

•电气工程•

DOI:10.12454/j.jsuese.202301055



本刊网刊

## 换流变压器阀侧套管表带触指型电连接结构振动响应研究

王 仲<sup>1</sup>, 颜锐奇<sup>1</sup>, 张晋寅<sup>2</sup>, 韦晓星<sup>2</sup>, 贾申利<sup>1</sup>, 任俊文<sup>1\*</sup>

(1. 四川大学 电气工程学院, 四川 成都 610065; 2. 南方电网超高压输电公司电力科研院, 广东 广州 510663)

**摘要:**换流变压器振动荷载会经其内部结构传递给阀侧套管并激励其振动, 长期作用下可能会造成阀侧套管表带触指磨损失效。实际工程中已发生多起套管表带触指磨损劣化事故, 但如今针对换流变压器振动作用下阀侧套管表带触指的失效研究还非常匮乏。为探究阀侧套管表带触指在振动作用下的失效行为和规律, 首先, 基于有限元法建立了换流变阀侧套管模型并对其进行模态分析, 在有限元模型基础上建立了阀侧套管表带触指振动微分方程; 然后, 改变振动特征和套管结构对表带触指开展磨损研究, 建立了表带触指相对位移累积行程和磨损深度与振动幅值之间的曲面模型。通过改变振动特征和套管结构对表带触指相对位移磨损特性进行仿真研究。结果表明: 阀侧套管表带触指受到轴向振动时会产生明显的相对位移, 受到径向振动时会产生较大的接触压力; 阀侧套管固有频率较低, 振动频率越高对应的表带触指相对位移累积行程就越短; 径向振动产生的接触压力会限制轴向振动引起的触指相对位移, 导致触指磨损深度并不随振动加速度幅值的增大而单调增加; 改变表带触指尺寸几乎不影响其相对位移; 设置法兰加强筋能提高整个套管结构的刚度从而减小表带触指的相对位移。研究成果可以用于分析和预测长期振动作用下阀侧套管表带触指的使用寿命和磨损特性, 为增强阀侧套管表带触指型电连接结构在振动作用下的可靠性提供参考和指导。

**关键词:**换流变压器; 阀侧套管; 长期振动; 表带触指; 相对位移磨损

中图分类号: TM42

文献标志码: A

文章编号: 2096-3246(2025)06-0311-12

中国高度重视并拥有世界上最先进的特高压输电工程, 随电压等级和输送容量的不断提升, 这对电力设备的电连接结构提出了更高的要求。换流变压器是特高压输电工程中换流、逆变最关键的电力设备, 换流变阀侧套管内部的电连接结构更是换流变压器载流的关键部位<sup>[1]</sup>。

在换流变压器的运行过程中, 其内部铁心和绕组会受电磁动力与磁致伸缩影响而产生振动荷载<sup>[2]</sup>, 这些振动荷载经换流变内部结构传递到换流变箱体表面并激励阀侧套管振动。在阀侧套管的振动作用下, 由于表带触指与铜导电杆接触面之间缺少轴向约束, 因此表带触指与铜导电杆间很有可能发生循环往复的相对位移, 长期的相对位移磨损会严重降低表带触指电接触性能<sup>[3]</sup>。实际工程中, 已发生多起阀侧套管表带触指磨损劣化事故, 多个换流站在停电期间对部分缺陷套管进行解体检查时发现套管顶部和尾部的表带

触指载流接触面都发生了严重的磨损, 触指表面接触区域已经发黑并出现了腐蚀劣化现象<sup>[3-4]</sup>, 这很可能是换流变阀侧套管在长年振动环境下运行导致的。

国外研究人员针对表带触指的失效研究取得了一定进展。Gatzsche等<sup>[5-6]</sup>通过有限元仿真与试验指出表带触指页片载流面积越小, 温度升高更快。Larsson等<sup>[7]</sup>研究表带触指在油脂润滑作用下的微动摩擦行为, 得到表带触指触点的焊缝形成和断裂机理。Pompanon等<sup>[8]</sup>通过研究不同镀层下电连接结构电触点的失效行为, 得到表带触指电连接结构从局部滑移状态到全局滑移状态对触点磨损寿命的影响规律。Israel等<sup>[9]</sup>通过多物理场仿真得到表带触指的接触电阻与接触温度、硬度及接触力之间的关系。国内研究人员从工程上多起换流变阀侧套管过热放电故障出发, 分析得到套管内表带触指型电连接结构失效导致的异常温升和放电故障发展过程<sup>[10]</sup>。王典浪等<sup>[1]</sup>通过红外测

收稿日期: 2023-12-25 修回日期: 2024-04-22 网络出版日期: 2024-05-27

作者简介: 王 仲 (1986—), 男, 副教授, 博士。研究方向: 电气设备振动、电气设备运行状态监测技术等。E-mail: zhongwang1986@126.com

\* 通信作者: 任俊文, 副研究员, E-mail: myboyryl@scu.edu.cn

温等检测技术对隐患套管进行评估,并针对阀侧套管内部表带触指插接结构的过热隐患进行研究分析,提出隐患整治的相关措施。田汇冬等<sup>[3]</sup>以某换流变压器阀侧套管的过热故障为例提出表带触指的长期机械磨损和SF<sub>6</sub>气体腐蚀是造成其劣化的主要因素。靳守峰等<sup>[11]</sup>针对表带触指在过热高温下的静态腐蚀特性进行实验研究,获得表带触指在不同气体成分下的高温通流腐蚀特性。张晋寅等<sup>[12]</sup>指出由于环境温度变化和应力松弛等原因,套管的表带触指插接结构接触电阻逐渐变大,会导致插接结构温度急剧上升。文献[5-12]虽然对表带触指电连接结构的磨损和劣化机理进行了解释,但对表带触指的研究主要局限于正常环境或异常温升下触指材料劣化特性的研究。此外,还有一些研究者开始关注套管表带触指在地震作用下的损伤,谢强<sup>[13]</sup>、庄一豪<sup>[14]</sup>等通过模拟地震作用下阀侧套管表带触指电连接结构响应,发现地震引起的表带触指接触压强变化会导致阀侧套管电接触失效,并且触指与接触面之间的摩擦行程会随地震强度的提高而明显增大,但文献[13-14]主要针对的是套管尾部外接头处的表带触指,并且地震载荷特征与换流变压器振动载荷特征差别较大。

综上,目前针对换流变压器长期振动作用下阀侧套管表带触指的失效研究还非常匮乏。本文通过建立换流变压器阀侧套管精细化模型,采用有限元法仿真研究套管表带触指在不同振动载荷和结构下的失效行为和规律,探究表带触指在振动作用下的磨损特性。

## 1 换流变阀侧套管模型及其自振特性

阀侧套管通过安装法兰固定在换流变压器油箱的升高座上,套管结构及其内部劣化的表带触指如图1所示。以某换流站±800 kV换流变压器为研究对象,建立其阀侧套管精细化有限元模型,如图2所示,该套管中轴线相对水平面的角度为30°,套管全长为13 898.7 mm,裸露在空气侧的套管长为10 485 mm,法兰及套筒全长为2 460 mm。阀侧套管顶部有A、B、C 3圈表带触指与铜铝导电杆共同组成电连接结构,铝导电杆位于铜导电杆外侧,在铜铝导电杆的重合位置处设置3条铜基镀银表带触指内嵌在铝导电杆的内壁上,表带触指的顶端与铜导电杆接触,铜铝导电杆之间的表带触指构成“铜铝过渡区”并实现阀侧套管内电连接结构的载流,此电连接结构设计的核心是既能通过表带触指载流又能补偿阀侧套管内部因温度变化产生的纵向形变<sup>[1]</sup>。由于复合绝缘子伞裙的弹性模量对阀侧套管整体的机械性能影响可忽略不计,因此忽略伞裙褶皱并考虑其等效质量附着在阀侧套管上<sup>[15]</sup>。套管内

绝缘采用环氧树脂浸渍(RIP)技术,电容芯体内部绕有多层铝箔用来均匀电场,按照电器行业标准<sup>[16]</sup>,设置其弹性模量为24 GPa,等效密度为1 500 kg·m<sup>-3</sup>,同时由于电容芯体刚度较大,设置与套管法兰固接<sup>[14]</sup>,各部件材料参数如表1所示。

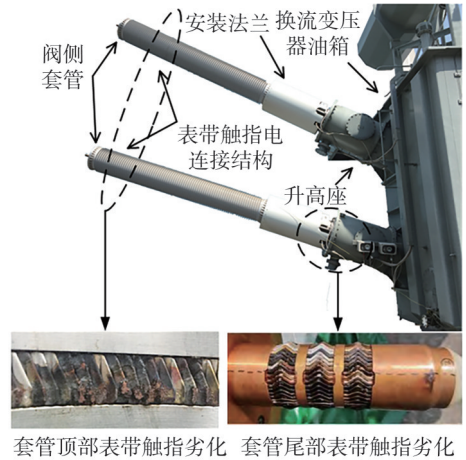


图1 换流变阀侧套管及其劣化表带触指实物图<sup>[3-4]</sup>

Fig. 1 Physical diagram of valve-side bushing and its deteriorated strap contacts<sup>[3-4]</sup>

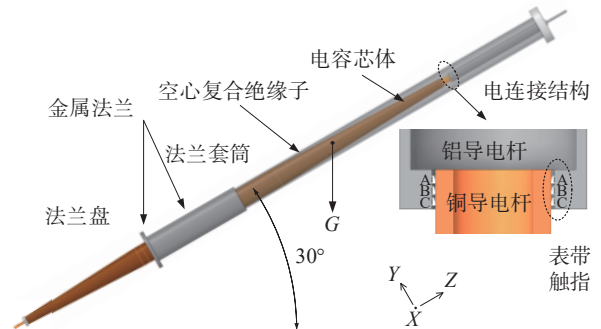


图2 带有电连接结构的阀侧套管有限元模型

Fig. 2 FEM of the valve-side bushing with electrical-connection structure

表1 各部件材料力学性能

Tab. 1 Material mechanical properties of components

部件	材料	密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	弹性模量/GPa
空心复合绝缘子	玻璃钢	4 500	32.0
电容芯体	环氧树脂浸渍	1 500	24.0
安装法兰	铝合金	2 700	70.0
铜导电杆	紫铜	8 900	120.0
铝导电杆	铝	2 690	71.7
表带触指	铜基镀银	8 900	120.0

以图2中A圈表带触指为例,其有限元模型与实物对照,如图3所示,按照时钟特性顺时针定义12点、3点、6点、9点4个代表性触指及其余触指方位。表带触指内嵌于铝导电杆的凹槽内与铜导电杆外壁接触并产生一定的压强,根据参考资料和文献,单片表带触指与

导电杆之间的接触力为  $5 \sim 8 \text{ N}^{[12]}$ ,模型中表带触指在套管重力影响下的接触力主要集中在  $4.85 \sim 8.65 \text{ N}$ ,其中,6点位置的接触压力最大,12点位置的接触压力最小。这是因为阀侧套管固定在换流变压器上后可视为从换流变伸出的悬臂结构,在其自身的重力作用下会产生一定的向下弯曲变形,使套管内部3点—6点—9点区域的表带触指压力上升,9点—12点—3点区域的触指压力下降<sup>[17]</sup>。约束有限元模型中表带触指与铝导电杆之间的相对位移,触指与铜导电杆之间采用面-面接触的接触类型,设置切向摩擦系数为  $0.1^{[18]}$ 。依据 IEEE693 标准<sup>[19]</sup>,套管整体结构阻尼比为 2%。

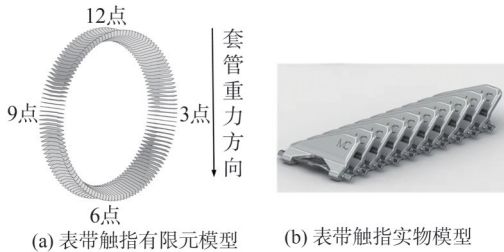


图 3 表带触指模型示意图

Fig. 3 Schematic diagram of strap contacts

换流变压器长期的振动作用可能会进一步加剧表带触指接触压强的变化,为了解阀侧套管及其电连接结构振动特性,采用 ANSYS Modal 对阀侧套管进行模态分析,模态分析不但是换流变阀侧套管振动响应分析的前提和基础,也是判断阀侧套管共振、分析套管结构在不同频率下振动响应的理论依据。模态分析时,通过设置法兰盘底部边界条件为固定约束来模拟金属法兰将阀侧套管固定在换流变压器上时的状态<sup>[20]</sup>,得到套管前 10 阶固有频率及对应的振型如表 2 所示,阀侧套管关于  $z$  轴旋转对称,因此认为表 2 中  $x$ 、 $y$  方向上的响应是一致的。

表 2 阀侧套管前 10 阶固有频率与主要振型

Tab. 2 First 10 frequencies and main vibration modes of the valve-side bushing

阶数	频率/Hz	振型
1	4.81	套管顶端 $y$ 向弯曲
2	4.82	套管顶端 $x$ 向弯曲
3	16.86	绝缘子外套 $y$ 向下弯曲
4	16.91	绝缘子外套 $x$ 向下弯曲
5	29.58	套管底端 $x$ 向弯曲
6	29.65	套管底端 $y$ 向弯曲
7	33.44	电连接结构 $y$ 向下弯曲
8	33.60	电连接结构 $x$ 向下弯曲
9	43.54	电连接结构 $y$ 向上弯曲
10	43.66	电连接结构 $x$ 向上弯曲

由表 2 可知,该模态结果与文献[15]中针对阀侧套管模态分析结果类似,因此认为该阀侧套管模型具有一定的准确性。其中,阀侧套管及其电连接结构的 1、7、9 阶模态振型如图 4 所示。由图 4 可知,铜铝导电杆之间易产生一定的挤压和位移,因此换流变压器的振动作用很可能造成套管表带触指与铜导杆之间发生相对位移磨损失效。同时,触指页片接触压强分布不均可能会造成表带触指整体接触电阻异常增大,其中,6点方位的触指接触压力较上半部分触指大,使得接触电阻最小,分配的电流最多,可能会造成超越承载能力运行从而引起局部过热<sup>[17]</sup>。本文选取单片代表性触指(A 圈 6 点钟方位触指),探究振动作用下套管表带触指的磨损特性。

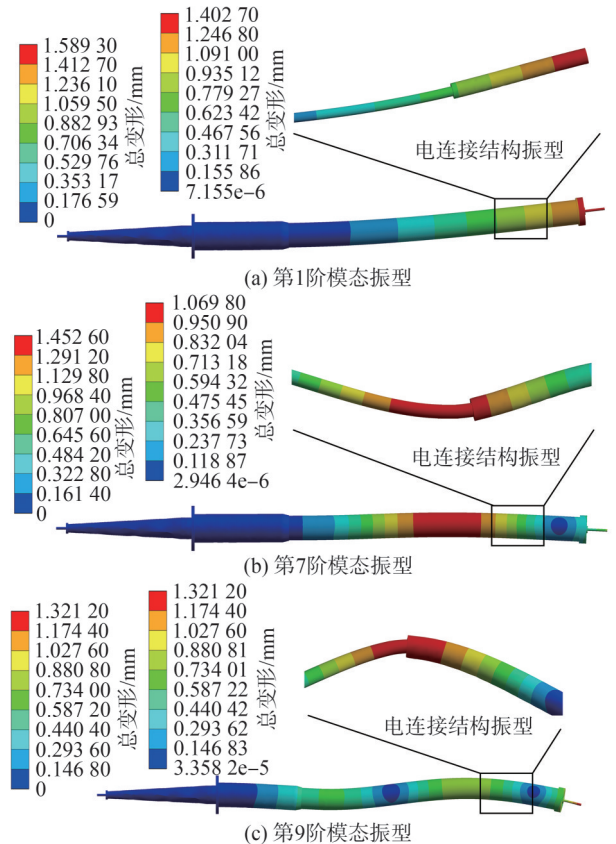


图 4 阀侧套管及其电连接结构 1、7、9 阶模态振型

Fig. 4 Valve-side bushing and its electrical connection structure modal shape of mode 1, 7 and 9

## 2 阀侧套管表带触指振动微分方程

有限元法(FEA)能够将无限自由度的连续系统离散化为有限数量的单元体集合,通过求解各单元节点上的微分方程可以模拟阀侧套管的振动行为。换流变压器实际运行时内部铁心和绕组产生的振动会通过变压器油、本体紧固件等途径传递给阀侧套管。当换流变阀侧套管受到随时间变化的振动与冲击时,会发生结构动能

和应变能之间的变化和转换,对于该动力系统,振动作用下换流变阀侧套管振动微分方程可以表示为<sup>[2]</sup>:

$$M\ddot{x} + C\dot{x} + Kx = F \quad (1)$$

式中,  $M$ 、 $C$ 、 $K$  分别为阀侧套管的等效质量、阻尼和刚度矩阵,  $x$ 、 $\dot{x}$ 、 $\ddot{x}$  分别为阀侧套管上各节点的位移、速度和加速度向量,  $F$  为随时间变化的振动载荷向量。

换流变压器的实际振动情况复杂多变,将阀侧套管受到的振动激励简化为 1 维的轴向振动和径向振动,同时将法兰套筒及电容芯体、铜导电杆、铝导电杆和复合材料绝缘子分别等效为质量块  $m_1$ 、 $m_2$ 、 $m_3$  和  $m_4$ ,并根据连接关系设置等效刚度系数和阻尼系数,忽略  $m_1$  和  $m_2$ 、 $m_3$  和  $m_4$ 、 $m_1$  和  $m_4$  之间的阻尼,  $m_1$  和  $m_2$ 、 $m_3$  和  $m_4$ 、 $m_1$  和  $m_4$  之间的刚度系数分别为  $k_1$ 、 $k_2$  和  $k_3$ ,考虑铜铝导电杆之间的弹簧  $k_4$  和阻尼  $c_4$ <sup>[21-23]</sup>,假设阀侧套管在振动作用下  $m_1$ 、 $m_2$ 、 $m_3$  和  $m_4$  沿振动方向产生的位移分别为  $x_1$ 、 $x_2$ 、 $x_3$  和  $x_4$ ,构建振动作用下换流变阀侧套管动力学模型,如图 5 所示。

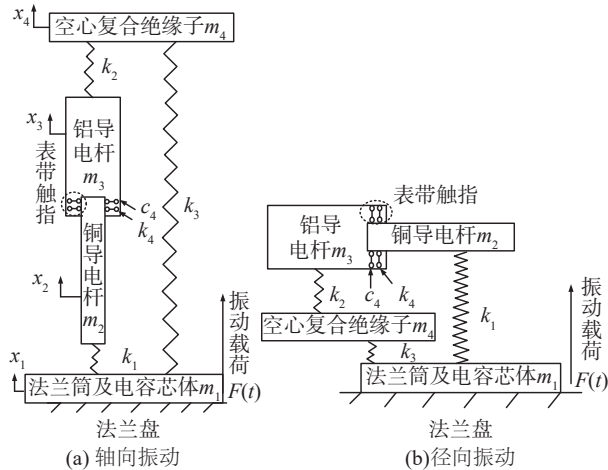


图 5 换流变阀侧套管振动模型

Fig. 5 Valve-side bushing vibration model

不管是轴向振动还是径向振动,阀侧套管在振动作用下的动力学模型的表达形式是一致的<sup>[24]</sup>,那么根据图 5 得到阀侧套管各部件动力学方程为:

$$\begin{cases} m_1\ddot{x}_1 + k_1(x_1 - x_2) + k_3(x_1 - x_4) = F(t), \\ m_2\ddot{x}_2 + c_4(\dot{x}_2 - \dot{x}_3) + k_4(x_2 - x_3) + k_1(x_2 - x_1) = 0, \\ m_3\ddot{x}_3 + c_4(\dot{x}_3 - \dot{x}_2) + k_4(x_3 - x_2) + k_2(x_3 - x_4) = 0, \\ m_4\ddot{x}_4 + k_2(x_4 - x_3) + k_3(x_4 - x_1) = 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中,  $\dot{x}_1$ 、 $\dot{x}_2$ 、 $\dot{x}_3$ 、 $\dot{x}_4$  和  $\ddot{x}_1$ 、 $\ddot{x}_2$ 、 $\ddot{x}_3$ 、 $\ddot{x}_4$  分别为  $m_1$ 、 $m_2$ 、 $m_3$ 、 $m_4$  对应的速度和加速度。

令  $x_{rd} = x_2 - x_3$  表示铜铝导电杆之间的相对位移,则由式(2)可得:

$$m_2\ddot{x}_{rd} + 2c_4\dot{x}_{rd} + 2k_4x_{rd} = F(t) - (m_2 - m_3)\ddot{x}_3 - m_1\ddot{x}_1 - m_4\ddot{x}_4 - 2k_2(x_4 - x_3) \quad (3)$$

从式(3)可以看出,利用有限元法求解的铜铝导电杆接触界面相对位移实际上是一个 2 阶的振荡过程。

在换流变阀侧套管实际振动过程中,套管会同时受到轴向和径向振动的耦合作用,振动作用下铜铝导电杆相对位移也是一个与其他部件振荡耦合的过程,对于这种动态高频的瞬时耦合过程,其间的微动行为难以通过技术手段进行测量。因此,本文通过有限元法得到不同振动载荷下套管表带触指的接触状态和相对位移,在此基础上得到套管表带触指相对位移累积行程和磨损深度与不同振动载荷之间的关系,同时改变套管和表带触指结构,探究表带触指在不同振动载荷和结构下的磨损特性。

### 3 不同振动载荷对表带触指相对位移和磨损的影响

由于换流变压器特有的结构与运行条件,相关科研人员对换流变压器振动信号进行了大量监测与研究,发现换流变压器相较于传统电力变压器具有比较独特的振动特征:换流变压器振动载荷主要集中在 100~400 Hz 范围内,并且以 100 Hz 及其倍频为主;换流变压器振动载荷加速度幅值较大,最大振动加速度幅值可能会达到  $3g$ <sup>[25-27]</sup>,其中,  $g=9.806 \text{ m/s}^2$ ,即重力加速度。参考换流变振动特征设置阀侧套管振动载荷工况,采用有限元法仿真研究阀侧套管表带触指在不同振动载荷方向、频率和幅值下的振动响应。

#### 3.1 不同振动载荷方向的影响

对换流变阀侧套管施加频率为 100 Hz,振动幅值为  $2g$ ,振动方向为单独的轴向( $z$  方向)振动载荷,以铜导电杆底部为空间坐标原点建立铜铝导电杆空间坐标系,铜铝导电杆上每个节点的轴向位移与导电杆空间坐标轴上的位移分布一一对应,振动引起铜铝导电杆在两个临界状态下的轴向形变量,如图 6 所示。由图 6 可以发现,表带触指电连接结构处产生了比较明显的相对位移,两个临界状态下对应的相对位移分别为  $-12.15 \mu\text{m}$  和  $11.89 \mu\text{m}$ 。由于模型中约束了表带触指与铝导电杆之间的相对位移,因此铜铝导电杆之间的相对位移就代表了表带触指与铜导电杆间的相对位移磨损,可以推断轴向振动下表带触指与铜导电杆之间的相对位移维持在  $-12.15 \sim 11.89 \mu\text{m}$  范围内。同样地,对阀侧套管施加相同频率相同幅值的径向( $x$ 、 $y$  方向)振动载荷,得到导电杆在径向振动下两个临界状态时的形变量,如图 7 所示。由图 7 可以发现,导电杆电连接结构处的相对位移并不明显,铜铝导电杆之间的相对位移在  $-1.07 \sim 0.82 \mu\text{m}$  范围内。

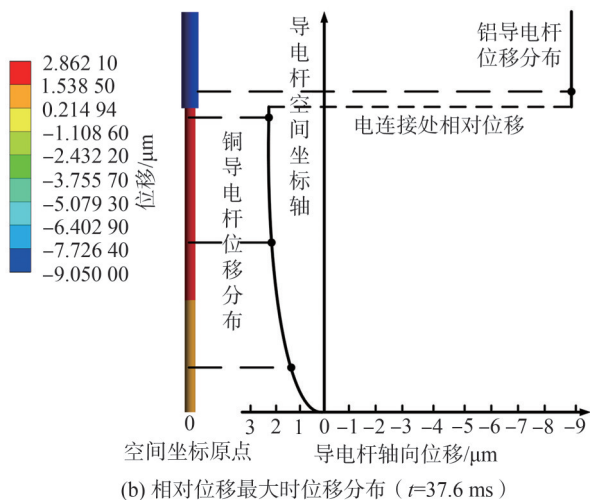
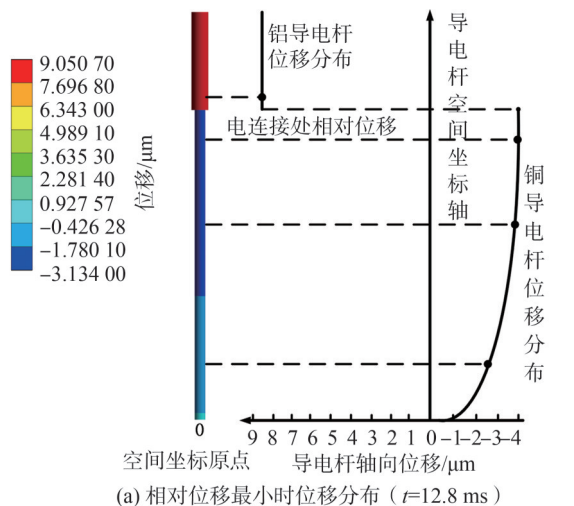


图 6 轴向振动下导电杆临界状态位移分布

Fig. 6 Critical state displacement distribution of conductive rod under axial vibration

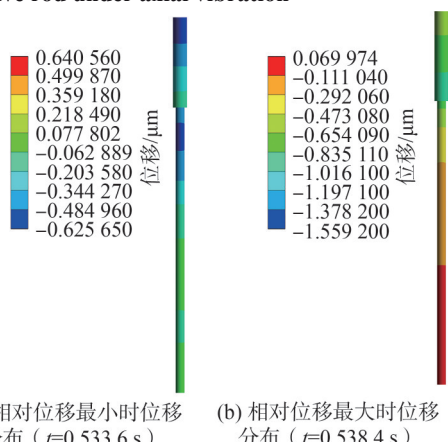


图 7 径向振动下导电杆临界状态位移分布

Fig. 7 Critical state displacement distribution of conductive rod under radial vibration

套管的振动作用会导致表带触指与铜导杆间机械磨损和接触压强变化,将轴向与径向振动作用下触指的相对位移及接触压强在单位时间内的时程曲线分别绘于图 8 和 9 中。

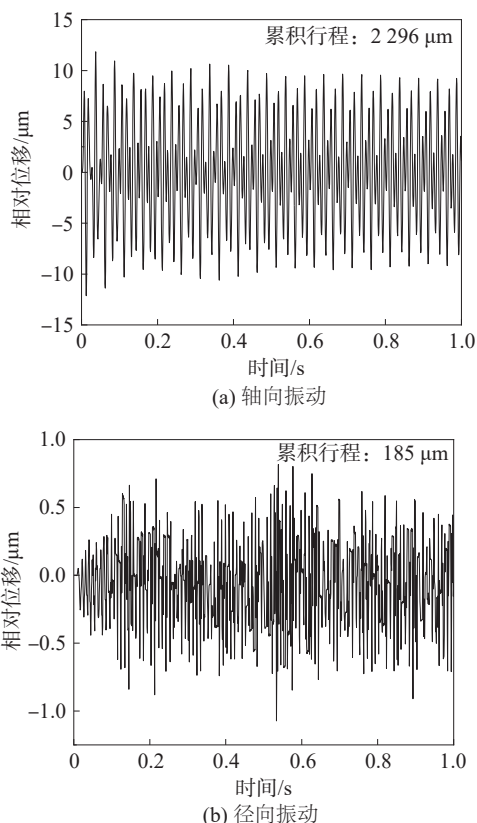


图 8 轴向/径向振动下相对位移时程曲线

Fig. 8 Relative displacement time history curves under axial/radial vibration

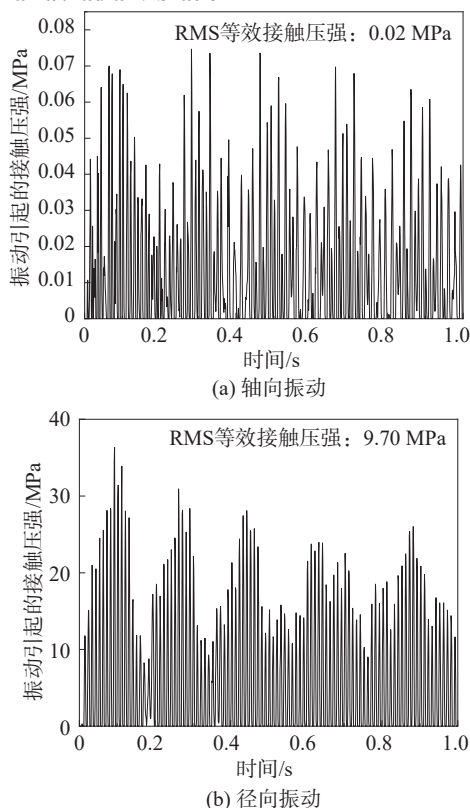


图 9 轴向/径向振动引起的接触压强时程曲线

Fig. 9 Time history curves of contact pressure caused by axial/radial vibration

根据图 8 相对位移曲线得到表带触指单位时间内的相对位移累积行程,并标注于图 8 中。累积行程是指单位时间内表带触指与铜导杆间相对位移的总行程,其大小代表触指的磨损情况。图 9 中,接触压强曲线为仅由振动作用造成的压强变化,忽略表带触指原始的接触压力,同时,计算出表带触指的均方根(简称 RMS)等效接触压强,并标注于图 9,其代表振动引起的表带触指接触压强有效值,通过 RMS 值可以直观判断振动过程中的接触压强水平。结合图 8 和 9 可发现:单独的径向振动主要产生接触压力,只会引起很小的相对位移;单独的轴向振动主要产生相对位移,几乎不会产生接触压力。

### 3.2 不同振动载荷频率的影响

设置振动载荷方向沿轴向振动,振动频率分别为 100、200、300、400 Hz,得到不同振动频率下表带触指与导电杆之间单位时间内相对位移累积行程随振动加速度的变化曲线,如图 10 所示。从图 10 可以发现:在 100 Hz 振动频率下的相对位移累积行程明显大于其他频率振动下的累积行程;在相同振动加速度幅值下,振动频率越高对应的相对位移累积行程越短,这是因为由表 2 已知阀侧套管固有频率较低,因此对低频振动激励更加敏感;在不同振动频率下,表带触指相对位移的累积行程都与轴向振动加速度幅值近似呈线性关系。

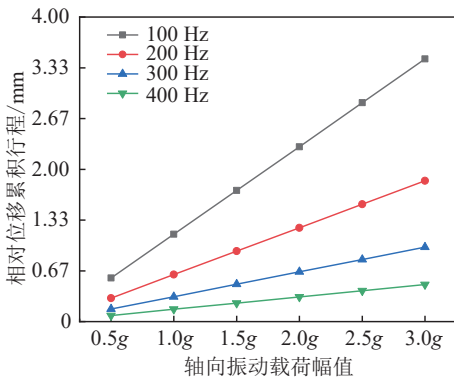


图 10 不同振动频率下相对位移累积行程

Fig. 10 Accumulated relative displacement travel at different vibration frequencies

### 3.3 不同振动载荷幅值的影响

在实际工作中,套管表带触指会同时受到轴向振动和径向振动,设置轴向振动加速度幅值为 2g,径向振动加速度幅值从 0 增大到 3g,得到不同振动频率下单位时间内相对位移累积行程及振动作用引起的 RMS 等效接触压力随径向振动幅值变化曲线,由于不同频率下的累积行程和接触压强曲线规律相似,仅绘制 100 Hz 振动频率下表带触指累积行程和接触压强随径向振动幅值变化曲线,如图 11 所示。从图 11 可以看出:轴向和径向耦合振动下,振动产生的接触压强与径向

加速度幅值近似呈线性增长关系,轴向振动几乎不影响接触压力的大小,也几乎不产生接触压力;而径向振动幅值的增大会使表带触指与导电杆之间相对位移减小,这是因为表带触指与铜导电杆之间接触压强的增大会使两者间阻力增大,从而抑制铜铝导电杆之间的相对位移,进而使得其相对位移累积行程减小。

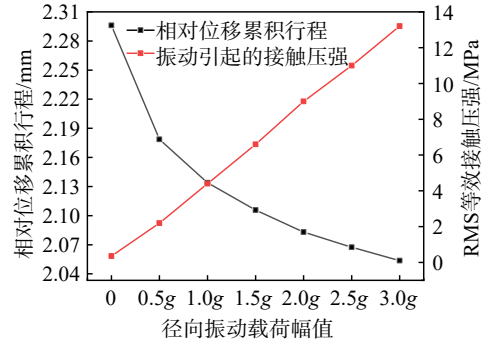


图 11 100 Hz 下相对位移累积行程与接触压强随径向振动幅值变化曲线

Fig. 11 Curves of relative cumulative travel and contact pressure with radial vibration amplitude at 100 Hz

根据套管动力学模型已初步得到了铜铝导杆间的相对位移微分方程(第 2 节),但在阀侧套管的高频耦合振动过程中,其内部的微动行为难以通过技术手段进行测量,相较于套管表带触指的微动位移和应力响应而言,套管的振动加速度更容易分析和测量。振动加速度幅值是影响表带触指相对位移的关键指标参数,为进一步得到表带触指相对位移与振动加速度幅值之间的关系,采用曲面拟合的方法得到不同振动频率(100、200、300、400 Hz)下单位时间内表带触指与铜导电杆相对位移累积行程( $D_{rd}$ )与轴向加速度幅值( $a_z$ :0.5g~3.0g)和径向加速度幅值( $a_y$ :0~3g)之间的曲面结果示意图,如图 12 所示。由图 12 可知:表带触指相对位移累积行程随振动频率的增大而减小。在轴向和径向的耦合振动下,表带触指相对位移累积行程随轴向振动加速度增大而线性增大;随径向振动加速度增大而非线性减小,但相对位移随轴向振动增大的趋势要明显快于随径向振动减小的趋势。目前,表带触指的滑动寿命里程高达 6.6 km<sup>[28]</sup>,假设阀侧套管长期在 100 Hz 振动频率且轴向和径向振动加速度幅值都为 2g 的振动环境下运行,通过建立的表带触指相对位移累积行程与振动载荷幅值之间的曲面模型,得到表带触指在该振动工况下单位时间内相对位移累积行程约为 2.08 mm,那么,可以初步预测表带触指的使用寿命大约为 38 d。这是在比较严酷的振动环境下得到的较为保守的表带触指使用寿命,说明该曲面模型可为预测长期振动载荷下表带触指的使用寿命提供参考。

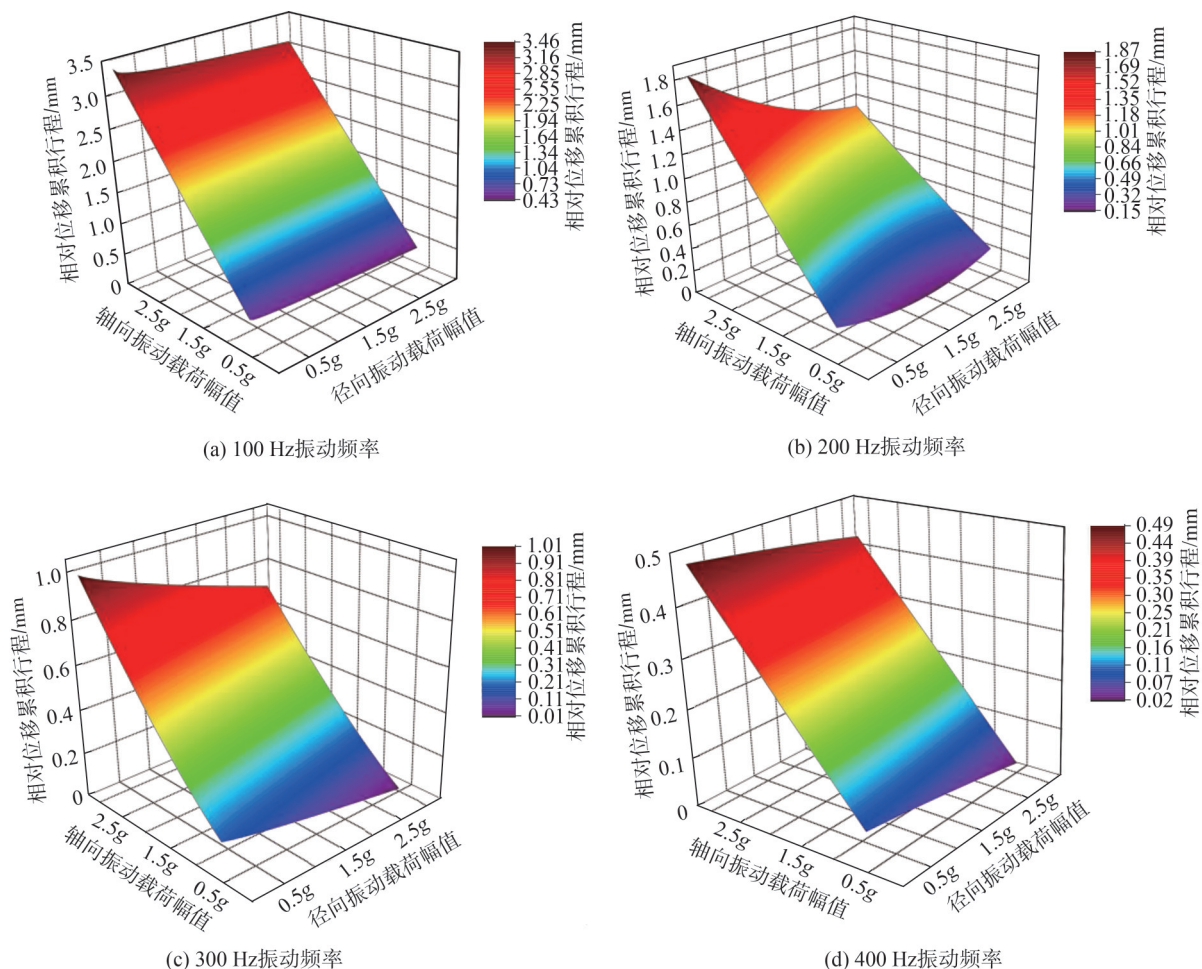


图 12 不同振动频率下触指相对位移累积行程与振动加速度幅值的关系

Fig. 12 Relationship between relative displacement cumulative travel and vibration amplitude under different vibration frequencies

### 3.4 振动载荷对表带触指磨损深度的影响

#### 3.4.1 套管表带触指振动磨损失效理论

换流变压器振动是导致表带触指发生微动磨损的主要因素。为了描述振动作用下套管表带触指的磨损过程,本文采用工程上应用最广泛的 Archard 模型<sup>[29]</sup>进行触指磨损分析。Archard 模型同时考虑了接触面之间的摩擦与接触压力,其磨损表达式为:

$$W = \frac{K_1 N}{3a} \quad (4)$$

式中: $W$ 为摩擦行程中的磨损量; $N$ 为接触面间的接触压力; $a$ 为磨损区域的半径; $K_1$ 为磨损过程中磨损效率的比例常数,其值取决于参与磨损的材料类别和其他相关因素。

对式(4)进行整理和提炼得到针对套管表带触指磨损的 Archard 模型,这也是工程上目前常用的 Archard 磨损模型,如式(5)所示:

$$V = K \frac{LN}{H} \quad (5)$$

式中: $V$ 为表带触指摩擦行程中磨损量的总体积; $N$ 为

振动过程中表带触指与铜导杆间的法向接触压力; $L$ 为滑动磨损累积行程; $H$ 为触指材料的布氏硬度; $K$ 为磨损系数,与式(4)中的 $K_1$ 一样都用来表征磨损效率,其值等于 $K_1/3$ 。

对于工程问题而言,材料磨损的深度更具研究意义<sup>[30]</sup>,因此将式(5)左右两边同时除以接触表面面积 $A$ ,可得:

$$\frac{V}{A} = K \frac{L}{H} \times \frac{N}{A} \quad (6)$$

表带触指磨损深度为:

$$h = K \frac{Lp}{H} \quad (7)$$

式(6)、(7)中: $p$ 为振动作用下表带触指接触面的等效接触压强;磨损系数 $K$ 与接触面的材质、表面粗糙度等多种要素有关,一般通过实验确定,由于表带触指上银镀层与铜导电杆的金属性质较为相近,是相似金属摩擦<sup>[14]</sup>,因此磨损系数 $K$ 取为 $1.7 \times 10^{-3}$ ;由于表带触指上银镀层的硬度小于铜导电杆的硬度,因此取表带触指的硬度参与计算,将触指材料布氏硬度 $H$ 取为

200 MPa, 并认为表带触指的硬度不会随触指不断摩擦而改变。

### 3.4.2 不同振动载荷幅值下表带触指的磨损深度

在得到不同振动载荷下表带触指相对位移累积

行程和接触压强的基础上, 结合 Archard 磨损计算模型, 得到不同振动频率下单位时间内表带触指磨损深度与轴向加速度幅值和径向加速度幅值之间曲面结果示意图, 如图 13 所示。

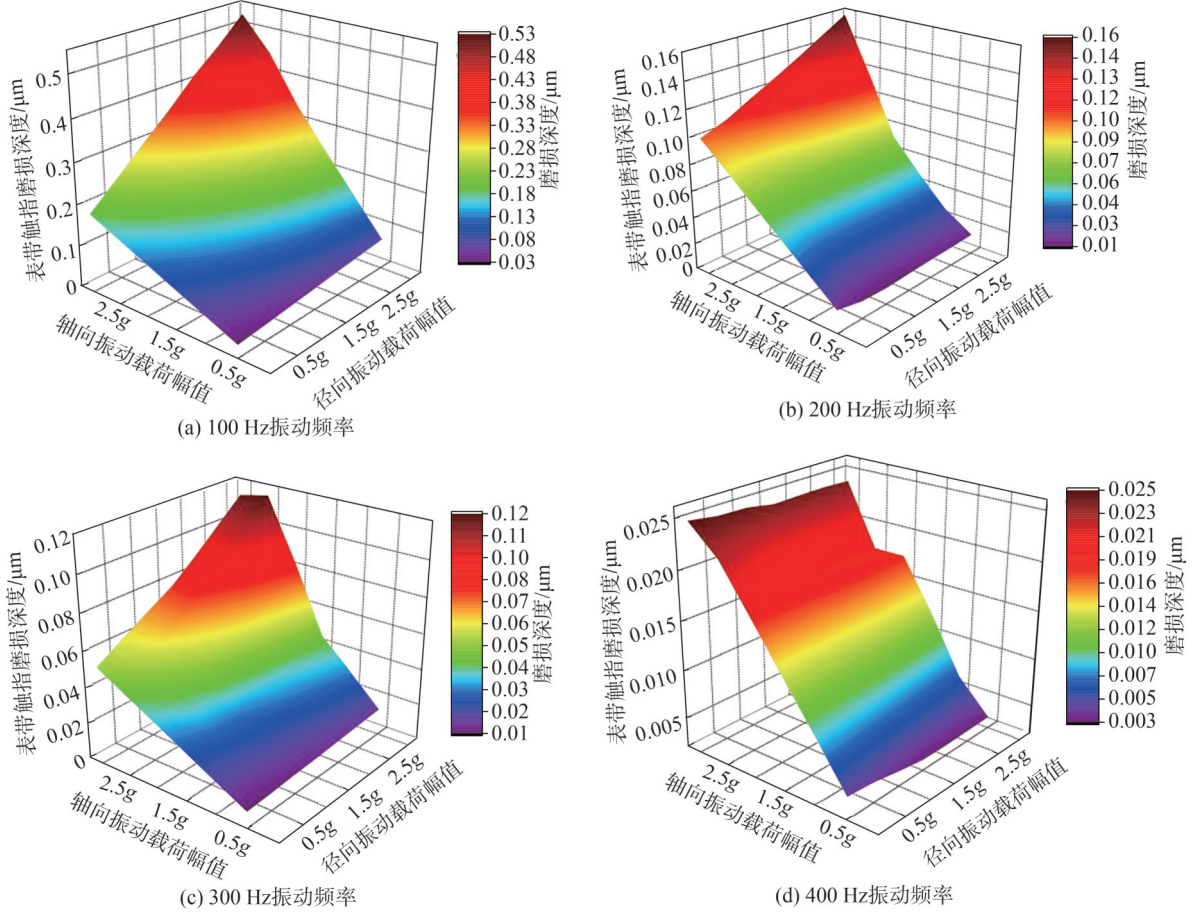


图 13 不同振动频率下表带触指磨损深度与振动加速度幅值的关系

Fig. 13 Relationship between wear depth of strap contacts and vibration acceleration amplitude under different vibration frequencies

由图 13 可知: 表带触指磨损深度同样随振动频率的增大而减小。在 100、200 Hz 振动频率下, 当轴向和径向振动加速度幅值都达到 3g 时, 对应的表带触指磨损深度最大; 在 300 Hz 振动频率下, 当轴向加速度为 2.5g、径向加速度为 3g 时, 对应的表带触指磨损深度最大; 在 400 Hz 振动频率下, 当只有单独的轴向振动且振动加速度为 3g 时, 对应的表带触指磨损深度最大, 表带触指主要依靠轴向振动引起的相对位移和触指原始的接触压力产生磨损损伤。因此, 表带触指磨损深度并不简单随轴向和径向振动加速度幅值的增大而单调增加, 因为触指磨损深度会同时受到其相对位移累积行程和接触压力的影响, 虽然径向振动会产生一定的接触压力, 但产生的接触压力也会在一定程度上限制触指的相对位移。通过监测套管的振动加速度, 结合该曲面模型可以初步预测表带触指的磨损情况。

## 4 不同套管结构对表带触指相对位移磨损的影响

### 4.1 套管表带触指尺寸的影响

表带触指为串联成环结构, 在实际载流时触指页片形成的是并联通道。由于表带触指的特殊结构, 其单片触指与导电杆的接触面积很小<sup>[5-6]</sup>, 为探究不同接触面积下表带触指的振动响应, 设置振动频率为 100 Hz, 轴向振动加速度幅值为 2g, 径向振动加速度幅值从 0 增大到 3g, 将图 2 阀侧套管有限元模型中的触指页片面积从 0.5 mm<sup>2</sup> 增大到 2.0 mm<sup>2</sup>, 采用有限元法仿真得到不同触指尺寸下表带触指相对位移累积行程随径向加速度幅值的变化曲线, 如图 14 所示。由图 14 可以看出, 不同触指面积对应的相对位移累积行程无明显区别, 因为同一振动加速度幅值下, 不同面积的表带触指与铜导杆之间的接触压力几乎不变, 触

指与导电杆之间的阻尼摩擦力也就相同。但由于较大面积的表带触指能够降低接触电阻,因此,建议适当增大触指尺寸来缓解电连接结构损耗和局部过热。

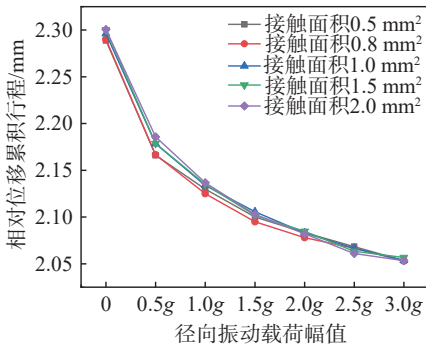


图 14 不同触指接触面积下的相对位移累积行程

Fig. 14 Accumulated relative displacement travel under different contact areas of strap contacts

### 4.2 套管法兰加强筋及其尺寸的影响

在法兰套筒上焊接条形加强筋是工程上常用的手法,套管法兰作为连接阀侧套管与换流变压器的关键部件,其上的条形加强筋可以提高整个阀侧套管结构的刚度<sup>[2]</sup>,因此,法兰加强筋能一定程度上缓解套管表带触指的振动响应。阀侧套管法兰及其加强筋的结构,如图 15(a)所示,同时,定义条形加强筋宽度和高度两个关键尺寸参数,如图 15(b)所示,以此来探究不同尺寸的法兰加强筋对表带触指振动响应的影响。

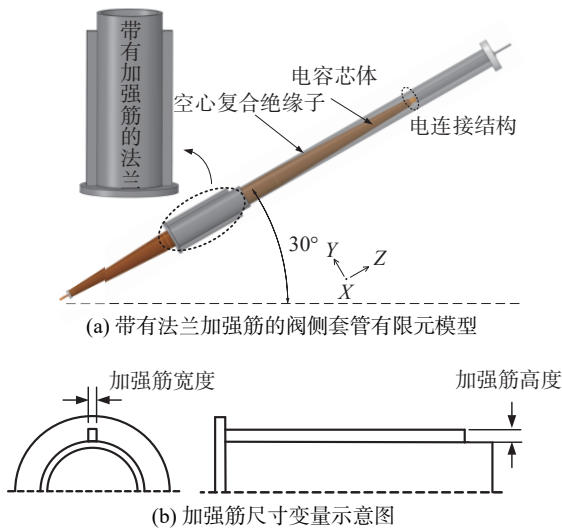


图 15 阀侧套管法兰及其加强筋模型

Fig. 15 Valve-side bushing flange and its stiffener model

设置振动载荷是加速度幅值为 2g 的轴向振动,加强筋尺寸分别设置为保持加强筋高度(宽度)120 mm,并将加强筋宽度(高度)从 20 mm 增加到 200 mm,采用有限元法仿真得到表带触指相对位移累积行程随法兰条形加强筋宽度(高度)的变化曲线,如图 16 所示。由图 16 可以发现:与套管法兰上没有加强筋时的情况相比,法兰加强筋可以明显减小振动作用下表带

触指与导电杆之间的相对位移,并且随加强筋宽度/高度的增加相对位移累积行程越小。同时,表带触指在相同数值宽度和高度的法兰加强筋下对应的相对位移累积行程无明显区别,说明加强筋的宽度和高度对触指相对位移的影响相差不大。

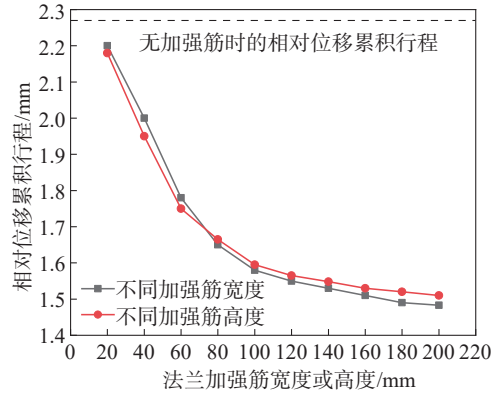


图 16 触指相对位移累积行程随套管法兰加强筋宽度(高度)变化曲线

Fig. 16 Curves of relative displacement cumulative travel with stiffener width (height)

## 5 结 论

本文从工程实际故障出发,建立了阀侧套管表带触指振动微分方程,并采用有限元法仿真分析得到套管表带触指在不同振动载荷和套管结构下触指与导电杆间的相对位移和磨损深度,在此基础上建立了表带触指相对位移累积行程和磨损深度与振动载荷幅值之间的曲面模型,能够为预测长期振动载荷下表带触指的使用寿命和磨损情况提供参考。主要结论如下:

1) 阀侧套管表带触指受到单独的轴向振动时会产生明显的相对位移,但几乎不会产生接触压力;受到单独的径向振动时主要产生接触压力,几乎不会引起相对位移;受到三向振动时,径向振动会使表带触指与铜导杆之间接触压强增大,导致接触面间的阻尼力增大,从而抑制轴向振动引起的触指相对位移。

2) 表带触指磨损深度并不简单地随轴向和径向振动加速度幅值的增大而单调增加,因为触指磨损深度会同时受到其相对位移累积行程和接触压力的影响,虽然径向振动会产生一定的接触压力,但产生的接触压力也会一定程度地限制触指的相对位移。

3) 由于阀侧套管固有频率较低,对低频振动更加敏感,因此振动频率越高对应的表带触指相对位移累积行程就越短。

4) 不同触指面积对应的相对位移累积行程无明显区别,但建议采用较大尺寸的表带触指来降低接触电阻;设置和增大套管法兰加强筋宽度和高度能提高

整个套管结构的刚度,从而减小表带触指的相对位移。

由于换流变压器阀侧套管振动试验条件要求苛刻,并且套管内部表带触指的微动行为难以通过技术手段进行测量,受到经费和试验平台等条件的限制,目前的研究工作仅从套管结构响应的角度,采用有限元法仿真研究振动作用下套管表带触指的相对位移磨损特性和规律。下一步将以表带触指的磨损和接触电阻为切入点,开展试验和仿真研究,进一步探究换流变压器振动作用对其阀侧套管表带触指的影响。

#### 参考文献:

- [1] Wang Dianlang, Cao Hong, Li Guogen, et al. Analysis and treatment of the potential overheat problem of the inner plug connector for converter transformer RIP bushings[J]. *Insulators and Surge Arresters*, 2021(2): 100–106. [王典浪, 曹鸿, 李国良, 等. 换流变阀侧干式套管内部插接结构过热隐患分析及整治[J]. *电瓷避雷器*, 2021(2): 100–106.]
- [2] Zhao Lihua, Cai Weizhe, Huang Xiaolong, et al. Vibration mode and flange root stress of side bushing of converter transformer valve[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(13): 201–209. [赵莉华, 蔡维哲, 黄小龙, 等. 换流变阀侧套管振动模态及其法兰根部应力研究[J]. *振动与冲击*, 2021, 40(13): 201–209.]
- [3] Tian Huidong, Jin Shoufeng, Gong Ao, et al. Analysis on the deterioration behavior of electrical contact structure used in converter transformer RIP bushings[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2021, 41(3): 1146–1156. [田汇冬, 靳守锋, 龚傲, 等. 换流变阀侧干式套管表带触指失效过程分析[J]. *中国电机工程学报*, 2021, 41(3): 1146–1156.]
- [4] Duan Hao, Tang Hao, Liu Kai, et al. Causes of abnormal resistance of electrical contact elements in valve side ascending flange of UHV converter transformer[J]. *Power System Technology*, 2023, 47(11): 4810–4819. [段昊, 汤浩, 刘凯, 等. 特高压换流变压器阀侧升高座区域弹性电接触部件电阻异常原因分析[J]. *电网技术*, 2023, 47(11): 4810–4819.]
- [5] Gatzsche M, Lücke N, Großmann S, et al. Evaluation of electric-thermal performance of high-power contact systems with the voltage-temperature relation[J]. *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, 2017, 7(3): 317–328.
- [6] Gatzsche M, Lücke N, Großmann S, et al. Electric-thermal performance of contact elements in high power plug-in connections[C]//*Proceedings of the 2014 IEEE 60th Holm Conference on Electrical Contacts*. New Orleans: IEEE, 2014: 317–328.
- [7] Larsson E, Andersson A M, Kassman Rudolphi Å. Grease lubricated fretting of silver coated copper electrical contacts[J]. *Wear*, 2017, 376/377: 634–642.
- [8] Pompanon F, Laporte J, Fouvry S, et al. Normal force and displacement amplitude influences on silver-plated electrical contacts subjected to fretting wear: A basic friction energy-contact compliance formulation[J]. *Wear*, 2019, 426/427: 652–661.
- [9] Israel T, Schlegel S, Großmann S, et al. Modelling of transient heating and softening behaviour of contact points during current pulses and short circuits[C]//*Proceedings of the 2019 IEEE Holm Conference on Electrical Contacts*. Milwaukee: IEEE, 2019: 9–18.
- [10] Zhou Anchun, Gao Liying, Ji Xiaotong, et al. Analysis and field-repair of current overheating faults on dry type SF<sub>6</sub> gas-insulated valve side bushing in converter transformer[J]. *Power System Technology*, 2018, 42(5): 1401–1409. [周安春, 高理迎, 冀肖彤, 等. 干式 SF<sub>6</sub> 气体绝缘换流变压器阀侧套管电流致热型放电故障分析及现场修复[J]. *电网技术*, 2018, 42(5): 1401–1409.]
- [11] Jin Shoufeng, Ren Ting, Tian Huidong, et al. Overheating corrosion characteristics of electrical connection structure of UHV gas insulated transmission apparatus[J]. *Power System Technology*, 2023, 47(7): 2985–2993. [靳守锋, 任汀, 田汇冬, 等. 特高压气体绝缘输电设备载流连接结构过热腐蚀特性[J]. *电网技术*, 2023, 47(7): 2985–2993.]
- [12] Zhang Jinyin, Tian Huidong, Wu Zehua, et al. Research on plug connector overheat fault of converter transformer RIP bushings based on 3D coupled electromagnetic-thermal-fluid method[J]. *Insulators and Surge Arresters*, 2019 (5): 200–206. [张晋寅, 田汇冬, 吴泽华, 等. 基于三维电磁-热-流耦合方法的换流变阀侧干式套管插接结构过热性故障研究[J]. *电瓷避雷器*, 2019(5): 200–206.]
- [13] Xie Qiang, Chen Yunlong, Mao Baojun, et al. Seismic response analysis on multilam electrical-connection structure used in valve-side bushings of the ±800 kV converter transformer[J]. *High Voltage Engineering*, 2023, 49(12): 4948–4959. [谢强, 陈云龙, 毛宝俊, 等. ±800 kV 换流变压器阀侧套管表带触指型电连接结构地震响应分析[J]. *高电压技术*, 2023, 49(12): 4948–4959.]
- [14] Zhuang Yihao, Mao Baojun, Xie Qiang. Research on evaluation method of seismic cumulative effect of electrical connection structure of valve-side bushing in converter transformer[J]. *Sichuan Electric Power Technology*, 2022, 45(6): 7–15. [庄一豪, 毛宝俊, 谢强. 特高压换流变压器套管电连接结构地震累积效应评估方法研究[J]. *四川电力技术*, 2022, 45(6): 7–15.]
- [15] He Chang, Xie Qiang, Ma Guoliang, et al. Seismic behavior

- of  $\pm 800$  kV UHV converter transformer and bushing system[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(6): 1878–1883. [何畅, 谢强, 马国梁, 等.  $\pm 800$  kV 换流变压器-套管体系的抗震性能[J]. 高电压技术, 2018, 44(6): 1878–1883.]
- [16] 国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. 电气用热固性树脂工业硬质层压板 第4部分: 环氧树脂硬质层压板: GB/T 1303.4—2009[S]. 北京: 中国标准出版社, 2009.
- [17] Deng Jihan, Deng Jun, Zhang Jinyin, et al. Analysis and treatment of electrical contact deterioration of RIP inflatable bushing[J]. Transformer, 2021, 58(12): 68–71. [邓集瀚, 邓军, 张晋寅, 等. RIP 充气套管电接触劣化分析及处理[J]. 变压器, 2021, 58(12): 68–71.]
- [18] Chen Junhuan, Xia Yanqiu, Cao Zhengfeng. Conductivity and tribological properties of electroplated silver coating based on copper substrate[J]. Materials Protection, 2016, 49(10): 1–4. [陈俊寰, 夏延秋, 曹正锋. 铜基银镀层的导电性及摩擦磨损性能[J]. 材料保护, 2016, 49(10): 1–4.]
- [19] IEEE Recommended practice for seismic design of substations: IEEE Std 693—2005[S]. New York: IEEE, 2005.
- [20] Chen Yunlong, Xie Qiang, Li Xiaoxuan. Seismic response of electrical connection structure of grid-side bushing in converter transformer[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(6): 2283–2291. [陈云龙, 谢强, 李晓璇. 换流变网侧套管电连接结构的震动响应分析[J]. 高电压技术, 2022, 48(6): 2283–2291.]
- [21] Luo Yanyan, Liang Hong, Liu Xuyang, et al. Effects of structure parameters of electrical connector contact on the vibration of connector[J]. Journal of Electronic Measurement and Instrumentation, 2018, 32(11): 202–208. [骆燕燕, 梁弘, 刘旭阳, 等. 接触件结构参数对电连接器振动特性的影响[J]. 电子测量与仪器学报, 2018, 32(11): 202–208.]
- [22] Luo Yanyan, Wu Xiongwei, Tian Yachao, et al. Simulation study on the effect of impact stress on electrical connector performances[J]. Journal of Vibration and Shock, 2019, 38(18): 270–276. [骆燕燕, 武雄伟, 田亚超, 等. 冲击应力对电连接器性能影响的仿真研究[J]. 振动与冲击, 2019, 38(18): 270–276.]
- [23] Shen Qinmu. Research on Intermittent Fault Mechanism and Diagnosis Technology of Electrical Connector in Vibration Environment[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2017. [沈亲沐. 振动环境中电连接器间歇故障机理与诊断技术研究[D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2017.]
- [24] Clough R W, Penzien J. Dynamics of structures[M]. 3rd ed. Berkeley: Computers and Structures Inc., 1995: 160–205.
- [25] Li Pengcheng. Vibration characteristics and influential factors of converter transformer based on vibration signal analysis[J]. High Voltage Apparatus, 2018, 54(4): 142–151. [李鹏程. 基于振动信号分析法的换流变压器振动特性及其影响因素研究[J]. 高压电器, 2018, 54(4): 142–151.]
- [26] Liu Chuang, Jin Meihua, Tian Haoyang, et al. Converter transformer vibration analysis for  $\pm 800$  kV Fengxian HVDC substation[C]//Proceedings of the 2016 IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE). Chengdu: IEEE, 2016: 1–3.
- [27] Pan Zhicheng, Deng Jun, Xie Zhicheng, et al. Comparison and analysis of characteristics of vibration signal of converter transformer and AC transformer[J]. Transformer, 2020, 57(3): 35–40. [潘志城, 邓军, 谢志成, 等. 换流变压器和交流变压器振动信号特征的比较分析[J]. 变压器, 2020, 57(3): 35–40.]
- [28] 郑成利. ML-CUX 表带触指在 GIL 领域的应用[J]. 电气时代, 2022(7): 89–90.
- [29] Liu Qi, Yu Dazhao, Xu Zhenxiao, et al. Finite element simulation analysis of fretting wear of aviation electrical connector contacts[J]. Journal of Naval Aeronautical and Astronautical University, 2021, 36(2): 165–172. [刘琦, 郁大照, 许振晓, 等. 电连接器接触件微动磨损有限元仿真分析[J]. 海军航空工程学院学报, 2021, 36(2): 165–172.]
- [30] Hu Feifei, Huang Zhihui, Li Guodong, et al. Analysis of axle wear in high-speed variable gauge bogies based on the finite element method[J]. Journal of Transportation Engineering and Information, 2020, 18(3): 50–56. [胡飞飞, 黄志辉, 李国栋, 等. 基于有限元方法的高速变轨距转向架车轴磨损分析[J]. 交通运输工程与信息学报, 2020, 18(3): 50–56.]

## Research on Vibration Response of Valve-side Bushing Strap Contacts of Converter Transformer

WANG Zhong<sup>1</sup>, YAN Ruiqi<sup>1</sup>, ZHANG Jinyin<sup>2</sup>, WEI Xiaoxing<sup>2</sup>, JIA Shenli<sup>1</sup>, REN Junwen<sup>1\*</sup>

(1. College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

2. Electric Power Research Institute, EHV Power Transmission Company, China Southern Power Grid, Guangzhou 510663, China)

### Abstract:

**Objective** The converter transformer is the core power equipment of the converter and inverter in the UHV DC transmission system, and the valve-side bushing of the converter transformer, as the key accessory equipment for outgoing and current-carrying functions, plays an important role in ensuring the long-term safety and stability of the power system. During the actual operation of the converter transformer, the valve-side bushing is subjected to the combined effects of electricity, heat, mechanical force, and chemical reactions, as well as long-term vibration and

other complex mechanical loads. The vibration load of the converter transformer is transmitted to the valve-side bushing through its internal structure, stimulating its vibration. Due to the lack of axial constraints between the strap contacts and the copper conductive rod contact surface, relative cyclic displacement is likely to occur between them, which can cause wear failure of the valve-side bushing strap contacts under long-term operation. Many incidents of wear deterioration in bushing strap contacts have occurred in actual engineering practice; however, there is currently a lack of research on the failure mechanism of valve-side bushing strap contacts under converter transformer vibration.

**Methods** The finite element method was applied to investigate the failure behavior and mechanism of valve-side bushing strap contact under vibration. First, a model of the valve-side bushing of the converter transformer was established, and its modal analysis was conducted. Based on the finite element model, the vibration differential equation of the valve-side bushing strap contact was formulated. Then, the direction, frequency, and amplitude of the vibration load were varied, and a surface model was developed to describe the relationship between the cumulative relative displacement of the strap contact, the wear depth, and the vibration amplitude. The relative displacement of the strap contact was obtained for different contact areas of the strap contact and various sizes of the flange stiffener by altering the size of the strap contact and adding a stiffener to the bushing flange.

**Results and Discussions** A simulation study was performed to analyze the relative displacement and wear characteristics of the strap contact by changing the vibration characteristics and bushing structure. The results showed that when the strap contact of the valve-side bushing was subjected to axial vibration, it produced a significant relative displacement, and its cumulative relative displacement stroke increased linearly with the amplitude of axial vibration acceleration. Under radial vibration, a considerable contact pressure was generated, and the contact pressure increased linearly with the amplitude of radial acceleration. When subjected to both axial and radial vibrations, the radial vibration increased the contact pressure between the strap contact and the copper guide rod, enhancing the contact surface resistance and reducing the relative displacement between them. The valve-side bushing exhibited a low inherent frequency, making it more sensitive to low-frequency vibration. At a vibration frequency of 100 Hz, the cumulative relative displacement stroke of the bushing strap contact was significantly larger than that under other single-frequency vibrations, while higher vibration frequencies corresponded to shorter cumulative displacement strokes. The contact pressure generated by radial vibration constrained the relative displacement of the strap contact caused by axial vibration, resulting in the wear depth of the strap contact not increasing monotonically with the rise in vibration acceleration amplitude. Changing the size of the strap contact has minimal influence on the relative displacement; however, it is recommended to use larger strap contacts to reduce contact resistance. The installation of a flange stiffener enhances the rigidity of the entire bushing structure, reducing the relative displacement of the strap contacts.

**Conclusions** This study addresses the issue of wear and failure of the valve-side bushing strap contact under the vibration conditions of converter transformers. Based on actual engineering faults, a differential equation describing the vibration behavior of the valve-side bushing strap contact was formulated, and the finite element method was applied to analyze the relative displacement and wear depth between the strap contact and the conductive rod under various vibration loads and bushing structures. On this basis, a surface model was developed to represent the cumulative displacement stroke and wear depth of the bushing strap contact in relation to the vibration load amplitude, providing a reference for predicting the service life and wear characteristics of the bushing strap contact under long-term vibration conditions. The obtained research results and proposed improvement measures can enhance the reliability of the strap contact-type electrical connection structure of the valve-side bushing during vibration and are important for extending the service life of the valve-side bushing and ensuring the reliable operation of the converter transformer.

**Key words:** converter transformer; valve-side bushing; long-term vibration; strap contacts; relative displacement wear

(编辑 赵 婧)

引用格式: Wang Zhong, Yan Ruiqi, Zhang Jinyin, et al. Research on vibration response of valve-side bushing strap contacts of converter transformer[J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2025, 57(6): 311–322. [王仲, 颜锐奇, 张晋寅, 等. 换流变压器阀侧套管表带触指型电连接结构振动响应研究[J]. *工程科学与技术*, 2025, 57(6): 311–322.]