribution of stress in each conductor of high-voltage winding

该导线受内撑条和上端圈的刚性约束，引起应力集中。

由图 9(b)和 10(b)可知，轴向上低、高压绕组的应力均关于高度对称，且整体呈现端部大、中部小的特点。因为导线主要受两种电动力的影响——轴向电动力和辐向电动力，轴向电动力端部大、中部小；辐向电动力端部小、中部大。并且，端部因上、下端圈的刚性约束使局部应力增大；中部辐向力作用于圆形的绕组，而圆形结构能够均匀传递力，使

应力分布更均匀,削弱了应力集中导致的局部应力增大现象。但在低压第 7、36 饼等位置,因漏磁通畸变的影响,局部出现应力极大值点。

由此可见,低压绕组的端部及端部近邻区域为应力薄弱点(见图 9(b)),高压绕组的端部为薄弱点(见图 10(b));而高压绕组的应力远大于低压绕组,故初步判定:该变压器绕组的变形故障潜在风险区域为高压绕组端部。

3.2 考虑短路动态效应的绕组力学特性分析

3.2.1 仿真计算结果概述

以线饼为基本单元,将短路瞬态电流作为激励,计算得到峰值时刻 8.7 ms 的变压器绕组应力云图,如图 11 所示。

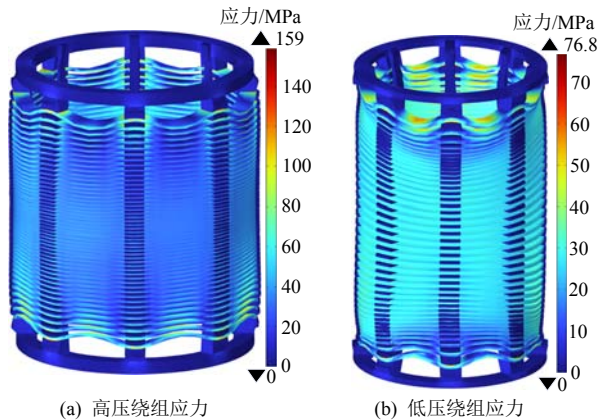


图 11 计及动态效应的绕组应力云图(8.7 ms)

Fig. 11 Stress cloud diagram of windings considering dynamic shock effect (at 8.7 ms)

由图 11 可知,短路动态力作用下,高、低压绕组的最大应力分别为 159 和 76.8 MPa,分别为静态应力的 1.925 倍和 1.882 倍,且最大应力均位于绕组端部。

3.2.2 绕组力学特征的时空分布特性

由上文可知,该变压器的风险区域为高压绕组,且高、低压绕组应力分布整体趋势相同,故后文将只分析高压绕组的动态力学特性。为研究动力作用下的应力分布特性及其与静力下的区别,计算每个线饼的应力最大值随时间变化情况,作出高压绕组最大应力时空分布如图 12 所示。

由图 12 可知,动力作用下绕组的应力仍沿轴向对称分布,且随着时间呈现脉动衰减的特性。提取峰值时刻 8.7 ms 的各线饼应力,并与静态下的应力对比,如图 13(a)所示:动态力达到峰值时,绕组任意位置的应力均大于以动态力峰值为静态荷载的应力。

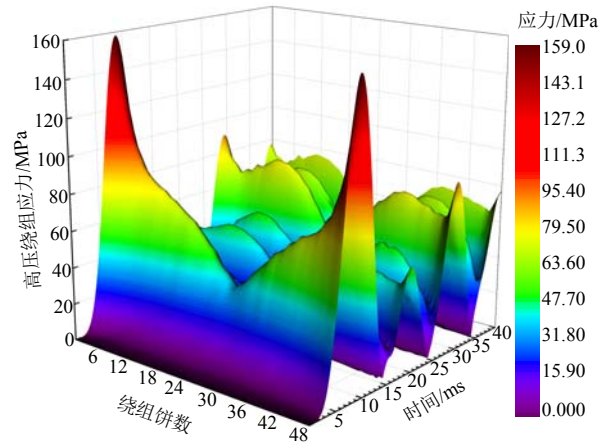


图 12 高压绕组应力时空分布图

Fig. 12 Temporal and spatial distribution diagram of high-voltage winding stress

为分析动、静态下应力的分布及变化规律,对二者进行最大值归一化处理:

$$x^* = x / x_{\max} \quad (17)$$

式中: x 为应力绝对值; x^* 为归一化后的应力值; $x_{\max}$ 为应力最大值。获得动态与静态下应力归一化值的分布如图 13(b)所示。

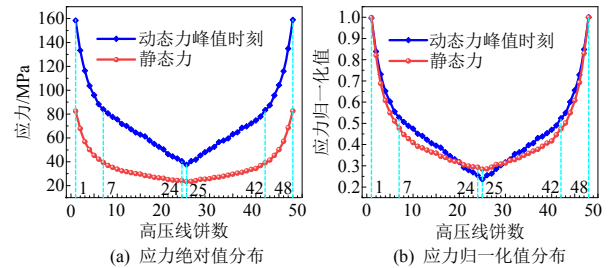


图 13 动态与静态下绕组应力的轴向分布

Fig. 13 Axial distribution of winding stress under dynamic and static conditions

由图 13(b)可知,归一化的动态应力分布呈“V”形,静态分布呈“U”形,表明动态力作用下,绕组上、下端部的应力更为集中,中部应力相对较小,且应力沿轴向的变化率更大。

为分析上述端部应力集中的成因,选取绕组应力的最大值点、“拐点”和极值点进行重点分析(图 10(b)和图 13),即第 1、7、24、25、42、48 饼。规定轴向向上为正、向下为负,将以上线饼的轴向形变时变曲线绘制如图 14 所示。

由图 14 可知,绕组上、下部分线饼的形变方向相反,且上部绕组的初始形变方向向下,下部绕组的初始形变方向向上,这与轴向电动力方向一致。将每个线饼的形变首峰值及其到达时刻汇总如表 2 所示。

由首峰值时刻可知,越靠近中部,线饼形变越

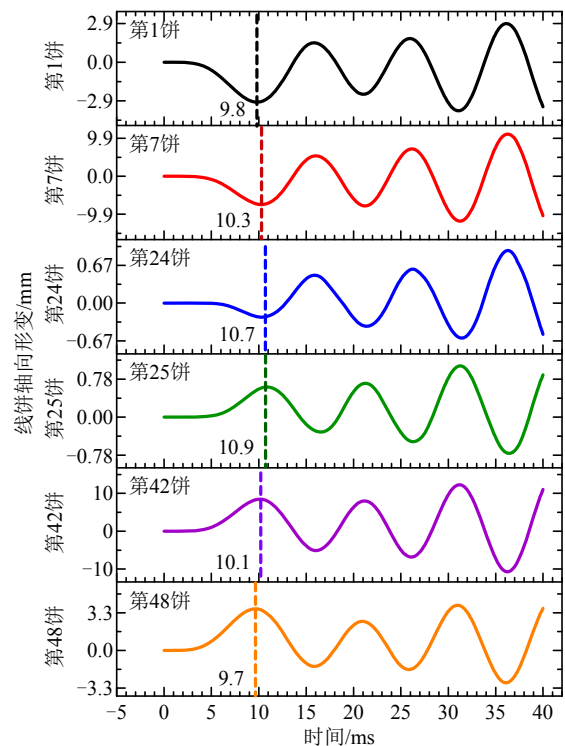


图 14 高压关键线饼轴向形变动态特性

Fig. 14 Dynamic characteristics of axial deformation of high-voltage key disc

表 2 线饼形变的首峰值及到达时刻

Table 2 First peak value and arrival time of the disc deformation

高压饼数	形变首峰值/mm	首峰值时刻/ms
绕组上部	1	-2.99
	7	-7.37
	24	-0.24
绕组下部	25	0.62
	42	8.43
	48	3.65
		9.7

滞后, 如第 24 饼比第 1 饼的首峰值滞后约 0.9 ms, 第 25 饼比第 48 饼滞后约 1.2 ms, 这表明绕组的形变和运动由两端逐渐向中部传递。

由各线饼形变的首峰值大小可知, 从端部到中部, 形变先增大至最大值、后减小至最小值, 如第 1、7、24 饼。从局部上看, 第 1 饼位于上端部, 有压板等紧固件约束, 使形变受到限制; 而第 7 饼处于中上部, 其轴向电动力仍然较大, 但约束相对较小, 故其形变数值更大。从整体上看, 绕组仍然上部形变较大、中部形变较小, 因为轴向电动力在端部相较中部更大。

以上对力学特征的整体分布进行了研究, 下面进一步分析单个线饼的力学特性, 以第 48 饼为例, 分析其轴向电动力、应力、轴向形变的动态特性,

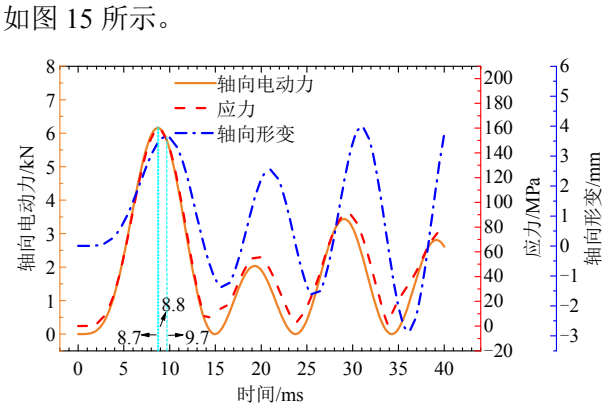


图 15 高压第 48 饼的电动力、应力与形变动态特性

Fig. 15 Dynamic characteristics of electrodynamic force, stress and deformation of high voltage 48th disc

由图 15 可知, 轴向电动力、应力和轴向形变的首峰值到达时刻分别为 8.7、8.8 和 9.7 ms, 即应力与电动力基本同步变化, 但形变会滞后于电动力约 1 ms。因为电动力作用于绕组的瞬间即产生加速度, 但线饼各部分的运动和形变却需要一定时间, 导致形变与电动力的相位差。

综上, 可解释图 13 的动、静态应力分布差异: 应力大小取决于应变, 而应变与位移梯度相关; 当形变响应滞后, 导致不同位置的位移不同步(引起局部附加挤压、拉伸或弯曲等), 从而在局部形成更大的应变梯度, 进而导致局部应力增大。

由此可见, 当变压器短路时, 绕组受到冲击荷载作用, 由于其具有质量即惯性, 力的作用并非立即传至绕组的各个部位。在开始瞬间, 远离主要冲击处的部位并不受影响, 冲击荷载引起的变形, 是以波的形式在绕组内传播。绕组各个部位的形变滞后性引起位移场的时空分布变化, 进而引发局部的应力增大。

4 计及绕组分匝(根)刚度效应与冲击动态效应的短路强度评估和试验验证

4.1 变压器短路冲击试验过程

短路冲击试验采用逐步升压、多次短路的方式进行, 以找到变压器机械失稳的临界电流值。试验使用预先短路法, 先将低压绕组三相短接, 然后在高压绕组上施加三相电压, 依次为 3、5、6 和 8 kV。各次短路均在 B 相电压过零时合闸, 使 B 相的短路电流达到最大值, 试验现场图如图 16 所示。每次短路后, 均对变压器的短路电抗变化率进行测量, 与此同时, 使用 BOTDA 设备测量光纤沿线的应变量, 进而精确感知绕组的变形程度及位置。

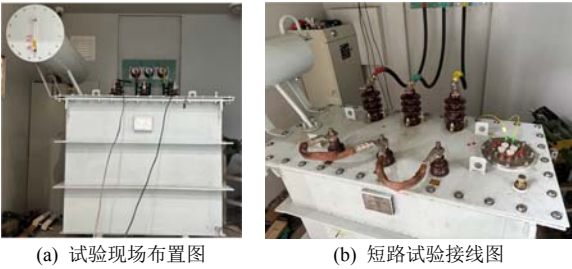


图 16 变压器短路试验现场图

Fig. 16 Field diagram of transformer short-circuit test

4.2 变压器短路强度的评估

4.2.1 计及刚度效应与动态效应的短路强度评估

综合考虑刚度效应与动态效应，同时为降低内存需求、提高计算效率，据图 9(b)、10(b)中绕组应力的最大值点、“拐点”和极值点，选取对应线饼并采用分匝(根)模型，其余位置采用线饼单元模型。对导体施加短路动态电流激励，计算得峰值时刻 8.7ms 的绕组应力云图，如图 17 所示。

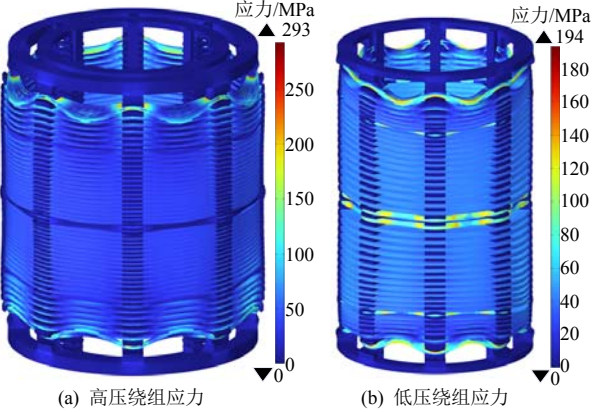


图 17 计及刚度效应与动态效应的绕组应力云图(8.7 ms)

Fig. 17 Stress cloud diagram of windings considering stiffness and dynamic effects (at 8.7 ms)

可知，高、低压绕组的最大应力分别为 293 和 194 MPa，分别为静态力作用于线饼单元时的 3.547 倍和 4.755 倍，且应力最大值均位于端部。因高压绕组的应力大于低压绕组，故高压绕组端部仍为变形故障薄弱点。

短路时作用于绕组的电动力由电流与漏磁场相互作用而产生，其正比于电流平方，即 $F \propto I^2$ ，据此计算得 4 次短路下的绕组应力如表 3 所示。由 2.3 节知绕组铜导线 $R_{p0.2}$ 为 100 MPa，当超过该值时，相应部位即发生塑性变形进而机械失稳。故短路强度的评估结果为：当短路电流达到 60% 时，高压绕组端部开始发生变形；当短路电流达到 80% 时，低压绕组端部开始发生变形。

4.2.2 传统方法的短路强度评估

变压器传统的短路强度评估一般包括 3 个步

表 3 变压器各次短路强度的计算与评估

Table 3 Calculation and evaluation of transformer short-circuit strength

短路冲击 电流比例/%	高压绕组 最大应力/MPa	低压绕组 最大应力/MPa
30	26.37	17.46
50	73.25	48.50
60	105.48 失稳	69.84
80	187.52 失稳	124.16 失稳

骤：1) 计算短路电流峰值，构建绕组主要结构的二维轴对称模型；2) 根据短路电流峰值及绕组结构，计算漏磁场分布及短路电动力；3) 根据短路电动力和力学模型计算各类应力，与 $R_{p0.2}$ 相比较。

该变压器出口三相短路，高、低压绕组电流峰值分别为 1 129 和 28 221 A；建立主要结构的二维轴对称模型如图 18(a)所示，将短路电流峰值施加到对应绕组上，计算得漏磁场分布如图 18(b)所示。同时获得低压绕组的最大平均幅向力密度 $F_{rad}^{LV} = 9.74 \times 10^7 \text{ N/m}^3$ ，最大平均轴向力密度 $F_{ax}^{LV} = 5.74 \times 10^7 \text{ N/m}^3$ ；高压绕组的最大平均轴向力密度 $F_{ax}^{HV} = 4.42 \times 10^7 \text{ N/m}^3$ 。

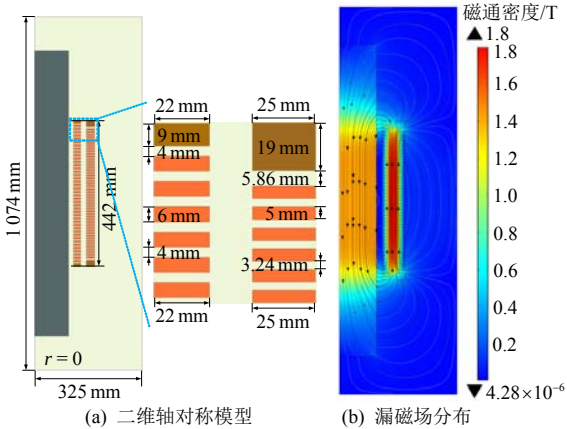


图 18 绕组二维轴对称模型及漏磁场分布

Fig. 18 Two-dimensional axisymmetric model of winding and leakage magnetic field distribution

根据电动力及 1.3 节的等效模型，计算各绕组的轴向和辐向弯曲应力如表 4 所示。因该变压器无高压绕组外侧撑条，无需计算辐向弯曲应力。

表 4 绕组轴向和辐向弯曲应力的计算结果

Table 4 Calculation results of axial and radial bending stresses in windings

应力类型	轴向弯曲应力/MPa	辐向弯曲应力/MPa
高压绕组	46.87	24.06
低压绕组	—	130.75

由表 4 可知，在短路电流峰值下，仅有低压绕组的辐向弯曲应力超过了 $R_{p0.2}$ ；但在 80% 短路电流

时, 该应力降为 83.84 MPa, 未达到 $R_{p0.2}$ 。故传统方法的评估结果为: 该变压器在短路试验过程中均无绕组变形风险。

4.3 试验结果及分析

4.3.1 测试结果及吊罩验证

各次短路后光纤应变的测量曲线如图 19(a)所示, 图中 i_{sc} 为额定电压下的短路电流。当施加 30% 和 50% 短路电流时, 光纤应变值均基本保持恒定; 在 60% 短路电流下, 第 47、48 饼的光纤应变突然增大, 表明 B 相高压绕组下端发生了明显变形; 当施加 80% 短路电流时光纤断裂, 无对应数据, 表明绕组的变形更为剧烈。

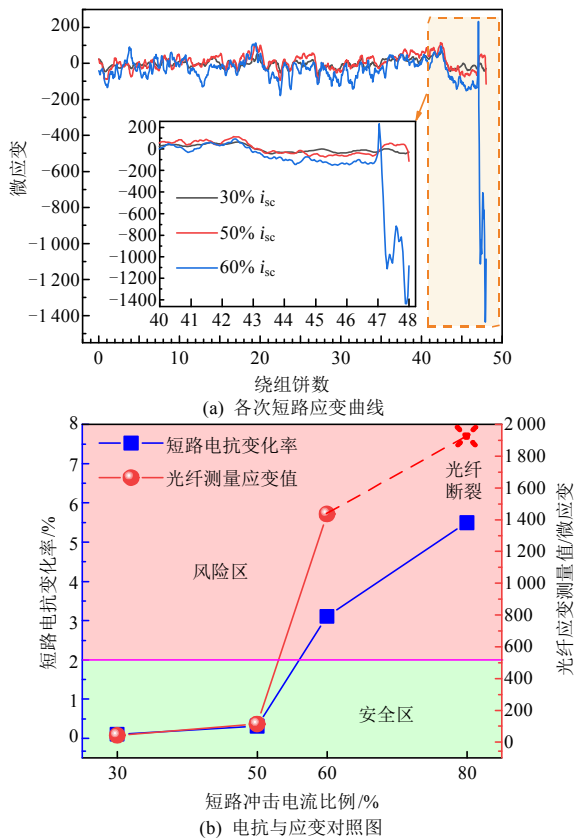


图 19 光纤应变与短路电抗的测量曲线及其对照
Fig. 19 Measurement curves of optical fiber strain and short-circuit reactance and their comparison

将图 19(a)中各次短路后光纤应变峰值的绝对值汇总于表 5, 并同时列出各次短路的电抗变化率。根据 GB/T 1094.5—2008 的相关内容, 当电抗变化率超过 2% 时, 即认为绕组发生了严重变形。由表 5 绘制各次短路后电抗变化率与光纤应变的对照曲线如图 19(b)所示。

由图 19(b)可知, 电抗与光纤测量结果具有较好的一致性, 在 60% 短路电流冲击时, 短路电抗和传感光纤均有明显感知; 此外, 电抗变化率的变化

表 5 各次短路后光纤应变及电抗变化率测量值
Table 5 Measured values of optical fiber strain and reactance change rate after each short-circuit test

短路冲击电流比例/%	光纤应变测量值/微应变	短路电抗变化率/%
30	42.443	0.102
50	114.00	0.313
60	1436.3	3.108
80	—	5.499

小于光纤应变的变化, 说明光纤传感的灵敏度高于短路电抗测量法。

以上测试结果与表 3 的评估结果一致, 验证了本文短路强度计算及评估方法的有效性与准确性。

试验结束后对变压器吊罩, 观察绕组的变形情况, 如图 20(a)所示。B 相高压绕组的下端部发生严重轴向变形以致绕组坍塌, 绕组上端部发生一定程度的轴向弯曲变形, 绕组中部无明显变形; 图 20(b)中变形仿真结果显示, 绕组的上下端部应严重变形, 且越靠近中部形变越小。考虑到制造工艺及机械变形的随机性, 仿真与试验结果的整体变形趋势吻合较好。

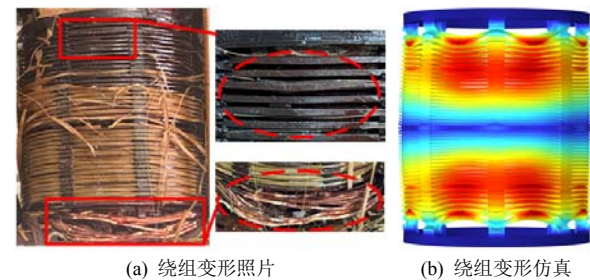


图 20 B 相高压绕组吊罩后照片及仿真结果
Fig. 20 Photo of B-phase high voltage winding after transformer tank lifting and simulation results

4.3.2 评估方法的对比分析

将传统方法与本文方法的各类应力计算值进行对比, 如表 6 所示。其中本文方法计算辐向弯曲应力时, 直接提取绕组中部的应力即可。对于辐向弯曲应力的计算, 两种方法的结果基本相同; 而对于轴向弯曲应力的计算, 传统方法的结果明显偏小。根据短路试验结果, 高压绕组出现严重的端部轴向变形, 说明传统方法对轴向短路强度的评估严重误判, 但本文方法能较好的符合实际。

传统方法对轴向弯曲应力计算产生偏差的原因: 1) 传统方法基于二维轴对称有限元模型, 难以将铁轭及邻相铁心柱对漏磁场畸变的影响考虑在内, 导致端部电动力的计算存在偏差; 2) 传统方法基于静态力学模型的简化公式计算应力, 未

表 6 不同方法应力计算结果的对比

Table 6 Comparison of stress calculation results using different methods			
绕组类别	应力类型	传统方法	本文方法
高压绕组	轴向弯曲应力/MPa	47	293
	辐向弯曲应力/MPa	131	126
低压绕组	轴向弯曲应力/MPa	24	194

考虑动态效应对应力增大的影响；3）垫块之间的导线实际为圆弧形，所受轴向电动力应为偏心荷载，从而使导线发生侧向弯曲，但传统方法将导线视为直梁，仅考虑对称弯曲，由此计算应力将产生偏差。

5 结论

本文研究绕组刚度效应与动态效应对力学特征计算的影响，据此建立有限元模型，评估所研制的 10 kV 载纤变压器的短路强度，并与传统评估方法对比，最后进行短路试验以验证结果。主要结论如下：

1）线饼分匝(根)后会显著降低导线的刚度，大幅影响绕组的变形行为，使绕组应力增大超过 90%；所以对绕组进行短路强度评估时，不能将线饼简化为同尺寸的均质导体。在轴向上，绕组应力整体呈对称分布，且端部大、中部小，但局部存在应力极大值点；在辐向上，内外绕组主空道处的应力最大，向内外两侧逐渐减小，但最内侧导线会产生局部应力集中。

2）短路冲击产生的惯性力及绕组各个部位形变的滞后性，形成更大的局部应变梯度，使应力增大约 90%，并使绕组上、下端部的应力更为集中；评估绕组(尤其端部)短路强度时，不能忽视动态效应的影响。在动态力作用下，绕组形变和运动由两端向中间传播，中部形变滞后于端部可达 1.2 ms，且中部形变整体小于端部；线饼各部分的形变滞后于电动力约 1 ms。

3）本文方法的评估结果与短路试验测量值及实际变形趋势吻合较好；但传统评估方法因忽略绕组的结构特征及动态效应而产生很大偏差，体现在其对轴向风险极不敏感。故对绕组进行短路强度评估时，需对传统方法进行修正或采用更有效的方法。

本文研究可准确评估变压器短路强度，为电力设备数字化运维提供一定支撑，所提方法亦可拓展至其他电压等级及结构形式的变压器。

参考文献

[1] 《新型电力系统发展蓝皮书》编写组. 新型电力系统发展蓝皮书[M]. 北京：中国电力出版社，2023.
New-Type Power System Development Blue Paper Task Force , China . China’s new-type power system development blue paper[M]. Beijing：China Electric Power Press, 2023(in Chinese).

[2] SHI Yuhang, JI Shengchang, ZHANG Fan, et al. Application of operating deflection shapes to the vibration-based mechanical condition monitoring of power transformer windings[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(4): 2164-2173.

[3] LI Yan, MENG Tiannan, LI Ziwei, et al. Research on the influence of uneven temperature distribution of transformer windings on short circuit strength[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2024, 34(8): 5501604.

[4] 汲胜昌, 张凡, 师榆航, 等. 基于振动信号的电力变压器机械状态诊断方法研究综述[J]. 高电压技术, 2020, 46(1): 257-272.
JI Shengchang, ZHANG Fan, SHI Yuhang, et al. Review on vibration-based mechanical condition monitoring in power transformers[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(1): 257-272(in Chinese).

[5] 赵晓震, 吴歌, 王建, 等. 基于频响重构和数字图像处理的变压器绕组变形故障诊断方法[J]. 高电压技术, 2025, 51(9): 4599-4609.
ZHAO Xiaozhen, WU Ge, WANG Jian, et al. Fault diagnosis method of transformer winding deformation based on frequency response reconstruction and digital image processing[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(9): 4599-4609(in Chinese).

[6] 李鹏, 孙建涛, 赵义焜, 等. 大型油浸式变压器油箱防爆技术研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(9): 3282-3296.
LI Peng, SUN Jiantao, ZHAO Yikun, et al. Review on explosion-proof technology of large oil-immersed transformer tank[J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(9): 3282-3296(in Chinese).

[7] 刘刚, 李耕宇, 寇家俊, 等. 基于 ANDS-EDMDC 的变压器动态磁场快速计算方法[J]. 高电压技术, 2025, 51(1): 50-61.
LIU Gang, LI Gengyu, KOU Jiajun, et al. Fast calculation method for transient magnetic field of transformer based on ANDS-EDMDC[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(1): 50-61(in Chinese).

[8] 袁发庭, 杨毅, 钟浩, 等. 短路工况下配电变压器绕组磁场-结构力场耦合特性及累积效应形变特性[J]. 高电压技术, 2025, 51(10): 5238-5252.
YUAN Fating, YANG Yi, ZHONG Hao, et al.

- Magnetic-structural force coupling characteristics and cumulative deformation characteristics of distribution transformer windings under short-circuit conditions[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(10): 5238-5252(in Chinese).
- [9] 杨帆, 高三策, 王嘉玮, 等. 磁-热耦合应力下的变压器绕组形变研究[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(24): 9830-9840.
- YANG Fan, GAO Sance, WANG Jiawei, et al. Research on the winding deformation of transformer under magnetic-thermal coupling stress[J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(24): 9830-9840(in Chinese).
- [10] IEC. Power transformers-Part 5: Ability to withstand short circuit: IEC 60076—5: 2006[S]. European Committee for Electrotechnical Standardization, 2006.
- [11] 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5部分: 承受短路的能力: GB/T 1094.5—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 5: Ability to withstand short circuit: GB/T 1094.5—2008[S]. Beijing: Standards Press of China, 2009(in Chinese).
- [12] CIGRE. The short-circuit performance of power transformers[R]. Paris: CIGRE, 2002.
- [13] BAKSHI A, KULKARNI S V. Analysis of buckling strength of inner windings in transformers under radial short-circuit forces[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(1): 241-245.
- [14] KUMAR I, BAKSHI A. Effect of empirical constant of ramberg-osgood relation on the buckling strength of transformer inner winding[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2024, 39(2): 1307-1309.
- [15] BAKSHI A. Effect of width of axial supporting spacers on the buckling strength of transformer inner winding[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019, 34(6): 2278-2280.
- [16] WATTS G B. A mathematical treatment of the dynamic behaviour of a power-transformer winding under axial short-circuit forces[J]. Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, 1963, 110(3): 551-560.
- [17] ZHOU Hong, HONG Kaixing, HUANG Hai, et al. Transformer winding fault detection by vibration analysis methods[J]. Applied Acoustics, 2016, 114: 136-146.
- [18] 张凡, 马程, 李秀广, 等. 计及振动响应的变压器绕组轴向机械强度动态评估方法研究[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(16): 6494-6504.
- ZHANG Fan, MA Cheng, LI Xiuguang, et al. Dynamic assessment of windings' axial mechanical strength in power transformers considering the vibration response[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(16): 6494-6504(in Chinese).
- [19] WANG Xinyu, WANG Ping, GENG Jianghai, et al. Study on the dynamic mechanical properties of winding-block axial structure considering short circuit strain rate effect[J]. High Voltage, 2024, 9(2): 380-390.
- [20] WANG Shuang, WANG Shuhong, ZHANG Naming, et al. Calculation and analysis of mechanical characteristics of transformer windings under short-circuit condition[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2019, 55(7): 1-4.
- [21] SHAN Yi, AI Mengmeng, LIU Wenhui. Research on simulation calculation on short-circuit electrodynamics force of power transformer winding[J]. International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics, 2021, 65(3): 451-465.
- [22] 张凡, 李秀广, 朱筱瑜, 等. 计及热老化程度的变压器绕组内线圈短路承受能力评估方法[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(10): 3836-3845.
- ZHANG Fan, LI Xiuguang, ZHU Xiaoyu, et al. Assessment of the withstand ability to short circuit of inner windings in power transformers considering the degree of thermal aging[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(10): 3836-3845(in Chinese).
- [23] 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 Zhengyu, LI Peng, LI Linda, 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).
- [24] 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 Peng, SUI Huaze, XU Zhengyu, 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).
- [25] 李鹏, 隋华泽, 张书琦, 等. 基于结构模态试验的变压器绕组饼间阻尼研究[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(14): 5679-5689.
- LI Peng, SUI Huaze, ZHANG Shuqi, et al. Study on inter-disk damping of transformer coils based on structural modal testing[J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(14): 5679-5689(in Chinese).
- [26] 单辉祖. 材料力学[M]. 4版. 北京: 高等教育出版社, 2016.
- SHAN Huizu. Mechanics of materials[M]. 4th ed. Beijing: Higher Education Press, 2016(in Chinese).

- [27] 刘晶波. 结构动力学[M]. 2 版. 北京: 机械工业出版社, 2022.
LIU Jingbo. Structural dynamics[M]. 2nd ed. Beijing: China Machine Press, 2022(in Chinese).
- [28] KULKARNI S V, KHAPARDE S A. Transformer engineering: design, technology, and diagnostics[M]. 2nd ed. Boca Raton: CRC Press, 2017.
- [29] 何苗忠. 变压器绕组固有机件特性的仿真及试验研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2017.
HE Miaozhong. Study on mechanism characteristics of power transformer based on simulation and modal analysis[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2017(in Chinese).
- [30] 韩宝家. 电力变压器现代设计技术: 绝缘分析和抗短路能力[M]. 北京: 电子工业出版社, 2024.
HAN Baojia. Modern power transformer design: electrical insulation analysis and withstanding sudden short circuit[M]. Beijing: Publishing House of Electronics Industry, 2024(in Chinese).



李东阳

在线出版日期: 2025-09-22。

收稿日期: 2025-05-29。

作者简介:

李东阳(1997), 男, 博士研究生, 主要从事电气设备在线监测及其多物理场建模和仿真研究, lidongyang@ncepu.edu.cn;

刘云鹏(1976), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为特高压输电及电力设备故障检测与诊断, liuyunpeng@ncepu.edu.cn;

*通信作者: 刘刚(1985), 男, 博士, 副教授, 硕士生导师, 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, liugang_em@163.com。

(编辑 张蕾, 张宁)