DOI:10.11918/202502014

支架特性对瓷柱型电气设备地震反应放大系数的影响

孙 刚[1,2],柏 文[1,2],戴君武[1,2],赵霄扬[1,2]

(1.中国地震局地震工程与工程振动重点实验室(中国地震局工程力学研究所),哈尔滨 150080;
2.地震灾害防治应急管理部重点实验室,哈尔滨 150080)

摘 要:瓷柱型电气设备的损坏是电力供应中断的主要原因之一,支架对电气设备动力放大系数的取值直接影响瓷柱型电气设备抗震性能的评估。为了确定支架对典型瓷柱型电气设备的动力放大系数,提出一种考虑法兰抗弯刚度的分布参数模型,给出支架-设备体系的频率方程,以及在广义支座激励作用下的运动平衡方程。通过与3种典型瓷柱型电气设备的振动试验结果对比,验证简化分析模型的准确性。利用简化分析模型分析支架高度比、质量比、刚度比以及法兰抗弯刚度比等参数对支架-设备体系的自振频率和动力放大系数的影响。结果表明,支架的高度与截面尺寸对设备的动力放大系数影响最大,支架对设备的动力放大系数随着支架高度的增加和截面尺寸的降低而增大,现行规范对于支架动力放大系数建议取值偏低。根据规范对于支架的高度和刚度的要求,双瓷柱和油箱位于底部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为2.5,对于油箱位于顶部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为1.5。

关键词:瓷柱型电气设备;分布参数体系模型;支架;地震反应;动力放大系数
中图分类号:TM64;TU311.3 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0048-13

Influence of support characteristics on the amplification coefficient of seismic response in porcelain column electrical equipment

Sun Gang[1,2], Bai Wen[1,2], Dai Junwu[1,2], Zhao Xiaoyang[1,2]

(1. Key Laboratory of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, China Earthquake Administration (Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration), Harbin 150080, China;
2. Key Laboratory of Earthquake Disaster Mitigation, Ministry of Emergency Management, Harbin 150080, China)

Abstract: The damage to porcelain column-type electrical equipment is a primary cause of power supply interruptions. The value of the dynamic amplification factor (DAF) for the support directly affects the seismic performance assessment of porcelain column-type electrical equipment. To determine the DAF for typical porcelain column-type electrical equipment, this paper proposes a distributed parameter model that considers the bending stiffness of flanges. This model provides the frequency equation and the equation of motion balance under generalized support excitation for the support-equipment system. The accuracy of the simplified analytical model is validated by comparing its results with vibration test data from three typical porcelain column-type electrical devices and computational results from multi-degree-of-freedom models. Using the simplified analytical model, the influences of parameters such as the height ratio, mass ratio, stiffness ratio, and flange bending stiffness ratio on the natural frequency of the support-equipment system and the DAF for the equipment are analyzed. The results indicate that the height and cross-sectional dimensions of the support have the most significant impact on the DAF for the equipment. Specifically, the DAF increases as the height of the support increases and the cross-sectional dimensions decrease. Current code recommendations for support dynamic amplification factors tend to be conservative (i.e., understated). Based on the requirements for support height and stiffness specified in the standards, it is recommended that the DAF for brackets supporting double porcelain columns and porcelain column-type electrical equipment with oil tanks located at the bottom be set to 2.5. For porcelain column-type electrical equipment with oil tanks located at the top, the suggested DAF is 1.5.

Keywords: porcelain cylindrical electrical equipment; distributed parameter system model; support; seismic response; dynamic amplification factor

收稿日期:2025-02-13;**录用日期**:2025-03-14;**网络首发日期**:2025-07-09
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20250709.1026.002
基金项目:国家自然科学基金(52008382);中国地震局工程力学研究所基本科研业务费(2024C22,2023C04);国家自然科学基金(52378542)
作者简介:孙 刚(1997—),男,博士研究生;戴君武(1967—),男,研究员,博士生导师
通信作者:柏 文,baiwen@iem.ac.cn

电力系统是维持生命线工程运作的核心要素，瓷柱型电气设备的可靠运行对于确保生命线工程顺畅运作极为关键。近年来，强震活动造成了大量瓷柱型电气设备严重损毁，凸显了瓷柱型电气设备在地震冲击下的脆弱性[1-9]。瓷柱型电气设备具有细长且重心偏上的结构特征，套管与绝缘子由陶瓷构成，瓷柱绝缘子之间通过法兰连接，绝缘子与其他材质接合部位可能出现变形不协调的现象。此外，由于支架-瓷柱型电气设备体系的自振频率与地震动的卓越频率相近，容易发生共振现象，成为瓷柱型电气设备在地震中大量受损的主要原因[10-13]。为此，学者们开展了大量的振动台试验研究，评估了支架-瓷柱型电气设备体系在不同地震激励下的动态响应。研究表明，设备的关键连接部位如支柱绝缘子与套管连接处、瓷套与金属法兰之间的水泥胶合区域往往是抗震性能的薄弱环节，需要在设计时加强这些部件的强度，并考虑材料及结构的非线性响应特征[14-18]。

支架对上部电气设备的动力放大作用是不可忽视的，不同国家和地区关于支架对电气设备的动力放大系数有着规定取值。GB 50260—2013《电力设施抗震设计规范》中规定支架对电力设施的动力放大系数的取值不低于 1.2[19]。日本 JEAG 5003—2019《变电所等电气设备抗震设计指南》规定支架对重要性较高设备的放大系数取值为 1.5[20]。美国 IEEE 693—2018 中规定支架规格未知时，支架对电气设备的动力放大系数取值为 2.5[21]。欧盟 IEC TS 61463:2016 中给出支架对上部设备的放大系数取值一般在 1.5 ~ 3.0[22-23]。与欧美及日本的相关规范相比，《电力设施抗震设计规范》[19]中支架对电气设备的动力放大系数规定值偏低，规范中支架对瓷柱型电气设备动力放大系数的取值无法保证设备的安全性，需要对动力放大系数取值进行修订。

学者们针对支架-设备体系分析模型展开了大量的研究。Dastous 等[24]基于设备-支架互联位移几乎完全由第一振型构成，提出使用广义单自由度方法计算设备-支架体系在地震作用下的位移。Mohammadi 等[25]对比多种支架对设备的动力放大系数和 IEEE 693 标准中规定值，确定了支架满足 IEEE 693 标准中支架动力放大系数规定的最小刚度比。Whittaker 等[26]建立了隔离开关-支架体系的单自由度模型，给出了支架刚度对隔离开关的地震放大作用。Li 等[27]针对支架-设备体系使用模态和时程分析方法分析了设备位移和弯矩，提出了一种计算支架抗弯刚度的新方法。李黎等[28]提出了一种 2E-4D 简化模型分析支架-设备体系的动力响应，研究结果表明，支架对上部设备的动力放大系数大于规范取值。姜斌等[29]提出了一种考虑分布质量和柔性节点的分析模型，用于研究瓷柱型电气设备-支架体系的动力特性和地震反应，结果表明，存在一个最优的支架刚度比能在满足设备抗震性能基础上兼顾经济性。杜永峰等[30]提出了集中分布参数柔性节点的支架-电气设备串联体系理论模型，并通过与有限元求解结果对比验证了模型的正确性。He 等[31]对套管-支架体系进行了抗震分析，结果表明，支架动态特性对套管的抗震性能有一定的影响，增大支架节点刚度可以降低套管的地震响应。

尽管当前研究在评估支架对瓷柱型电气设备的动力响应影响方面取得一定进展，但仍存在不足：大多数研究未能同时考虑支架刚度、法兰抗弯刚度对支架-设备体系动力特性的影响；基于理想化假设的单自由度或多自由度模型可能无法反映支架-瓷柱型电气设备耦合体系的复杂动态响应。本文提出了考虑法兰抗弯刚度的分布参数模型，并给出频率方程和运动平衡方程。选取了 3 种典型电气设备作为研究对象，分别代表双立柱的隔离开关、油箱位于底部的电压互感器、油箱位于顶部的电流互感器，通过考虑法兰抗弯刚度的分布参数模型计算结果与地震模拟振动台试验结果对比，确保考虑法兰抗弯刚度的分布参数模型的准确性，研究支架与瓷柱型设备的高度比、刚度比、法兰抗弯刚度比及质量比对瓷柱型设备-支架整体频率和支架对设备放大系数的影响。根据 160 条地震动激励计算结果，根据 95% 置信区间上分位值，给出了瓷柱型电气设备抗震性能分析时支架对设备的动力放大系数。

1　支架-设备体系简化分析方法

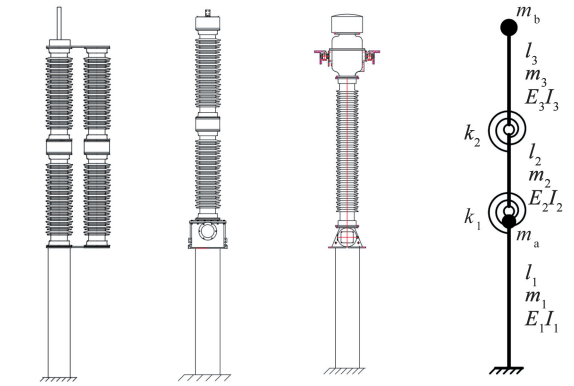
1.1　考虑法兰抗弯刚度的分布参数体系简化分析

瓷柱型电气设备种类复杂多样，但主要形式为结构瘦高，“头重脚轻”，设备的套管和绝缘子为陶瓷材料构成，瓷柱套管两端有胶装的金属法兰，多段瓷柱套管通过金属法兰连接。套管的质量分布均匀，刚度一致，但在法兰与瓷套管连接处存在抗弯刚度的突变，以及顶部与底部油箱等集中质量的存在。集中质量的多自由度模型对支架-设备体系适用性不高，而基于分布参数体系的简化分析方法对支架设备体系具有良好的适用性，可以同时考虑法兰与瓷套管连接处的抗弯刚度以及油箱等集中质量的存在，提高分析方法的泛化能力。

选择隔离开关、电压互感器、电流互感器等户外敞开式变电站中 3 种常见的瓷柱型电气设备，根据其结构特点提出简化分析模型。3 种设备类型如

图 1(a)、(b)、(c)所示。

图 1(d)为简化分析模型,质量均匀的支架与绝缘子简化为分布质量模型,其中,E_iI_i,l_i,m_i为不同段瓷柱绝缘子或支架的抗弯刚度、长度及单位长度质量;法兰与瓷套管连接处简化为弯曲梁模型,其抗弯刚度为k_i;分布在设备下部或上部的油箱则简化为集中质量,其质量大小为m_a,m_b。



(a) 隔离开关 (b) 电压互感器 (c) 电流互感器 (d) 简化分析模型

图 1 支架–设备模型

Fig. 1 Support-equipment model

简化分析模型的无阻尼自由振动平衡方程为

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}\left[EI(x)\frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial x^2}\right]+m(x)\frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial t^2}=0 \quad (1)$$

假定解的形式为

$$v(x,t)=\phi(x)Y(t) \quad (2)$$

$$\phi(x)=\sum_{i=1}^{n}\phi_i(x) \quad (3)$$

式(2)表明自由振动是幅值按 $Y(t)$ 随时间变化,按照指定形状 $\phi(x)$ 进行运动的。

将式(2)和式(3)代入式(1)得

$$\begin{aligned}\phi_i(x)=&A_{i1}\cos(a_ix)+A_{i2}\sin(a_ix)+\\&A_{i3}\cosh(a_ix)+A_{i4}\sinh(a_ix)\end{aligned}$$

$$a_i^4=\frac{\omega^2 m_i}{E_iI_i} \quad (4)$$

式中:$A_{i1}\sim A_{i4}$为实常数,通过梁端已知边界条件计算。

简化分析模型的边界条件为

$$\begin{cases}\phi_1(0)=0\\ \phi_1'(0)=0\\ \phi_i(l_i)=\phi_{i+1}(0)\\ \phi_{i+1}'(0)-\phi_i'(l_i)=\dfrac{E_{i+1}I_{i+1}\phi_{i+1}''(0)}{k_i}\\ E_iI_i\phi_i''(l_i)=E_{i+1}I_{i+1}\phi_{i+1}''(0)\\ E_iI_i\phi_i'''(l_i)=E_{i+1}I_{i+1}\phi_{i+1}'''(0)-m_{ai}\omega^2\phi_{i+1}(0)\\ \phi_n''(l_n)=0\\ E_nI_n\phi_n'''(l_n)=-m_b\omega^2\phi_n(l_n)\end{cases} \quad (5)$$

将边界条件式(5)代入式(4),得到简化分析模型的频率方程为

$$\|\boldsymbol{W}\|=0 \quad (6)$$

式中

$$\boldsymbol{W}=\begin{bmatrix}\boldsymbol{W}_{11}&\boldsymbol{W}_{12}&\boldsymbol{W}_{13}\\ \boldsymbol{W}_{21}&\boldsymbol{W}_{22}&\boldsymbol{W}_{23}\\ \boldsymbol{W}_{31}&\boldsymbol{W}_{32}&\boldsymbol{W}_{33}\end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\boldsymbol{W}_{11}=\begin{bmatrix}1&0&1&0\\ 0&1&0&1\\ \cos a_1l_1&\sin a_1l_1&\cosh a_1l_1&\sinh a_1l_1\\ -a_1^2E_1I_1\cos a_1l_1&-a_1^2E_1I_1\sin a_1l_1&a_1^2E_1I_1\cosh a_1l_1&a_1^2E_1I_1\sinh a_1l_1\end{bmatrix} \quad (8)$$

$$\boldsymbol{W}_{21}=\begin{bmatrix}a_1^3E_1I_1\sin a_1l_1&-a_1^3E_1I_1\cos a_1l_1&a_1^3E_1I_1\sinh a_1l_1&a_1^3E_1I_1\cosh a_1l_1\\ k_1a_1\sin a_1l_1&-k_1a_1\cos a_1l_1&-k_1a_1\sinh a_1l_1&-k_1a_1\cosh a_1l_1\\ 0&0&0&0\\ 0&0&0&0\end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\boldsymbol{W}_{22}=\begin{bmatrix}m_a\omega^2&a_2^3E_2I_2&m_a\omega^2&-a_2^3E_2I_2\\ a_2^2E_2I_2&k_1a_2&-a_2^2E_2I_2&k_1a_2\\ \cos a_2l_2&\sin a_2l_2&\cosh a_2l_2&\sinh a_2l_2\\ -a_2^2E_2I_2\cos a_2l_2&-a_2^2E_2I_2\sin a_2l_2&a_2^2E_2I_2\cosh a_2l_2&a_2^2E_2I_2\sinh a_2l_2\end{bmatrix} \quad (10)$$

$$\boldsymbol{W}_{32}=\begin{bmatrix}a_2^3E_2I_2\sin a_2l_2&-a_2^3E_2I_2\cos a_2l_2&a_2^3E_2I_2\sinh a_2l_2&a_2^3E_2I_2\cosh a_2l_2\\ -a_2\sin a_2l_2&a_2\cos a_2l_2&a_2\sinh a_2l_2&a_2\cosh a_2l_2\\ 0&0&0&0\\ 0&0&0&0\end{bmatrix} \quad (11)$$

$$\boldsymbol{W}_{33}=\begin{bmatrix} 0 & a_3^3E_3I_3 & 0 & -a_3^3E_3I_3 \\ \dfrac{-a_3^2E_3I_3}{k_2} & -a_3 & \dfrac{a_3^2E_3I_3}{k_2} & -a_3 \\ -\cos\ a_3l_3 & -\sin\ a_3l_3 & \cosh\ a_3l_3 & \sinh\ a_3l_3 \\ d_1 & d_2 & d_3 & d_4 \end{bmatrix} \tag{12}$$

$$d_1=a_3^3E_3I_3\sin\ a_3l_3-m_b\omega^2\cos\ a_3l_3$$
$$d_2=-a_3^3E_3I_3\cos\ a_3l_3-m_b\omega^2\sin\ a_3l_3$$
$$d_3=a_3^3E_3I_3\sinh\ a_3l_3-m_b\omega^2\cosh\ a_3l_3$$
$$d_4=a_3^3E_3I_3\cosh\ a_3l_3-m_b\omega^2\sinh\ a_3l_3$$

$$\boldsymbol{W}_{12}=\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & -1 & 0 \\ a_2^2E_2I_2 & 0 & -a_2^2E_2I_2 & 0 \end{bmatrix} \tag{13}$$

$$\boldsymbol{W}_{13},\boldsymbol{W}_{31}=\boldsymbol{0} \tag{14}$$

$$\boldsymbol{W}_{23}=\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & -1 & 0 \\ a_3^2E_3I_3 & 0 & a_3^2E_3I_3 & 0 \end{bmatrix} \tag{15}$$

通过求解简化分析模型的频率方程式(6)，可以得到支架–设备体系的自振频率，并得到体系的振型系数$A_{i1}\sim A_{i4}$。本文给出的频率特征矩阵 $\boldsymbol{W}$ 仅针对如图 1 所示的两段绝缘子的瓷柱型电气设备，如果有多段绝缘子，仅需在频率特征矩阵中增加 $\boldsymbol{W}_{22}$、$\boldsymbol{W}_{23}$、$\boldsymbol{W}_{32}$即可，所以，本文提出的简化分析模型有良好的泛化能力。

1.2　非耦合运动方程

具有分布参数的简化分析模型受支座激励的运动偏微分方程为

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}\left[EI(x)\frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial x^2}+b_1\frac{\partial^3 v(x,t)}{\partial x^2\partial t}\right]+$$
$$m(x)\frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial t^2}+C(x)\frac{\partial v(x,t)}{\partial t}=p(x,t) \tag{16}$$

$p(x,t)$为广义支座位移激励作用，即

$$p(x,t)=\sum_{i=1}^{m}m(x)\ \psi_i(x)\ \ddot{x}_g(t) \tag{17}$$

式中$\psi_i(x)$为静力作用下形函数。

一旦振型和频率确定之后，分布参数体系的振型叠加分析与离散多自由度体系的振型叠加分析完全相当。

式(16)解的正规坐标形式为

$$v(x,t)=\sum_{j=1}^{n}\sum_{i=1}^{m}\phi_{ij}(x)\ Y_j(t) \tag{18}$$

将式(18)代表的正规表达式代入式(16)，利用振型正交性解耦得简化分析模型的运动方程为

$$M_n\ddot{Y}_n(t)+2\xi_n\omega_nM_n\dot{Y}_n(t)+\omega_n^2M_nY_n=P_n \tag{19}$$

$$M_n=\sum_{i=1}^{m}\int_0^{l_i}\phi_{ni}(x)^2m_i(x)\,\mathrm{d}x+\sum_{i=1}^{m}\phi_{ni}(l_i)^2m_a \tag{20}$$

$$P_n=\left[\sum_{i=1}^{m}\int_0^{l_i}\phi_{ni}(x)^2m_i(x)\ \psi_i(x)\,\mathrm{d}x+\sum_{i=1}^{m}\phi_{ni}(l_i)^2\ \psi_i(l_i)m_a\right]\ddot{x}_g(t) \tag{21}$$

$$\xi_n=\frac{C_n}{2M_n\omega_n}=\frac{a_0}{2\omega_n}+\frac{a_1\omega_n}{2} \tag{22}$$

式中a_0，a_1为质量阻尼系数和刚度阻尼系数。

使用四阶 R-K 法对式(19)进行求解，得到每个振型下的简化分析模型的运动幅值$Y_j(t)$，代入式(18)得到简化模型在受广义支座激励时的动力反应。

由式(6)可知，支架–设备体系的每一阶频率间隔较大，对于计算结果使用绝对值求和的方法偏保守，采用 SRSS 组合方法更符合计算结果。支架对设备的动力放大系数 F_{DA}表示为

$$F_{DA}=\frac{\sqrt{\sum_{j=1}^{n}\sum_{i=1}^{m}(\phi_{ij}(l_1)\ \ddot{Y}_j)^2}}{a_{PG}} \tag{23}$$

式中：a_{PG}为输入地震峰值加速度，$\ddot{Y}_j$为在 j 振型作用下支架顶部峰值加速度。

为验证考虑法兰抗弯刚度的分布参数体系简化分析理论的正确性，开展支架 – 设备地震模拟振动台试验，对简化分析结果进行验证。

2　3 种瓷柱型电气设备–支架地震模拟振动台试验

2.1　设备介绍

地震模拟振动台试验使用 3 种典型瓷柱型电气设备，即隔离开关、电压互感器和电流互感器。地震模拟振动台试验中采用的隔离开关规格为 220 kV，由两段瓷柱构成，每段瓷柱由两节瓷套管通过金属法兰连接构成，坐落在直径为 325 mm 的钢管支架上；采用的电压互感器规格为 220 kV，由油箱和两节瓷套管通过金属法兰连接构成，油箱位于瓷套管底部，坐落在直径为 426 mm 的钢管支架上；电流互感器规格为 220 kV，由一节瓷套管和油箱通过金属法兰连接，油箱位于瓷套管最上方，坐落在直径为 426 mm 的钢管支架上。地震模拟振动台试验设备安装如图 2 所示。表 1 给出设备和支架的详细尺寸

信息以及力学参数。

本次地震模拟振动台试验在 5 m ×5 m 的地震模拟振动台上进行,地震模拟振动台参数如表 2 所示。

2.2 传感器布置

瓷柱型支架–电气设备振动台试验主要测量位移、加速度及应变。在设备顶端沿水平正交双向各布置一个拉线式位移传感器,用于测量设备顶端位移时程;采用三向加速度传感器测量支架顶端和设备顶端的加速度;在设备瓷瓶根部对称布置 4 片应变片用于应变测量。图 3 为试验传感器布置。



图 2 地震模拟振动台试验设备安装

Fig. 2 Installation of earthquake simulation shake table testing equipment

表 1 设备参数信息

Tab. 1 Equipment parameter information

设备	高度/mm	质量/kg	瓷柱弹性模量/(10^4 N·mm^{-2})	瓷柱密度/(kg·mm^{-3})	大伞直径/mm	小伞直径/mm	瓷柱直径/mm	支架直径/mm	支架高度/mm
隔离开关	3 040	1 010	7.65	0.765	274	174	140	325	2 000
电压互感器	3 400	750	7.65	0.765	354	254	220	426	2 000
电流互感器	3 800	790	7.65	0.765	396	296	260	426	2 000

表 2 地震模拟振动台技术指标

Tab. 2 Technical indexes of seismic simulation shaking table

振动模式	频率范围/Hz	极限荷载/kN	最大倾覆力矩/(kN·m)	最大加速度幅值	最大速度幅值	最大位移幅值
正弦、随机(地震动)	0.5 ~ 50	300	3 000	满载:X、Y 方向 1g,Z 方向 0.7g	X、Y 方向 50 cm/s,Z 方向 40 cm/s	X、Y 方向 ±80 cm,Z 方向 ±50 cm

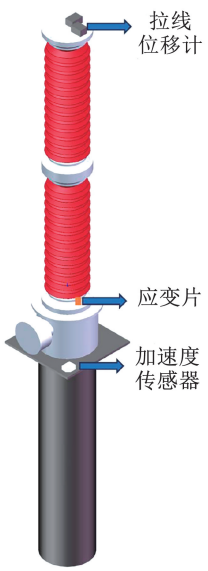


图 3 试验传感器布置

Fig. 3 Test sensor layout

由于振动台产生的高频噪声,加速度传感器的采集频率为 0.1 ~ 1 000 Hz,数据采集系统不可避免地会采集到高频干扰和噪声,这些高频成分可能掩盖真实的瓷柱型电气设备动力响应数据,影响后续分析的准确性。本文采用低通滤波方法,设置截止频率 25 Hz,允许低于该频率的信号通过,过滤高频噪声,确保试验数据为瓷柱型电气设备实际动力响应数据。

2.3 试验地震动选择与输入

参考文献[32 – 33],选择了两条实际强震记录 El Centro 地震动和 Wolong 地震动,一条根据设计需求谱生成的 R1 地震动。图 4 展示了所选 3 条地震动的反应谱。

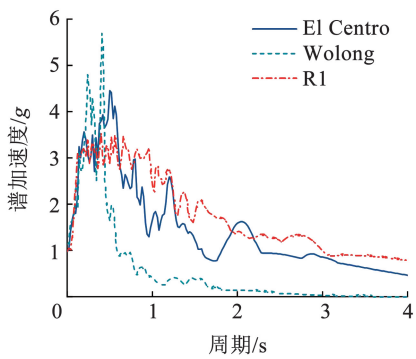


图 4 所选地震动反应谱

Fig. 4 Selected ground motion response spectra

由于《电力设施抗震设计规范》[19]未明确地震动输入加速度峰值的比例，参考 IEEE 693—2018 中规定的水平和竖向相互正交的三向输入，输入加速度峰值的比例为 1∶1∶0.8。试验时 3 条地震动主振方向输入加速度峰值从 0.1g 增加至 0.3g，振动台试验加载工况如表 3 所示。

表 3　振动台试验工况信息

Tab. 3　Shaking table test condition information

工况	PGA/g	主振方向	地震动
1	0.1, 0.2, 0.3	X	Wolong
2	0.1, 0.2, 0.3	X	El Centro
3	0.1, 0.2, 0.3	X	R1

3　理论分析与试验结果对比

为了验证所提出的考虑法兰抗弯刚度的分布参数简化分析模型在支架-瓷柱型电气设备耦合体系动力特性分析中的准确性，将该模型分析结果与试验结果进行对比。此外，为了突出本模型的优越性，同时将多自由度模型的计算结果也纳入了比较范围。

3.1　多自由度简化分析模型

本文所使用的多自由度分析模型（multi degree of freedom model，MDOF）如图 5 所示。

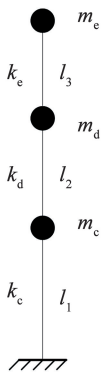
多自由度模型受支座激励运动微分方程为

$$\boldsymbol{M}\ddot{\boldsymbol{x}} + \boldsymbol{C}\dot{\boldsymbol{x}} + \boldsymbol{K}\boldsymbol{x} = -\boldsymbol{M}\ddot{\boldsymbol{u}}_{\mathrm{g}} \tag{24}$$

式中：$\boldsymbol{M}=\begin{bmatrix} m_{\mathrm{c}} & 0 & 0 \\ 0 & m_{\mathrm{d}} & 0 \\ 0 & 0 & m_{\mathrm{e}} \end{bmatrix}$，$\boldsymbol{C}=\begin{bmatrix} c_{\mathrm{c}}+c_{\mathrm{d}} & -c_{\mathrm{d}} & 0 \\ -c_{\mathrm{d}} & c_{\mathrm{d}}+c_{\mathrm{e}} & -c_{\mathrm{e}} \\ 0 & -c_{\mathrm{e}} & c_{\mathrm{e}} \end{bmatrix}$，

$\boldsymbol{K}=\begin{bmatrix} k_{\mathrm{c}}+k_{\mathrm{d}} & -k_{\mathrm{d}} & 0 \\ -k_{\mathrm{d}} & k_{\mathrm{d}}+k_{\mathrm{e}} & -k_{\mathrm{e}} \\ 0 & -k_{\mathrm{e}} & k_{\mathrm{e}} \end{bmatrix}$，$\boldsymbol{x}=\begin{bmatrix} x_{\mathrm{c}} & x_{\mathrm{d}} & x_{\mathrm{e}} \end{bmatrix}^{\mathrm{T}}$。

使用四阶 R-K 法对式(24)进行求解，得到多自由度模型在广义支座激励下的动力反应。



注：m_{c}为支架与瓷柱型设备底部油箱的集中质量，m_{d}为第 1 段瓷套管的集中质量，m_{e}为第 2 段瓷套管与上部油箱的集中质量，k_{c}为支架的刚度，k_{d}为第 1 段瓷套管刚度，k_{e}为第 2 段瓷套管刚度，l_1、l_2、l_3与分布参数体系模型中相同。

图 5　多自由度简化模型

Fig. 5　Simplified model with multiple degrees of freedom

3.2　理论分析结果与试验对比

将分布参数体系模型计算设备的频率、质量等参数与地震模拟振动台试验结果进行对比。表 4 为简化模型理论分析与试验设备参数对比。可以看出，针对 3 种设备的质量和频率，使用分布参数体系模型的分析结果与试验结果相差不大，误差均小于 5%，但是使用多自由度模型分析结果与试验结果有较为明显的差异，表明分布参数体系模型与试验模型相一致，分布参数体系模型相比多自由度模型更适用于支架-瓷柱型电气设备动力特性分析。瓷柱型电气设备通常具有复杂的几何形状，细长、变截面，质量分布复杂，在油箱和法兰连接处存在质量和刚度的突变，在白噪声激励作用下，导致使用多自由度模型预测结果与实际情况有较大偏差。

由分布参数体系模型计算得到的支架对电气设备的加速度放大系数及试验结果如表 5 ~ 7 所示。

表 4　理论分析与试验设备参数对比

Tab. 4　Theoretical analysis and comparison of experimental equipment parameters

设备	参数	DSPM	MDOF	试验	DPSM 误差/%	MDOF 误差/%
隔离开关	频率/Hz	3.36	5.03	3.31	1.51	52.97
	质量/kg	1 010	1 010	1 010	0	0
电压互感器	频率/Hz	4.62	5.99	4.41	4.76	35.82
	质量/kg	750	750	750	0	0
电流互感器	频率/Hz	3.16	4.55	3.01	4.98	51.98
	质量/kg	790	790	790	0	0

表 5 分布参数体系隔离开关模型与试验支架放大系数

Tab. 5 Distributed-parameter model of isolating-switch system and experimentally measured support DAF

输入地震动	DPSM	MDOF	试验	DPSM 误差/%	MDOF 误差/%
El C 0.1g	1.98	1.25	2.47	19.84	49.39
El C 0.2g	1.98	1.25	2.06	3.88	39.32
El C 0.3g	1.98	1.25	2.04	2.94	38.73
Wol 0.1g	2.10	2.18	2.01	4.48	8.46
Wol 0.2g	2.10	2.18	2.01	4.48	8.46
Wol 0.3g	2.10	2.18	2.07	1.45	5.31
R1 0.1g	2.27	1.71	2.46	7.72	30.49
R1 0.2g	2.27	1.71	2.25	0.89	24.00
R1 0.3g	2.27	1.71	2.29	0.87	25.33

表 6 分布参数体系电压互感器模型与试验支架放大系数

Tab. 6 Distributed-parameter model of the voltage-transformer system and experimentally measured support DAF

输入地震动	DPSM	MDOF	试验	DPSM 误差/%	MDOF 误差/%
El C 0.1g	1.84	1.10	2.24	17.86	50.89
El C 0.2g	1.84	1.10	1.91	3.66	42.41
El C 0.3g	1.84	1.10	1.96	6.12	43.88
Wol 0.1g	2.50	1.20	2.41	3.73	50.21
Wol 0.2g	2.50	1.20	2.52	0.79	52.38
Wol 0.3g	2.50	1.20	2.61	4.21	54.02
R1 0.1g	1.74	1.37	1.81	3.87	24.31
R1 0.2g	1.74	1.37	1.88	7.44	27.13
R1 0.3g	1.74	1.37	1.78	2.25	23.03

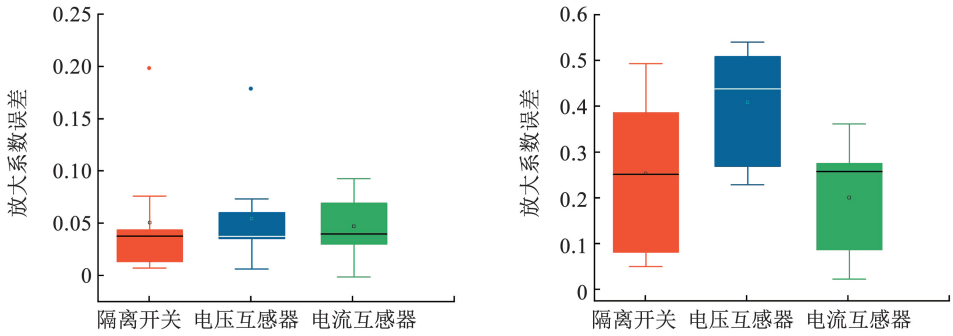
表 7 分布参数体系电流互感器模型与试验支架放大系数

Tab. 7 Distributed-parameter model of the current-transformer system and experimentally measured support DAF

输入地震动	DPSM	MDOF	试验	DPSM 误差/%	MDOF 误差/%
El C 0.1g	1.46	1.00	1.44	1.39	30.56
El C 0.2g	1.46	1.00	1.35	8.15	25.93
El C 0.3g	1.46	1.00	1.57	7.01	36.31
Wol 0.1g	1.87	1.41	1.71	9.36	17.54
Wol 0.2g	1.87	1.41	1.95	4.10	27.69
Wol 0.3g	1.87	1.41	1.93	3.11	26.94
R1 0.1g	1.56	1.52	1.56	0	2.56
R1 0.2g	1.56	1.52	1.67	6.59	8.98
R1 0.3g	1.56	1.52	1.62	3.70	6.17

由表 5 ~7 可以看出，不同的地震动由于频谱特性的差异，地震动激励作用下的支架对设备的放大系数结果不同。由于设备构造的差异，在相同地震动激励下支架对设备的放大系数也不同，质量越大，支架上部有集中质量的设备，支架对设备的放大系数越大。本次试验使用的振动台存在硬件老化问题，其自身噪声水平较高，对测量结果造成一定程度的影响，导致支架放大系数有一定的波动。

图 6 展示了简化分析模型计算得到的支架对设备地震反应的放大系数与试验结果之间的误差箱线图。



(a) 分布参数体系 (b) 多自由度模型

图 6 简化分析模型与试验放大系数误差

Fig. 6 Simplified analytical model and test amplification factor error

采用分布参数体系模型分析支架对隔离开关、电压互感器和电流互感器的放大系数结果与试验结果的平均误差分别为 5.17%、5.54% 和 4.82%；使用多自由度模型进行分析时，相应的平均误差则为 25.48%、40.91% 和 20.29%。对比结果显示：分布参数体系模型的误差范围更为狭窄，中位数较低，表明其误差分布较为集中且稳定；多自由度模型的误差范围更宽泛，中位数较高，显示出较大的变异性。这表明在分析支架对电气设备的放大系数方面，分布参数体系模型提供了更为准确和稳定的结果，多自由度模型则表现出更大的误差和不确定性。

传统的多自由度模型将结构离散化为有限数量的集中质量和刚性连接，适用于描述较为简单的结构系统。但是瓷柱型电气设备具有细长且重心偏上的结构特征，特别是电压互感器和电流互感器的油箱增加了质量分布的复杂性，集中质量模型将连续分布的质量离散到有限节点上，忽略了质量沿瓷柱型电气设备的空间变化。瓷柱体系在地震动荷载下

激发高频局部振动模态，集中质量模型因自由度有限，通常只能捕捉低阶振型，导致对高频响应严重失真。考虑法兰抗弯刚度的分布参数简化分析模型能够更准确地模拟这些特性，分布参数体系模型不仅考虑了结构沿长度方向的连续变化，还能够体现局部刚度和质量分布的变化，分布参数模型不仅能够有效模拟低阶振动，还可以较好地描述高阶振动对瓷柱型电气设备动力响应的影响，从而提供了更为精确和可靠的分析结果。

分布参数体系模型与试验模型的质量、频率以及支架对设备的放大系数的结果表明，分布参数体系模型与实际支架-设备结构吻合度较好，可以用于实际工程中计算支架对瓷柱型电气设备的动力放大效应。

4　支架-设备动力特性参数分析

基于考虑法兰抗弯刚度的分布参数体系模型，针对隔离开关、电压互感器及电流互感器 3 种典型支架-设备体系进行参数分析。为更好地量化支架高度、刚度、质量和法兰抗弯刚度对支架-设备体系自振频率的影响，分析高度比（支架高度与设备高度比值）、刚度比（支架刚度与设备刚度比值）、质量比（支架质量与设备质量的比值）、法兰抗弯刚度比（法兰抗弯刚度与设备刚度比值）等参数对支架-设备体系自振频率的影响。由于设备一般为规范化设计，本文通过保持设备的高度不变、刚度不变、质量不变，改变支架的长度、刚度以及质量，实现高度比、刚度比、质量比的变化，法兰抗弯刚度比的改变通过保持设备的刚度不变、改变法兰的抗弯刚度实现的。

GB 50060—2008《110 kV 高压配电装置设计规范》[34] 中屋外配电装置的安全净距规定，电气设备外绝缘体最低部位距地不应小于 2 500 mm，无遮拦裸导体至地面之间最小安全净距为 2 700 mm。本文模拟振动台试验采用互感器高度为 3.4 m，高度比取值为 0.1 ~ 1.0，满足规范中电气设备安全净距规定。GB 50545—2010《100 kV ~ 750 kV 架空输电线路设计规范》[35] 和 GB 50059—2011《35 kV ~ 110 kV变电站设计规范》[36] 规定钢柱支架壁厚最小为 3 mm，悬垂直无拉线单根钢筋混凝土杆及钢管杆计算挠度限值为 $5h/1\,000$，h 为杆塔最长腿基础顶面至计算点高度，刚度比取值为 1 ~ 100，满足规范中关于钢管支架的抗震性能要求。互感器质量远大于钢管支架质量，质量比取值为 0.1 ~ 2.0，包含了常用钢管支架质量规格。文献[37]对特高压电气设备法兰连接处的抗弯刚度进行了试验研究，测试设备外径由 130 mm 增大至 500 mm 时，测得法兰抗弯刚度由 2.84×10^6 N·m/rad 增加至 1.33×10^8 N·m/rad，法兰抗弯刚度比取值范围为 1 ~ 100，包含了常用法兰连接的抗弯刚度。对式(6)求解，控制单一变量，得到不同参数对支架-设备体系自振频率的影响，结果如图 7 ~ 10 所示。

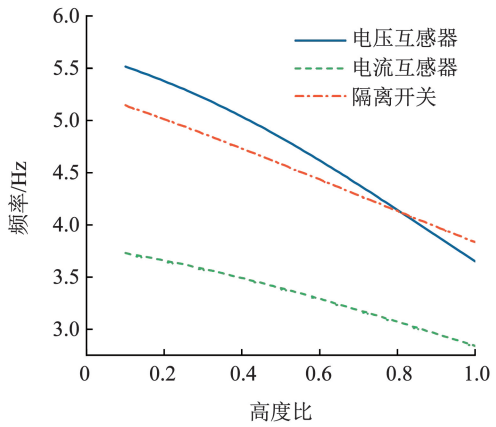


图 7　高度比对体系自振频率的影响

Fig. 7　Influence of height on the natural frequency of the system

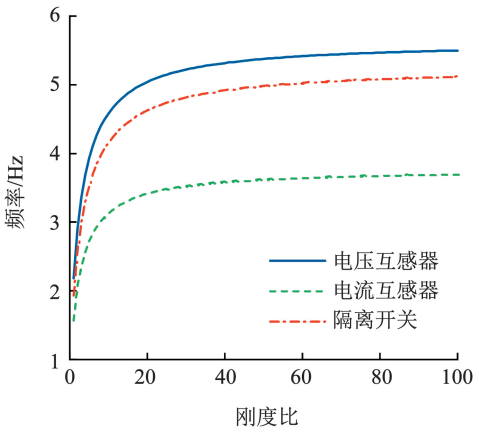


图 8　刚度比对体系自振频率的影响

Fig. 8　Influence of stiffness ratio on the natural frequency of the system

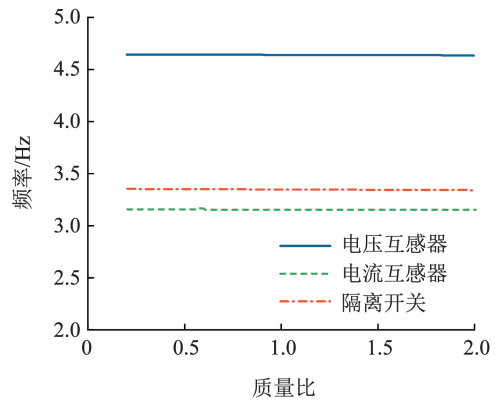


图 9　质量比对体系自振频率的影响

Fig. 9　Influence of mass ratio on natural frequency of the system

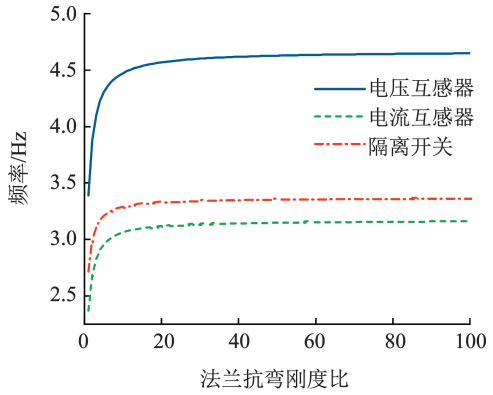


图 10 法兰抗弯刚度比对体系自振频率的影响

Fig. 10 Influence of flange bending stiffness ratio on natural frequency of the system

由图 7 ~ 10 可知,高度比、刚度比以及法兰抗弯刚度比对于支架–设备体系的自振频率具有显著的影响。随着高度比的增加,体系的自振频率呈现下降的趋势,由于随着高度比的增加体系的质心位置变高,支架的相对刚度降低,支架–设备整体频率降低。刚度比和法兰抗弯刚度比对自振频率的影响更为复杂,在一定范围内,随着刚度比的增加,体系自振频率逐渐增加,当刚度比增加到一定程度时,自振频率开始趋于稳定,这种现象是由于支架和法兰在过大的刚度下开始呈现刚体特性,支架–设备的自振频率主要取决于设备自身。质量比对自振频率的影响并不明显,在参数变化范围内,体系的自振频率并没有呈现明显的变化趋势。

通过对式(23)求解,控制单一变量,分析高度比、刚度比及法兰抗弯刚度比等参数对支架动力放大系数 F_{DA} 的影响。结果如图 11 ~ 13 所示。

由图 11 ~ 13 可知,随着高度比、刚度比及法兰抗弯刚度比等参数的改变,支架对设备的动力放大系数也随之改变,刚度比的改变对动力放大系数影响最大。随着高度比的增加,支架对设备的动力放大系数也随之增大。支架对设备的动力放大系数随着刚度比的增加而降低,且当刚度比增大到一定值时,支架对设备的动力放大系数趋于稳定,这表明随着支架刚度增加,支架对设备的支撑作用增强,但这种增强效果在达到一定值后逐渐稳定。支架对设备的动力放大系数随着法兰抗弯刚度比的增加呈现先增大后减小的趋势,由图 10 可以看出:法兰抗弯刚度比较低时,整体频率较低,体系的频率离地震动的卓越频率较远;随着法兰抗弯刚度的增加,支架–设备体系的频率也随之增加,并靠近地震动卓越频率,所以,支架对设备的动力放大系数逐渐变大;当支架–设备体系的频率大于卓越频率时,支架对设备的动力放大系数逐渐降低。由图 12 可知,支架对设备的动力放大系数变化范围较大,仅当支架刚度比足够大时才会临近 1.2,但此时支架刚度过大造成了极大的材料浪费,与经济性相悖,不符合工程实际,而且支架对不同的特征的设备动力放大系数也不同,应根据设备特征适当提高支架对设备的动力放大系数的取值。

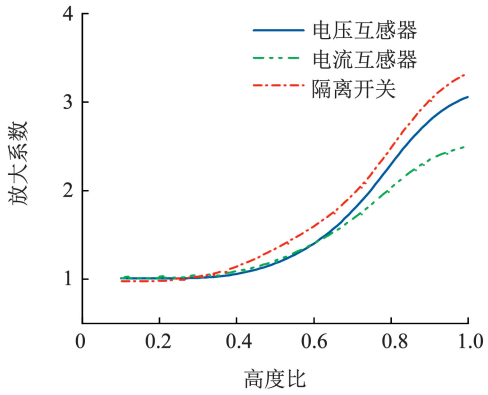


图 11 高度比对支架动力放大系数的影响

Fig. 11 Influence of height on support DAF

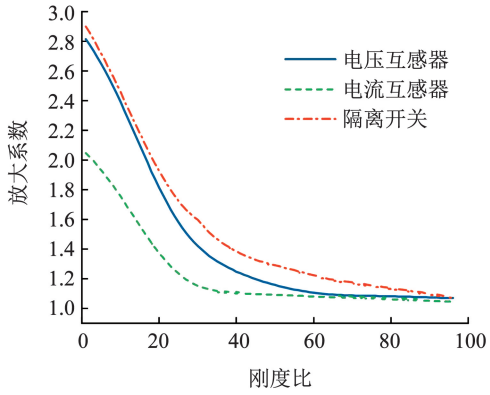


图 12 刚度比对支架动力放大系数的影响

Fig. 12 Influence of stiffness ratio on support DAF

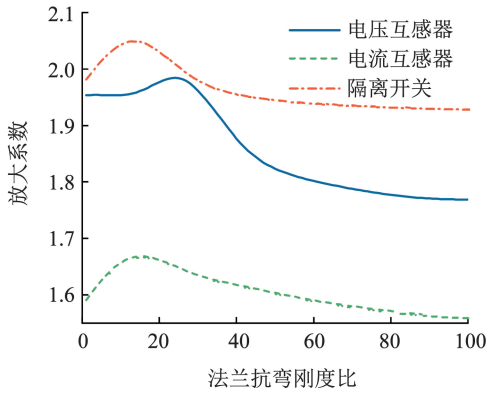


图 13 法兰抗弯刚度比对支架动力放大系数的影响

Fig. 13 Influence of flange bending stiffness ratio on support DAF

本文所选户外敞开式变电站 3 种典型瓷柱型设备隔离开关、电压互感器以及电流互感器分别代表

了双瓷柱设备、油箱位于底部设备和油箱位于顶部设备，针对 3 种典型设备选取文献[38]中给出的用于生命线工程地震动集合作为激励，计算支架对 3 种设备的动力放大系数。支架采用高为 2 500 mm、直径为 400 mm、壁厚为 8 mm 的圆钢管，满足规范[34-36]中安全净距和支架刚度的要求。所选地震动分为 4 类：第 1 类为矩震级为 7、震中距为 10 km 的近场软土宽频地震动；第 2 类为矩震级为 6、震中距为 25 km 的远场软土场地震动；第 3 类为矩震级为 7、震中距为 10 km 的近场基岩场地震动；第 4 类为脉冲型地震动。每类地震动 40 条，共计 160 条，每类地震动的反应谱和规范设计谱如图 14 所示。可以看出，每类地震动的加速度反应谱均包络了规范设计谱。

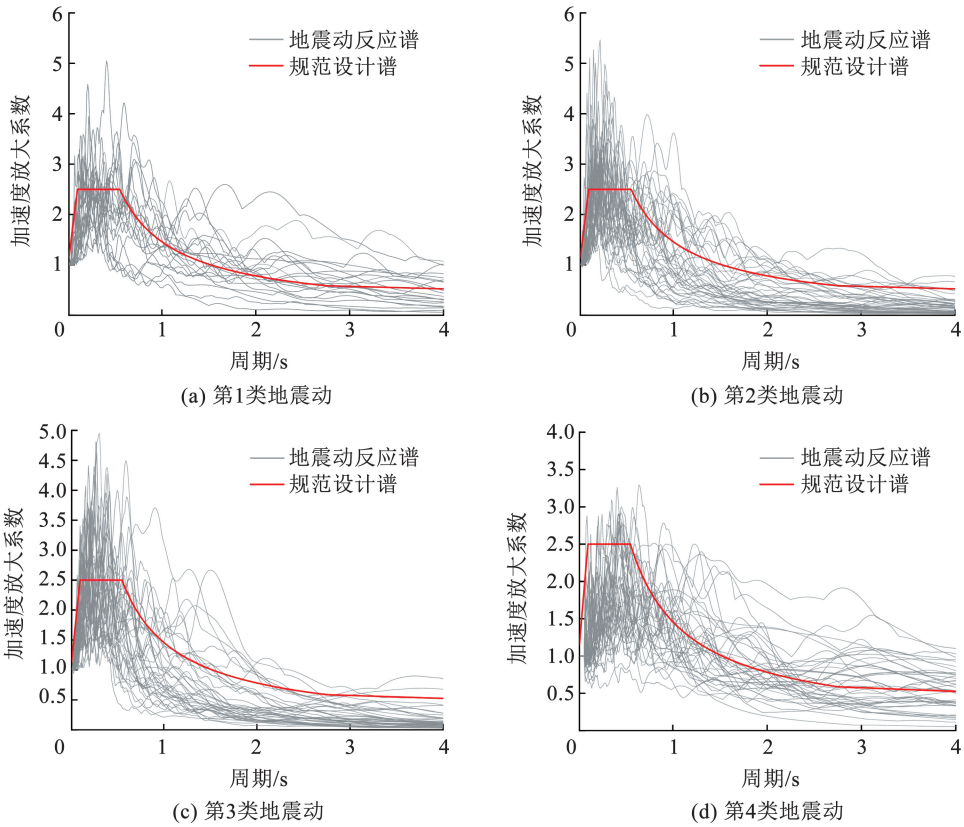


图 14　4 类地震动反应谱

Fig. 14　Response spectra of four seismic motion classes

使用本文提出的考虑法兰抗弯刚度的分布参数简化分析模型计算支架对 3 种典型瓷柱型设备的动力放大系数，4 类地震动激励计算结果如表 8 所示。

表 8　4 类地震动激励支架动力放大系数

Tab. 8　DAF of support under four types of seismic motion excitations

地震动类型	隔离开关		电压互感器		电流互感器	
	均值	标准差	均值	标准差	均值	标准差
第 1 类地震动	2.08	0.68	1.98	0.50	1.29	0.23
第 2 类地震动	2.36	0.82	2.15	0.65	1.33	0.40
第 3 类地震动	2.39	0.70	2.22	0.59	1.40	0.37
第 4 类地震动	2.63	0.57	2.10	0.49	1.53	0.29

由表 8 可以看出，在 4 类地震动激励下，支架对电气设备的动力放大系数均值都大于《电力设施抗震设计规范》[19]中规定的支架对电气设备的动力放大系数 1.2。第 1 类地震动代表了震中附近的软土场地，第 2 类地震动代表了离震中较远的软土场地，第 3 类地震动代表了震中附近的基岩场地，不同场地类型的地震动激励计算结果表明，规范中支架对电气设备的动力放大系数规定取值偏小，无法满足工程中对设备安全性的要求，需要提高动力放大系数的基准值。

为了更详细地说明支架对 3 种典型设备的动力放大系数分布情况，基于 4 类地震动激励下的计算结果绘制的箱线图如图 15 所示。可以看出，支架对隔离开关的动力放大系数基本为 1.88 ~ 2.78，均值为 2.37；支架对电压互感器的动力放大系数基本为 1.68 ~ 2.54，均值为 2.11；支架对电流互感器的动力放大系数基本为 1.16 ~ 1.55，均值为 1.39。支架动力放大系数结果表明支架顶部质量越大，支架动力放大系数越大。

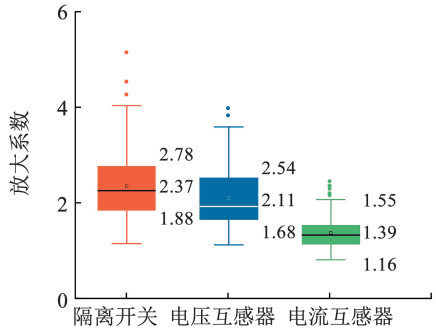


图 15 支架放大系数分布

Fig. 15 Distribution of DAF for support

使用置信水平 95%，显著性水平为 0.05，置信区间的上分位值作为支架对 3 种典型设备的动力放大系数建议值，以确保足够的安全性。支架对 3 种典型设备的放大系数分布特性如图 16 所示。可以看出，支架对 3 种设备动力放大系数的概率分布基本服从正态分布。置信区间计算公式为

$$\mathrm{CI}=\left[\overline{X}-Z_{\frac{\alpha}{2}}\frac{\sigma}{\sqrt{N}},\overline{X}+Z_{\frac{\alpha}{2}}\frac{\sigma}{\sqrt{N}}\right] \tag{25}$$

式中：CI 为置信区间，$\overline{X}$为支架动力放大系数均值，$Z_{\frac{\alpha}{2}}$为标准正态分布显著性水平为 α 下的临界值，σ 为支架动力放大系数的标准差，N 为支架动力放大系数样本数量。

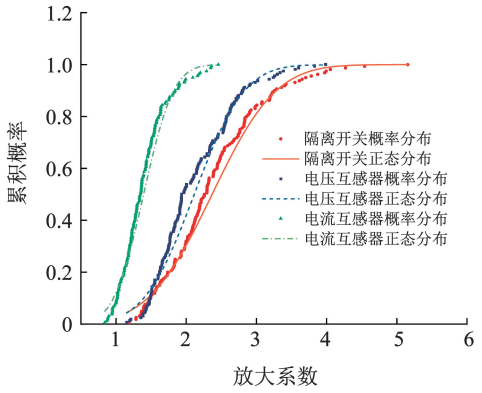


图 16 支架对 3 种设备动力放大系数概率分布

Fig. 16 Probability distribution of DAF for support of three types of equipment

基于 160 条地震动激励计算结果，支架对隔离开关的动力放大系数均值为 2.37，标准差为 0.72；支架对电压互感器的动力放大系数均值为 2.11，标准差为 0.56；支架对电流互感器的动力放大系数均值为 1.39，标准差为 0.33。使用式(25)计算 3 种典型设备隔离开关、电压互感器和电流互感器的支架动力放大系数在 95% 置信水平，显著性水平为 0.05 置信区间的上分位值为 2.48、2.20 和 1.45。支架动力放大系数 95% 置信水平的置信区间提供了一个合理的估计范围，为进一步优化支架设计提升设备抗震性能提供了重要的参考依据。本文对于双瓷柱和油箱位于底部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为 2.5，对于油箱位于顶部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为 1.5。

5 结 论

1)简化分析模型能较好地分析支架-设备体系的动力特性及地震反应，适用于各种型式的瓷柱型电气设备，计算结果能够满足工程实际。

2)支架-设备体系的自振频率随支架高度比的增加而降低；随支架刚度比和法兰抗弯刚度比的增加而增加，当刚度比和法兰抗弯刚度比增加到一定范围时，体系的自振频率趋于一个定值。

3)支架的动力放大系数随支架高度比增加而增加；随支架刚度比增加而逐渐降低，当支架刚度比增加到一定范围时，支架动力放大系数趋于一个定值；随法兰抗弯刚度比的增加，支架动力放大系数呈现先增大后降低的趋势。

4)双瓷柱和油箱位于底部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为 2.5，油箱位于顶部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为 1.5。

5)本文关于支架动力放大系数的计算是基于线性材料的单独设备-支架模型计算，未能充分考虑材料的非线性和设备之间的互联作用，后续研究应构建更为精确的非线性模型，考虑设备之间母线互联对支架动力放大系数的影响，为支架设计提供技术支撑，提高瓷柱型电气设备在复杂工况下的可靠性和安全性。

参考文献

[1]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
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. DOI：10.13336/j.1003 - 6520. hve. 20190604036

[2]于永清，李光范，李鹏，等. 四川电网汶川地震电力设施受灾调研分析[J]. 电网技术，2008，32(11)：5
Yu Yongqing，Li Guangfan，Li Peng，et al. Investigation and analysis of electric equipment damage in sichuan power grid caused by Wenchuan earthquake [J]. Power System Technology，2008，32(11)：5

[3]刘如山，张美晶，邬玉斌，等. 汶川地震四川电网震害及功能失效研究[J]. 应用基础与工程科学学报，2010，18(增刊1)：200
Liu Rushan，Zhang Meijing，Wu Yubin，et al. Damage and failure

study of Sichuan electric power grid in Wenchuan earthquake[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2010, 18(S1): 200

[4] Araneda J C, Rudnick H, Mocarquer S, et al. Lessons from the 2010 Chilean earthquake and its impact on electricity supply[C]// Power System Technology (POWERCON), 2010 International Conference on IEEE. Piscataway: IEEE, 2010: 17. DOI: 10.1109/POWERCON.2010.5666023

[5] Cowan H, Beattie G, Hill K, et al. The Mw 8.8 Chile earthquake, 27 February 2010[J]. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 2011, 44(3): 123. DOI: 10.5459/bnzsee.44.3.123-166

[6] 尤红兵,赵凤新. 芦山7.0级地震及电力设施破坏原因分析[J]. 电力建设, 2013, 34(8): 100
You Hongbing, Zhao Fengxin. M7.0 earthquake in Lushan and damage cause analysis of power facilities[J]. Electric Power Construction, 2013, 34(8): 100. DOI: 10.3969/j.issn.1000-7229.2013.08.019

[7] 刘如山, 刘金龙, 颜冬启, 等. 芦山7.0级地震电力设施震害调查分析[J]. 自然灾害学报, 2013, 22(5): 83
Liu Rushan, Liu Jinlong, Yan Dongqi, et al. Seismic damage investigation and analysis of electric power system in Lushan M_S 7.0 earthquake[J]. Journal of Natural Disasters, 2013, 22(5): 83. DOI: 10.13577/j.jnd.2013.0512

[8] 文学, 刘湘钒, 熊德兵. 四川电网因地震受损的输电线路全部恢复正常运行[N]. 国家电网报,2022-09-22(2)
Wen Xue, Liu Xiangfan, Xiong Debing. All transmission lines damaged by the earthquake in Sichuan power grid returned to normal operation[N]. State Grid News, 2022-09-22(2)

[9] 石高扬, 薛志航, 谢强, 等. 甘肃积石山6.2级地震750 kV避雷器震害统计及损伤机理分析[J]. 高电压技术, 2024, 50(11): 5005
Shi Gaoyang, Xue Zhihang, Xie Qiang, et al. Disaster investigation and seismic damage mechanism analysis of 750 kV arresters in the Jishishan 6.2-magnitude earthquake in Gansu province[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(11): 5005. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20240636

[10] 程永锋, 朱祝兵, 卢智成, 等. 变电站电气设备抗震研究现状及进展[J]. 建筑结构, 2019, 49(增刊2): 356
Cheng Yongfeng, Zhu Zhubing, Lu Zhicheng, et al. Research state and development of seismic performance of substation electrical equipment[J]. Building Structure, 2019, 49(S2): 356. DOI: 10.19701/j.jzjg.2019.S2.065

[11] 何畅, 何紫薇, 江力强, 等. 多重不确定性对特高压变压器瓷套管地震失效风险的影响[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(15): 5763
He Chang, He Ziwei, Jiang Liqiang, et al. Effects of different sorts of uncertainties on seismic failure risk of ultra-high-voltage porcelain transformer bushing[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(15): 5763. DOI: 10.13577/j.jnd.2013.0512

[12] 何畅, 谢强, 杨振宇. 1 100 kV特高压气体绝缘开关套管-支架体系抗震性能加固试验研究[J]. 电网技术, 2018, 42(6): 2016
He Chang, Xie Qiang, Yang Zhenyu. Tests on seismic retrofitting of 1 100 kV UHV GIS bushing-supporting frame system[J]. Power System Technology, 2018, 42(6): 2016. DOI: 10.13335/j.1000-3673.pst.2017.2227

[13] 曹枚根, 高政国, 张健, 等. 高压瓷绝缘子振动疲劳试验及损伤识别[J]. 高压电器, 2017, 53(10): 7
Cao Meigen, Gao Zhengguo, Zhang Jian, et al. Vibration fatigue test and damage identification of high-voltage porcelain insulator[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(10): 7. DOI: 10.13296/j.1001-1609.hva.2017.10.002

[14] 孙宇晗, 卢智成, 刘振林, 等. 1 100 kV特高压套管地震模拟振动台试验[J]. 高电压技术, 2017, 43(12): 4139
Sun Yuhan, Lu Zhicheng, Liu Zhenlin, et al. Study on earthquake simulation shaking table test of 1 100 kV composite external insulation bushing[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(12): 4139. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20171127043

[15] 孙宇晗, 卢智成, 刘振林, 等. 特高压变电站内110 kV电容器组模型地震模拟振动台试验[J]. 高电压技术, 2017, 43(3): 879
Sun Yuhan, Lu Zhicheng, Liu Zhenlin, et al. Shaking table test on model of 110 kV capacitor bank in UHV substation[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(3): 879. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20170303026

[16] 卢智成, 邱宁, 程永锋, 等. 特高压TYD1000型电容式电压互感器抗震试验研究[J]. 高电压技术, 2015, 41(11): 3694
Lu Zhicheng, Qiu Ning, Cheng Yongfeng, et al. Study on seismic experiment of ultra high voltage TDY1000 capacitive voltage transformer[J]. High Voltage Engineering, 2015, 41(11): 3694. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.2015.11.024

[17] 石高扬, 谢强. 支柱类电气设备中间层三维隔震振动台试验研究[J]. 土木工程学报,2025, 58(2): 1
Shi Gaoyang, Xie Qiang. Shaking table test study of post-electrical equipment with three-dimensional isolation in the intermediate layer[J]. China Civil Engineering Journal, 2025, 58(2): 1. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.23080712

[18] 魏淼淼, 何畅, 谢强. 近远场地震下软导线耦联电气设备体系地震响应分析[J]. 高压电器, 2022, 58(8): 23
Wei Miaomiao, He Chang, Xie Qiang. Seismic responses of flexible conductor interconnected electrical equipment in near and far field earthquakes[J]. High Voltage Apparatus, 2022, 58(8): 23. DOI: 10.13296/j.1001-1609.hva.2022.08.003

[19] GB 50260—2013 电力设施抗震设计规范[S]

[20] JEAG 5003—2019 変電所等における電気設備の耐震設計指針[S]

[21] IEEE 693—2018 IEEE recommended practice for seismic design of substations[S]

[22] IEC TS 61463—2016 IEC technical specification on bushings-seismic qualification[S]

[23] 官贞珍, 朱全军, 樊习英, 等. 中美欧电气设备抗震设计规范研究[J]. 地震工程与工程振动, 2018, 38(3): 184
Guan Zhenzhen, Zhu Quanjun, Fan Xiying, et al. Study on Chinese, American and European codes for seismic design of electrical installations[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2018, 38(3): 184. DOI: 10.13197/j.eeev.2018.03.184.guanzz.022

[24] Dastous J B, Filiatrault A, Pierre J R. Estimation of displacement at interconnection points of substation equipment subjected to

earthquakes[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2004, 19(2): 618. DOI: 10.1109/TPWRD.2003.823203

[25] Mohammadi R K, Akrami V, Nikfar F. An improvement to seismic design of substation support structures[J]. Structural Engineering & Mechanics, 2013, 45(6): 821. DOI: 10.12989/sem.2013.45.6.821

[26] Whittaker A S, Fenves G L, Gilani A S. Seismic evaluation and analysis of high-voltage substation disconnect switches [J]. Engineering Structures, 2007, 29: 3538. DOI: 10.1016/j.engstruct.2007.07.028

[27] Li Sheng, Tsang Hingho, Cheng Yongfeng, et al. Considering seismic interaction effects in designing steel supporting structure for surge arrester[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 132: 151. DOI: 10.1016/j.jcsr.2017.01.012

[28] 李黎, 汪国良, 胡亮, 等. 特高压支架-设备体系动力响应简化分析及参数研究[J]. 工程力学, 2015, 32(3): 82
Li Li, Wang Guoliang, Hu Liang, et al. Simplified analysis and parametic study of dynamic response for UHV electrical support-equipment system[J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(3): 82

[29] 姜斌, 郝群岩, 谢强, 等. 变电站设备-支架耦合体系的地震响应建模与参数分析[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(8): 2506
Jiang Bin, Hao Qunyan, Xie Qiang, et al. Theoretical modelling and parameter analysis on seismic responses of electrical equipment-support structural system[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(8): 2506. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.180670

[30] 杜永峰, 刘彦辉, 李慧. 高压电气设备支架串联体系地震响应半解析法[J]. 计算力学学报, 2010, 27(2): 225
Du Yongfeng, Liu Yanhui, Li Hui. Response of serial system of equipment and supporter under earthquake based on semi-analytical method[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2010, 27(2): 225

[31] He Chang, Xie Qiang, Yang Zhenyu, et al. Influence of supporting frame on seismic performance of 1 100-kV UHV-GIS bushing[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 161: 114. DOI: 10.1016/j.jcsr.2019.06.019

[32] 尤红兵, 张郁山, 赵凤新. 电气设备振动台试验输入的合理确定[J]. 电网技术, 2012, 36(5): 118
You Hongbing, Zhang Yushan, Zhao Fengxin. Reasonable determination of input waves for shake-table test of electrical equipments[J]. Power System Technology, 2012, 36(5): 118. DOI: 10.13335/j.1000-3673.pst.2012.05.010

[33] 程永锋, 朱祝兵, 邱宁, 等. 特高压电气设备抗震试验共振拍波适用性及合理地震动输入研究[J]. 高电压技术, 2015, 41(5): 1753
Cheng Yongfeng, Zhu Zhubing, Qiu Ning, et al. Research of resonance beat wave applicability and reasonable seismic input used in seismic test of UHV electrical equipments[J]. High Voltage Engineering, 2015, 41(5): 1753. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.2015.05.046

[34] GB 50060—2008 110 kV 高压配电装置设计规范[S]

[35] GB 50545—2010 110 kV ~ 750 kV 架空输电线路设计规范[S]

[36] GB 50059—2011 35 kV ~ 110 kV 变电站设计规范[S]

[37] 朱祝兵, 代泽兵, 卢智成, 等. 特高压电气设备法兰连接处的弯曲刚度试验研究[J]. 中国电力, 2014, 47(6): 6
Zhu Zhubing, Dai Zebing, Lu Zhicheng, et al. Experimental study of the bending rigidity at flange connection of UHV electrical equipment[J]. Electric Power, 2014, 47(6): 6. DOI: 10.3969/j.issn.1004-9649.2014.06.002

[38] Baker J W, Lin T, Shah S K, et al. New ground motion selection procedures and selected motions for the PEER transportation research program[R]. Berkeley: Pacific Earthquake Engineering Research Center, 2011

(编辑 刘 彤)