DOI: 10.16198/j.cnki.1009-640X.2015.05.001

高树飞, 贡金鑫, 冯云芬. 高桩码头 Pushover 分析影响因素研究[J]. 水利水运工程学报, 2015(5): 1-14. (GAO Shu-fei, GONG Jin-xin, FENG Yun-fen. Influencing factors of Pushover analysis for open type wharf with standing piles[J]. Hydro-Science and Engineering, 2015(5): 1-14.)

# 高桩码头 Pushover 分析影响因素研究

## 高树飞<sup>1</sup>, 贡金鑫<sup>1</sup>, 冯云芬<sup>2</sup>

(1. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024; 2. 聊城大学 建筑工程学院, 山东 聊城 252059)

摘要:非线性静力分析方法或 Pushover 分析方法是近年提出并在高桩码头抗震设计中得到应用的位移计算方法,该方法将 Pushover 曲线与反应谱相结合对结构位移进行估计。探讨了影响高桩码头 Pushover 分析结果的因素,对 Pushover 分析的能力谱法和 N2 法及能力谱法中采用的不同等效线性化方法、等效阻尼比公式和不同反应谱进行了定性和定量分析,同时通过一个实际工程案例,比较了上述不同情况的目标位移计算结果。研究表明,能力谱法与 N2 法的计算结果之间存在差异,差异的大小与能力谱法采用的等效阻尼比计算公式有关;能力谱法中,不同等效阻尼比公式和反应谱曲线下降段的形状对高桩码头目标位移的计算结果有较大影响;Pushover 曲线双折线化方法对位移计算结果的影响不是很大。

**关 键 词:**高桩码头; Pushover 分析;目标位移;等效阻尼比;线性化方法;反应谱 中图分类号:U656.1<sup>+</sup>13 **文献标志码:**A **文章编号:**1009-640X(2015)05-0001-14

Pushover 分析方法是利用一组单调递增、能近似反映结构地震水平惯性力对结构进行推覆分析结构弹 塑性性能的一种方法。推覆过程包括了结构从弹性阶段开始,经历开裂、屈服直至倒塌破坏全过程的信息, 因而可以对结构的抗震性能作出评价。但单纯的推覆分析并不能得到结构的地震响应,通常要与反映地震 特性的反应谱结合才能对结构的目标位移做出估计。

常用的 Pushover 分析方法有两种:能力谱法(CSM)和 N2 法。能力谱法最早由美国学者 FREEMAN S A 于 1975 年提出<sup>[1]</sup>,用于评估海军造船厂房屋的抗震性能,后经改进编入美国应用技术协会报告 ACT-40<sup>[2]</sup>, 之后被多本规范采用,成为结构 Pushover 分析最流行的方法。N2 法是斯洛文尼亚 FAJFAR P 教授最早提出的 Pushover 分析方法<sup>[3-5]</sup>,被欧洲规范 8<sup>[6]</sup>采用。对于高桩码头结构,美国《海洋油码头和维护标准》(简称 MOTEMS)<sup>[7]</sup>和《长滩港码头设计标准》(简称 POLB)<sup>[8]</sup>采用了能力谱法,欧洲规范 8 采用的是 N2 法。能力 谱法和 N2 法原理不同,即使同一方法不同规范采用等效阻尼比公式和 Pushover 曲线双折线化方法等也不同,从而计算结果会存在很大差异。另外,采用的反应谱也会影响分析结果。因此,定性和定量了解 Pushover 分析结果的影响非常重要。本文对上述规范采用的能力谱法和 N2 法及相关公式的影响进行了定 性和定量分析,并通过一个实际的高桩码头工程案例,对计算结果进行了定量分析,目的是为研究高桩码头 Pushover 分析方法以及为工程人员从事海外工程设计提供参考。

**1** Pushover 分析方法及误差

Pushover 分析方法是基于单自由度体系分析原理的一种地震弹塑性最大反应近似分析法,对于多自由

作者简介:高树飞(1989—),男,安徽蚌埠人,博士研究生,主要从事港口工程结构抗震设计研究。 E-mail:gaosf1989@qq.com

收稿日期: 2014-03-25

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51278081);交通运输部项目"强震区港口工程结构抗震设计研究"(JTSBD 2013 02 130)

度体系,则需通过第一振型(也可用其他水平力比例)将其转换为单自由度体系。因此,Pushover分析的其 中误差之一来自于将弹性第一振型用于弹塑性结构产生的误差,很多文献对此进行了研究<sup>[9]</sup>。对于梁板 式、无梁板式、桁架式和实体墩式高桩码头,可以直接等效为单自由度体系,无需进行转化。因此,这些码头 不存在将多自由度体系转换为单自由度体系而产生的误差。

### 1.1 能力谱法

能力谱法也称为"替代结构法",即用一个具有"等效刚度"和"等效阻尼比"的"等效弹性结构"代替原来的非线性结构,从而近似采用弹性反应谱理论计算结构的地震 谱加速度S\_

反应,其中等效刚度一般采用割线刚度,等效黏滞阻尼比按照非 线性结构黏滞阻尼耗能与弹性结构滞回耗能相等的原则确定。 众所周知,结构进入非线性状态后,刚度降低,结构的地震反应也 会减小;而结构进入非线性状态后的滞回耗能也会降低结构的地 震反应。能力谱法则通过增大结构阻尼比、降低弹性反应谱的值 来考虑这种非线性地震反应。由于结构的"等效刚度"和"等效阻 尼比"都与结构的地震位移反应有关,而位移是需要求解的量,所 以采用能力谱法进行分析需要迭代计算。对于高桩码头,文献 [7]和[8]均给出了迭代计算的步骤。ACT-40将结构的 Pushover 曲线转换为能力谱,将反应谱转换为需求谱,可采用图示法表示 能力谱法的原理,如图1所示,其中迭代确定的性能点对应的位移 为目标位移。



#### 1.2 N2法

N2 法将非弹性体系等效为弹性体系的出发点是基于这样一个事实:理想弹塑性体系的位移反应与相同 周期弹性体系的位移反应有一定关系,即对于中等周期的结构,等效弹性体系的位移反应符合"等能量原 理";对于长周期的结构,等效弹性体系的位移反应符合"等位移原理"。利用 N2 方法确定目标位移时也需 要进行迭代,迭代步骤可见文献[6]。

Pushover 分析方法的另一个误差是将弹性体系的结果转化为弹塑性体系产生的。对于单自由度体系而 言,能力谱法的误差来自于将弹性反应谱通过改变结构阻尼和刚度近似用于弹塑性结构;N2 法采用弹塑性 反应谱,而弹塑性反应谱根据弹塑性反应与弹性反应形的近似关系确定。

为比较能力谱法与 N2 法计算的最大位移的不同, 对模型化的单自由度结构进行分析,结构的荷载-变形 曲线(Pushover 曲线)见图 2,第一刚度为  $K = 1.512 \times 10^7$  N/m,第二刚度系数 r = 0.05,结构的质量为  $m = T^2 K/(2\pi)^2$ ,屈服力为  $F_y = \lambda mg$ ,其中 T 为结构周期,  $\lambda$  为相对屈服力(结构屈服力与结构重力之比)。图 3 给出了  $\lambda = 0.1, 0.2, 0.4, 0.6$  和峰值地面加速度  $\alpha_{pg} = 0.6g$  时,采用能力谱法(采用 ATC-40 的等效阻尼比计 算式(式(2))和 N2 法按欧洲规范反应谱(C 类场地) 计算的结构最大位移  $\Delta_d$ 随结构周期( $T = 0.1 \sim 2.0$  s) 的变化。



由图 3 可以看出,采用 N2 法计算的位移比采用能力谱法计算位移的大,λ=0.1 时二者之间的差别在自振周期 1.0~1.25 s 时最大;随着相对屈服力λ 的增大,两种方法计算的位移之间的差别越来越小,并随着周期的增大而趋同。



Fig. 3 Maximum displacements calculated by capacity spectrum method and N2 method

## **2** Pushover 曲线双折线化

进行 Pushover 分析前首先要得到结构的 Pushover 曲线,Pushover 曲线是在考虑结构自重作用的同时,通 过对结构施加水平单调递增荷载来将结构推覆至某一预定位移或使结构成为机构所得的荷载-变形曲线。 进行推覆计算时,桩土相互作用可采用土弹簧模拟,土弹簧的荷载-位移关系可由 *p*-y 曲线确定。另外,计算 荷载-变形曲线时应力-应变关系中的材料强度采用平均值而不是标准值或设计值<sup>[8,10]</sup>。

得到 Pushover 曲线后,还要将其等效为图 2(b)所示的双折线力-变形曲线,以获得延性系数 $\mu$ ,屈服后 刚度与屈服前刚度比 r 和割线刚度  $K_e$  等参数。不同 Pushover 方法及不同规范中曲线线性化的方法不同。 图 4 为 ATC-40,FEMA 356<sup>[11]</sup>,POLB 和欧洲规范 8 中 N2 法采用的双折线化方法示意图。ATC-40 的双折 线化方法将第一段折线斜率定义为初始刚度  $K_i$ ,再根据曲线和横坐标轴包围的面积与双折线和横坐标轴包 围的面积相等的原则迭代确定屈服点的位置;FEMA 356 的双折线化方法首先估计屈服力  $F_y$ ,第一段折线 采用曲线上 0.6 $F_y$ 处的割线刚度,与 ATC-40 相同,采用面积相等的原则确定屈服点位置;POLB 的双折线化 方法中,第一段折线刚度采用原点与桩第一个塑性铰形成时连线的斜率,并将实际 Pushover 曲线在第一个 塑性铰形成以前的部分视为直线,再根据面积相等的原则确定屈服点位置,但这样得到的简化折线与坐标横 轴包围的面积将小于真实 Pushover 曲线与坐标横轴包围的面积。MOTEMS 采用的方法与 POLB 相似。N2 的分析方法采用理想的弹性-完全塑性体系(图 4),初始刚度按实际荷载-位移曲线下的面积与理想荷载-位移曲线下的面积相等确定。理想单自由度体系的屈服位移  $d_x^*$ 为

$$d_{\rm v}^* = 2(d_{\rm m}^* - E_{\rm m}^* / F_{\rm v}^*) \tag{1}$$



式中: F<sub>v</sub>\*为理想体系的屈服力; d<sub>m</sub>\*为理想体系的位移; E<sub>m</sub>为形成塑性机构时的实际变形能。

图 4 能力谱法和 N2 法中 Pushover 曲线的双折线化 Fig. 4 Bilinear representation of Pushover curves for capacity spectrum method and N2 method

由此可以看出,无论是能力谱法还是 N2 法,确定的 Pushover 曲线的屈服位移和屈服力均随目标位移  $\Delta_a$ 的变化而变化。就能力谱法的双折线方法而言,不同规范得到的屈服位移和屈服力也不同。这些都会影响 Pushover 方法的分析结果。

### 3 等效阻尼比

等效阻尼比 *ξ*<sub>eq</sub> 是能力谱法分析需要采用的参数,是根据非线性体系一个滞回环消耗的能量和与等效线性体系黏滞阻尼消耗的能量相等的原则确定的。根据不同的结构滞回模型,目前已经提出了多个不同的计算公式<sup>[12]</sup>。式(2),式(3)和式(4)分别为 ATC-40, MOTEMS 及 POLB 采用的公式。

$$\xi_{\rm eq} = 0.05 + 2\kappa(\mu - 1) (1 - r) / (\pi\mu(1 + r\mu - r))$$
<sup>(2)</sup>

$$\xi_{\rm eq} = 0.05 + \frac{1}{\pi} \left( 1 - \frac{1 - r}{\sqrt{\mu}} - r\sqrt{\mu} \right)$$
(3)

$$\xi_{\rm eq} = 0.10 + 0.565 \left[ \left( \mu - 1 \right) / \mu \pi \right] \tag{4}$$

式中: $\mu$ 为延性系数, $\mu$ 为待求的目标位移 $\Delta_a$ 与结构屈服位移 $\Delta_y$ 之比;r为结构屈服后刚度与屈服前刚度之比(图2(b)); $\kappa$ 为修正系数。ATC-40中,根据地震持时和结构新旧程度将结构区分为 Type A, Type B 和 Type C 三类,对于不同的结构类型规定了不同的 $\kappa$ 值。

在式(2)~(4)中,第1项(即常数项)为结构弹性黏滞阻尼比,第2项为将结构滞回耗能等效为黏滞耗能得到的等效黏滞阻尼比。式(4)根据非线性时程分析结果得出,不根据采用图2(b)所示的双折线骨架曲线的滞回模型提出,因而与r无关。图5为按照上述3个等效阻尼比公式计算得到的阻尼比,对于ATC-40,考虑结构性能类型为TypeA。由图5可见,在r较小时,ATC-40的计算结果最大,POLB和MOTEMS的计算结果较接近;在r较大时,ATC-40和POLB的计算结果较接近,但随着 $\mu$ 的增大,二者差别变大,MOTEMS的计算结果较接近;在r较大时,ATC-40和POLB的计算结果较接近,但随着 $\mu$ 的增大,二者差别变大,MOTEMS的计算结果较小,在 $\mu$ 较大时甚至出现小于0.05的情况,故在利用MOTEMS的等效阻尼比公式确定 $\Delta_{d}$ 时,当阻尼比小于0.05时,应取0.05。3个等效阻尼比模型的较大差别也是引起Pushover分析计算结果出现差异的重要因素。



Fig. 5 Comparison of various equivalent damping equations

图 6 给出了  $\lambda$  = 0.1,0.2,0.4,0.6 和峰值地面加速度  $\alpha_{pg}$  = 0.6 g 时,采用能力谱法(等效阻尼比分别按 式(2)~(4)计算)按 FEMA 356 的反应谱(D 类场地,  $S_{xs}$  = 1.5 g,  $S_{x1}$  = 0.75 g)计算的结构(图 2)最大位移  $\Delta_{d}$  随结构周期(T = 0.1~2.0 s)的变化,该图反映了采用的等效阻尼比公式的影响。

由图 6 可以看出,总体上采用 MOTEMS 等效阻尼比公式计算的位移最大,POLB 次之,ATC-40 最小;随着 相对屈服力λ增大,采用 MOTEMS 和 ATC-40 公式计算的位移随着结构周期增大而趋于相同,因为在屈服力λ 较大时,结构的屈服位移较大,在周期较大时,结构的反应为弹性,因而采用 MOTEMS 和 ATC-40 的阻尼比公式 得到的阻尼比相同,进而计算结果相同,而 POLB 的等效阻尼比公式的弹性黏滞阻尼比较大(0.1)。





## 4 反应谱

反应谱是不同周期的单自由度体系对地震的反应。当结构进入非线性状态时,能力谱法通过将结构非 线性滞回耗能等效为黏滞阻尼耗能、增大结构阻尼比来考虑结构地震的反应变化,N2 法则直接使用非弹性 反应谱。图 7 示出了美国 FEMA 356(MOTEMS 采用该反应谱)、欧洲规范 8 和我国《建筑抗震设计规范》 (GB 50011—2010)<sup>[13]</sup>阻尼比为 0.05 时的弹性反应谱,图中参数的意义可见相关规范或文献[14]。我国 《水运工程抗震设计规范》(JTS 146—2012)<sup>[15]</sup>只给出了 5%的阻尼比,不能用于 Pushover 分析。



由图 7 可见,美国 FEMA 356 将反应谱分为 3 段表示,欧洲规范和中国规范分为 4 段表示,欧洲规范反 应谱反映了短周期结构反应加速度与周期的倒数成正比(由速度控制)、中长周期结构反应加速度与周期倒 数的平方成正比(由位移控制)的特征。3 个反应谱相比,欧洲规范的反应谱最"瘦",我国规范的"适中",美 国 FEMA 356 的最"胖"。另外,在美国规范和欧洲规范的反应谱中,平台段的加速度为周期为 0 时(结构刚 度无穷大),加速度为 2.5 倍,中国规范为 2.25 倍。结构的地震反应与结构所在场地的类别有关,虽然不同 规范场地类别划分的方法、指标和类型数有所不同,但最好一类场地(美国规范和欧洲规范为 A 类,中国规 范为 I 类)特性比较接近。

将 3 本规范反应谱坐标的纵坐标统一为相同的表达形式,即加速度反应 S<sub>a</sub> 与地面峰值加速度 α<sub>pg</sub> 的比值,图 8 给出了阻尼比分别取 ξ = 5%,10%,20%和 30%时 3 本规范的反应谱曲线。需要说明的是,虽然按欧洲规范进行 Pushover 分析时不采用调整阻尼比的方法来考虑结构的非线性(而是直接采用非弹性反应谱),这里画出不同阻尼比时的反应谱只是用于比较。由图 8 可见,随着阻尼比的增大,加速度反应越来越小,但减小的幅度越来越小;FEMA 356 反应谱下降最快,GB 50011—2010 次之,欧洲规范 8 最慢。反应谱的区别

也会使得采用不同反应谱进行 Pushover 得到不同的结果。图 9 给出了  $\lambda$  = 0.1, 0.2, 0.4, 0.6 和峰值地面 加速度  $\alpha_{pg}$  = 0.6g 时,采用能力谱法(反应谱分别采用以上 3 种反应谱,不同反应谱参数确定可参看 5.2节; 采用 ATC-40 的等效阻尼比计算式(式(2))计算的结构(图 2)最大位移  $\Delta_a$ 随结构周期(T = 0.1~2.0 s)的 变化,该图反映了采用的反应谱影响。







-8. , minore et coltone et control et minore control

由图 9 可见,相对屈服力 λ 为 0.1 和 0.2 时,短周期时采用 FEMA 356 反应谱计算的位移最大,GB 50011—2010 次之,欧洲规范 8 最小。但随着周期的增大,采用 GB 50011—2010 计算的位移逐渐增大并超 过 FEMA 356;相对屈服力 λ 为 0.4 和 0.6 时,采用 FEMA 356 反应谱计算的位移最大,GB 50011—2010 次 之,欧洲规范 8 最小。产生以上现象的主要原因是,短周期时 FEMA 356 反应谱的谱值最大,GB 50011—2010 次之,欧洲规范 8 最小,而长周期时 GB 50011—2010 反应谱的谱值最大;λ 较小时,结构屈服位移较 小,等效结构的周期比弹性周期大得多,λ 较大时,二者差距相对较小。

5 案例分析

前面从能力谱法与 N2 法原理、Pushover 曲线双线性化、等效阻尼比模型和规范反应谱的不同定性和定量分析了对 Pushover 分析结果的影响,下面通过一个高桩码头实例进一步定量说明这些因素的影响。

5.1 工程概况

海外某强震区一高桩码头的断面如图 10,码头宽 28.87 m,排架间距 6.3 m,面板厚 0.45 m。圆形实心 混凝土桩直径 0.8 m,横梁高 1.9 m,宽 1.5 m;前边梁高 2.2 m,宽 1.5 m;轨道梁高 1.9 m,宽 1.6 m;中纵梁 高 1.9 m,宽 1.5 m;后边梁高 1.9 m,宽 1.5 m,码头面堆载为 40 kPa。当地平均海平面为 1.2 m。C,D 和 F 桩与上部结构的连接如图 11 所示,其他各桩类似。土层标高及物理力学参数列于表 1。经判定,按美国规范 ASCE 7-05<sup>[16]</sup>,场地类型为 D 类,欧洲规范为 C 类,中国规范为 Ⅱ 类。







图 11 桩与上部结构连接(单位:高程 m,其他 mm) Fig. 11 Pile-wharf connection (unit: elevation in m, others in mm)

#### 表1 土体物理力学参数

Tab. 1 Physical and mechanical parameters of soil mass

土层名称	标高/m	有效重度/(kN・m <sup>-3</sup> )	内摩擦角 $\varphi/(\circ)$	剪切波速/(m・s <sup>-1</sup> )	标贯击数 N
细砂	+3.5~-3.0	9.0	32.5	160	12
中粗砾砂	-3.0~-34.5	11.0	38.6	260	20

#### 5.2 地震动

选取多个地震动水准进行计算,其50年内的超越概率和峰值地面加速度  $\alpha_{pg}$  如表2所示。对于中国规范 GB 50011—2010,地震分组取为第一组;对于欧洲规范8,选用2型谱。对于中国规范和欧洲规范,直接根

据地面峰值加速度和场地类别即可确定反应谱的参数, 但对于 FEMA 356 给出的反应谱,无法确定周期为1s的 谱加速度值 S<sub>x1</sub>,对于本案例中的场地类型,由于欧洲规 范8和中国规范 GB 50011—2010 反应谱中水平段的起始 周期均为0.1s,故本文考虑 FEMA 356 中 T<sub>0</sub>为0.1s以 确定 S<sub>x1</sub> (如果仅是中美两个反应谱进行比较,通常做法 是保证反应谱下降段起点对应的周期相同以确定反应谱 参数 S<sub>x1</sub>,由于本文涉及3个反应谱,故近似进行上述处 理),并近似按5%的阻尼比确定 T<sub>s</sub>,由此可得各反应谱 的参数,结果列于表2。图 12 为不同规范在某一水准下 阻尼比为5%的加速度反应谱。



Fig. 12 Acceleration response spectra ( $\xi = 5\%$ )

Tab. 2 Ground motion and response spectra parameters									
超越概率/%	$lpha_{ m pg}$ / $g$	FEMA 356		Eurocode 8				GB 50011—2010	
		$S_{XS}/g$	$S_{X1}/g$	$a_g S/g$	$T_B/\mathrm{s}$	$T_C/s$	$T_D/s$	$\alpha_{ m max}$	$T_g/s$
63	0.108	0.270	0. 135	0.108				0.24	
50	0.162	0.405	0.202	0.162				0.36	
40	0.234	0.585	0.292	0.234				0.52	

表 2 地震动及反应谱参数

nd motion a

(续表)									
超越概率/%	$lpha_{ m pg}$ / g	FEMA 356		Eurocode 8				GB 50011—2010	
		$S_{XS}/g$	$S_{X1}/g$	$a_g S/g$	$T_B/{ m s}$	$T_C/s$	$T_D/s$	$\alpha_{\rm max}$	$T_g$ /s
20	0.324	0.810	0.405	0.324				0.72	
15	0.432	1.080	0.540	0.432	0.10	0.25	1.20	0.96	0.35
10	0.558	1.395	0. 698	0.558				1.24	
5	0.648	1.620	0.810	0.648				1.44	
2	0.774	1.935	0.968	0.774				1.72	
1	0.882	2.205	1.102	0.882				1.96	

#### 5.3 Pushover 曲线

由于结构沿纵向对称,取一个排架进行分析。混凝 土圆柱体抗压强度采用 f'。 = 34.47 MPa,密度为 2 400 kg/m<sup>3</sup>,泊松比为 0.167,分析中采用强度平均值 f'ce = 1.3f'c。钢筋采用 60 级钢,屈服强度 fy = 60 413.7 MPa,屈服强度平均值 fye = 1.1fy,泊松比为 0.3,混凝土和钢筋的应力-应变关系根据 POLB 确定。 利用 p-y 曲线考虑桩土相互作用,其中桩在块石中的 p-y 曲线参考文献[17]确定,在细砂和中粗砾砂中的 p-y 曲线按文献[18]确定。Pushover 分析模型见图 13,分 析模型轴线为所有构件截面的中心线,第1个土弹簧设 在坡面下 15 cm 处,坡面下 3 m 范围内间距 30 cm,3 m 以下范围内间距 60 cm,图中弹簧仅为示意,不代表实 际计算中采用的数量和位置。

采用通用有限元软件 ABAQUS6.12 对码头进行推 覆,桩和梁采用二维梁单元 B21,梁单元中的钢筋通过\* rebar 关键字实现,混凝土采用 Concrete Damaged Plasticity 模型模拟,钢筋采用 Plastic 模型模拟。土弹簧采用 Connector 单元模拟。在 ABAQUS 中建立两个分析步,第 一个分析步施加重力荷载,参考 POLB,重力荷载考虑上 部结构自重、面板底部至岸坡以下 5 倍桩径范围内桩重 量的 1/3 及堆载的 10%,结构自重换算为横梁自重,堆载 按线荷载施加在梁上;第二个分析步在 F 桩顶施加水平 推覆力(上部结构重心处),逐步增加水平荷载,计算确定







水平荷载作用下码头的荷载-变形曲线,在加载过程中发现,桩的首个塑性铰出现在 F 桩桩顶,对应的位移 与荷载见图 14。

#### 5.4 目标位移计算

考虑 Pushover 分析方法及 Pushover 曲线双折线化方法、等效阻尼比和反应谱的不同,按以下 4 种情况 对计算的目标位移  $\Delta_a$  进行比较。

(1)反应谱相同,Pushover 分析方法不同。利用欧洲规范的反应谱,分别采用能力谱法和 N2 法进行分析,能力谱法中的等效阻尼比分别采用式(2)~(4),Pushover 曲线双折线化方法采用 ATC-40 中的方法,计算结果见图 15。



图 15 能力谱法和 N2 法计算的目标位移

Fig. 15 Target displacement calculated by capacity method and N2 method

由图 15 可见:①能力谱法中采用 MOTEMS 的阻尼比公式计算的位移与 N2 法的最接近,其次是 ATC-40;②采用 ATC-40 和 POLB 的等效阻尼比公式计算的位移均小于 N2 法的,采用 MOTEMS 等效阻尼比公式 计算的位移略大于 N2 法的,但在 α<sub>pg</sub> 逐渐增大时有相互接近并小于 N2 法计算位移的趋势。

(2)反应谱相同,等效阻尼比公式相同,Pushover曲线双折线化方法不同。采用能力谱法计算不同地震水平下的目标位移,计算结果如图 16~18 所示。图 16(a)为采用 FEMA 356 反应谱及 ATC-40 中等效阻尼比公式、不同 Pushover 曲线双折线化方法时计算的目标位移,其他各图的含义类似。



图 16 采用 FEMA 356 反应谱计算的目标位移

Fig. 16 Target displacement calculated based on spectrum in FEMA 356





Fig. 17 Target displacement calculated based on spectrum in Eurocode 8



Fig. 18 Target displacement calculated based on spectrum in GB 50011-2010

从图 16~18 可见:①3 种 Pushover 曲线双折线化方法计算的位移差别不大。 $\alpha_{pg}$ 较小时,采用 POLB 计算的位移较大,采用 ATC-40 和 FEMA 356 计算的位移较为接近,这是因为 POLB 得到的简化折线与坐标横轴 包围的面积小于真实 Pushover 曲线与坐标横轴包围的面积,这在  $\alpha_{pg}$ 较小时的影响较为明显,因而等效阻尼 耗散的能量较少,反应谱折减较小,进而计算结果较大;②从图 16(c)、图 17(c)和图 18(c)可以看出,  $\alpha_{pg}$ 较小时,3 种方法计算的位移基本相同,这是因为 3 种方法得到的 r 均较大,而 MOTEMS 采用的等效阻尼比公式在 r 较大时会小于 5%。如前所述,在计算过程中出现小于 5%时,取 5%,故此时等效阻尼比的计算实际上已不受双折线化方法的影响。

(3)反应谱相同,Pushover 曲线双折线化方法相同,等效阻尼比计算公式不同。采用能力谱法计算不同 地震水平下的目标位移,计算结果如图 19~21 所示。从图 19~21 可见:①随着峰值地面加速度  $\alpha_{pg}$  的增大, 目标位移逐渐增大;②3 个等效阻尼比公式中,ATC-40 和 POLB 的计算位移较为接近,MOTEMS 的计算位移 最大。这一规律与图 5 中各阻尼比的规律一致,因为目标位移较小时,屈服后刚度与屈服前刚度之比 r 较 大,3 个等效阻尼比公式中 MOTEMS 的阻尼比最小,由图 8 可知,阻尼比越小,反应谱的折减越小,进而得到 的目标位移也相对越大;③从图 19 可以看出,在  $\alpha_{pg}$  超过一定值后,POLB 的计算位移大于 ATC-40 的,这可 从图 5 得到解释,在较小的目标位移范围内,r 值较大,ATC-40 的阻尼比较 POLB 小,而随着目标位移的增 大,r 变小,ATC 的阻尼比较 POLB 大,故目标位移较小。



Fig. 19 Target displacement calculated based on spectrum in FEMA 356



图 20 采用 Eurocode 8 反应谱的目标位移

Fig. 20 Target displacement calculated based on spectrum in Eurocode 8







(4)等效阻尼比公式相同,Pushover 曲线双折线化方法相同,反应谱不同。采用能力谱法计算不同地震水平下的目标位移,计算结果如图 22~24 所示。可见:①3 个反应谱中采用 FEMA 356 计算的位移最大,GB 50011—2010 次之,Eurocode 8 最小,规律与图 12 中各反应谱的规律一致;② α<sub>pg</sub> 很小时,各反应谱结果的相对差别较小,而随着 α<sub>pg</sub> 增大,差别越来越大,这是因为 α<sub>pg</sub> 较小时,目标位移较小,等效单自由度体系的割线 刚度较大,周期较小,而从图 12 可见,在反应谱下降段以前,3 个反应谱间的差别不大。







图 23 采用 POLB 等效阻尼比公式计算的目标位移

Fig. 23 Target displacement calculated based on equivalent damping ratio equation in POLB



Fig. 24 Target displacement calculated based on equivalent damping ratio equation in MOTEMS

## 6 结 语

本文对影响目标位移计算的4个主要因素(分析方法、Pushover曲线双折线化方法、等效阻尼比和反应 谱)进行了定性和定量分析,并通过案例计算,分析了4个因素对目标位移计算结果的影响。研究得出如下 结论:

(1)能力谱法采用 MOTEMS 阻尼比公式时的目标位移计算结果与 N2 法最接近,其次是 ATC-40;采用 ATC-40 和 POLB 的等效阻尼比公式的计算结果均小于 N2 法。

(2)能力谱法中,采用3种Pushover曲线双折线化方法计算的目标位移较为接近。目标位移值较小时, 采用POLB的双折线化方法计算的结果相对较大;相比于等效阻尼比,Pushover曲线双折线化方法对目标位 移计算结果的影响较小,基本可以忽略。

(3)能力谱法中,采用不同的等效阻尼比公式对高桩码头目标位移的计算结果有较大影响。采用 ATC-40 和 POLB 的阻尼比公式计算的结果较为接近,采用 MOTEMS 阻尼比公式计算的结果最大。

(4) FEMA 356, Eurocode 8 和 GB 50011—2010 规范反应谱的下降段差别较大,在计算的目标位移上也得到了体现。采用 FEMA 356 反应谱计算的目标位移最大, GB 50011—2010 次之, Eurocode 8 最小。

#### 参考文献:

- [1] FREEMAN, S A, NICOLETTI J P, TYRRELL J V. Evaluation of existing buildings for seismic risk—A case study of Puget Sound Naval Shipyard Bremerton, Washington [C] // Proceedings of the 1st US National Conference on Earthquake Engineering, 1975.
- [2] ATC-40 Seismic evaluation and retrofit of concrete buildings[S].
- [3] FAJFAR P, FISCHINGER M. Non-linear seismic analysis of RC buildings: implications of a case study [J]. European Earthquake Engineering, 1987, 1(1): 31-43.
- [4] FAJFAR P, FISCHINGER M. N2-A method for non-linear seismic analysis of regular buildings [C] // Proceedings of the Ninth World Conference in Earthquake Engineering, 1988, 5: 111-116.
- [5] FAJFAR P, GAŠPERŠIĈ P. The N2 method for the seismic damage analysis of RC buildings [J]. Earthquake engineering & structural dynamics, 1996, 25(1): 31-46.
- [6] EN 1998-1:2004 Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance—Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings[S].
- [7] California State Lands Commission. Marine oil terminal engineering and maintenance standards (MOTEMS)[S].
- [8] Port of Long Beach (2012), wharf design criteria (Version 3.0)[S].
- [9] KRAWINKLER H, SENEVIRATNA G. Pros and cons of a pushover analysis of seismic performance evaluation [J]. Engineering Structures, 1998, 20(4): 452-464.
- [10] Permanent International Association for Navigation Congresses. Seismic design guidelines for port structures [S].
- [11] FEMA-356 Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings[S].
- [12] DWAIRI H M, KOWALSKY M J, NAU J M. Equivalent damping in support of direct displacement-based design[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2007, 11(4): 512-530.
- [13] GB 50011—2010 建筑抗震设计规范[S].(GB 50011—2010 Code for seismic design of buildings[S].(in Chinese))
- [14] 贡金鑫,高树飞,张勤,等. 基于位移的高桩码头抗震设计[R].大连:大连理工大学,2014 (GONG Jin-xin, GAO Shu-fei, ZHANG Qin, et al. Displacement-based seismic design of pile-supported wharf[R]. Dalian: Dalian University of Technology, 2014.(in Chinese))
- [15] JTS 146—2012 水运工程抗震设计规范[S].(JTS 146—2012 Code for seismic design of water transport engineering[S]. (in Chinese)))
- [16] ASCE 7-05 Minimum design loads for buildings and other structures[S].
- [17] EMI. Bi-linear p-y curves for pier 400 piles and pendent wall [R]. Oakland: Fugro West Inc, 1999.
- [18] API RP2A-WSD-2005 Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms—working stress design[S].
- [19] LI Ying, GONG Jin-xin, ZHANG Yan-qing. Pushover analysis for seismic performance of pile-supported wharf structures [J]. Journal of Ship Mechanics, 2011, 15(9): 1022-1032.
- [20] SHAFIEEZADEH A. Seismic vulnerability assessment of wharf structures [D]. Georgia: Georgia Institute of Technology, 2011.
- [21] KAWAMATA Y. Seismic performance of a pile-supported container wharf structures in rockfill [D]. Oregon: Oregon State University, 2009.

## Influencing factors of Pushover analysis for open type wharf with standing piles

GAO Shu-fei<sup>1</sup>, GONG Jin-xin<sup>1</sup>, FENG Yun-fen<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. School of Architecture and Civil Engineering, Liaocheng University, Liaocheng 252059, China)

**Abstract**: The nonlinear static analysis method or Pushover analysis method, coinciding with the response spectrum, is of the methods developed in recent years for quantifying the displacements and has been widely applied to seismic design for the open type wharf with standing piles. The factors influencing the estimation outcome by this method is clarified, and the qualitative and quantitative analyses are made between the capacity spectrum method and N2 method as well as the linearization procedures, equivalent damping ratio equations and response spectra used in the capacity method. A case study of the open type wharf with standing piles is conducted for the target displacement estimation to investigate the influences of the above mentioned factors. The analysis results show that there exist differences between the outcomes of the capacity method and N2 method and that the extension depends on the equivalent damping ratio equations used in the capacity spectrum method, a great discrepancy arises from the equivalent damping ratio equations and the shape of descent branch of the response spectra, and the linearization method of Pushover curve has played a minor role, that has no great influence upon the calculated results for the displacements.

Key words: open type wharf with standing piles; Pushover analysis; target displacements; equivalent damping ratios; linearization methods; response spectra