第 52 卷 第 4 期：1664-1675 高电压技术 Vol.52, No.4: 1664-1675
2026 年 4 月 30 日 High Voltage Engineering April 30, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20250609

高烈度地震条件下干式阀侧套管热-力耦合开裂风险研究

商高屹[1]，史万豪[1]，杨定乾[2]，李贺斌[1]，梅子杰[1]，刘轩东[1]
（1. 电工材料电气绝缘全国重点实验室(西安交通大学)，西安 710049;
2. 国网新疆电力有限公司电力科学研究院，乌鲁木齐 830011）

摘　要：换流变压器作为直流输电系统的关键设备，其安全稳定运行至关重要。换流变干式阀侧套管由于其长悬臂结构，在高地震烈度地区开裂风险高。现有研究多未考虑套管因环氧参数的非线性温变参数及组件间热膨胀系数失配等因素，热-力耦合作用下套管地震动态响应仍不明确。针对以上问题，该文建立了±500 kV 换流变压器干式阀侧套管热-力耦合有限元仿真模型，对比了是否考虑热场对地震响应的影响规律，并研究了不同安装倾角与地震加速度峰值下的响应特性。结果表明，热场对套管的特征频率、加速度响应和位移响应影响较小，对应力响应影响显著。在考虑热场的情况下，套管根部应力安全系数严重不足，芯体根部应力超过环氧材料的抗拉强度。增加安装倾角虽可略微降低套管根部应力，但仍不满足安全系数要求。负载电流的增加会导致套管温度与应力峰值升高，且当负载电流达 1 000 A 时，应力峰值升高明显。对于高地震烈度的应用场景，热场的影响不容忽视。
关键词：干式阀侧套管；高烈度地震；地震响应；开裂风险；非线性温变参数；有限元仿真

Thermo-mechanical Coupling-induced Fracture Risk of Dry-type Valve-side Bushings Under High-intensity Seismic Conditions

SHANG Gaoyi[1], SHI Wanhao[1], YANG Dingqian[2], LI Hebin[1], MEI Zijie[1], LIU Xuandong[1]
(1. State Key Laboratory of Electrical Insulation and Power Equipment (Xi'an Jiaotong University), Xi'an 710049, China;
2. State Grid Xinjiang Electric Power Research Institute, Urumqi 830011, China)

Abstract：The safe and stable operation of converter transformer, as a key device of DC transmission system, is crucial. Due to the long cantilever structure, the dry-type valve-side bushing of the converter transformer has a high risk of cracking in high seismic intensity regions. Existing research has usually overlooked the factors including the nonlinear temperature-dependent characteristics of epoxy materials and thermal expansion coefficient mismatches among components, and seismic dynamic response of bushing under thermal-mechanical coupling remains unclear. Addressing these issues, we established a thermal-mechanical coupled finite element model for ±500 kV converter transformer dry-type valve-side bushings. The influence of whether the thermal field was considered or not on the seismic response was compared, and the response characteristics were investigated for different installation inclination and peak seismic acceleration. The results show that thermal field slightly affects the characteristic frequencies, acceleration responses, and displacement responses, but significantly affects the stress responses. Under the consideration of the thermal field, the safety factor of the bushing is seriously insufficient, and the stress of the core root exceeds the tensile strength of the epoxy material. Although increasing the installation inclination can slightly reduce the stress, it still does not satisfy the safety factor regulation. The increase in load current leads to an increase in bushing temperature and stress peaks;meanwhile, when the load current reaches 1 000 A, the stress peak increases significantly. For high-intensity seismic application, the impact of thermal field can not be neglected.
Key words：dry-type valve-side bushing; high-intensity seismic; seismic response; cracking risk; nonlinear temperature-dependent characteristics; finite element simulation

基金资助项目：国家电网有限公司科技项目(DQ30DK24001P)。
Project supported by Science and Technology Project of SGCC (DQ30DK24001P).

0 引言

我国作为地震多发国家，地震活动具有频度高、强度大、震源浅、分布广的特点[1]。西部地区作为“西电东送”能源战略的枢纽，集中了多条直流输电线路。然而，该区域地处青藏高原地震带，近年来经历多起强震事件，对电力设备安全稳定运行提出严苛考验。换流变压器作为最庞大、最复杂、最昂贵的设备之一，其阀侧套管在地震中遭受破坏风险高，一旦发生故障，将造成严重的损失[2-4]。

套管类设备具有长、柔、重特点，低阶频率处于地震卓越频率范围内，受地震影响强，在地震作用下可能会发生移位、材料劣化、乃至断裂等缺陷，套管根部易受到损伤，其最大应力值可能达到材料允许抗拉极限[5-6]。为此，国内外学者分别基于实验测试与仿真分析研究套管抗震性能。

实验方面，Koliou 等通过对不同安装条件下变压器套管地震响应进行实验，分析得到套管动力特性及关键部位响应规律[7]。Bender 等通过对 4 种电力变压器-套管进行地震易损性研究，油箱和套管系统的耦合效应使得结构的动力特性不可预测[8]。谢强等以变压器-套管体系为考核对象，研究了油浸式套管关键位置的地震响应，发现套管法兰加速度放大系数超过标准规定，探讨了变压器升高座和套管的地震响应机理[9]；朱祝兵设计了±800 kV 特高压换流变压器的 1:3 缩比模型，研究了换流变本体对套管的动力放大作用，并基于概率地震易损性分析理论绘制了套管的地震易损性曲线[10]。孟宪政对电抗器-套管体系缩比模型在不同地震波作用下开展振动实验，研究了套管地震响应的变化规律，结果表明应用隔震器可大幅降低结构的地震易损性[11]。虽然振动实验的结果最贴近真实情况，但是存在测点少，难以反映套管内部物理场分布，试品造价与场地费用高昂等问题。因此，大量研究人员通过仿真计算研究套管的地震响应特性。

仿真方面，随着计算机性能的提升与有限元算法的发展，对结构精细、参数非线性强、物理场耦合复杂模型的模拟已成为可能。谢强等利用有限元仿真研究了±800 kV 阀侧套管表带触指结构的地震响应，结果表明，表带触指型电连接结构有不容忽视的地震失效风险[12]。毛宝俊等通过对 500 kV 变压器进行精细化有限元建模，发现高压套管具有较高的地震易损性，为变压器设备的薄弱位置[13]。陈传新等考虑±800 kV 换流变压器本体中油和箱壁的相互作用，通过建立有限元分析模型发现套管体系的底部和中间部位是套管体系的薄弱部位，应根据换流变-套管体系在地震作用下的位移响应设置导线[14]。

但是，目前针对高压干式直流套管的机械振动研究中，仿真计算多未考虑材料参数的温变特性与热膨胀效应，套管温度梯度对地震响应的影响规律不明。部分研究将套管简化为整体，且对套管芯体的地震响应少有关注。

高压干式阀侧套管主绝缘采用环氧树脂浇注的电容芯体，由于环氧材料的导热率较低[15]，芯体散热能力较差，导致套管在实际运行过程中温度分布并不均匀，具有特定的温度梯度分布特性[16-17]。此外，谐波[18]、空间电荷[19]、SF_6 流动[20]等因素对套管温度场分布有明显的影响。由于环氧材料的弹性模量通常随着温度升高而降低，且套管各部分材料的热膨胀系数存在显著差异，易产生额外的机械应力[21]。因此，考虑套管温度、材料温变特性及热膨胀来计算套管的机械响应，对准确评估套管在机械振动工况下的机械可靠性起到关键作用。

本文针对干式阀侧套管温度分布和地震响应特性，基于 COMSOL Multiphysics 6.3，建立±500 kV 换流变压器阀侧套管的热-机耦合有限元仿真模型。对比考虑与未考虑热场条件下地震影响特性异同，并研究地震波类型、安装倾角、加速度峰值、负载电流对套管加速度、位移、应力响应的影响规律。

1 特高压阀侧直流套管仿真计算模型

1.1 电场方程

交流电场中与直流电场下耦合控制方程为：

$$\begin{cases}\nabla\cdot\left(\varepsilon_0\varepsilon_{\mathrm{r}}\nabla\varphi_{\mathrm{ac}}\right)=0\\ \nabla\cdot\left(\gamma\nabla\varphi_{\mathrm{dc}}\right)=0\end{cases}\tag{1}$$

式中：φ_{ac}、φ_{dc} 分别为交流与直流电位；ε_0 为真空介电常数；ε_{r} 为相对介电常数；γ 为电导率，S·m。各材料参数的具体取值见附表 A1。

导电杆、均压罩及 0 屏施加交-直流叠加电压，法兰、升高座、末屏、汇流环及空气域边界设置为接地，除 0 屏与末屏外其余电容屏设置为悬浮电位。

1.2 热场与流场方程

高压干式套管中的温差相对较小，热辐射可忽略不计。其传导与对流控制方程为：

$$\rho c_{\mathrm{p}}\boldsymbol{v}\cdot\nabla T-\lambda\nabla^2T=\phi\tag{2}$$

式中：ρ 为密度；c_{p} 为恒压热容；$\boldsymbol{v}$ 为流体流速；T 为温度；λ 为导热系数；ϕ 为热功率密度。

流体流速场控制方程为：

$$\nabla \cdot \rho \boldsymbol{v} = 0 \tag{3}$$

$$\boldsymbol{v} \cdot \nabla \left(\rho v_i \right) = F_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \xi \nabla^2 v_i \tag{4}$$

式中：$\boldsymbol{v}_i$ 为速度在方向 i 分量；F_i 为方向 i 外力；p 为流体压力；x_i 为方向 i 位移；ξ 为动力粘度。

交流电场下，介质损耗功率密度 p_{ac} 为：

$$p_{\mathrm{ac}} = \sum_{h=1}^{H} 2\pi f_h \varepsilon_0 \varepsilon_{\mathrm{r}} E_h^2 \tan \delta_h \tag{5}$$

式中：h 为谐波次数；f_h 为 h 次谐波频率；E_h 为 h 次谐波场强有效值；$\tan\delta_h$ 为 h 次谐波下的损耗因数。考虑集肤效应，导杆的直流阻抗 R_{dc} 与交流阻抗 R_{ac}[22]为：

$$\begin{cases} R_{\mathrm{dc}} = \dfrac{l}{\pi\left(R_1^2 - R_2^2\right)\gamma_{\mathrm{p}}} \\ R_{\mathrm{ac}} = \mathrm{Re}\left(R_{\mathrm{dc}} \dfrac{k\left(R_1^2 - R_2^2\right)}{2R_1} \dfrac{\mathrm{I}_0(kR_1)\mathrm{K}_1(kR_2) + \mathrm{I}_1(kR_2)\mathrm{K}_0(kR_1)}{\mathrm{I}_1(kR_1)\mathrm{K}_1(kR_2) + \mathrm{I}_1(kR_2)\mathrm{K}_1(kR_1)} \right) \end{cases} \tag{6}$$

式中：l 为导杆长度；R_1 与 R_2 分别为导杆外径与内径；γ_{p} 为导杆的电导率；I_i 与 K_i 分别为第一类与第二类 i 阶修正 Bessel 函数；k 为参数，计算方法如下：

$$k = \sqrt{\mathrm{j}\omega\mu_{\mathrm{p}}\gamma_{\mathrm{p}}} \tag{7}$$

式中：j 为虚数单位；ω 为角频率；μ_{p} 为导杆的磁导率。根据 Joule 定律，导杆的交流发热功率 P_{pac} 为：

$$P_{\mathrm{pac}} = I_{\mathrm{ac}}^2 R_{\mathrm{ac}} \tag{8}$$

式中：I_{ac} 为交流电流有效值。

直流电场下，介质与导体损耗功率密度 p_{dc} 为：

$$p_{\mathrm{dc}} = \gamma E_{\mathrm{dc}}^2 \tag{9}$$

式中：E_{dc} 为直流场强。各材料参数的具体取值见附表 A1。

由于外界空气和变压器油流动较充分，视为等温域，SF_6 气体传热利用非等温流动进行计算[23]。阀厅温度 T_{a} 设为 20 ℃，在额定电流 I_{N} 下变压器油温 T_{oil} 设为 80 ℃。

负载电流变化时，由于换流变压器的发热量也随之改变，变压器的油温可设置为负载电流的函数。根据 Joule 定律，发热功率与负载电流的平方呈正比，故有：

$$T_{\mathrm{oil}} = T_{\mathrm{a}} + T_0 \left(\frac{I}{I_{\mathrm{N}}} \right)^2 \tag{10}$$

式中：T_0 为额定电流下升高座油温温升；I 为负载电流。

此外，套管振动机械振动也会产生部分热量。文献[24]指出，震中持续时间短，虽发热量变化大，对套管温度分布几乎无影响。因此本文不考虑套管振动产热效应。

1.3 振动场方程

采用预应力模态分析得到套管的特征频率及振型。套管结构振动的特征值方程为：

$$\det\left(\boldsymbol{K} - \omega_{\mathrm{m}}^2 \boldsymbol{M} \right) = 0 \tag{11}$$

式中：$\boldsymbol{K}$ 为刚度矩阵；$\boldsymbol{M}$ 为质量矩阵；ω_{m} 为振动角频率。求解方程即可得特征频率和对应的模态。

模型中材料阻尼采用瑞利阻尼，参数 $\boldsymbol{C}$ 由下式确定：

$$\boldsymbol{C} = \alpha \boldsymbol{M} + \beta \boldsymbol{K} \tag{12}$$

式中：α 为质量阻尼系数；β 为刚度阻尼系数，由以下式确定：

$$\alpha = \frac{2\omega_i \omega_j \left(\zeta_i \omega_j - \zeta_j \omega_i \right)}{\omega_j^2 - \omega_i^2} \tag{13}$$

$$\beta = \frac{2\left(\zeta_i \omega_j - \zeta_j \omega_i \right)}{\omega_j^2 - \omega_i^2} \tag{14}$$

简化计算为：

$$\alpha = \frac{4\pi f_i f_j \zeta}{f_i + f_j} \tag{15}$$

$$\beta = \frac{\zeta}{\pi\left(f_i + f_j \right)} \tag{16}$$

式中：ω_i、ω_j 为结构的第 i、j 阶自振频率；ζ_i、ζ_j 为结构的第 i、j 阶阻尼比；f_i、f_j 为结构的第 i、j 阶阶特征频率；ζ 为结构的阻尼比，根据规范采用 2%。

本文基于动力时程分析方法评估套管地震荷载下的响应。阀侧套管通过法兰倾斜安装在换流变压器升高座上，模型中的地震波动力荷载于该处输入。GB/T 51200—2016、Q/GDW 11132—2013 等标准指出，对于 6~8 度抗震设防烈度区，电站设备仍按高一度地震烈度考核。根据 GB 50011—2010，我国西部地区较多区域为 8 度设防区，9 度设防烈度对应的设计基本地震加速度为 0.4g。因此本文采用 0.4g 峰值加速度开展研究。

地震影响系数最大值 $\alpha_{\max}$ 取 1.0，场地类别为II类，对应场地特征周期为 0.45 s。共选取 3 组地震波，如图 1 所示。天然波采用 El centro 波和 Taft 波，为典型的II类或III类场地上的地震波代表，常用于电力设备抗震计算。II类场地的地震影响系数曲线为：

$$\alpha_s=\begin{cases}\left(0.40+\dfrac{\eta_2-0.40}{0.1}T\right)\alpha_{\max}, & 0\le T<0.1\\ \eta_2\alpha_{\max}, & 0.1\le T<T_g\\ \left(\dfrac{T_g}{T}\right)^{\gamma_a}\eta_2\alpha_{\max}, & T_g\le T<5T_g\\ (\eta_2 0.2^{\gamma_a}-\eta_1(T-5T_g))\alpha_{\max}, & 5T_g\le T\le 6.0\end{cases} \tag{17}$$

$$\gamma_a=0.9+\frac{0.05-\zeta}{0.3+6\zeta} \tag{18}$$

$$\eta_1=0.02+\frac{0.05-\zeta}{4+32\zeta} \tag{19}$$

$$\eta_2=1+\frac{0.05-\zeta}{0.08+1.6\zeta} \tag{20}$$

式中：α_s 为地震影响系数；α_{max} 为地震影响系数最大值；T_g 为特征周期；ζ 为结构阻尼比；γ_a 为衰减指数；η_1 为直线下降段的下降斜率调整系数；η_2 为阻尼调整系数。图 2 为生成的场地标准反应谱及人工波反应谱，两者拟合程度高，满足场地要求。

根据 GB 50011—2010、GB 50260—2013，将模型 Z 向(主振方向)、X 向(套管轴向)、Y 向(垂直方向)输入的加速度峰值比设置为 1:0.85:0.65，如图 3 所示。考虑到换流变压器对阀侧套管动力特性的放大作用，取动力反应放大系数为 2.0[25]，将 3 组地震波的加速度峰值分别调整为 0.80g，0.68g 和 0.52g。

1.4 仿真模型

本文建立了真型±500 kV 高压阀侧直流套管 3 维仿真模型，如图 3 所示。模型网格数量为 372 068，平均网格质量为 0.805 9，且即使进一步加密网格热点温度、场强最大值、振动位移峰值变化均小于 0.1%，可以满足网格独立性要求。

对于套管的热-力耦合仿真，环氧材料模量的温度特性对仿真准确性至关重要。团队前期测量了 20~120 ℃下环氧材料的弹性模量，如图 4 所示。可以看出，随温度升高，环氧材料的弹性模量呈指数下降。在临近玻璃化转变温度时，模量迅速下降。其他各材料物性参数见附录 A[23,26]。

考虑到材料力学参数及热膨胀系数受温度影响，但机械振动场基本不影响其他物理场分布，可采用顺序耦合方法，首先求解稳态电、热、流场，而后将温度分布代入瞬态热膨胀与机械应力场并求解，最终得出考虑热场的仿真结果。

2 阀侧套管地震响应特性仿真结果

2.1 套管自振特性分析

图 5 为额定电流下阀侧套管的温度分布。可以看出，套管的温度分布呈现出内热外冷、下热上冷的特点。热点位于法兰下侧，热点温度为 98.62 ℃。

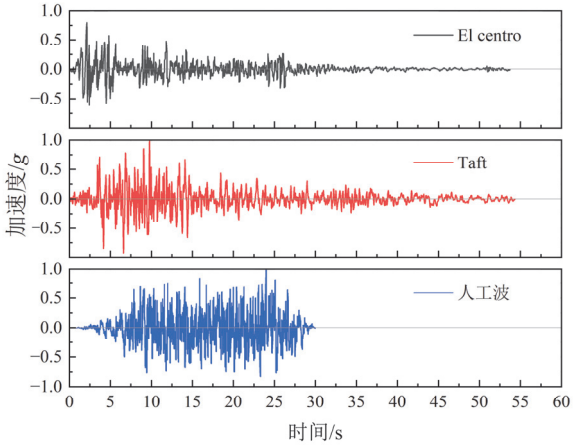


图 1 地震波归一化加速度时程曲线

Fig.1 Normalized acceleration time-history curves of seismic wave

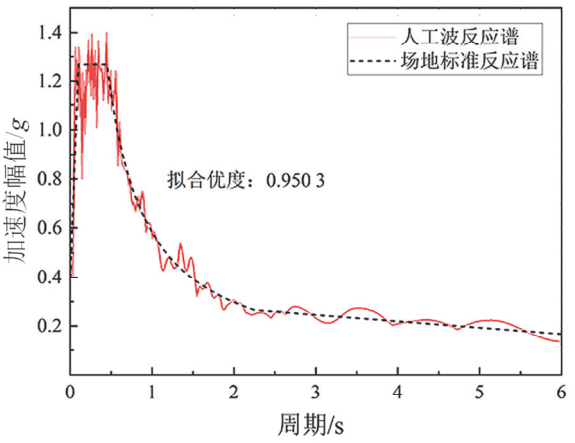


图 2 场地标准反应谱与人工波反应谱

Fig.2 Spectra of site-specific standard and artificially generated seismic wave response

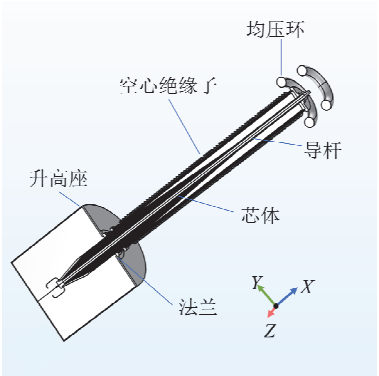


图 3 仿真模型与振动方向

Fig.3 Simulation model and vibration directions

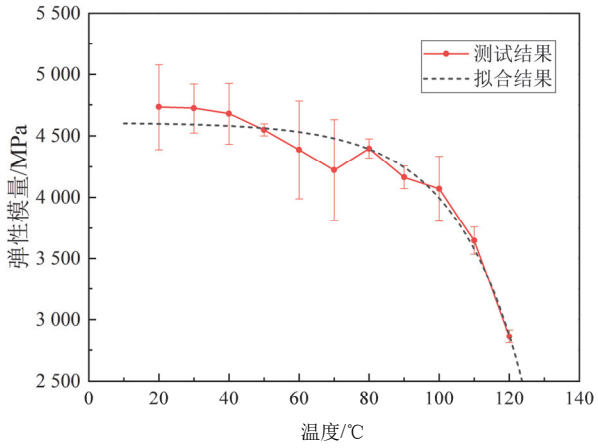


图 4 不同温度下环氧材料弹性模量[23]

Fig.4 Elastic modulus of epoxy materials at different temperatures[23]

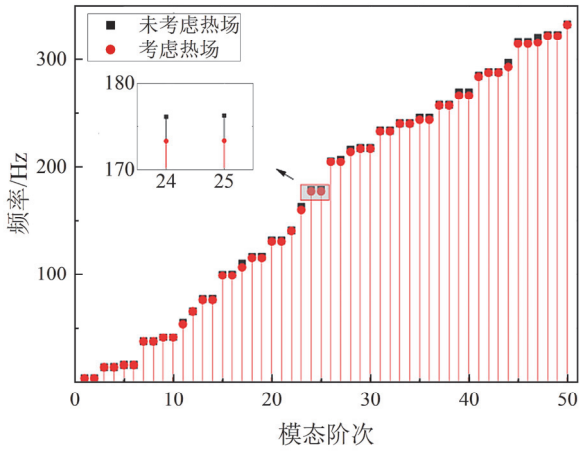


图 6 套管前 50 阶模态特征频率

Fig.6 The front 50 orders modal eigenfrequency frequencies of bushing

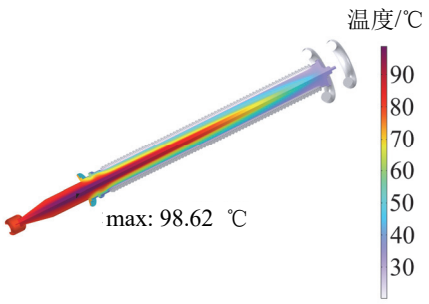


图 5 套管温度分布

Fig.5 Distribution of bushing temperature



图 7 阀侧套管前 6 阶振型

Fig.7 The front 6 orders vibration pattern of valve-side bushing

阀侧套管安装倾角一般为 20°~30°。此处以 20°为例，利用预应力模态分析方法对考虑热场前后的阀侧套管的自振特性进行分析。图 6 为考虑热场前后的阀侧套管前 50 阶模态特征频率。可以看出，套管的 1 阶特征频率为 3.447 Hz，前 10 阶特征频率在 50 Hz 以内，前 50 阶特征频率在 400 Hz 以内。地震波卓越频率为 2.2~10 Hz，阀侧套管低阶特征频率处于该频率范围。考虑热场后，套管结构特征频率略有降低。其原因为环氧材料模量随温度的升高而下降，导致整体刚度下降。

考虑热场前后阀侧套管的各阶特征频率有所变化，但对应振型基本一致。图 7 为考虑热场的阀侧套管的前 6 阶振型。可以看出，套管 1、2 阶振型以气体侧形变为主。3~6 阶振型表现为油中侧形变及套管内部电容芯体与空心绝缘子的非同轴位移，其中 3、4 阶振型为油中侧套管与电容芯体异向振动，5、6 阶振型为油中侧套管与电容芯体同向振动。

2.2 套管加速度响应与位移响应分析

图 8 为不同地震波下阀侧套管气体侧顶端加速度时程响应仿真结果。可以看出，人工波下套管顶端加速度响应峰值最大。考虑温度前后，套管加速度响应差异不大，加速度峰值略有增加。

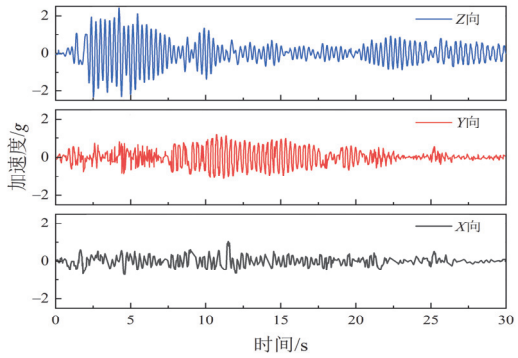
以人工波为例，图 9 为芯体气体侧顶端加速度时程响应仿真结果。与图 8 中结果类似，考虑热场前后芯体加速度响应差异不大，加速度峰值略有增加。

为反映套管结构本身对地震波的放大作用，对结构在地震作用下的加速度响应峰值进行分析，可计算套管的加速度放大系数。

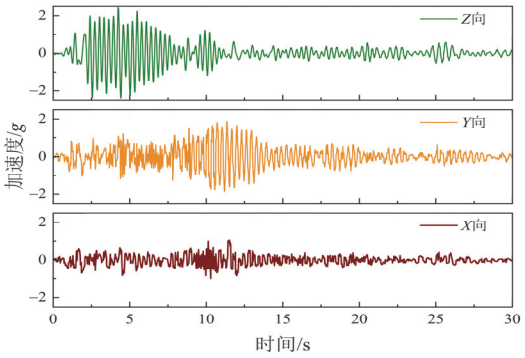
$$D=\frac{A_{\mathrm{o}}}{A_{\mathrm{PGA}}} \tag{21}$$

式中：A_{o}为所选点处某方向加速度响应峰值；A_{PGA}为底部输入地震波的加速度峰值。

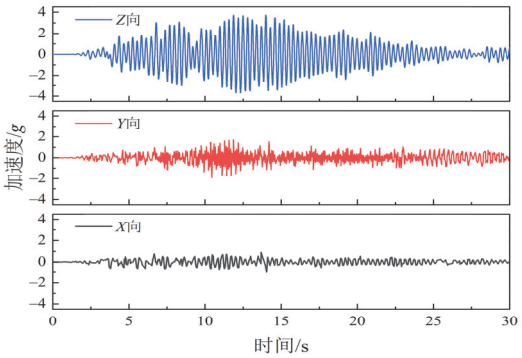
不同地震波下套管顶端和芯体顶端的加速度放大系数，如表 1 所示。可以看出，不同方向加速



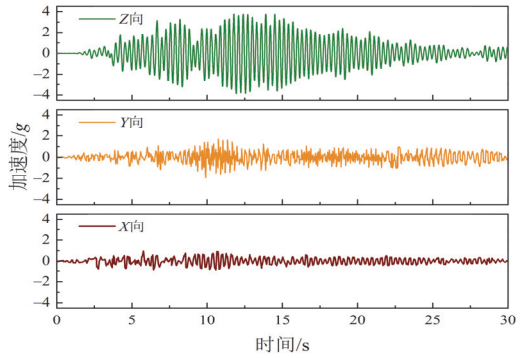
(a) El centro 波，未考虑热场



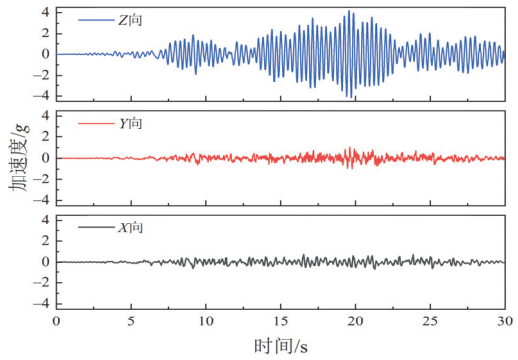
(b) El centro 波，考虑热场



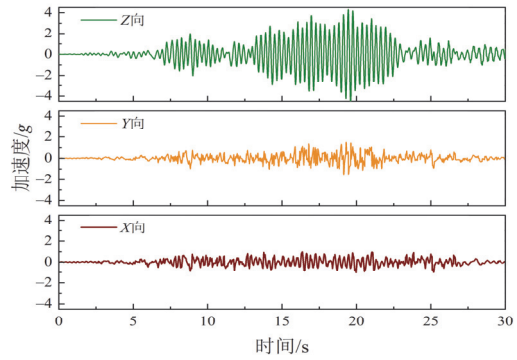
(c) Taft 波，未考虑热场



(d) Taft 波，考虑热场



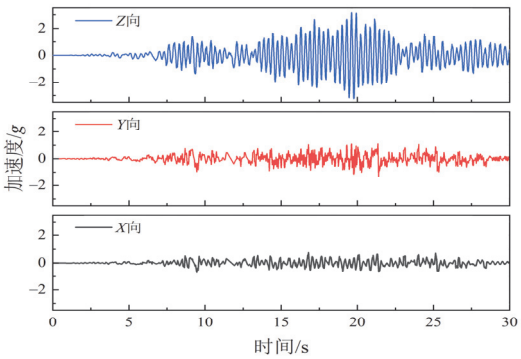
(e) 人工波，未考虑热场



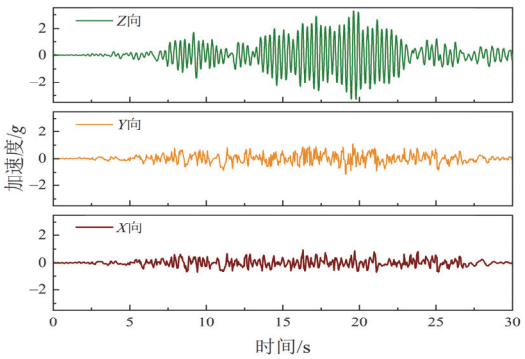
(f) 人工波，考虑热场

图 8 不同地震波下套管顶端加速度时程响应

Fig.8 Acceleration time-history response of valve-side bushing head under different seismic waves



(a) 未考虑热场



(b) 考虑热场

图 9 芯体顶端加速度时程响应

Fig.9 Acceleration time-history response of core head

表 1 不同条件下套管加速度放大系数

Table 1 Acceleration magnification factor of bushing under different conditions

是否考虑热场	方向	加速度放大系数					
		El centro		Taft		人工波	
		整体	芯体	整体	芯体	整体	芯体
否	Z 向	3.022	2.386	4.648	3.417	5.353	4.001
	Y 向	2.255	1.653	3.367	2.361	2.554	2.076
	X 向	1.508	1.350	1.321	1.167	1.212	1.051
是	Z 向	3.081	2.491	4.727	3.450	5.367	4.098
	Y 向	2.253	1.873	3.346	2.449	2.798	2.095
	X 向	1.548	1.353	1.401	1.071	1.344	1.285

度放大系数差异较大，Z 向的加速度放大系数最大，Y 向次之，X 向最小，与图 7 中阀侧套管的低阶振型一致；而套管顶端与芯体顶端各向加速度放大系数之比基本相同，约为 1.26。

为减小地震下阀侧套管顶部位移较大引起互连设备间的牵拉力和地震耦合效应，须对地震作用下阀侧套管的位移响应进行分析。人工波下阀侧套管的位移时程响应曲线如图 10 所示，不同条件下套管位移峰值如表 2 所示。可以看出，阀侧套管顶端位移以初始形变为基础随地震波输入振动，响应波形与加速度响应波形类似；3 组地震波下，阀侧套管三向位移响应峰值有明显差异，人工波作用下位移响应峰值最大，Z 向位移峰值约为 96.97 mm；考虑温度前后，套管位移响应差异不大；各向套管顶端和芯体顶端的位移响应幅值之比均约为 1.37。

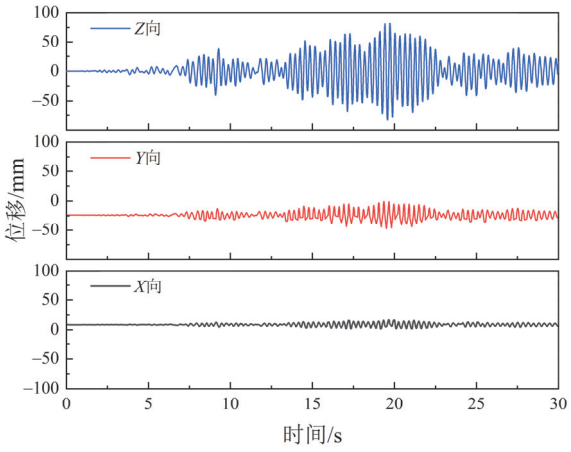
究其原因，应变变化与加速度和位移响应密切相关。套管的应变可分为振动应变与热应变两类，而振动应变远大于热应变。由于温度对套管模量的影响相对较小，振动应变差异不大，进而导致考虑温度前后的加速度与位移时程响应差异不大。因此，套管的加速度响应与位移响应可以常温下的地震响应结果为参考。

2.3 套管应力响应分析

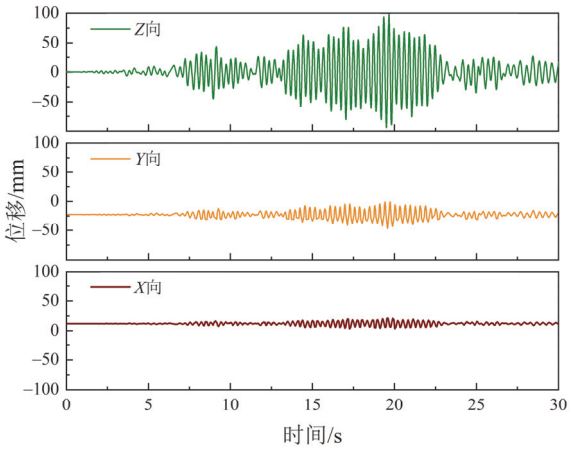
应力是衡量套管抗震能力的关键指标。地震作用下套管根部多发生受拉损坏，根据 GB 50260—2013，须保证安全系数 1.67。空心绝缘子材料强度为 80 MPa，环氧材料的抗拉强度 e_1 与温度的关系[23]为：

$$e_1(T) = -2.98\mathrm{e}^{(T-273.15)/40.94} + 92.22 \quad (22)$$

各地震波下阀侧套管根部应力峰值如图 11 所示。对于空心绝缘子，未考虑热场时人工波下应力最大，根部应力约为 50.28 MPa，对应安全系数为 1.59，其他地震波下应力均在安全范围内；考虑热



(a) 未考虑热场



(b) 考虑热场

图 10 人工波下套管顶端位移时程响应

Fig.10 Displacement time-history response of bushing head

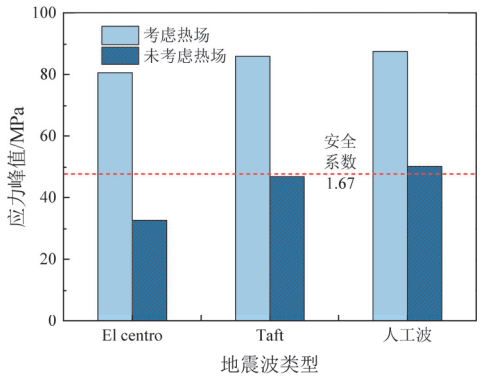
表 2 不同条件下套管位移峰值

Table 2 Peak displacement of bushing under different condition

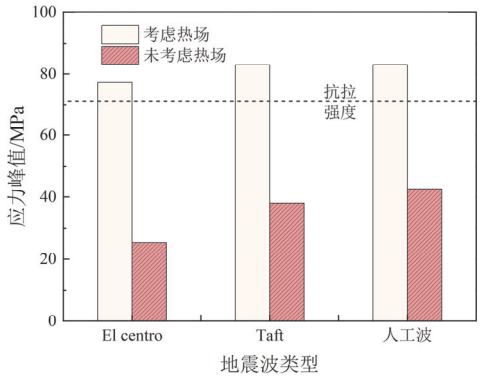
是否考虑热场	方向	位移峰值/mm					
		El centro		Taft		人工波	
		整体	芯体	整体	芯体	整体	芯体
否	Z 向	57.20	41.10	84.01	59.98	95.24	67.86
	Y 向	51.16	36.87	62.49	44.10	49.48	36.12
	X 向	18.36	13.43	21.97	17.77	17.99	15.40
是	Z 向	57.42	41.09	84.09	60.02	96.97	69.37
	Y 向	52.98	37.75	60.97	43.88	52.41	36.86
	X 向	22.57	17.07	26.46	18.43	23.01	15.58

场后应力峰值大幅升高，各地震波对应安全系数分别下降至 1.13、1.05 及 1.07，均不满足要求。对于芯体根部，未考虑热场时人工波下芯体应力峰值最大，为 42.64 MPa；考虑热场后各地震波下的芯体应力峰值大于抗拉强度 71.19 MPa，开裂风险高。

考虑热场后，套管根部应力峰值明显增大。一方面，温度对材料的物性参数产生影响；另一方面，



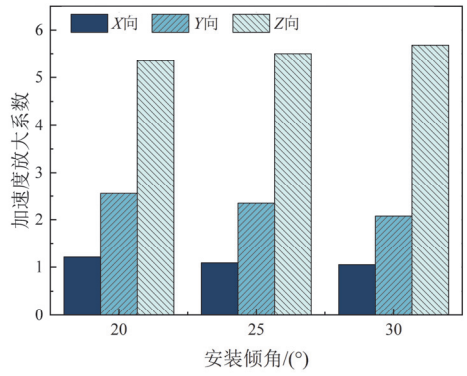
(a) 空心绝缘子根部



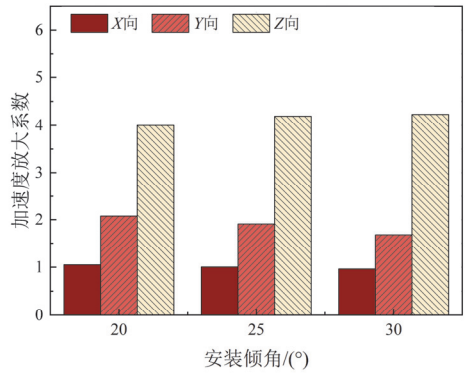
(b) 芯体根部

图 11 空心绝缘子及芯体根部应力峰值

Fig.11 Peak stresses of insulators sheath and core root



(a) 套管顶端



(b) 芯体顶端

图 12 不同安装倾角套管加速度放大系数

Fig.12 Acceleration magnification factor of bushing under different installation inclination

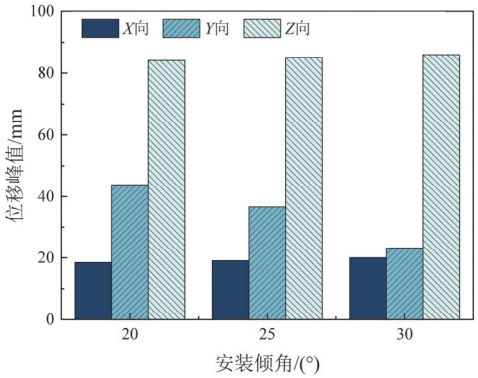
空心绝缘子、芯体及法兰温度梯度较大，不同材料的热膨胀系数的不匹配也会产生较大的热应力。材料界面的热应力与热膨胀系数差值和内外温度差呈正相关。芯体与法兰的热膨胀差异明显大于空心绝缘子与法兰的热膨胀系数差值，且芯体与法兰的温差也更大，因此相比于空心绝缘子根部应力，热场对芯体根部应力影响更大。

2.4 安装倾角的影响

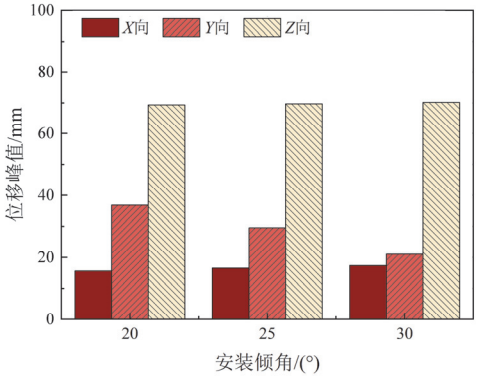
以人工波为例，分别计算安装倾角为 20°、25°及 30°的阀侧套管地震响应。图 12、图 13 为不同安装倾角下阀侧套管加速度放大系数与位移响应峰值。可以看出，安装倾角对不同方向的影响存在差异。安装倾角的增加对 *Y* 向影响最显著，加速度放大系数减少了 18.71%，位移峰值下降了 46.60%；而不同安装倾角下 *Z* 向、*X* 向的响应基本不变。

考虑到重力方向与 *Z* 向垂直，安装倾角改变时，*Z* 向位移响应与加速度响应几乎无变化。而由于套管的长度远大于其半径，其 *X* 向刚度远大于 *Y* 向。因此，安装倾角对 *Y* 向位移响应与加速度响应影响更显著。

图 14 为不同安装倾角下阀侧套管空心绝缘子



(a) 套管顶端



(b) 芯体顶端

图 13 不同安装倾角套管位移峰值

Fig.13 Peak displacement magnification factor of bushing under different installation inclination

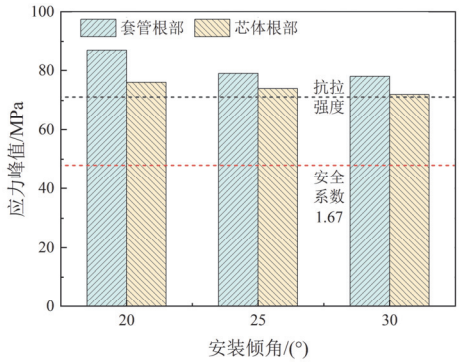


图 14 不同安装倾角套管应力峰值

Fig.14 Peak stress of bushing under different installation inclination

根部及芯体根部的应力峰值。可以看出，随着安装倾角增加，套管应力峰值略微降低。对于空心绝缘子，各安装倾角下应力安全系数均不满足安全系数要求；对于芯体，各安装倾角下应力峰值均大于环氧材料的抗拉强度。

2.5 加速度峰值的影响

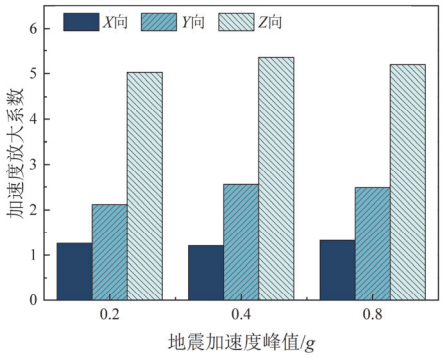
根据 GB 50260—2013，最高抗震设防烈度为 9 度，对应的加速度峰值为 0.4*g*；8 度设防烈度对应的加速度为 0.2*g*；而某些极端高烈度地震条件，其地震加速度可能超过标准规定的 9 度范围。因此，本文以人工波为例，分别计算 0.2*g*、0.4*g* 及 0.8*g* 加速度峰值下的地震响应。

图 15 为不同加速度峰值下阀侧套管顶部加速度放大系数及位移响应峰值。可以看出，由于加速度放大系数与套管的动力特性及地震波频谱特性相关，不同加速度峰值下阀侧套管气体侧加速度放大系数基本相同。随着输入加速度峰值由 0.2*g* 变化至 0.8*g*，阀侧套管气体侧顶部各向位移响应峰值持续增大。加速度峰值为 0.2*g* 时振动位移较小，套管自重导致 *Y* 向位移最大；而加速度峰值为 0.4*g*、0.8*g* 时振动位移主导，*Z* 向位移峰值最大。

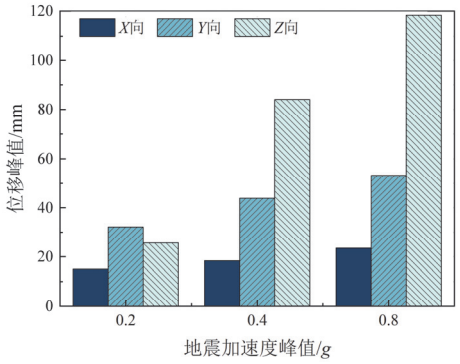
图 16 为不同加速度峰值下阀侧套管应力峰值。随加速度峰值增大，套管根部应力均有所升高。对于空心绝缘子，在加速度峰值为 0.2*g*、0.4*g* 及 0.8*g* 下安全系数分别为 1.14、0.91 及 0.68，均严重不满足安全系数要求；对于芯体，仅在加速度峰值为 0.2 *g* 时应力峰值小于环氧材料拉伸强度。

2.6 负载电流的影响

在实际运行过程中，阀侧套管的负载电流随换流变负荷不断改变，套管的温度分布也会随之改变，进而影响套管的地震响应。为研究负载电流对高烈



(a) 加速度放大系数



(b) 位移响应峰值

图 15 不同加速度峰值下套管顶部加速度放大系数及位移响应峰值

Fig.15 Acceleration amplification factor and peak displacement of bushing head under different acceleration peaks

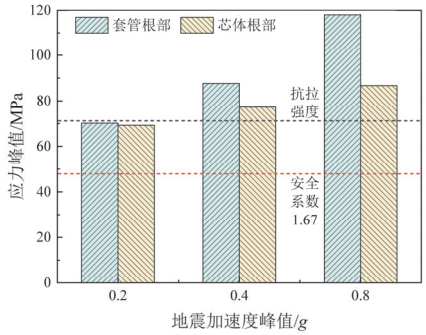


图 16 不同加速度峰值下套管应力峰值

Fig.16 Peak stress of bushing under different acceleration peaks

度地震条件下套管地震响应的影响，将负载电流分别选取为 0~3 000 A，步长 500 A 开展仿真。图 17 为不同负载电流下套管芯体内侧轴向温度分布情况。可以看出，随导杆载流量的上升，套管轴向温度呈现出总体上升趋势。负载电流为 0 A 时，油温与环境温度严格相等，且导杆未发热，此时仅为芯体发热，热点位于芯体中间段；负载电流较小时，导杆发热不明显，套管温度主要受升高座油温影响，

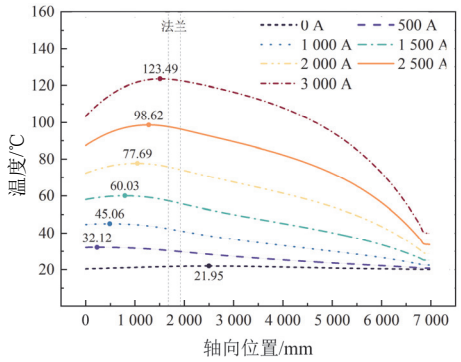


图 17 不同负载电流下芯体内侧轴向温度分布

Fig.17 Distribution of axial temperature inside the core under different load currents

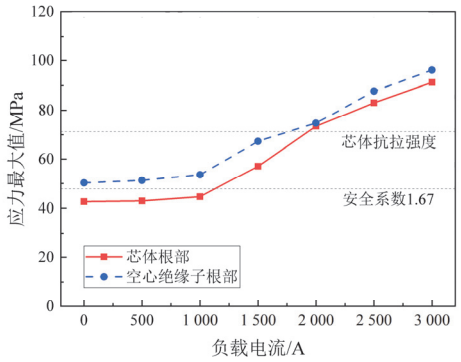


图 18 不同负载电流下套管应力峰值

Fig.18 Peak stress of bushing under different load currents

热点位于套管下端；随着负载电流的逐渐增大，导杆发热量也随之增大，热点随之上移。负载电流为 3 000 A 时，热点温度达 123.49 ℃，超过了 GB/T 22674—2008 与 GB/T 4109—2022 的规定值 120 ℃。

负载电流为 0 A 时，热源仅为芯体发热，此时的温度与 20 ℃很接近，与 2.2 节中未考虑热场的情况类似。鉴于 2.2 节的研究结果显示，是否考虑热场对套管加速度、位移影响较小，此处仅研究不同负载电流对机械应力的影响。

图 18 为不同负载电流下阀侧空心绝缘子根部及芯体根部的机械应力最大值。可以看出，随负载电流的升高，空心绝缘子根部及芯体根部机械应力最大值均随之升高，且空心绝缘子根部应力始终略大于芯体根部应力。负载电流较小时，由于套管发热量小，应力升高幅度较小；负载电流达 1 000 A 时，空心绝缘子与芯体根部的应力升高明显；负载电流达 2 000 A 时，芯体根部应力超过抗拉强度。

3 结论

本文建立并求解了±500 kV 换流变压器阀侧套管的热-力有限元仿真模型，对比了高地震烈度条件下，考虑与未考虑热场的振动模态及地震加速度、位移与应力响应，并研究了安装倾角与输入加速度峰值对套管地震响应的影响规律。主要结论如下：

1）由于环氧材料弹性模量随温度的升高而下降，考虑热场后阀侧套管的特征频率略有降低，各阶振型类似，加速度和位移响应与考虑热场前略有增加，但差异较小。

2）高烈度地震条件下，套管刚度降低和材料热膨胀系数不匹配导致阀侧套管根部应力峰值显著升高。空心绝缘子最大应力安全系数小于阈值 1.67，芯体最大应力大于材料抗拉强度，存在较高开裂风险。

3）随着安装倾角的增加，由于垂直套管方向刚度较小，加速度与位移响应明显较小。与此同时，套管根部应力略有降低，但仍不满足安全系数要求，芯体应力峰值大于环氧材料的抗拉强度。

4）套管加速度放大系数受地震振动强度变化的影响较小，但位移与应力响应随输入加速度峰值增加而显著增强。8 度地震烈度(即输入加速度峰值 0.2g)时，结构满足安全系数要求；9 度及以上地震烈度时安全系数均不满足要求。

5）随负载电流的增加，套管芯体温度明显升高，套管应力峰值随之升高。负载电流达 1 000 A 时，应力峰值升高明显；负载电流达 2 000 A 时，芯体根部应力超过材料抗拉强度。对于高地震烈度的应用场景，热场的影响不容忽视，负载电流不宜超过 1 000 A。

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

参考文献 References

[1] 陈惠云，冯志泽，傅 辉，等. 我国电力系统地震灾害损失基本特征分析[J]. 地震研究，2019，42(2)：179-186.
CHEN Huiyun, FENG Zhize, FU Hui, et al. Preliminary analysis of basic characteristics of earthquake disaster loss in China power system[J]. Journal of Seismological Research, 2019, 42(2): 179-186.

[2] LIU Z H, ZHANG F X, YU J, et al. Research on key technologies in ±1100 kV ultra-high voltage DC transmission[J]. High Voltage, 2018, 3(4): 279-288.

[3] 李元琦，汪 黎，葛亦宁，等. 变压器燃爆故障模拟的金属丝电爆炸引弧实验研究[J]. 西安交通大学学报，2025，59(8)：177-186.
LI Yuanqi, WANG Li, GE Yining, et al. Experimental investigation of wire-explosion triggered arcing for transformer fire-explosion failure simulation[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2025, 59(8): 177-186.

[4] 孙宇晗，程永锋，卢智成，等. 特高压换流站高压换流变及防火墙上设备减隔震分析研究[J]. 高压电器，2022，58(8)：204-212.
SUN Yuhan, CHENG Yongfeng, LU Zhicheng, et al. Analysis and research on vibration control and isolation of high voltage converter transformer and equipment on firewall in UHV converter station[J].

High Voltage Apparatus, 2022, 58(8): 204-212.
[5] 杨卓栋，齐　波，卢理成，等. 特高压直流穿墙套管绝缘支柱在高地震烈度下的机械应力仿真[J]. 电网技术，2023，47(7)：2994-3000.
YANG Zhuodong, QI Bo, LU Licheng, et al. Mechanical stress simulation of post-insulator in UHVDC wall bushing under high intensity earthquake[J]. Power System Technology, 2023, 47(7): 2994-3000.
[6] 曹永兴，邓鹤鸣，蔡　炜，等. 电力设施应对地震及其次生灾害的研究进展[J]. 高电压技术，2019，45(6)：1962-1974.
CAO Yongxing, DENG Heming, CAI Wei, et al. Research progress in prevention of earthquake and secondary disasters on power facilities[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(6): 1962-1974.
[7] KOLIOU M, FILIATRAULT A, REINHORN A M. Seismic response of high-voltage transformer-bushing systems incorporating flexural stiffeners II: experimental study[J]. Earthquake Spectra, 2013, 29(4): 1353-1367.
[8] BENDER J, FARID A. Seismic vulnerability of power transformer bushings: complex structural dynamics and seismic amplification[J]. Engineering Structures, 2018, 162: 1-10.
[9] 谢　强，马国梁，朱瑞元，等. 变压器-套管体系地震响应机理振动台试验研究[J]. 中国电机工程学报，2015，35(21)：5500-5510.
XIE Qiang, MA Guoliang, ZHU Ruiyuan, et al. Shaking table test research on earthquake response mechanism of a transformer-bushing system[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(21): 5500-5510.
[10] 朱祝兵. 特高压换流变压器抗震性能研究[D]. 哈尔滨：中国地震局工程力学研究所，2020.
ZHU Zhubing. Seismic performance study on ultra high voltage converter transformer[D]. Harbin, China: China Earthquake Administration, 2020.
[11] 孟宪政，郄　鑫，王晓宁，等. 带有隔震装置的特高压电抗器-套管体系地震模拟振动台试验及地震易损性分析[J]. 中国电机工程学报，2025，45(21)：8634-8646.
MENG Xianzheng, QIE Xin, WANG Xiaoning, et al. Seismic simulation vibration table test and seismic vulnerability analysis of ultra-high voltage reactor bushing system with isolation device[J]. Proceedings of the CSEE, 2025: 45(21): 8634-8646.
[12] 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.
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.
[13] 毛宝俊，陈云龙，李晓璇，等. 500 kV 变压器地震易损性分析[J]. 高压电器，2022，58(8)：82-90.
MAO Baojun, CHEN Yunlong, LI Xiaoxuan, et al. Seismic vulnerability analysis of 500 kV transformer[J]. High Voltage Apparatus, 2022, 58(8): 82-90.
[14] 陈传新，刘彦辉，贺　瑞，等. 考虑液-固耦合的大型超高压换流变压器地震响应研究[J]. 地震工程学报，2017，39(3)：397-403.
CHEN Chuanxin, LIU Yanhui, HE Rui, et al. Study on the seismic response study of a converter transformer considering oil-solid interaction[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2017, 39(3): 397-403.
[15] CHEN M, LIU X D, SHAO Y H, et al. Degradation characteristics of insulation near aluminium foil edges inside dry-type bushing cores under electrothermal compound stress[J]. High Voltage, 2022, 7(6): 1153-1164.
[16] 许佐明，胡　伟，尹朋博，等. 载流条件下环氧胶浸纸套管温度分布及绝缘特性[J]. 高电压技术，2023，49(7)：2909-2918.
XU Zuoming, HU Wei, YIN Pengbo, et al. Temperature distribution and insulation characteristics of epoxy resin impregnated paper bushing under current carrying condition[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(7): 2909-2918.
[17] 谢更生，史石峰，王琪林，等. ±800 kV 换流变阀侧套管温度场仿真与大电流温升试验分析[J]. 高电压技术，2024，50(3)：994-1002.
XIE Gengsheng, SHI Shifeng, WANG Qilin, et al. Simulation and experimental analysis of ±800 kV converter transformer valve-side bushing under high current[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(3): 994-1002.
[18] 汤　浩. 多频电应力下特高压直流套管内部电热耦合分析与结构优化研究[D]. 成都：西南交通大学，2021.
TANG Hao. Research on internal electro-thermal coupling field analysis and structural optimization of UHV DC bushing under multi-frequency electric stress[D]. Chengdu, China: Southwest Jiaotong University, 2021.
[19] WANG Q Y, LIU P, TIAN H D, et al. Research on the dynamic characteristics of electric field distribution of the ± 1100 kV Ultra high voltage converter transformer valve-side bushing using weakly ionised gas conductance model[J]. High Voltage, 2022, 7(2): 288-301.
[20] YANG X, ZHANG Y, YANG Z D, et al. Modelling on thermal-fluid field in SF_6 insulated high voltage direct current bushing with its influence on electric field distribution and metal particle motion[J]. High Voltage, 2023, 8(2): 380-389.
[21] CHEN M, LIU X D, SHAO Y H, et al. Cracking risk analysis and control for high voltage dry-type valve-side bushings[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2020, 14(26): 6555-6561.
[22] 张施令，彭宗仁，吴　昊. ±800 kV 换流变压器阀侧干式套管的损耗分析[J]. 电网技术，2014，38(7)：1758-1764.
ZHANG Shiling, PENG Zongren, WU Hao. Analysis on power loss of valve-side RIP bushing for ±800kV converter transformer[J]. Power System Technology, 2014, 38(7): 1758-1764.
[23] CHEN M, LIU X D, WU Z C, et al. Novel heat pipe current-carrying tube of RIP valve-side bushing in converter transformer[J]. Electric Power Systems Research, 2020, 184: 106344.
[24] 刘玉安，毛宝俊，陈云龙，等. 地震作用下换流变压器阀侧套管的温度场仿真与响应分析[J]. 高压电器，2025，61(4)：30-38.
LIU Yu'an, MAO Baojun, CHEN Yunlong, et al. Simulation and response analysis on temperature field of valve side bushing of converter transformer under seismic action[J]. High Voltage Apparatus, 2025, 61(4): 30-38.
[25] HE C, XIE Q, YANG Z Y, et al. Seismic performance evaluation and improvement of ultra-high voltage wall bushing-valve hall system[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 154: 123-133.
[26] 王青于，杨　熙，彭宗仁，等. 应用三维电磁-热-流耦合场分析法计算换流变压器干式套管的温度场分布[J]. 中国电机工程学报，2016，36(22)：6269-6275.
WANG Qingyu, YANG Xi, PENG Zongren, et al. 3D coupled electromagnetic-thermal-fluid method for computation of temperature field of converter transformer RIP bushings[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(22): 6269-6275.



商高屹
1999—，男，博士生
主要从事高压干式套管绝缘劣化机理与绝缘优化设计方面的研究工作
E-mail: shanggaoyi@stu.xjtu.edu.cn
SHANG Gaoyi
Ph.D. candidate



刘轩东(通信作者)
1981—，男，博士，教授，博导
主要从事特高压电力设备绝缘状态检测与试验技术、脉冲功率技术及其应用、气体放电及其应用技术等方面的研究工作
E-mail: liuxuand@xjtu.edu.cn
LIU Xuandong
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期　2025-04-28　在线出版日期　2025-08-22　　编辑　陈　蔓

附录 A

表 A1　材料电-热仿真参数[23,26]

Table A1　Material electro-thermal simulation parameters[23,26]

材料	密度/(kg·m^{-3})	相对介电常数	电导率/(S·m^{-1})	导热系数/(W·m^{-1}·K^{-1})
空气	$-1.296\times10^{-8}T^3+2.139\times10^{-5}T^2-0.013\ 1T+3.532$	1	10^{-18}	$-6.558\times10^{-11}T^3+6.492\times10^{-8}T^2+5.32\times10^{-5}T+0.006\ 47$
SF_6	$-2.134\times10^{-7}T^3+3.771\times10^{-4}T^2-0.241\ 5T+65.51$	1	10^{-18}	$1.9\times10^{-7}T^2-9.05\times10^{-5}T+0.020\ 65$
变压器油	830.6	2.2	10^{-13}	0.103
铝合金	2 710	—	$2.326\times10^7(1+0.004\ 3(T-293.15))^{-1}$	$0.23T+38.51$
铜	8 960	—	$5.998\times10^7(1+0.004\ 0(T-293.15))^{-1}$	386
空心绝缘子	2 000	6.0	10^{-15}	0.42
环氧芯体	1 200	4.1	$2.11\times10^{-7}\exp(-4\ 826/(T+273.15))$	$-3.25\times10^{-9}T^4+1.15\times10^{-6}T^3-1.43\times10^{-4}T^2+7.88\times10^{-3}T+0.167$
硅橡胶	1 200	3.5	10^{-13}	0.27

表 A2　材料热-机仿真参数[23]

Table A2　Material thermo-mechanical simulation parameters[23]

材料	热膨胀系数/K^{-1}	弹性模量/MPa	泊松比
铜	17.5×10^{-6}	1.2×10^5	0.33
铝合金	23.2×10^{-6}	7.2×10^4	0.33
环氧芯体	54.45×10^{-6}	$-3.29\exp((T-273.15)/19.14)+4\ 606.22$	0.38
空心绝缘子	30.2×10^{-6}	2.4×104	0.26
钢	12.3×10^{-6}	2.1×105	0.30