

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20210728001

## 220 kV 变压器-套管体系抗震性能的 数值模拟分析\*

王明君, 唐廷轩, 何 军

(上海交通大学船舶海洋与建筑工程学院土木工程系, 上海 200240)

**摘要:** 为了进行高压变压器-套管体系抗震性能的数值模拟分析, 并进行高压变压器-套管体系地震动模拟振动台试验方案的初步设计, 针对 OSSZ11-240 000/220 型变压器, 采用 ABAQUS 软件建立了变压器-套管体系的有限元分析模型, 模拟了其自振特性和关键部位地震响应。在模拟结果的基础上, 分析了变压器油箱顶板刚度对套管抗震性能的影响、套管根部的动力放大系数、以及套管地震响应的特点等。结果表明: ① 变压器油箱顶板刚度较低会降低套管的自振频率, 放大其地震响应, 同时, 油箱顶板上多个套管间的动力相互作用会改变其地震响应; ② 高压套管根部的动力放大系数最高达 5.17, 远大于规范推荐值; ③ 缩尺模型与原模型模态和动力分析结果的对比验证了缩尺模型的合理性。建立的有限元方法可用于高压变压器-套管体系抗震性能的数值仿真分析、以及制定高压变压器-套管体系地震动模拟振动台试验的初步方案。

**关键词:** 高压变压器-套管体系; 抗震性能; 有限元建模; 自振特性; 地震响应

**中图分类号:** TU443   **文献标识码:** A   **文章编号:** 1672-2132(2023)03-0526-09

## Numerical Simulation and Analysis of Seismic Performance of High Voltage Transformer-bushing Systems

WANG Mingjun, TANG Tingxuan, HE Jun

(Department of Civil Engineering, School of Naval Architecture, Ocean & Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

**Abstract:** To establish a numerical simulation method for seismic performance of high-voltage transformer-bushing systems and to design a preliminary plan for ground vibration simulation shaking tests, this paper develops a finite element analysis method for analyzing seismic performance of the OSSZ11-240000/220 transformer using the ABAQUS software, whereby their natural vibration characteristics and seismic response of key parts of the transformer-bushing system under consideration are simulated. Based on the simulation results, the influence of the stiffness of the transformer tank's top plate on the seismic performance of the bushing, the dynamic amplification factor of the bushing root, and the characteristics of the bushing seismic response are analyzed. The results show that: (1) the lower stiffness of the transformer tank's top plate will reduce the natural frequency of the bushing and amplify its

\* 收稿日期: 2021-07-28; 修回日期: 2021-09-03

基金项目: 国家自然科学基金项目(51978397)资助

作者简介: 王明君(1996—), 男, 硕士研究生。主要从事变电站设备地震安全性研究。E-mail: wang-mj@sjtu.edu.cn

通讯作者: 何军(1968—), 男, 教授, 博士。主要从事结构可靠度和地震安全性研究。E-mail: junhe@sjtu.edu.cn

seismic response, and the dynamic coupling between multiple bushings on the top plate of the tank will alter their seismic responses; (2) the dynamic amplification factor of the high-voltage bushing root reaches up to 5.14, which is much higher than the recommended value of the specification; (3) the comparison of modal and dynamic analysis results between the scaled model and the original model confirms the validity of the scaled model. The proposed finite element method can be used for the numerical simulation analysis of the seismic performance of high-voltage transformer-bushing systems, and the formulation of a preliminary plan for shaking table test of ground vibration simulation for these systems.

**Keywords:** high-voltage transformer-bushing system; finite element modeling; scale model; modal characteristics; seismic response

## 0 引言

变压器是输变电系统正常运行的关键变电站设备,主要由变压器箱体和绝缘套管两部分结构组成,箱体结构复杂且套管结构细长。国内外历次大地震的统计表明:由于变压器的自振频率与地震波频率接近,其在地震高烈度区受损严重,不仅造成直接经济损失,还带来严重的次生灾害<sup>[1-2]</sup>。1994年美国Northridge地震中,变压器套管受损严重,导致大面积断电<sup>[3]</sup>。1999年土耳其Kocaeli地震同样造成了大面积断电,主要原因是变压器与基础发生了位移<sup>[4]</sup>。2008年汶川地震中,变压器和套管位移、法兰开裂、渗漏油等破坏,使四川电网受损严重<sup>[5]</sup>。随着我国电网建设的迅速发展,为了保证电力系统在地震中的可靠性和稳定性,高压变压器-套管体系的抗震性能研究尤为重要。

不同型号的高压变压器结构差异较大,导致高压变压器抗震研究普适性不足。受振动台尺寸和承载能力限制,高压变压器-套管体系原型的振动台试验难以实现,目前,国内外学者进行了一些仿真变压器-套管体系的振动台试验,但与原结构有一定差异,更多的是采用数值模拟研究高压变压器的抗震性能<sup>[6]</sup>。1998年,S. Bellorini等<sup>[7]</sup>基于现场实测数据对230 kV变压器-套管体系进行了数值分析,结果表明规范中的地震动力放大系数并不适用于所有的变压器结构,应针对不同型号变压器做进一步分析。2006年,A. Filiatrault等<sup>[8]</sup>分别对230、500、525 kV不同型号四个高压变压器进行数值分析,结果均表明变压器油箱顶板改变了套管的固有频率,使套管的地震响应比刚性支座条件下的响应大,并提出在套管底部附近的变压器油箱的盖板上

加入水平加强筋来减小其转动。2018年,G. L. Ma等<sup>[9-10]</sup>对500 kV高压变压器-套管体系进行了有限元分析,并进行了仿真变压器模型振动台试验,发现了变压器箱体及升高座与套管间有强烈的相互作用,这种作用显著放大了套管根部的加速度,导致地震作用下套管根部的弯矩远超过其抗弯强度,并提出了有效的支撑加固措施。2019年,J. Bender等<sup>[11]</sup>对五种不同型号的变压器-套管体系进行了有限元分析,并通过改变套管的安装刚度来寻找变压器油箱和套管间的耦合规律,发现套管动力放大系数与套管和油箱基本频率间的关系密切,并且可以通过改变套管的安装刚度来降低其动力放大作用。2020年,朱祝兵<sup>[12]</sup>进行了±800 kV特高压换流变压器缩尺模型振动台试验,提出了套管是特高压换流变地震作用下的薄弱环节和部位,分析了套管的破坏模式,并分析了特高压换流变本体地震动力放大系数的分布规律和特点,提出了适用于特高压换流变本体地震动力放大系数的定义和取值。

变压器是输变电系统正常运行的关键设备,有限元分析表明目前规范中对变压器的抗震设计要求较低,导致在历次地震中的变压器均受损严重。但已有数值模型对原结构简化较多,尤其是套管法兰与升高座连接位置的模拟对套管响应结果影响很大。同时,由于高压变压器尺寸较大,现有条件难以实现变压器原型结构的振动台试验。所以,为了建立合理的高压变压器-套管体系抗震性能分析方法,优化变压器-套管体系的抗震设计,本文应用ABAQUS软件建立了220 kV高压变压器-套管体系有限元模型,计算分析其在地震作用下的动力响应和抗震性能,并基于量纲理论和相似原则,建立了几何相似比为1:3(模型与原型的比值)的忽略重力缩尺模型,进行抗震性能研究并与足尺模型动力

分析结果进行对比,验证缩尺模型的合理性,为220 kV 变压器-套管体系缩尺模型的振动台试验提供参考。

## 1 OSSZ11-240000/220 型变压器-套管体系建模

### 1.1 基本参数

变压器是变电站中变换电压、将各级电压的电网联系起来的关键设备,主要由内部铁芯、油箱、油枕、绝缘套管、散热器等组成。OSSZ11-240000/220 型变压器为自耦三相有载调压220 kV 降压变压器,容量为240 MVA,适用于发电厂、变电站和大型厂矿企业等。

变压器-套管体系外形及尺寸如图1所示,绝缘套管通过升高座连接在油箱上,油箱侧板上有加劲肋增强其刚度,高压(220 kV)套管标号分别为A、B、C;中压(110 kV)套管标号分别为Am、Bm、Cm;低压(21 kV),套管标号分别为a、b、c,20 kV 配电网相较于标准的35 kV 和10 kV 配电网在有效降低电能损耗、减少变电站和线路走廊数量、优化电能质量、提升供电能力方面有显著优势,所以江苏和浙江的部分地区采用20 kV 电压等级的配电网。变压器-套管体系具体参数如下:变压器油箱长9.65 m,宽2.65 m,高2.25 m;升高座长1.7 m,倾斜角度为30°;高压套管总长4.1 m,空气侧长3 m,浸

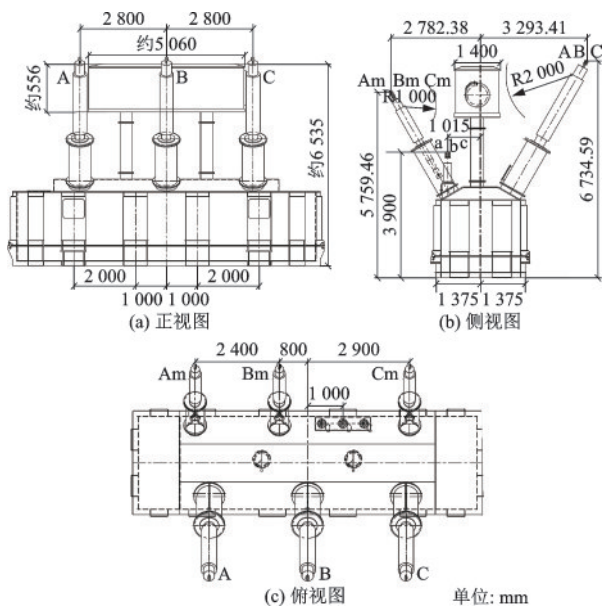


图1 变压器外形及尺寸

Fig.1 Shape and size of the transformer

油侧长1.1 m;高压套管顶部距油箱底部6.7 m,油枕顶部距油箱底部6.5 m。变压器油箱底板和侧板厚10 mm,顶板厚25 mm,升高座板厚20 mm,材料为Q235钢。套管外径为300 mm,壁厚40 mm,材料为瓷质。

### 1.2 有限元建模

采用ABAQUS软件建立的220 kV 变压器-套管体系有限元模型如图2所示,建模时,考虑散热器与油箱软连接,以及控制开关等附属设备质量较小,地震响应较小,所以忽略散热器等附属设备的影响;由于油箱内绝缘油处于充满状态,其晃动效应可以忽略,将其以附加质量的方式均匀附加在油箱侧壁;同时内部铁芯用螺栓连接在油箱底板上,对油箱和上部结构动力响应影响很小,建模时不考虑。

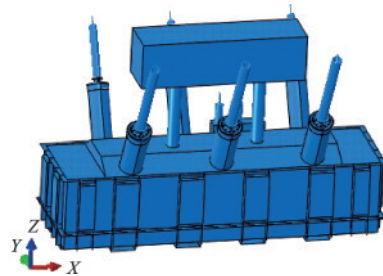


图2 变压器-套管体系有限元模型

Fig.2 Finite element model of the transformer-bushing system

变压器油箱、油枕及升高座用材均为薄钢板,采用S4R四结点曲面薄壳减缩积分单元;为模拟套管与升高座实际连接形式,升高座顶部与套管法兰均用实体单元建模,并用实体螺栓连接,如图3所示,均采用C3D8R八结点线性六面体减缩积分单元,同时将法兰网格加密以便精确输出应力响应;绝缘套管采用B31两结点空间线性梁单元单元,套

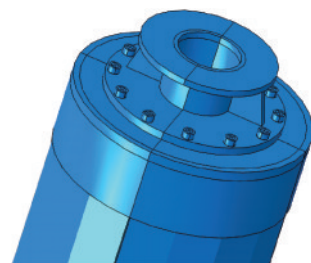


图3 套管与升高座连接有限元模型

Fig.3 Finite element model of the connecting position of bushing and turret

管与法兰刚性连接。套管瓷质材料为脆性材料,所以采用线弹性本构模型;油箱钢材、高强螺栓和铝合金法兰材料采用理想弹塑性本构模型。根据《电力设施抗震设计规范》<sup>[13]</sup>,结构阻尼比取2%。

## 2 结构动力分析方法与缩尺模型的相似性原理

### 2.1 动力分析

结构的振动模态特征值问题可写为:

$$(\mu^2 M + \mu C + K)\{\phi\} = 0 \quad (1)$$

式中, $M$ 是质量矩阵; $C$ 为阻尼矩阵; $K$ 是刚度矩阵; $\mu$ 是模态特征值; $\{\phi\}$ 是模态特征向量。

在 ABAQUS 中,可选用 Lanczos 方法<sup>[14]</sup>进行求解。

ABAQUS 在求解动力问题时,首先利用有限元的方法对方程进行离散,变为常微分方程:

$$M\{\ddot{u}\}_t + C\{\dot{u}\}_t + K\{u\}_t = \{F\}_t \quad (2)$$

式中, $M$ 、 $C$ 、 $K$ 分别是结构的质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵; $\{\ddot{u}\}_t$ 、 $\{\dot{u}\}_t$ 、 $\{u\}_t$ 分别是加速度、速度以及位移向量; $\{F\}_t$ 为 $t$ 时刻作用于结构体系的等效荷载。

ABAQUS 隐式动力分析以 Newmark 法为基础,采用 Hilbert-Hughes-Taylor 递推迭代方法进行求解<sup>[15]</sup>。

### 2.2 缩尺模型的相似原理

量纲是在研究物理量的数量关系时产生的,它说明测量物理量时所采用单位的性质<sup>[16]</sup>。本次采用质量系统量纲,选取长度、时间、质量作为基本量纲,其余物理量量纲可以作为导出量纲推导得到<sup>[16-17]</sup>。

根据 Buckingham $\pi$ 定理<sup>[18]</sup>,对于结构的地震反应问题,线弹性范围内可表达为如下函数关系:

$$\sigma = f(l, E, \rho, t, r, v, a, g, \omega) \quad (3)$$

式中, $\sigma$ 为结构反应应力; $l$ 为构件尺寸; $E$ 为构件弹性模量; $\rho$ 为构件密度; $t$ 为时间; $r$ 为位移; $v$ 为速度; $a$ 为加速度; $g$ 为重力加速度; $\omega$ 为频率。

选取 $l$ 、 $E$ 、 $\rho$ 三者为可控量,则其余各量可表达为 $l$ 、 $E$ 、 $\rho$ 的幂次单项式,进而可得无量纲积。

欲使模型能模拟原型结构的地震反应,各量的相似比需要满足:

$$S_\sigma = S_E, S_t = S_l \sqrt{S_\rho/S_E}, S_r = S_l, S_v = \sqrt{S_E/S_\rho} \quad (4)$$

$$S_a = S_g = \frac{S_E}{S_l S_\rho}, S_\omega = \frac{\sqrt{S_E/S_\rho}}{S_l} \quad (5)$$

式中, $S_\sigma = \frac{\sigma_m}{\sigma_p}$ ,下标 $m$ 表示模型, $p$ 表示原型。

由于重力加速度不可改变,所以有: $S_a = S_g = \frac{g_m}{g_p} = 1, \frac{S_E}{S_l S_\rho} = 1$ ,这导致 $S_E$ 、 $S_l$ 、 $S_\rho$ 不能独立地任意选择。所以采用忽略重力模型:忽略对重力加速度的模拟,即忽略 $S_g = 1$ 的相似要求,此时 $S_E$ 、 $S_l$ 、 $S_\rho$ 仍然能够独立地任意选择。

基于量纲理论和相似关系,建立了采用几何相似比为1:3(模型与原型的比值)的忽略重力缩尺模型,相似关系见表1。

表1 模型相似关系

Table 1 Model similarity ratio

物理性能	物理量	相似比	物理性能	物理量	相似比
几何性能	长度	1:3	动力性能	时间	1:3
	密度	1:1		位移	1:3
材料性能	质量	1:27		速度	1:1
	弹性模量	1:1		加速度	3:1
	应力	1:1		频率	3:1
				刚度	1:3

## 3 变压器-套管体系模型模态分析

### 3.1 原模型自振特性分析

对整体模型进行模态分析,得到模型前30阶模态自振频率及振型,各阶模态振型主要集中在上部细长结构,高阶振型会出现油箱侧板的局部屈曲,模型前23阶频率几乎均在1~10 Hz,与地震频率接近,地震作用下极易发生共振破坏。该模型前23阶模态频率和振型见表2,其中,纵向指变压器油箱长边方向,横向指变压器油箱短边方向。图4列出了几个典型的模态振型。结果显示,油箱顶板中部的高压套管B和中压套管Bm相比于两边的套管横向弯曲模态频率较低,分析发现由于油箱顶板中部刚度较低,导致其上部结构的频率降低。

### 3.2 缩尺模型自振特性分析

基于量纲理论和相似关系,建立了几何相似比

表2 模型前23阶模态自振频率及振型

Table 2 Natural frequency and mode shape of the model's first 23 modes

模态/阶	频率/Hz	模态振型
1~3	1.11	高压套管纵向弯曲
4	1.93	油枕横向摆动
5	3.25	油枕纵向摆动
6	3.92	高压套管B及升高座横向弯曲
7	4.39	高压套管A、C横向弯曲
8	4.44	高压套管横向弯曲
9~11	5.06~5.13	中压套管纵向弯曲
12	5.28	油枕纵向弯曲摆动
13、14	5.50、6.26	油枕横向弯曲摆动及局部屈曲
15	8.12	中压套管Bm及升高座横向弯曲
16	8.55	中压套管及升高座和油枕横向弯曲, 油箱侧板横向局部屈曲
17~20	8.99~9.17	中压套管及升高座横向弯曲, 油箱侧板横向局部屈曲
21	9.27	油箱侧板横向局部屈曲
22	9.31	中压套管(Cm)及升高座横向弯曲
23	9.48	中压套管(Am)及升高座横向弯曲

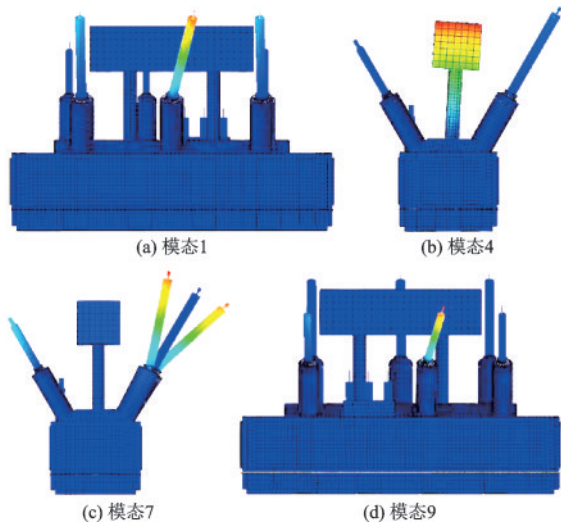


图4 典型的模态振型

Fig.4 Typical mode shape

为1:3(模型与原型的比值)的忽略重力缩尺模型。油箱、油枕及套管均按1:3的几何相似比设计建模。缩尺模型换算到原型后的模态频率与原模型模态频率对比如图5所示,前15阶模态频率的误差很小,最大仅为5.95%,16至18阶模态频率误差较大,最大为19.21%,分析发现是由于缩尺后模型板厚较小,发生油箱屈曲和整体刚度降低,导致高阶模态频率有所下降。总体上,模态对比分析结果显示建立的变压器-套管体系缩尺模型是合理的。

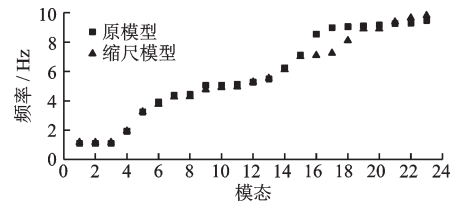


图5 缩尺模型和原模型模态频率对比

Fig.5 Comparison of modal frequency between the scaled model and the original model

## 4 模型的地震响应分析

### 4.1 地震输入

加载时,地震波选取符合《电力设施抗震设计规范》<sup>[13]</sup>的两组自然波和一组人工波,自然波分别为El-Centro波、Landers波,人工波基于以上海地区场地类型为依据的我国规范反应谱生成<sup>[19]</sup>,归一化后的地震波加速度时程如图6所示。

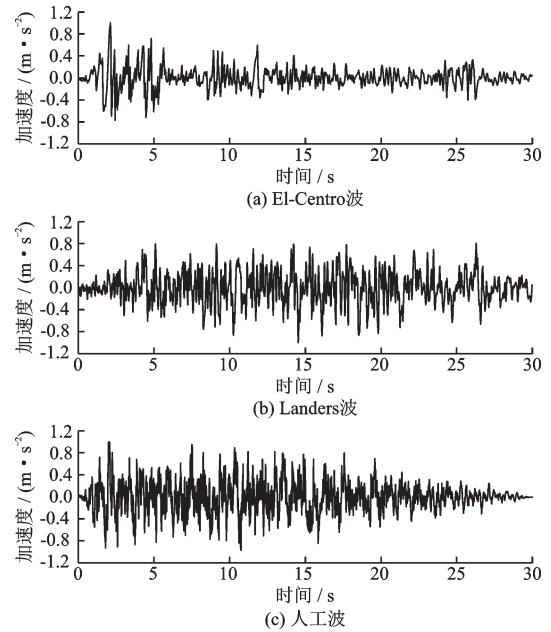


图6 输入地震波时程

Fig.6 Input seismic acceleration histories

变压器通过底座与基础预埋铁焊接,据此,本文将人工地震波施加在变压器油箱底部。为研究结构在大震中的抗震性能,参考已有的试验和数值模拟研究<sup>[9,20-21]</sup>,取加载烈度为8度罕遇( $PGA=0.4g$ ),同时由于结构非对称,取水平两方向为主震方向且峰值加速度比为1:1,竖向按IEEE693标准<sup>[22]</sup>建议取水平向的80%。

## 4.2 原模型地震响应结果分析

### 4.2.1 加速度响应

绝缘套管通过法兰安装在油箱升高座上,受油箱和升高座的结构影响,套管根部的加速度相对油箱底部输入的加速度会有放大效应。取套管根部加速度响应峰值与输入地震加速度峰值之比,得变压器对套管的动力放大系数见表3。由表中数据可知:虽然部分套管根部动力放大系数小于2,但高压套管B根部Y方向动力放大系数最高达5.17,中压套管Bm根部Y方向动力放大系数最高达3.79,大于《电力设施抗震设计规范》<sup>[13]</sup>建议的动力放大系数(一般为2)。同时,根据《电力设施抗震设计规范》,支架动力放大系数与场地土类别、设备重量和刚度、支架材料和形式等密切相关,计算结果显示相同套管在不同位置和条件下的动力放大系数差异较大,单纯地讨论套管的动力放大系数是不严谨的,需要进一步的试验进行验证。

从表3中还可以看出,结构相同的高压套管由于安装位置不同,其动力响应也有所差异,为此,取多个地震波激励下高压升高座根部、高压套管根部和顶部Y方向的加速度响应峰值如图7所示。在相同的激励工况下,位于油箱中部的高压套管B的加速度响应远大于位于油箱两边的高压套管的加速

表3 套管根部动力放大系数

套管	激励方向	地震波			平均	最大
		El-Centro波	Landers波	人工波		
高压套管A	X	1.17	1.63	1.84	1.55	1.84
	Y	1.58	2.35	3.29	2.41	3.29
	Z	1.13	2.19	2.01	1.78	2.19
高压套管B	X	1.18	1.72	1.58	1.5	1.72
	Y	2.42	4.08	5.17	3.89	5.17
	Z	1.83	2.35	3.59	2.59	3.59
高压套管C	X	1.36	1.86	2.36	1.86	2.36
	Y	1.63	2.44	3.21	2.43	3.21
	Z	1.32	1.41	1.92	1.55	1.92
中压套管Am	X	1.33	1.6	2.76	1.9	2.76
	Y	1.42	2.29	2.35	2.02	2.35
	Z	1.42	1.54	1.9	1.62	1.9
中压套管Bm	X	1.33	1.62	2.59	1.85	2.59
	Y	2.64	3.79	3.66	3.36	3.79
	Z	1.67	2.09	2.08	1.95	2.09
中压套管Cm	X	1.41	1.69	2.11	1.74	2.11
	Y	1.74	2.6	2.67	2.34	2.67
	Z	1.44	1.86	2.22	1.84	2.22

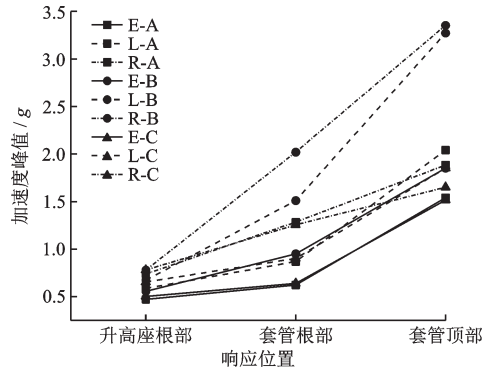


图7 Y方向的加速度响应峰值  
Fig.7 Peak acceleration response in the Y direction

度响应,套管顶部响应峰值最大相差51%。对比分析可知,油箱顶板中部横向刚度较两边偏小,导致其上部结构的动力响应变大,需要进一步优化油箱顶板结构形式和提高其刚度以减小其动力放大作用。

由于高压套管均安装在油箱顶板上,在地震作用下,考虑其相互之间可能会对地震响应有耦合影响,所以建立了一个仅安装油箱中部的高压套管B和中压套管Bm的对比模型进行分析,在人工地震波作用下高压套管B顶部Y方向的加速度响应如图8所示,结果显示,相比于原结构,对比模型的加速度响应峰值减小了44%,位移响应峰值减小了38%,说明套管间的动力相互作用会改变其动力响应,设计时应具体分析防止其地震响应变大。

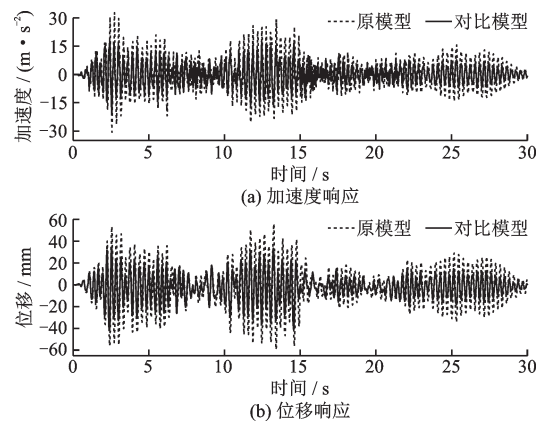


图8 高压套管B顶部Y方向加速度响应  
Fig.8 Acceleration response at the top of high-voltage bushing B in the Y direction

### 4.2.2 位移响应

实际工程中,变压器套管顶部通过连接母线与电器设备相连,变压器地震损坏情况统计表明,由于地震作用下套管顶端位移较大,尽管设计时会预

留连接母线的长度,但设备间连接母线的牵引作用还是导致很多套管受损。因此,取地震作用下套管顶部相对变压器底板三个方向的位移峰值见表4,表中最后两列分别为三种地震激励下的位移平均值和最大值。由表4可知:

(1)地震作用下高压套管顶部水平位移较大,高压套管B顶部位移响应最大,X方向位移峰值最大值为302.70 mm,Y方向位移峰值最大值为69.04 mm。由于高压套管根部法兰的加劲肋为单向布置的方式,套管Y向刚度较大,导致套管水平两个方向位移响应相差极大,所以实际工程应合理设计法兰结构,提高抗震性能。

(2)与上述加速度响应相对应,受油箱顶板结构刚度的影响,在高压套管X、Y、Z方向和中压套管Y、Z方向上,中部套管的位移响应明显更大。而在中压套管X方向上,出现了响应中间小、两端大的结果,分析可能是由于低压升高座的支撑作用增大了中部顶板刚度,导致在中压套管X方向上的动力响应接近且中间响应更小。

(3)地震作用下高压套管顶部的竖向位移明显,位移峰值最大值为40.37 mm,在抗震分析中不可忽略。

表4 套管顶部位移峰值

Table 4 Peak displacements of bushing top

单位:mm

响应位置	激励方向	地震波			平均值	最大值
		El-Centro波	Landers波	人工波		
套管A顶部	X	266.41	240.86	280.31	262.53	280.31
	Y	31.5	43.96	37.63	37.7	43.96
	Z	16.98	23.38	19.73	20.03	23.38
套管B顶部	X	271.8	272.08	302.7	282.19	302.7
	Y	36.72	69.04	59.35	55.04	69.04
	Z	18.86	40.37	32.28	30.5	40.37
套管C顶部	X	268.37	236.25	277.3	260.64	277.3
	Y	32.08	43.83	34.84	36.92	43.83
	Z	17	22.81	18.19	19.33	22.81
套管Am顶部	X	22.2	22.01	28.6	24.27	28.6
	Y	7.85	9.23	6.55	7.88	9.23
	Z	4.4	5.2	4.22	4.6	5.2
套管Bm顶部	X	22.52	22.67	26.42	23.87	26.42
	Y	21.46	24.12	12.74	19.44	24.12
	Z	11.24	13.01	6.81	10.35	13.01
套管Cm顶部	X	25.19	23.11	29.4	25.9	29.4
	Y	9.47	12.57	7.64	9.89	12.57
	Z	5.26	6.72	4.53	5.5	6.72

(4)地震作用下中压套管顶部在三个方向的位移响应均很小,顶部位移峰值最大值为29.40 mm。

#### 4.2.3 应力响应

由于套管结构细长,且上部质量较大,地震时可能受到顶端连接母线的牵引作用,导致套管根部承受很大的弯矩,使套管根部的法兰强度不足而断裂。所以取高压套管B根部法兰在地震作用下的Mises应力响应如图9所示,图中水平虚线为材料屈服强度限值240 MPa,结果显示在响应峰值处法兰应力均会达到其材料强度限值,所以需要提高材料强度或增设加劲肋等优化其结构形式以增强其抗震性能。

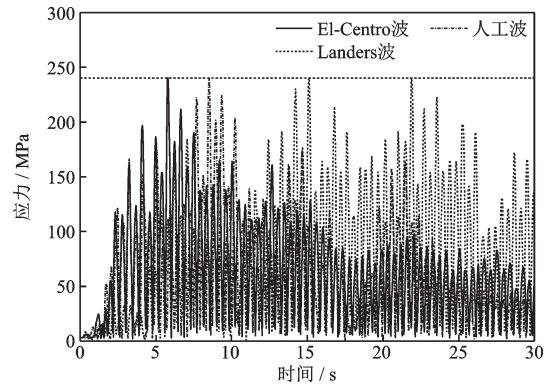


图9 高压套管B法兰应力响应

Fig.9 Stress response of the flange of high-voltage bushing B

#### 4.3 缩尺模型与原模型地震响应对比

为解决高压变压器-套管体系原型振动台试验难以实现的问题,进一步验证缩尺模型的合理性,取人工波作用下缩尺模型动力响应结果与原模型对比,高压套管B顶部位移响应对比如图10所示,X方向高压套管B顶部位移响应峰值误差为14.67%,而Y方向位移响应峰值相差较大,误差达40.76%。

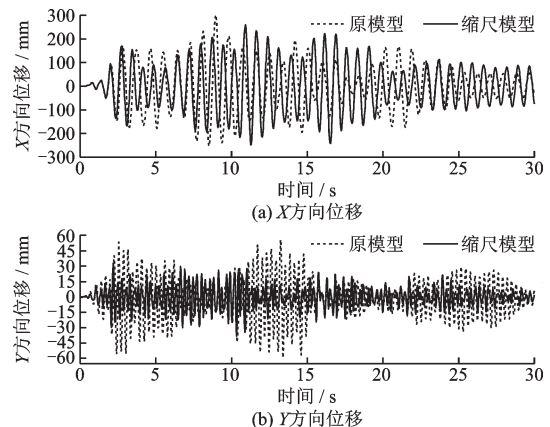


图10 高压套管B顶部位移响应对比

Fig.10 Comparison of top displacement response of high-voltage bushing B

对于缩尺模型的动力响应相较于原模型产生误差的原因,分析认为是缩尺原理导致:一方面由于条件限制,只能采用忽略重力模型;另一方面缩尺模型的相似比是基于线弹性条件计算得出,而分析发现,模型高阶模态会出现油箱侧板的局部屈曲,所以在动力计算中高阶模态的参与会导致出现计算误差。

同时,为分析Y方向响应相差较大的原因,建立了高压套管和高压套管升高座有限元模型如图11和图12所示,分别对原模型和缩尺模型进行了人工波作用下的动力分析,与原模型相比,缩尺模型高压套管X、Y方向的位移响应峰值误差见表5。结果显示,误差主要出现在高压套管与升高座连接后,且整体模型的误差较之变化很小。为此,将高压套管与升高座的螺栓连接方式改为刚接,并基于此模型,又分别建立了去掉法兰加劲肋和将结构Y方向的角度倾斜改为竖直的两种模型,计算缩尺前后模型响应误差,通过进一步对比分析发现,模型Y方向响应相差较大的原因是受缩尺后套管与升高



图11 高压套管模型

Fig.11 High-voltage bushing model



图12 高压套管和升高座模型

Fig.12 High-voltage bushing and turret model

表5 高压套管顶部位移响应峰值对比

Table 5 Comparison of peak displacement response of high-voltage bushing

	高压套管	高压套管升高座	整体模型
X方向	10.13%	5.63%	14.67%
Y方向	4.13%	37.91%	40.76%

座连接处刚度变化和30°倾角导致结构自重差别的影响。总体上看,建立的变压器-套管体系缩尺模型是较为合理的,但套管与升高座连接处须根据试验结果进一步分析来优化缩尺模型。

## 5 结 论

为了分析高压变压器-套管体系的抗震性能以及进行高压变压器-套管体系地震动模拟振动台试验方案的有效设计,针对OSSZ11-240000/220型高压变压器-套管体系,本文采用ABAQUS软件建立了变压器-套管体系原型和缩尺模型抗震性能数值分析的有限元方法,并进行变压器-套管体系自振特性和关键部位地震响应的精细分析和对比研究。本文的主要研究结论有:

(1)缩尺模型和原模型模态分析结果误差较小,受缩尺后套管与升高座连接处刚度和非线性变化的影响,缩尺模型Y方向动力响应相差较大,总体上看,建立的变压器-套管体系缩尺模型是较为合理的,对开展220 kV变压器-套管体系缩尺模型的地震动模拟振动台试验具有一定的参考价值,但套管与升高座连接处须进一步分析来优化缩尺模型。

(2)高压变压器-套管体系各阶模态振型主要集中在上部细长结构,高阶振型会出现油箱侧板的局部屈曲,其前23阶频率几乎均在1~10 Hz,与地震频率接近,地震作用下极易发生共振破坏。

(3)变压器油箱顶板的结构形式和刚度对其上部结构的模态频率和动力响应有影响,顶板刚度较低会降低上部结构的自振频率,放大套管在地震作用下的位移响应峰值,也可能导致加速度响应峰值变大。同时,油箱顶板上多个套管间的动力相互作用会改变其动力响应,设计时应具体分析防止其地震响应变大。

(4)高压套管根部动力放大系数计算值最高达5.14,大于《电力设施抗震设计规范》建议的动力放大系数(一般为2),同时,相同套管在不同位置和条件下的动力放大系数差异较大,单纯地讨论套管的动力放大系数是不严谨的,需要进一步的试验进行验证。

## 参考文献:

[1] 刘建秋,王亚超,韩文庆.变电站震害分析与抗震措施的研究综述[J].电力建设,2011,32(7):44-50.

- Liu J Q, Wang Y C, Han W Q. Review on seismic disaster analysis and aseismic measures of transformer substation[J]. Electric Power Construction, 2011, 32(7): 44-50. (in Chinese)
- [2] 谢强. 电力系统的地震灾害研究现状与应急响应[J]. 电力建设, 2008, 29(8): 1-6.  
Xie Q. State-of-the-art of seismic disaster research and emergency response of electric power system[J]. Electric Power Construction, 2008, 29(8): 1-6. (in Chinese)
- [3] ASCE-TCLEE. Northridge earthquake: lifeline performance and post-earthquake response[R]. New York, USA: American Society of Civil Engineering Technical Council on Lifeline Earthquake Engineering, 1997.
- [4] AI J, JSC E, JG S. Report on the damage investigation of the Kocaeli earthquake in Turkey[M]. Tokyo, Japan: Maruse Press, 2001: 194-199.
- [5] 周世平. 5.12汶川大地震变压器损坏情况分析[J]. 湖北电力, 2008, 32(4): 1-4.  
Zhou S P. Transformer damage analysis in the 5.12 Wenchuan earthquake[J]. Hubei Electric Power, 2008, 32(4): 1-4. (in Chinese)
- [6] 谢强, 朱瑞元. 大型变压器抗震性能研究现状与进展[J]. 变压器, 2011, 48(1): 25-31.  
Xie Q, Zhu R Y. Research state and development of seismic performance of large transformer [J]. Transformer, 2011, 48(1): 25-31. (in Chinese)
- [7] Bellorini S, Salvetti M, Bettinali F, et al. Seismic qualification of transformer high voltage bushings[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1998, 13(4): 1208-1213.
- [8] Filiatrault A, Matt H. Seismic response of high voltage electrical transformer-bushing systems [J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(2): 287-295.
- [9] Ma G L, Xie Q, Whittaker A. Dynamic interaction of high-voltage power transformer bushings, turrets, and tanks[J]. Earthquake Spectra, 2019, 34(1): 397-421.
- [10] Ma G L, Xie Q. Seismic analysis of a 500-kV power transformer of the type damaged in the 2008 Wenchuan earthquake [J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2018, 32(2): 04018007.
- [11] Bender J, Farid A. Predicting power-transformer bushings' seismic vulnerability mounting stiffness and coupling[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2019, 33(3): 04019023.
- [12] 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 Z B. Seismic performance study on ultra high voltage converter transformer[D]. Harbin: Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration, 2020. (in Chinese)
- [13] 电力设施抗震设计规范: GB 50260—2013[S]. 北京: 中国计划出版社, 2013.
- [14] Grimes R G, Lewis J G, Simon H D. A shifted block Lanczos algorithm for solving sparse symmetric generalized eigenproblems[J]. SIAM Journal on Matrix Analysis and Applications, 1994, 15: 228-272.
- [15] Hilber H M, Hughes T J R, Taylor R L. Improved numerical dissipation for time integration algorithms in structural dynamics [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1977, 5: 283-292.
- [16] 宋彧. 相似模型试验原理[M]. 北京: 人民交通出版社股份有限公司, 2016.  
Song Y. Est principle of similitude model [M]. Beijing: China Communications Press Co., Ltd., 2016. (in Chinese)
- [17] 杨俊杰. 相似理论与结构模型试验[M]. 武汉: 武汉理工大学出版社, 2005.  
Yang J J. Similarity theory and structural model test [M]. Wuhan: Wuhan University of Technology Press, 2005. (in Chinese)
- [18] Buckingham E. On physically similar systems; illustrations of the use of dimensional equations [J]. Physical Review, 1914, 4(4): 345-376.
- [19] 沈聚敏, 周锡元, 高小旺, 等. 抗震工程学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2000.  
Shen J M, Zhou X Y, Gao X W, et al. Aseismic engineering [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2000. (in Chinese)
- [20] 曹枚根, 周福霖, 谭平, 等. 大型电力变压器及套管振动台抗震试验研究[J]. 振动与冲击, 2011, 30(11): 122-129.  
Cao M G, Zhou F L, Tan P, et al. Shaking table test on seismic performance of large power transformer with bushings[J]. Journal of Vibration and Shock, 2011, 30(11): 122-129. (in Chinese)
- [21] 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.  
He C, Xie Q, Ma G L, et al. Seismic behavior of  $\pm 800$  kV UHV converter transformer and bushing system [J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(6): 1878-1883. (in Chinese)
- [22] Recommended practice for seismic design of substations: IEEE Standard 693—2018[S]. New York: Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE), 2019.

(本文编辑: 苏泽云)