

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20231024005

高压变压器抗震性能分析的简化动力学模型研究*

顾威, 吴承宇, 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: 高压变压器是高压变电站的关键电气设施,起到为电力网络变换电压和分配电能的作用,其抗震性能是相关电网和供电区域抗震性能和震后恢复能力的重要影响因素。高压变压器主要由油箱体系和升高座与瓷套管体系组成,它们都是地震易损的,需要严格的地震可靠度和易损性等抗震性能分析。目前高压变压器抗震性能分析的常用方法是地震模拟振动台试验和有限元分析,但财物成本或计算费用相当高昂,不适用于地震可靠度和易损性等需要多次地震响应分析的抗震性能分析。为了减少高压变压器单次地震响应分析的成本,本文进行了高压变压器抗震性能的简化分析方法研究,建立了高压变压器地震响应的简化动力学模型。该模型将高压变压器分解为油箱体系和升高座-瓷套管体系,油箱体系的加速度响应由油箱顶板的加速度放大系数来简化分析,升高座-瓷套管体系的地震响应由一个考虑升高座和瓷套管摇摆特性的4自由度振动系统来简化分析,然后将油箱体系地震响应和升高座-瓷套管体系地震响应的简化分析模型进行耦合,最终形成高压变压器地震响应的快速计算方法。典型天然地震波作用下某220 kV变压器瓷套管顶端位移响应有限元分析结果和简化计算结果的对比分析,验证了本文所建立的简化动力学模型的计算精度。

关键词: 高压变压器; 抗震性能; 摇摆效应; 加速度放大系数; 简化动力学模型

中图分类号: TU311.3 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2025)02-0427-09

Study on Simplified Dynamic Models for Seismic Performance Analysis of High-voltage Transformers

GU Wei, WU Chengyu, HE Jun

(Department of Civil Engineering, School of Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: High-voltage transformers are critical components in high-voltage substations, performing essential voltage transformation and power distribution functions for power grids. Their seismic performance significantly affects the earthquake resistance and post-earthquake recovery capacity of related power grids and power supply areas. High-voltage transformers mainly consist of oil tank system and elevated platform-porcelain bushing system. Both systems are seismically vulnerable, requiring rigorous seismic reliability and vulnerability assessments. Currently, common methods for seismic performance analysis include shaking table tests and finite element analysis. However, their financial costs and computational expenses are relatively high, making them unsuitable for seismic performance anal-

* 收稿日期:2023-10-24;修回日期:2024-01-22

基金项目:国家自然科学基金项目(51978397)资助

作者简介:顾威(2000—),男,硕士研究生。主要从事变电站设备地震安全性研究。E-mail: 2196789923@qq.com

通信作者: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

ysis that requires multiple seismic response analyses, such as seismic reliability and vulnerability assessments. To reduce the cost of single seismic response analysis for high-voltage transformers, this study investigated simplified analysis methods for their seismic performance and then established a simplified dynamic model for seismic response analysis of high-voltage transformers. The model decomposed the high-voltage transformer into oil tank system and elevated platform-porcelain bushing system. The acceleration response of the oil tank system was simplified using the acceleration amplification factor of the tank roof, and the seismic response of the elevated platform-porcelain bushing system was simplified as a 4-degree-of-freedom vibration system that incorporated their rocking characteristics. Subsequently, the simplified models of both systems were coupled, thereby developing a rapid calculation method for the seismic response of high-voltage transformers. A comparative analysis between finite element analysis results and simplified calculation results for the displacement response at the top of porcelain bushings in a 220 kV transformer under typical natural seismic waves validated the calculation accuracy of the simplified dynamic model established in this study.

Keywords: high-voltage transformer; seismic performance; rocking effect; acceleration amplification factor; simplified dynamic model

0 引言

高压变压器是变电站正常运行的关键设备,但在地震作用下,由于变压器的自振频率与地震波频率接近,经常受损严重,造成直接经济损失的同时还会带来许多次生灾害^[1-2]。此外,变压器-套管体系中,套管这类细长的悬臂结构,在地震作用下会产生很大的顶部位移,造成套管的断裂破坏^[3]。1994年美国 Northridge 地震中,变压器套管受损严重,导致大面积断电^[4]。1999年土耳其 Kocaeli 地震导致变压器、套管发生了位移,同样引起了大面积断电^[5]。2008年汶川地震中,地震灾区高压变电站变压器及其套管发生大面积损坏,如图1所示的安县变1号高压套管根部断裂和天明变3号中压套管位移,使相关电网受损严重的同时还加大了救灾难度^[6]。因此,开展高压变压器的抗震性能研究,对评估和提升高压变电站的整体抗震性能,具有重要意义。

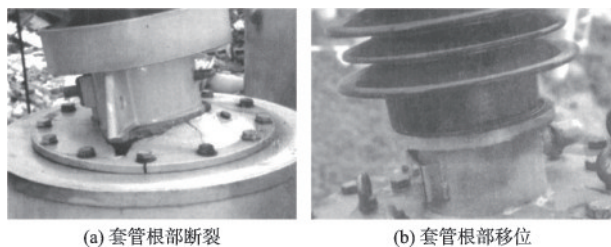


图1 套管地震灾害^[6]

Fig.1 Seismic damage of bushings^[6]

国内外学者都对高压变压器的抗震性能进行了研究,常用的高压变压器的研究方法为振动台试验和有限元数值模拟。振动台试验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,大部分振动台试验都与原结构有一点差异;另一种更常用的有限元数值分析法^[7]虽能有效还原原始结构,但建模复杂、计算时间较长,且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。因此,建立变压器相关的简化动力学模型具有重要意义。美国学者最早提出了基于单质点的理想化建模方法,建立设备系统的动力学模型^[8-10]。该方法的基本思路是:通过用一个假设的位移型函数描述设备的变形后,每个设备被理想化为一个单自由度振子,每个振子具有与设备相对应的等效质量、刚度、阻尼和外部惯性力;由硬母线或带滑移接头软母线连接的两个设备则被理想化为一个2自由度系统,系统参数由各个设备的有效参数和连接单元的特性确定。此后,J. Song等^[11-13]通过理论和试验研究,建立了基于有限元计算的闭路开关和主母线支架的有效参数确定方法。但变压器设备更为复杂,建立单自由度模型难以实现。2015年,谢强等^[14]将变压器顶盖升高座X、Y方向和侧壁升高座的X方向结构型式简化为顶部为集中质量(代表套管对升高座的动力作用)和根部带有刚性杆(代表升高座根部法兰)的悬臂梁结构,刚性杆的两端存在水平和竖向弹簧(代表箱壁对升高座根部法兰的约束作用)。2019年,陈

向东等^[15]在谢强等^[14]的升高座简化结构型式的基础上,将升高座顶部的集中质量替换为高压变压器套管,来分析变压器箱体对特高压套管地震响应的影响。2020年,陈星等^[16]为评估变压器侧壁套管的抗震性能,建立了变压器一套管体系简化计算理论模型,并通过220 kV 变压器一套管体系振动台试验结果加以验证。该模型中包括5类边界:固定端(变压器箱体基底连接)、自由端(侧壁套管顶端)、转角为90°柔性节点1(侧壁升高座根部法兰连接处)、无转角柔性节点2(侧壁套管根部法兰连接处)、转角为90°刚性结点(侧壁升高座转角连接处)。

上述高压变压器抗震性能分析的简化方法未考虑瓷套管底端的转动刚度问题,使得分析结果带

有较大偏差。为了解决套管底端的转动刚度考虑不足的问题,本文以OSSZ11-240000/220型变压器为研究对象,将高压变压器分为油箱体系和升高座-瓷套管体系,通过建立油箱顶板的地震动响应和升高座-瓷套管体系的4自由度线性系统,发展出高压变压器抗震性能分析的简化动力学模型。以便更加精确快速地进行高压变压器的抗震性能分析。

1 典型高压变压器结构特性简介

本文以OSSZ11-240000/220型变压器为分析对象^[17],变压器外形尺寸如图2所示。

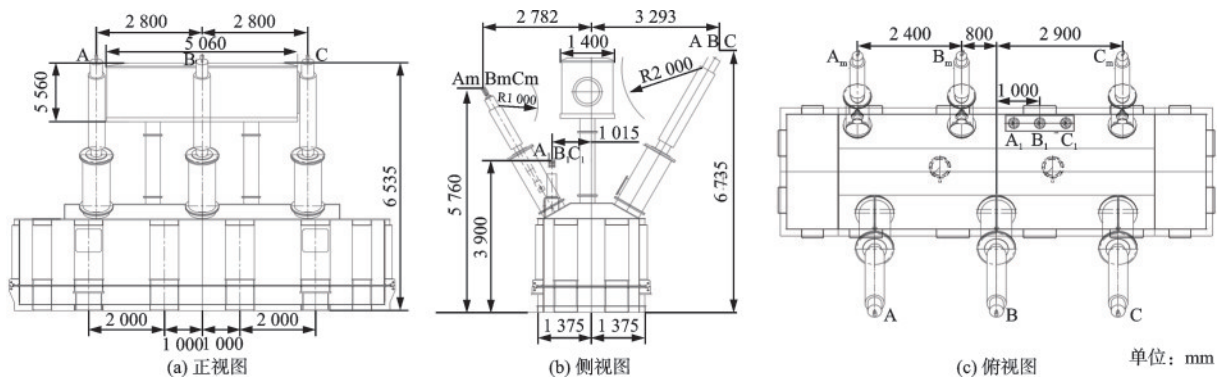


图2 变压器外形及尺寸^[17]

Fig.2 Geometric configuration and dimensions of the transformer^[17]

该变压器主要由内部铁芯、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。该变压器具体参数如下: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,变压器油箱重36 t,器身重85 t,内部绝缘油重57 t^[17]。

2 高压变压器的简化动力学模型

2.1 建模思想

本文提出的变压器简化分析模型的总体建模

思路如下:将高压变压器分为油箱体系和升高座-瓷套管体系,分析建立油箱顶板的加速度响应和升高座-瓷套管体系的4自由度线性系统,然后合成高压变压器抗震性能分析的简化动力学模型。为方便计算和建立模型,仅考虑结构的线弹性变形,忽略结构中其他附件对结构响应的影响。同时,因套管的长度较大,套管根部的微小摆动角也会给套管的顶部造成较大位移,因此,对于套管在地震作用下的顶端位移,除了套管和升高座自身在地震下的位移响应,还应考虑绕套管根部的摆动。对于油箱顶板的加速度响应,通过将地面加速度时程乘以油箱顶板的加速度放大系数来得到,并将其作为升高座-瓷套管体系简化模型的底部加速度输入。

2.2 升高座-瓷套管体系的4自由度线性系统模型

将套管和升高座体系简化为如图3所示的四自由度的简化模型。

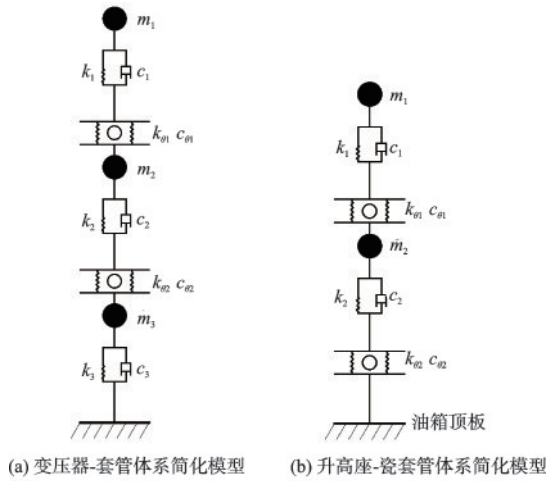


图3 简化动力学模型

Fig.3 Simplified dynamic models

该模型由质点、弹簧、阻尼组成,质点只考虑一个方向的水平自由度。图中的 m_1 为套管的等效质量, m_2 为升高座的等效质量, k_1 为套管的等效刚度, k_2 为升高座的等效刚度, $k_{\theta 1}$ 为升高座顶端等效转动弹簧的转动刚度, $k_{\theta 2}$ 为油箱顶板等效转动弹簧的转动刚度, c_1 为套管的等效阻尼, c_2 为升高座的等效阻尼, $c_{\theta 1}$ 为升高座顶端等效转动弹簧的阻尼, $c_{\theta 2}$ 为油箱顶板处等效转动弹簧的阻尼。

该简化模型的运动方程的一般形式为:

$$M\ddot{\mathbf{u}} + C\dot{\mathbf{u}} + K\mathbf{u} = -M\ddot{\mathbf{u}}_g \quad (1)$$

式中, M 为等效质量矩阵; K 为等效刚度矩阵; C 为等效阻尼矩阵; $\ddot{\mathbf{u}}$ 为质点加速度向量; $\dot{\mathbf{u}}$ 为质点速度向量; \mathbf{u} 为质点位移矩阵; I 为地震输入方向向量; $\ddot{\mathbf{u}}_g$ 为输入地震加速度。

对图3所示的多自由度简化模型,由方程(1)可以得到运动方程:

$$\begin{cases} m_1\ddot{u}_1 - c_1\dot{x}_1 + k_1x_1 = 0 \\ m_2\ddot{u}_2 + m_1\ddot{u}_1 + c_2\dot{x}_2 + k_2x_2 = 0 \\ J_{\theta 1}\ddot{x}_{\theta 1} + m_1h_1\ddot{u}_1 + c_{\theta 1}\dot{x}_{\theta 1} + k_{\theta 1}x_{\theta 1} = 0 \\ J_{\theta 2}\ddot{x}_{\theta 2} + m_2h_2\ddot{u}_2 + c_{\theta 2}\dot{x}_{\theta 2} + k_{\theta 2}x_{\theta 2} = 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中, $J_{\theta 1}$ 为套管对其形心轴的转动惯量; $J_{\theta 2}$ 为升高座对其形心轴的转动惯量; $x_{\theta 1}$ 为套管的转角; $x_{\theta 2}$ 为升高座的转角; h_1 为套管高度; h_2 为升高座高度; u_1 和 u_2 分别为套管和升高座的绝对位移:

$$\begin{cases} u_1 = x_1 + x_2 + h_1x_{\theta 1} + h_2x_{\theta 2} + u_g \\ u_2 = x_2 + h_2x_{\theta 2} + u_g \end{cases} \quad (3)$$

式中, x_1 为套管对升高座的相对位移; x_2 为升高座相对地面的位移; u_g 为地震引起的位移。

因此,可以将方程(2)写出矩阵形式:

$$\begin{bmatrix} m_1 & m_1 & m_1h_1 & m_2h_2 \\ m_1 & m_1 + m_2 & m_1h_1 & m_2h_2 \\ m_1h_1 & m_1h_1 & J_{\theta 1} + m_1h_1^2 & 0 \\ m_2h_2 & m_2h_2 & 0 & J_{\theta 2} + m_1h_2^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \\ \ddot{x}_{\theta 1} \\ \ddot{x}_{\theta 2} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & c_{\theta 1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_{\theta 2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_{\theta 1} \\ \dot{x}_{\theta 2} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_{\theta 1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{\theta 2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_{\theta 1} \\ x_{\theta 2} \end{Bmatrix} = - \begin{Bmatrix} m_1 \\ m_1 + m_2 \\ m_1h_1 \\ m_2h_2 \end{Bmatrix} u_g \quad (4)$$

方程(4)中的各项参数可由变压器地震响应的有限元分析结果进行估计。一旦估计出方程(4)中的各项参数,则可以利用方程(4)进行变压器地震响应的快速计算,而不必再采用有限元方法计算变压器的地震响应,从而提高变压器地震可靠度和易损性的分析效率。

3 简化动力学模型的有效性分析

3.1 地震输入的选择

地震波经油箱体系再作用于升高座-瓷套管体系,为方便计算,将油箱对地震输入的影响视为加速度放大作用。考虑场地土类别、震级、地震动峰值加速度、地震波持时等因素,本文选取了表1中的4条地震波,由有限元模型计算油箱顶部的加速度放大系数。并将这4条地震波作为有限元模型和简化动力学模型的输入地震波,来验证简化动力学模型的有效性。

油箱顶板地震波放大前后如图4所示。油箱顶板的加速度放大系数计算结果列于表2中。由表2结果可知,放大后地震波峰值加速度与原峰值加速度较为接近,可近似取油箱顶板的加速度放大系数为1.0。

表1 选取的地震动记录

Table 1 Selected ground motion record

编号	地震名称	场地土类别	震级	峰值加速度/g	持时/s
1	1994 Northridge	II类	6.7	0.590	39.94
2	1978 Tabas L	I类	7.4	0.854	32.94
3	1978 Tabas T	II类	7.4	0.862	32.94
4	1995 Kobe	II类	6.9	0.618	40.93

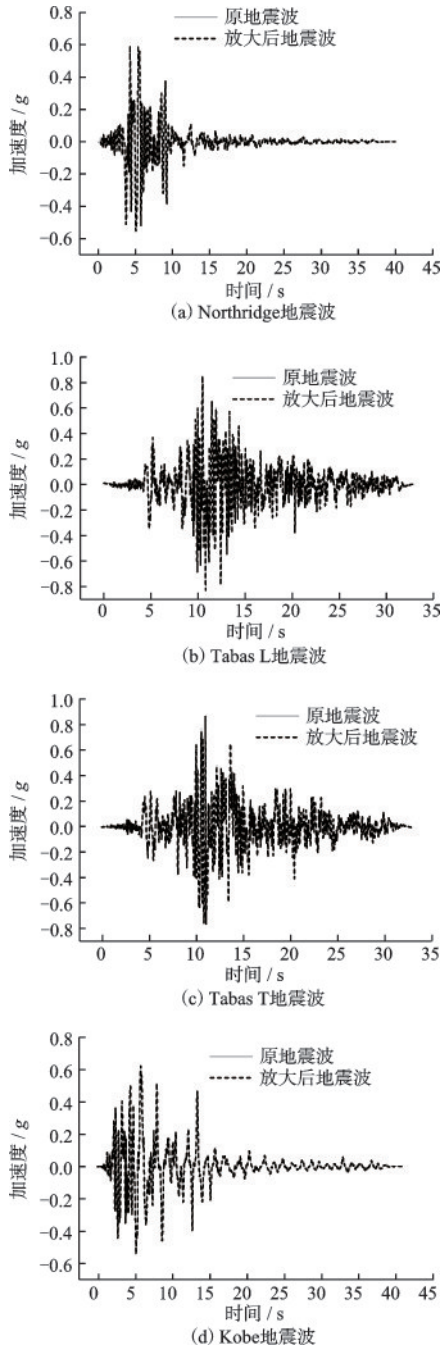


图4 地震波经油箱放大前后对比

Fig.4 Comparison of seismic waves before and after oil tank amplification

表2 峰值加速度对比及其加速度放大系数

Table 2 Comparison of peak acceleration and its acceleration amplification factors

地震名称	PA/g	APA/g	放大系数
Northridge	0.590	0.596	1.010
Tabas L	0.854	0.850	0.995
Tabas T	0.862	0.868	1.007
Kobe	0.618	0.620	1.003

注:PA为峰值加速度;APA为放大后峰值加速度

3.2 模型参数的计算

3.2.1 等效质量和刚度的计算

对套管和升高座这类近似悬臂结构,可由虚功原理推导出相应的等效质量 m 、等效刚度 k 和产生外部惯性力的等效质量 l 的计算式^[11]:

$$m = \int_0^{L_z} \left\{ [\varphi_z(s)]^2 + [\varphi_x(s)]^2 + [\varphi_y(s)]^2 \right\} \rho_z(s) ds \quad (5)$$

$$k = \int_0^{L_z} \left\{ EA_z(s) [\varphi_z'(s)]^2 + EI_x [\varphi_y''(s)]^2 + EI_y [\varphi_x''(s)]^2 \right\} ds \quad (6)$$

$$l = \varphi_z(s_0) \int_0^{L_z} \rho_z(s) \varphi_z(s) ds \quad (7)$$

式中, L_z 为结构 z 轴向高度; $\rho_z(s)$ 为 z 轴向线密度; $EA_z(s)$ 为 z 轴向刚度; EI_x 和 EI_y 分别为 x 轴向和 y 轴向抗弯刚度; $\varphi_z(s)$ 、 $\varphi_x(s)$ 和 $\varphi_y(s)$ 分别为 z 轴向、 x 轴向和 y 轴向位移形函数; s_0 为响应所在位置距结构底端的长度。

而套管的 Rayleigh 阻尼为:

$$c = \alpha m + \beta k \quad (8)$$

式中, 阻尼系数参照文献[18]中的振动台试验结果, 取 $\alpha=0.00015$ 和 $\beta=2.4$ 。

升高座的等效阻尼则为:

$$c = 2\zeta \sqrt{mk} \quad (9)$$

式中, 阻尼比 ζ 根据《电力设施抗震设计规范》^[19] 取 2%。

为了获得需要的形函数, 可在图 5 的有限元模型中, 将集中荷载施加在套管和升高座顶端,

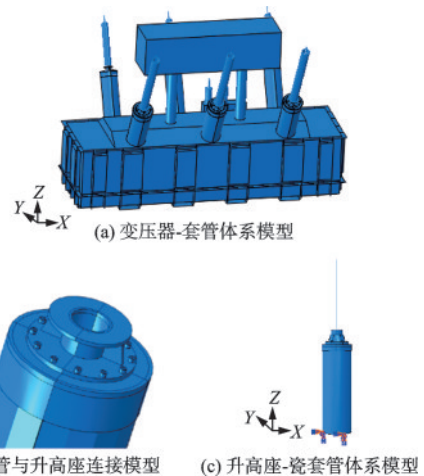


图5 变压器有限元模型^[17]

Fig.5 Finite element model of the transformer^[17]

确定悬臂结构在水平集中荷载作用下的位移响应,查询各个节点的位移值,并拟合成相应的位移形函数。

因此,在套管顶部和升高座顶部分别施加由底部剪力法得到的荷载,令套管顶端和升高座顶端的 z 轴向形函数 $\varphi(y_0)$ 的值等于1,并对形函数进行归一化,最后将归一化的形函数结果拟合成多项式形式,其一般表达式为:

$$\varphi(y) = a\left(\frac{y}{L_z}\right)^2 + b\left(\frac{y}{L_z}\right)^3 \quad (10)$$

为了获得较稳定的拟合结果,也可将部分形函数简化为:

$$\varphi(y) = a\left(\frac{y}{L_z}\right) + b\left(\frac{y}{L_z}\right)^2 \quad (11)$$

对于本文考虑的变压器,套管主要位移方向 z 轴向的位移形函数可按式(11)得到如图6所示的拟合结果,套管和升高座各个方向形函数的拟合结果列于表3中。

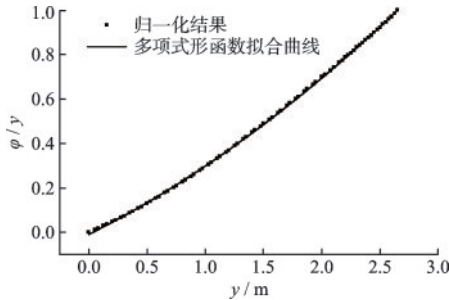


图6 套管 z 轴向多项式形函数曲线

Fig.6 Curve of polynomial shape function for bushing in z -axis direction

表3 套管与升高座各向形函数结果

Table 3 Shape function results for bushing and elevated platforms in all directions

部件	方向	形函数
套管	x	$0.000\ 450y^2 + 0.004\ 98y$
	y	$-0.001\ 19y^2 + 0.005\ 78y$
	z	$0.047\ 7y^2 + 0.251y$
升高座	x	$-0.003\ 72y^3 + 0.015\ 6y^2$
	y	$-0.035\ 9y^2 + 0.216y$
	z	$-0.051\ 2y^3 + 0.452y^2$

3.2.2 扭转刚度的计算

对于套管和升高座根部的摆动问题,本文通过在简化模型的套管根部施加一个转动弹簧单元来解决。为了计算套管和升高座根部的转动刚度 $k_{\theta 1}$

和 $k_{\theta 2}$,可将实际模型中套管根部法兰与升高座连接的部分简化为一个两端刚接的梁单元,套管根部则等效为刚性杆件。因此,转动刚度 k_{θ} 可由两端为刚接的简化梁中弹簧单元的转动刚度方程得到^[20]:

$$\begin{cases} k_{\theta} = \frac{EI}{L} C_1 (C_2 C_3 + C_4) \\ C_1 = \frac{1}{(\alpha + \beta - 1)(\alpha^2 + 3\beta\alpha + 3\beta^2 - 2\alpha - 3\beta + 1)\beta} \\ C_2 = \frac{-12(\alpha + 1)}{\alpha^3 + 3\beta\alpha^2 + 3\beta^2\alpha - 3\alpha^2 - 6\beta\alpha - 3\beta^2 + 3\alpha + 3\beta - 1} \\ C_3 = 0.5\alpha^4\beta + 2\alpha^3\beta^2 + 3\alpha^2\beta^3 + 1.5\alpha\beta^4 - 1.5\alpha^3\beta - 4\alpha^2\beta^2 - 3\alpha\beta^3 + 1.5\alpha^2\beta + 2\alpha\beta^2 - 0.5\alpha\beta \\ C_4 = \alpha^3 + 6\beta\alpha^2 + 6\beta^2\alpha - 3\alpha^2 - 6\beta\alpha + 3\alpha - 1 \end{cases} \quad (12)$$

式中,尺寸系数 $\alpha = \frac{a}{L}$, $\beta = \frac{x}{L}$, L 为简化梁的长度, a 为刚性杆件长度, x 为刚性杆件到等效梁左侧边界的距离。

由公式(12)得到的套管和升高座根部等效弹簧转动刚度 $k_{\theta 1} = 1.3 \times 10^9 \text{ N}\cdot\text{m}/\text{rad}$ 、 $k_{\theta 2} = 360\ 443.1 \text{ N}\cdot\text{m}/\text{rad}$ 。

由于套管和升高座的连接与两端为刚接的简化梁中弹簧单元有一定差异,故利用套管的有限元模型对套管的转动刚度进行修正:单独建立套管的有限元模型,将套管本身的刚度设置为无限大,并在其根部建立转动刚度如上所求的转动弹簧单元,最终有限元模型如图7所示。

对模型施加归一化后的EL-centro波后进行动力时程分析,得到套管根部的弯矩 M 和角位移 θ ,从

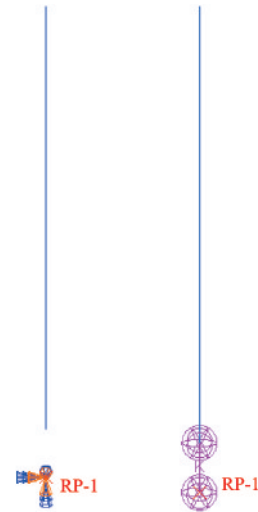


图7 带转动弹簧的套管的有限元模型

Fig.7 Finite element model of bushing with rotational spring

而得到修正后的转动刚度:

$$k_{\theta} = \frac{M}{\theta} \quad (13)$$

转动弹簧的阻尼 c_{θ} 较小,可取 $c_{\theta} = 0$ ^[21]。

由此获得的简化动力学模型各项参数见表4,将计算结果代入公式(4)后利用振型叠加法和 Duhamel 积分,可快速计算出多自由度简化模型的地震响应。

表4 简化力学模型的各项参数

Table 4 Parameters of simplified dynamic models

参数	套管	升高座
m/kg	57.16	125.95
$k/(\text{N}\cdot\text{m}^{-1})$	6.16×10^5	7.26×10^8
$k_{\theta}/(\text{N}\cdot\text{m}/\text{rad}^{-1})$	3.50×10^8	360 443.1
$c/(\text{N}\cdot(\text{m}\cdot\text{s})^{-1})$	229.6	12 093.8
c_{θ}	0	0
$J_{\theta}/(\text{kg}\cdot\text{m}^2)$	0.545	1.93
h/m	2.65	1.63

3.3 地震响应

为了验证简化模型的有效性,本文分别由有限元模型和简化模型计算瓷套管顶部的地震位移响应并进行对比。首先,将选取的地震波加载到有限元模型上,通过模态叠加法求解地震响应。为保证每个方向上各阶模态参与质量系数大于90%,本项研究选取前10阶模态进行分析。之后,采用振型叠加法和杜哈梅积分分别计算4条地震波作用下多自由度简化模型的相应地震响应。有限元模型和多自由度简化模型的计算结果如图8所示,其相对误差列于表5中。

有限元模型计算单个地震波响应的时间为145 s,而简化动力学模型的计算单个地震波响应的的时间仅为10 s,而计算结果由图8可以看出,简化模型和有限元模型的时程曲线吻合程度较好,套管顶端的位移响应极值比较接近。表5中数值表明,简化模型计算结果的最小相对误差为1.88%,最大相对误差为11.11%,平均误差为5.34%。其中,Tabas T和Tabas L地震波得到的结果误差较大,可能原因是通过等效参数计算得到的自振频率与地震波的频率相近。分析结果表明,由简化模型得到的计算结果可满足高压变压器抗震性能分析的精度要求。

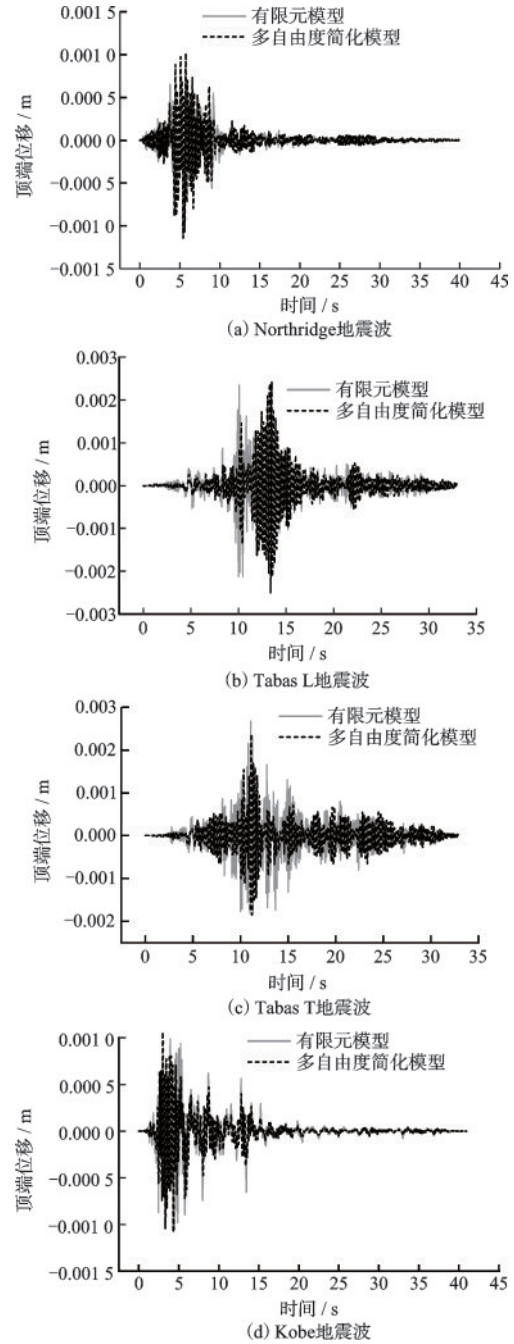


图8 地震位移响应对比

Fig.8 Comparison of displacement responses of seismic waves

表5 最大位移响应和相对误差

Table 5 Maximum displacement responses and relative errors

地震波	有限元模型 响应/m	简化模型 响应/m	相对误差/%
Northridge	1.12×10^{-3}	1.14×10^{-3}	1.88
Tabas L	2.34×10^{-3}	2.50×10^{-3}	7.01
Tabas T	2.68×10^{-3}	2.38×10^{-3}	-11.11
Kobe	1.07×10^{-3}	1.08×10^{-3}	1.34

4 结 语

为了提高变压器抗震性能分析的效率,提出了变压器地震响应分析的简化动力学模型。该模型将变压器分解为油箱体系和升高座-瓷套管体系,油箱体系提供油箱顶板的加速度放大系数,升高座-瓷套管体系被等效为4自由度线性系统,从而建立了高压变压器抗震性能分析的简化动力学模型。典型220 kV变压器的地震响应分析初步验证了简化模型的有效性。得到以下结论:

(1) 将高压变压器分解为油箱体系和升高座-瓷套管体系,为发展出变压器抗震性能分析的简化动力学模型提供了新的建模思路。

(2) 通过在升高座顶端位置添加转动弹簧单元来考虑升高座-瓷套管体系中的摇摆作用,可以进一步提高简化动力学模型的精确性。

(3) 由简化动力学模型计算的套管顶端最大位移响应的相对误差平均值为5.34%,满足工程分析和设计的要求。

最后需要说明的是,简化动力学模型的计算精度验证是基于4条天然地震波的地震响应分析结果之上的,对于其它比较特殊的地震波,计算精度可能会有所不同。

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] 朱瑞元,李喜来,颜士海,等.变压器-套管体系振动台试验与数值模拟对比研究[J].变压器,2017,54(11):49-55.
Zhu R Y, Li X L, Yan S H, et al. Comparative study between shaking table test and numerical simulation of transformer-bushing system [J]. Transformer, 2017,

54(11): 49-55. (in Chinese)

[4] 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.

[5] AIJ, JSCE, JGS. Report on the damage investigation of the Kocaeli earthquake in Turkey [M]. Tokyo, Japan: Maruse Press, 2001: 194-199.

[6] 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)

[7] 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)

[8] Der Kiureghian A, Hong K J, Sackman J L. Further studies on seismic interaction in interconnected electrical substation equipment [R]. Berkeley, California: University of California Berkeley, 2000.

[9] Der Kiureghian A, Sackman J L, Hong K J. Interaction in interconnected electrical substation equipment subjected to earthquake ground motions [R]. Berkeley, California: University of California Berkeley, 1999.

[10] Filiatrault A, Kremmidas S, Elgamal A, et al. Substation equipment interaction-rigid and flexible conductor studies [R]. San Diego, California: University of California San Diego, 1999.

[11] Song J. Seismic response and reliability of electrical substation equipment and systems [D]. Berkeley, California: University of California Berkeley, 2004: 262.

[12] Song J, Der Kiureghian A. Generalized Bouc-Wen Model for Highly Asymmetric Hysteresis [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2006, 132(6): 610-618.

[13] Song J, Der Kiureghian A. Joint first-passage probability and reliability of systems under stochastic excitation [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2006, 132(1): 65-77.

[14] 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 Q, Ma G L, Zhu R Y, 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. (in Chinese)

[15] 陈向东,鲁翔,潘国洪,等.特高压变压器套管抗震性能评估方法研究[J].高压电器,2019,55(11):260-267.

- Chen X D, Lu X, Pan G H, et al. Research on evaluation method for the seismic performance of UHV transformer bushing [J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55 (11): 260-267. (in Chinese)
- [16] 陈星, 谢强, 李晓璇, 等. 地震作用下变压器侧壁套管的理论建模及摆动效应分析[J]. 电网技术, 2020, 44(1): 114-121.
Chen X, Xie Q, Li X X, et al. Seismic theoretical modelling and rocking effect analysis on transformer lateral bushing [J]. Power System Technology, 2020, 44 (1): 114-121. (in Chinese)
- [17] 王明君, 唐廷轩, 何军. 220 kV 变压器-套管体系抗震性能数值模拟分析[J]. 防灾减灾工程学报, 2023, 43 (3): 526-534.
Wang M J, Tang T X, He J. Numerical simulation and analysis of seismic performance of high voltage transformer-bushing systems[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2023, 43 (3): 526-534. (in Chinese)
- [18] Wang M, He J. Shake table test and finite element model for evaluating seismic performance of 220 kV transformer-bushing systems[J]. Earthquake Spectra, 2023, 39(3): 1755-1778.
- [19] 电力设施抗震设计规范: GB50260—2013[S]. 北京: 中国计划出版社, 2013.
- [20] 孙博, 顾倩倩, 李列平, 等. 变压器-套管体系地震响应的简化计算[J]. 科学技术与工程, 2020, 20(2): 598-606.
Sun B, Gu Q Q, Li L P, et al. Simplified calculation of seismic response of transformer-bushing system [J]. Science Technology and Engineering, 2020, 20(2): 598-606. (in Chinese)
- [21] 蔡国平, 洪嘉振. 旋转运动柔性梁的假设模态方法研究[J]. 力学学报, 2005, 37(1): 48-56.
Cai G P, Hong J Z. Research on hypothesized modal method of rotating flexible beam [J]. Chinese Journal of Mechanical Mechanics, 2005, 37(1): 48-56. (in Chinese)

(本文编辑: 池营营)