瑞利阻尼对砂土场地非线性地震响应的影响分析。

王 豪^{1,2},高广运^{1,2},杨成斌³

(1.同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室,上海 200092; 2.同济大学地下建筑与工程系,上海 200092;3.合肥工业大学资源与环境工程学院,安徽 合肥 230009)

摘要:在地震荷载作用下,自由场地会产生土体侧向变形和地表响应放大现象。由于土体的高度非 线性,计算自由场地地震响应时,不同的阻尼比及剪切模量取值是造成其计算结果与试验结果相差 较大的原因之一。目前动力计算常采用瑞利阻尼方法,其系数取值会在一定程度上影响计算结果。 选用两模态简化瑞利阻尼系数计算方法,分析土体阻尼比及控制频率的取值对计算结果的影响,对 比离心机模型试验,利用开源有限元平台 OpenSees,采用适合于土体动力分析的多屈服面本构模 型(PDMY),建立剪切梁模型模拟三维自由场地,并分析瑞利阻尼参数对自由场地地震响应和侧向 变形计算结果的影响。结果表明,针对相对密度为 60%的 Nevada 干砂,阻尼比为 4%、控制频率比 为 5 时,场地响应计算结果与试验结果较为符合。综合分析显示场地非线性响应时域计算时,应特 别注意选用的瑞利阻尼参数值。

关键词:地震响应;侧向变形;阻尼比;瑞利阻尼系数;离心机试验;OpenSees
 中图分类号:TU47
 文献标志码:A
 文章编号:1000-0844(2016)06-0909-07
 DOI:10.3969/j.issn.1000-0844.2016.06.0909

Influence of Rayleigh Damping on Nonlinear Seismic Responses of Sand Sites

WANG Hao^{1,2}, GAO Guang-yun^{1,2}, YANG Cheng-bin³

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China;
 School of Resources and Environmental Engineering, Hefei University of Technology, Hefei 230009, Anhui, China)

Abstract: Under seismic loads, some phenomena will occur in free field, including lateral deformation of soil and ground response amplification. When evaluating the seismic response of free field, it is the highly nonlinear characteristics of soil that significantly influences the results obtained when utilizing differing damping ratio and shear modulus values and is one of the reasons that experimental results and calculated results can largely differ. Currently, the Rayleigh damping method is most commonly used for site seismic dynamic response analysis. Based on a simplified version of this method, this study analyzes the influence of different values of soil damping ratio and control frequency on calculated results. Using the finite element platform OpenSees, we have adopted the PDMY constitutive model fitted for soil dynamic analysis and established a one-dimensional shear beam model to simulate the three-dimensional free field. Compared with centrifuge model test results, this study analyzed the effects of the Rayleigh damping on the site response and lateral deformation of free field. In the case of Nevada dry sand (relative density 60%), there is good agreement between the calculated results and the test results when the damping ratio and control frequency ratio are set as 4% and 5%, respectively. Our comprehensive analysis

① 收稿日期:2016-04-25

基金项目:国家自然科学基金项目(41372271)

suggests that special attention should be paid to value selection of Rayleigh damping in the time domain calculations of site nonlinear response.

Key words: seismic response; lateral deformation; damping ratio; Rayleigh damping coefficient; centrifuge test; OpenSees

0 引言

自由场地的动力响应计算问题一直是岩土地震 工程中具有理论和实际意义的研究课题。在自由场 地土层地震响应分析的研究和工程应用中主要有两 种分析方法,即频域分析和时域分析。地震反应分 析方法起初主要是 Seed 等编写的 SHAKE 程序,其 运用等效线性化方法在频域内对场地的地震反应进 行一维分析[1]。由于地震动特性复杂、土体的高度 非线性以及动力计算问题等多因素的影响,过去多 采用简化方法进行评估。实际工程中等效线性化分 析方法缺点较多,吴世明[2]、栾茂田[3]认为等效线性 化模型不能真实反映土体非线性对地震反应的实际 影响。土体具有高度非线性,在动力分析时剪切模 量会随着剪应变的增大而减小,阻尼随着剪应变的 增大而增大[4]。因此在进行非线性地震响应分析 时,土体剪切模量衰减关系及阻尼的选取对其计算 结果影响较大。

阻尼反映材料的减震耗能能力,是土体动力计 算的重要影响因素之一。不同材料的阻尼与其物理 特性和分析方法等密切相关,工程实际中常采用简 化的数学模型进行计算。在土层地震反应分析中, 频域分析常采用滞后阻尼模型,通过等效线性化方 法来模拟土体的非线性特性,滞后阻尼是不依赖于 频率的参数;而在进行时域分析时,通常采用瑞利阻 尼计算方法的黏滞阻尼,而瑞利阻尼是频率相关的。 其阻尼矩阵有全瑞利阻尼、两模态简化瑞利阻尼和 四模态扩展瑞利阻尼等不同的表达式^[5]。目前在进 行时域动力分析时常采用简化瑞利阻尼,黏性阻尼 矩阵与频率相关。因此控制频率的选取对于阻尼的 影响以及动力计算的精确性需要特别注意。

目前,自由场地地震反应非线性分析通常采用 时域逐步积分,而常用计算程序如 DeepSoil、 OpenSees等均采用瑞利阻尼模型,因此合理选取阻 尼系数对提高场地响应评估的精确性是十分必要 的。本文对不同阻尼比值和控制频率参数进行分 析,并通过不同地震动计算结果对所选取参数进行 评价,分析其与瑞利阻尼相关系数的取值对于自由 场地地震响应和侧向变形模拟精确性的影响。

1 瑞利阻尼系数计算方法

动力计算采用的运动方程形式为:

 $M{u}_{t} + C{u}_{t} + K{u}_{t} = -M{u}_{s},$ (1) 其中: ${u}_{t}, {u}_{t}, {u}_{t}, {b}_{t}$ 时刻的相对加速度、速度 和位移;M,C,K 分别为质量矩阵、阻尼矩阵和刚度 矩阵; ${u}_{s}, {b}_{t}$ 时刻输入加速度。阻尼矩阵C 与材 料有关,在动力分析中采用瑞利阻尼。阻尼矩阵与 质量矩阵和刚度矩阵的关系如下:

$$\boldsymbol{C}^{\boldsymbol{e}} = \boldsymbol{\alpha} \boldsymbol{M}^{\boldsymbol{e}} + \boldsymbol{\beta} \boldsymbol{K}^{\boldsymbol{e}} \tag{2}$$

式中:α 和β均为阻尼系数。阻尼比 ξ表示为:

$$\boldsymbol{\xi} = \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha}{\omega} + \beta \omega \right) \tag{3}$$

式中:圆频率 $\omega = 2\pi f$, ξ 由阻尼比与剪应变关系曲 线确定。式(3)表明阻尼和频率是相关的, 但实际 土体阻尼与频率无关, 因此 α 和 β 取值需在计算时 使阻尼值在有效频率范围内, 且与实测的阻尼比较 接近。

HUDSON 等^[6]对瑞利阻尼系数进行改进,确 定了较为精确的瑞利阻尼系数取值方法,在 QUAD-4M 计算程序中采用该方法与频域分析程 序 SHAKE-91 计算结果进行比较,二者的结果相 近。此方法利用 ω_0 和 ω_n 两个频率来确定 α 和 β,ω_0 为计算模型基频, $\omega_n = n\omega_0(n$ 为奇数)且大于地震 波主频,则 α 和 β 的计算式为:

$$\alpha = 2\xi \frac{\omega_0 \omega_n}{\omega_0 + \omega_n} \tag{4}$$

$$\beta = 2\xi \frac{1}{\omega_0 + \omega_n} \tag{5}$$





Fig.1 The relationship between Rayleigh damping and actual damping

对于一维场地反应分析时,通常采用下式确定 场地基频:

$$f_{0} = 2\pi\omega_{0} = \frac{\overline{v}_{\mathrm{S}}}{4H} \tag{6}$$

式中: f_{\circ} 为场地自振角频率; v_{s} 为场地平均剪切波速;H为土层厚度。

2 离心机模型试验

本文基于 Hashash 等^[8]对 Nevada 干砂的离心 机振动台试验,建立对应的一维自由场地原型进行 模拟计算。试验所采用土体为相对密度接近 60% 的 Nevada 干砂,共选取 6 组不同地震波输入情况 下的试验工况,利用加速度和位移传感器测定不同 深度处加速度及侧向变形时程。

本文计算模型仅选用其中两种工况进行对比, 所采用工况的输入地震为 Loma Prieta 波(峰值加 速度 0.33g)和 Kobe 波(峰值加速度 0.76g),地震 数据来自强震数据中心^[7]。两组地震时程曲线如 图 2 所示。



图 2 网组地辰波时柱



3 有限元模型建立及参数选取

本文采用 OpenSees 开源有限元程序进行数值 模拟,通过上述离心机模型试验所对应的场地原型 建立有限元模型。

自由场地在水平方向对称,因此建立有限元网 格模型如图 3(a)所示。该模型土层厚度 26 m,共 21个单元。单元类型均为 Brick,共有两种单元尺 寸:土层深度 0~16 m 范围内采用 1 m 的竖向尺 寸,16~26 m 范围内采用 2 m 的竖向尺寸。底面节 点约束各方向自由度,固定在基岩上,同层四个节点 将其三个方向的自由度利用 EqualDOF 命令等效绑 定。计算本构采用 PDMY 模型(适合于砂土数值模 拟的动力计算),选取参数参考 Hashash 等^[8] 和 OpenSees 使用手册中 Mazzoni 等^[9]的建议值,具体 如表 1 所列。



Fig.3 The calculation model and parameters

数

Table 1 Parameters of Nevada sand													
密度 r /(g・cm ⁻³)	泊松比 μ	平均围压	围压	内摩	峰值 前应亦	相位	初始	接触	剪胀参数		液化参数		
		p r ∕kPa	示奴 $/n_{\rm p}$	☆用 φ/(°)	<u></u> 穿应支 γ _{max} /%	$\Phi_{\rm PT}/(^{\circ})$	北 际	少奴 C	d_1	d_2	l_1	l_2	l ₃
1.56	0.31	80	0.5	33	10	26.5	0.692	0.05	0.6	2	10	0.015	1

为充分考虑土层非线性对地震反应分析的影响,本文考虑土体剪切波速随深度变化以及不同深度处的土体剪切模量随剪应变的衰减关系不同[图 3(b)、(c)],利用式(7)计算场地不同深度剪切模量和体积模量,场地基频 f。由式(6)求得。

$$G_{\rm max} = v_{\rm S} \rho^2 \tag{7}$$

数值计算分析包括固结分析和地震荷载动力响 应分析两个阶段。首先施加重力得到地基初始应力 场,然后输入地震动进行动力计算分析。

4 模拟结果与分析

首先利用地震动强度较小的 Loma Prieta 波 作为输入地震波,对比分析小应变阻尼比 ę 和控

4.1 不同阻尼比取值的影响分析

图 4 表示在 Loma Prieta 波作用下,阻尼比 ¢ 分别取 1%、2%、3%、4%和 5%,控制频率比值按照 Phillips^[10]建议的 *n*=5 时,土层最大水平位移、最 大剪应变和峰值加速度随深度变化计算值和离心机 实测结果的对比,以及地表阿里亚斯强度曲线和加 速度反应谱与实测结果的对比分析。



Fig.4 Comparison between calculated and experimental values with different damping ratio (n=5, Loma Prieta)

图 4(a)中,正向最大水平位移计算值均比离心 机实测值略大,而负向的计算值则均比离心机实测 值略小。同离心机实测值一样,正、负向水平位移最 大值随深度增加逐渐减小。随阻尼比 *ξ* 增大,同一

深度处正、负向水平位移略有增大。地表负向最大 位移在 2 cm 左右,正向最大位移在 3 cm 左右。

图 4(b)中,土层各深度处最大剪应变值均在 0.1%左右,深度较浅处略有增大,说明土层震动过 程中处在较小应变水平,计算结果均较为精确。同 一深度处,随阻尼比 *ϵ* 减小土体剪应变逐渐增大,表 明阻尼比值越大地震波能量消散越快,而土层最大 侧向位移和最大剪应变有所减小。

图 4(d)中,阿里亚斯强度时程曲线在上升过程 中,试验实测值整体低于计算值。同样由于阻尼对于 地震波能量在土层传播过程中的消耗作用,阻尼比取 值 1%~5%,阿里亚斯强度最终值分别为9.45、8.24、 7.68、7.14 和 6.05 m/s,呈逐渐减小趋势;试验值为 7.13 m/s。图 4(e)中,地表加速度反应谱不同时阻尼 比计算结果相差不大,均在 0.2~0.5 s 有明显的放大 效应,说明地震波短周期成分占主要地位。

4.2 两控制频率比值 n 取值不同时的影响分析

图 5 表示在 Loma Prieta 波作用下阻尼比 *ξ* 取 4%、控制频率比分别取 3、5 和 7 时,数值计算结果 和离心机实测结果的对比。



图5 不同控制频率比条件下的计算值与试验值对比($\xi = 4\%$, Loma Prieta 波)

Fig.5 Comparison between calculated and experimental values with different control frequency ratio ($\xi = 4\%$, Loma Prieta)

图 5(a)中,土层侧向最大位移变化同图 4(a)规 律一致,且随频率控制比 *n* 增大同一深度处正、负 向水平位移略有增大。图 5(b)对比了 n 值变化对最大剪应变的影响,发现同一深度处,随 n 值增大

土体剪应变逐渐增大,但与试验值均较为接近。

图 5(c)表明控制频率比 n 越大放大效应越明 显。控制频率比 n 取 3、5 和 7 对应的地表峰值加速 度放大倍数分别为 1.09、1.18 和 1.29。表明控制比 n 越大,且在实际计算中低估土体阻尼的频率范围 越大,则地震波所含能量较高的频率落在这部分的 范围也越大,地震波能量衰减相对较慢,地震响应 较强。

图 5(d)中,同样由于控制频率比在实际计算中 对于阻尼的影响作用,n 值取 3、5 和 7,阿里亚斯强 度最终值分别为 7.68、7.14 和 6.61 m/s,呈逐渐减 小趋势。图 5(e)中,地表加速度反应谱在 0.2~ 0.5 s内,随 n 值增大放大效应越来越明显。

图 5 综合表明,与离心机试验实测值相比,阻尼 比 ξ=4%条件下,控制频率比 n 取 5 时模拟结果相 对较为精确,且与阻尼比影响程度相比控制频率比 的影响相对较小。

4.3 强地震动下的计算结果分析

图 6 表示在 Kobe 波作用下,阻尼比 *ξ* 取 4%、 控制频率比值 *n* 取 5 时,土层各计算结果对比。



图 6 计算值与试验值对比($\xi = 4\%$, n = 5, Kobe 波) Fig.6 Comparison between calculated and experimental values ($\xi = 4\%$, n = 5, Kobe)

图 6(a)中,与小震 Loma Prieta 波作用下相比, 土层侧向最大位移试验值与计算值的差距增大。正 向最大水平位移计算值比离心机实测值略大,而负 向最大水平位移在接近地表处,试验值约为计算值 的 2 倍。地表正负向最大位移计算值分别达到 13.8 cm和 10.9 cm。

图 6(b)显示土层各深度处最大剪应变值均在

0.8%左右,最大1.02%,最小0.76%。同图5(b)对 比,表明土层在强震作用下剪应变急剧增大,数值模 拟结果与试验值相比精确性降低。同Loma Prieta 波相比,由于Kobe波强度较大,土层剪应变平均增 大8倍左右,而二者的峰值加速度比值仅为2.3,这 也从侧面反映了土体非线性对地震响应的影响。

图 6(c)表明干砂土层在大震下峰值加速度计

算值随深度减小放大效应并不明显。与输入地震动 峰值加速度 0.76g 相比,地表峰值加速度试验实测 值略有减小,计算值的放大倍数仅为 1.38。

图 6(d)中,阿里亚斯强度时程曲线试验实测值 与计算值变化趋势大致相同,且最终阿里亚斯强度 值分别为 16.1 m/s 和 14.6 m/s,相差 11.2%。图 6 (e)中,地表加速度反应谱试验值与计算值均在 0.2~0.5 s 和 1.0~1.5 s 有明显放大效应,但不同的 是在 0.2~0.5 s 内计算值大于试验值,而在 1.0~ 1.5 s内试验值大于计算值。

综合分析图 6, 阻尼比 *ξ*=4%、控制频率比 *n*= 5条件下, 以 Kobe 波的离心机试验实测值为基准, 同 Loma Prieta 波相比, 该波作用下土层水平位移 和地震加速度反应数值模拟结果精确度降低。

5 结论

利用 OpenSees 开源有限元计算程序,对比离 心机试验,建立相应的原型场地剪切梁模型;考虑土 层剪切波速与模量衰减关系,对不同地震荷载作用 下工况进行数值模拟,分析采用瑞利阻尼方法进行 场地动力计算时,不同阻尼比和控制频率比对场地 加速度和侧向变形计算的影响。主要结论如下:

(1)场地非线性地震响应域分析计算采用瑞利 阻尼方法时,阻尼比和控制频率比不同取值对场地 加速度和侧向变形计算结果的影响不可忽视。

(2) 对比离心机试验,对 Loma Prieta 波作用下的计算结果进行综合分析,确定 Nevada 干砂阻尼比取 4%、控制频率比 n 为 5 时,地震响应数值模拟结果相对较为精确。

(3) 对于不同地震动 Loma Prieta 波和 Kobe 波输入条件下的计算结果对比表明,对于确定的瑞 利阻尼系数,小震作用下土体应变较小,数值模拟结 果相对较为精确,而强震作用下土体应变较大,数值 模拟结果精确度降低,与地震波强度影响有关。

(4)本文确定的 Nevada 干砂阻尼比 4%要高 于 Phillips C 等^[10] 建议的饱和内华达砂阻尼比 3%。李文泱等^[11]研究表明由于动力作用下饱和砂 的阻尼比随孔压增长而降低,故干砂阻尼应高于饱 和砂阻尼。在进行具体场地地震响应评价时,要综 合考虑场地自振频率、土体饱和度和地震波特性来 确定阻尼比和控制频率。

参考文献(References)

- [1] Idriss I M, Sun J. User's Manual for SHAKE91-A Computer Program for Conducting Equivalent Linear Seismic Response Analyses of Horizontally Layered Soil Deposits: Center for Geotechnical Modeling [R]. California: Department of Civil & Environmental Engineering, University of California, Davis, 1992.
- [2] 吴世明.土动力学[M].北京:中国建筑工业出版社,2000.
 WU Shi-ming.Soil Dynamics[M].Beijing:China Architecture
 & Building Press,2000.(in Chinese)
- [3] 栾茂田,邵字.土体地震反应非线性分析方法比较研究[C]//第 五届全国土动力学学术会议论文集,1998,203-209.
 LUAN Mao-tian,SHAO Yu.Comparison Research of Nonlinear Analysis Method of Seismic Response of Soil[C]//Proceedings of the 5th National Conference on Soil Dynamics, 1998,203-209.(in Chinese)
- [4] Hardin B O, Drnevich V P. Shear Modulus and Damping in Soils: Design Equations and Curves[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundation, ASCE, 1972, 98(SM7): 603-642.
- [5] Phillips C. Hashash Y M A. Damping Formulation for Nonlinear 1D Site Response Analyses [J]. Soil Dynamics & Earthquake Engineering, 2009, 29(7):1143-1158.
- [6] Hudson M, Idriss I M, Beikae M. User Manual for QUAD4m: A Computer Program to Evaluate the Seismic Response of Soil Structures Using Finite Element Procedures and Incorporating a Compliant Base[D]: Berkeley: University of California, 1994.
- [7] VDC.Strong-Motion Virtual Data Center e http:// strongmotioncenter.org/vdc/scripts/search.plx e; 2014.
- [8] Hashash Y M A, Dashti S, Romero M I, et al. Evaluation of 1-D Seismic Site Response Modeling of Sand Using Centrifuge Experiments [J]. Soil Dynamics & Earthquake Engineering, 2015,78:19-31.
- [9] Mazzoni S, Mckenna F, Scott M H, et al. The Open System for Earthquake Engineering Simulation (OpenSEES) User Command-Language Manual[M]. California: University of California, 2006.
- Phillips C. Hashash Y M A. Olson S M. et al. Significance of Small Strain Damping and Dilation Parameters in Numerical Modeling of Free-field Lateral Spreading Centrifuge Tests[J].
 Soil Dynamics & Earthquake Engineering, 2012, 42:161-176.

[11] 李文泱,刘惠珊.孔隙水压力对饱和砂的剪切模量和阻尼比的 影响[J].岩土工程报,1983(4):56-67.
LI Wen-yang, LIU Hui-shan. Influence of Pore Water Pressure on Shear Modulus and Damping Ratio of Saturated Sands
[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1983(4): 56-67. (in Chinese)