

文章编号:0559-9350(2020)12-1453-09

U形渡槽内水体液面晃动对流作用试验研究

王海波, 李春雷, 张昆航

(中国水利水电科学研究院 工程抗震研究中心, 北京 100048)

摘要:大型U形渡槽多为薄壁结构, 柔性结构与水体间的动力相互作用与刚性壁假定存在明显的不同, 渡槽类结构刚度对两类等效质量的影响尚需深入研究。本研究采用几何比尺1/10的大型薄壁U形渡槽物理模型, 通过振动台试验研究U形渡槽与水体的动力相互作用。通过深入分析稳态白噪声激励下渡槽结构的动态响应及槽内水体液面自由晃动结构响应, 确定U形渡槽中水体液面晃动的自振频率及阻尼比, 并通过深入分析试验记录的液面晃动波高幅值与渡槽支座力、弯矩幅值, 定量给出了试验对象U形渡槽结构槽内水体对流作用的等效质量及作用位置。可为实际U形渡槽工程抗震设计准确分析及安全性评价提供可靠依据。

关键词: U形薄壁渡槽; 自振频率; 阻尼比; 对流作用; 振动台试验

中图分类号: TV323; TV68

文献标识码: A

doi: 10.13243/j.cnki.slxb.20200390

1 研究背景

大型渡槽结构是长距离调水工程的主要建筑物。我国西南高地震烈度区调水工程中大型渡槽抗震安全问题十分突出, 对长距离调水工程安全运行至关重要。渡槽结构震后修复难度大于其它交通类桥梁结构, 并且因输水线路中水体短时集中倾泻, 存在局地引发次生灾害的风险, 因此渡槽抗震设计引起社会及建设运营部门的高度重视。槽内水体质量与渡槽槽身结构质量相当甚至更大, 不仅占据静态荷载的主要部分, 其与结构的流固动态相互作用也对输水建筑物的地震响应产生重要影响。地震条件下因槽身结构运动而导致槽内水体横向运动的流固动态耦合问题的十分复杂。渡槽结构的变形和运动导致槽内水体运动, 而槽内水体的运动会对渡槽结构产生反作用, 进而改变渡槽结构的地震响应。

在求解容器内水体对容器结构的动力相互作用理论方法中, 一般假定水体为理性流体, 忽略水体的可压缩性, 而容器被视为水体的刚性边界, 并假定水体做无旋运动而引入速度势函数^[1]。Housner^[2]为方便求解容器结构的动力响应, 基于刚性矩形容器内的液体受到无质量竖向薄膜约束分割的假定, 推导出流体冲击作用的等效质量, 基于容器内液面为平面晃动假定推导出对流作用的等效质量及距容器底部的高度, 用等效质量弹簧替代液体与容器的动力相互作用。事实上, 这一方法将流固问题解耦简化为纯结构动力问题, 因此在分析流体-结构动力响应中得到较广泛的应用^[3]。文献[4]采用位移有限元法数值模拟计算结果, 给出了对应于Housner简化模型的U形渡槽的液面晃动频率、等效质量等的回归公式。我国的《水工建筑物抗震设计标准》(GB51247-2018)中有关渡槽地震响应的分析计算也采用了水体等效质量简化模型^[5]。随着数值分析方法的进步及计算能力的提高, 也有许多研究通过流固耦合基本方程的数值分析方法, 求解计入结构变形的流固耦合问题^[6-9]。

针对我国南水北调工程大型渡槽的抗震安全问题, 国内研究人员开展了渡槽模型的振动台试验

收稿日期: 2020-06-02; 网络首发时间: 2020-11-06

网络首发地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.1882.TV.20201105.1132.002.html>

基金项目: 国家重点研发计划项目(2016YFC0401807)

作者简介: 王海波(1961-), 博士, 教授级高级工程师, 主要从事水工结构抗震研究。E-mail: wanghb@iwhr.com

研究,对实际工程的水体-渡槽间的动力相互作用进行深入探讨^[10-12],模型均为矩形断面,几何比尺1/30左右。张林让等^[12]研究了地震作用下和正弦波激励下水体与槽体相互作用效应和机理,并将试验结果和Housner简化等效质量模型的计算结果进行了对比,结果表明,由Housner模型计算得到的动水压力远小于试验实测值。

本文结合我国西南滇中调水工程的大型薄壁U形渡槽,通过振动台模型试验,重点关注大型薄壁U形输水渡槽流固耦合相互作用。笔者前期主要分析了渡槽结构柔性对流体冲击相互作用的影响^[13],本文将针对液面晃动的对流作用进行成果分析整理。试验在中国水利水电科学研究院5 m×5 m大型振动台上进行。振动台为全数字闭环控制,最大水平向加速度1g,能够准确再现地震运动。

2 试验模型设计和测量

振动台试验模型选取单跨30 m的U形渡槽支座以上部分作为研究对象。模型几何比尺1/10,单跨模型槽身长3.0 m(含6 mm邻跨槽体的间隙)。为减少渡槽端部约束条件对测试模型段的影响,相邻槽身各取0.5 m模型长度模拟,模型总长4.0 m,见图1。单跨模型渡槽实测结构重量1.144 t,理论渡槽结构体积为0.4347 m³,对应材料容重2630 kg/m³。渡槽满水状态重量2.1367 t,与空槽重量差的水体重量0.9927 t,理论水体体积0.989 m³,水体实际重量约为槽身重量的86.8%。有关模型制作材料及各物理量的相似比尺以及试验所用支座请参见文献[13],此处不再赘述。渡槽静态竖向支座力见表1。

试验安装了共5种,合计122通道传感器用于测量渡槽及槽内水体的地震响应。各传感器位置详细描述请参见文献[13]。试验数据采集采样频率为1000 Hz。

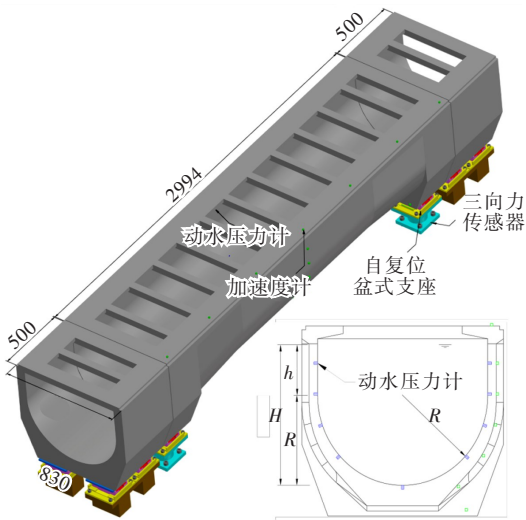


图1 振动台试验渡槽模型及测点 (单位: m)

表1 渡槽静态竖向支座力 (单位: kN)

支座(标记)	无水	半槽(水深 273mm)	满槽(水深 546mm)
下游左(DL)	2.907	3.950	5.435
下游右(DR)	3.103	4.125	5.517
上游左(UL)	2.953	3.908	5.281
上游右(UR)	3.201	4.211	5.670
合计	12.165	16.194	21.903

注:每个支座重量0.2354kN。

3 液面晃动频率与阻尼比

试验针对不同水位工况,采用0.1g、0.2g和0.4g三个强度水平、0.1~90 Hz频段的稳态白噪声激励,分别测试了模型渡槽的横槽向和竖向稳态响应。白噪声激励的采样频率为1000 Hz,计算用FFT长8192点,对应的频率分辨率为0.122 Hz。对于渡槽结构自振特性的识别,可采用结构顶部的加速度响应传递函数。然而,槽内液体晃动频率远低于渡槽结构自振频率,低频加速度难以获得高信噪比响应信号,因此选用水平横槽向支座力传递函数用于识别槽内水体液面晃动自振特性。但是,

0.122 Hz的频率分辨率在 1 Hz 频率范围仅有 8 个谱线点，很难准确识别 1 Hz 附近液面晃动对应的模态。通过采用频谱细化方法^[14]，将低频范围的频率分辨率提高 8 倍至 0.01526 Hz，精确分辨出了液面晃动频率附近的支座力传递特征，与原分辨率传递函数的对比见图 2。通过对水平支座力细化频谱传递函数的模态识别分析，获得了两阶液面晃动频率及对应的模态阻尼比(见表 2)。随激励水平增加或称液面晃动幅度的增加，晃动频率有微小下降。模态阻尼比均值 0.738%。

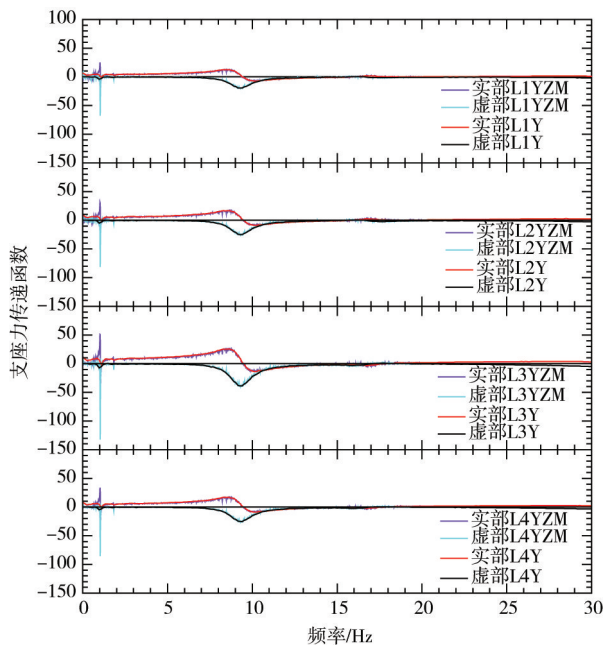


图2 频谱细化水平支座力传递函数对比

表2 横槽向液面晃动特征频率及阻尼比

	激励水平	晃动频率/Hz		阻尼比/%	
白噪声激励	0.1g	1.0412	1.8289	0.725	0.532
	0.2g	1.0365	1.8275	0.831	0.502
	0.4g	1.0362	1.8264	0.659	0.274
液面自由衰减晃动		1.0329		0.763	
势流刚性矩形容器小幅晃动公式		1.0482	1.8291		
Housner刚性矩形容器公式		1.0519			
李遇春刚性U形槽回归公式		1.0235			
李遇春刚性矩形槽回归公式		1.0258			

由于渡槽结构一阶自振频率(实测水平向约 9.2 Hz^[13])远高于槽内水体液面晃动频率、结构模态阻尼远大于液面晃动阻尼，故在非稳态加振记录尾部的支座力变化均源于槽内水体的自由衰减液面晃动，参见图 3 时程曲线。依据自由衰减波动时程同样可分析计算出液面晃动的基频特征频率和对应的阻尼比^[16]。阻尼比 ξ 按下式计算^[15]：

$$\xi = \frac{1}{2\pi m} \ln \frac{k}{A_{k+m}} \tag{1}$$

式中 A_k 、 A_{k+m} 分别为第 k 个和第 $k+m$ 个自由衰减波动曲线的幅值。

由 24 条水平向或竖向支座力自由衰减曲线得到的液面晃动频率及阻尼比列于表 3，一阶晃动频率均值为 1.033 Hz，阻尼比 0.763%。一阶晃动频率低于 0.4g 白噪声激励对应结果约 0.3%。

对高度 H 、底宽 $2l$ 的刚性矩形容器，在重力场 g 作用下，依据无旋流体力学方程及液面小幅波动

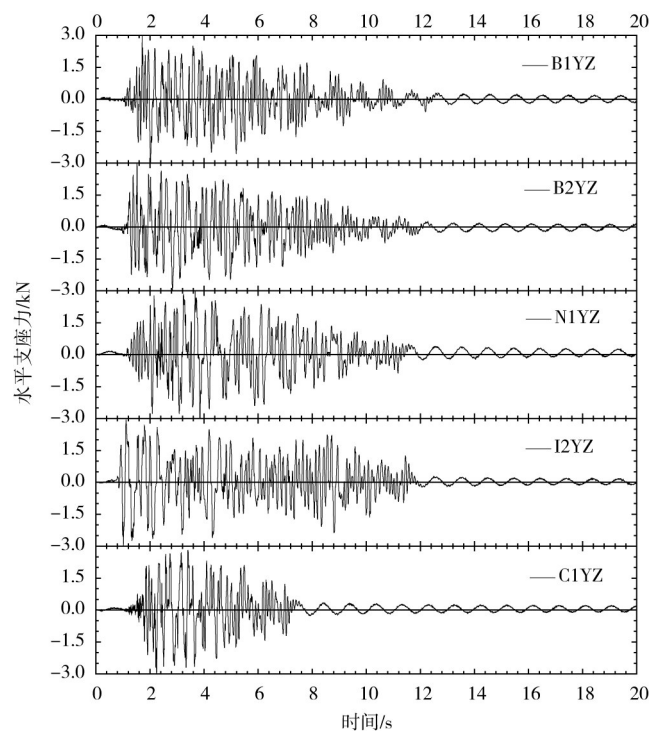


图3 非稳态加振支座力时程曲线

表3 自由衰减曲线计算液面晃动频率和阻尼比结果

序号	记录名称	A_d/kN	$A_{d,m}/\text{kN}$	m	$\zeta/\%$	晃动频率/Hz
1	FY3_Ricker03	0.08609	0.05575	10	0.692	1.0332
2	FZ1_Ricker03	0.16365	0.11267	8	0.742	1.0339
3	FZ1_Ricker04	0.17816	0.12314	8	0.735	1.0348
4	FZ1_Ricker05	0.18547	0.12827	8	0.734	1.0335
5	FZ1_Ricker06	0.18386	0.12715	8	0.734	1.0339
6	FY1_Ricker04	0.04273	0.03118	8	0.627	1.0323
7	FY1_Ricker05	0.04835	0.03152	10	0.681	1.0337
8	FY1_Ricker06	0.04812	0.03025	10	0.739	1.0383
9	FY3_Ricker125	0.09957	0.07200	6	0.680	1.0307
10	FY3_Ricker20	0.09304	0.07305	6	0.642	1.0315
11	FY1_A1YZ5%	0.03521	0.02653	7	0.644	1.0239
12	FY1_A2YZ5%	0.03313	0.02459	7	0.678	1.0344
13	FY1_B1YZ	0.04004	0.03234	4	0.850	1.0301
14	FY1_B2YZ	0.04085	0.03160	5	0.817	1.0302
15	FY1_Northridge	0.05593	0.04294	6	0.701	1.0387
16	FY1_Imperial Valley	0.03918	0.02872	5	0.988	1.0369
17	FZ1_ChristChurch	0.17854	0.11740	9	0.740	1.0309
18	FZ3_A1YZ5%	0.16074	0.10941	6	1.020	1.0254
19	FZ3_A2YZ5%	0.13944	0.09858	7	0.788	1.0331
20	FZ3_B1YZ	0.17072	0.12987	5	0.870	1.0297
21	FZ3_B2YZ	0.15472	0.11936	6	0.688	1.0346
22	FZ3_Northridge	0.20625	0.13780	6	1.070	1.0355
23	FZ3_Imperial Valley	0.12325	0.10135	4	0.778	1.0346
24	FZ3_ChristChurch	0.17237	0.11800	9	0.670	1.0369
平均					0.763	1.0329

假定推导出的容器液面波动特征频率为：

$$\omega_n^2 = \frac{n\pi g}{2l} \tanh\left(\frac{n\pi H}{2l}\right) \quad (n = 1, 3, 5, \dots) \quad (2)$$

对同样刚性矩形容器, Housner 基于小幅波动液面为平面假定推导出的容器液面晃动基频为^[2]:

$$\omega^2 = \frac{g}{l} \sqrt{5/2} \tanh\left(\sqrt{5/2} \frac{H}{l}\right) \quad (3)$$

同样对刚性容器, 李遇春采用位移有限元数值模拟计算的 U 形渡槽液面晃动频率回归公式为^[4]:

$$\omega^2 = \frac{g}{R} \left\{ 1.323 + 0.228 [\tanh(1.505h/R)]^{0.768} - 0.105 [\tanh(1.505h/R)]^{4.659} \right\} \quad (4)$$

式中: R 为 U 形槽底半径; $h+R$ 为最大水深。

上述 3 个公式计算得到的试验渡槽横槽向液面晃动频率也列于表 2。矩形容器底宽 $2l$ 取值与 U 形槽 $2R$ 相同。

由于在 Housner 公式的推导中引入了小幅波动液面为平面假定, 等价于增加了液面运动的约束, 故得到的晃动基频略高于流体力学方程导出的结果, 但差异仅为 0.35%。Jaiswal 等^[16]的试验值也显示 Housner 公式给出的频率略高。按试验渡槽的水深和槽宽, 李遇春的 U 形槽和矩形槽回归公式^[9]给出的频率结果差异很小, 表明参与晃动水体主要限于液面附近, U 形槽公式的晃动基频略低于矩形槽的结果, 体现了槽体形状的影响。但李遇春的结果低于另外两公式, 李遇春将原因归于水体的可压缩性影响, 但未见具体的分析对比结果。由表 2 可以看出, 依据 3 种水平白噪声稳态激励响应识别出的液面晃动基频与流体力学方程结果最为接近, 但均略小, 差异由 0.63% 至 1.14%。原因有两个, 一是实际水体液面运动较理论推导的假定复杂得多, 另一个是 U 形槽体形状的影响。特别是实测晃动频率随激励强度下降的趋势, 也反映了液面运动非线性的影响。

非常有趣的是依据白噪声稳态激励还识别出了液面晃动的二阶频率(表 2), 其值与流体力学方程导出的结果非常接近, 最大差异仅为 0.148%。显然, 液面运动的二阶振型较一阶振型对槽内深部形状变化敏感度降低, 故 U 形槽实测二阶频率值更接近流体力学方程导出的矩形槽二阶频率结果。理论上, 矩形槽或 U 形槽二阶液面振型是关于槽体断面轴线对称振型, 槽底部无不平衡水平力出现。但实际试验模型不可能做到绝对对称, 基于这很小的不平衡水平力(参见表 2)识别出了二阶晃动频率。

由 3 种水平白噪声激励和非平稳激励后液面自由晃动实测频率逐渐降低的趋势看, 液面晃动幅度增加会导致晃动频率的微小下降。

白噪声稳态激励下的液面晃动模态阻尼比一阶为 0.64% ~ 0.70%, 二阶为 0.27% ~ 0.53%, 非平稳激励后液面自由晃动对应基频阻尼比约 0.76%, 较白噪声稳态激励有所增加, 同样源于非平稳激励状态液面晃动幅度加大、晃动形态更加复杂。

4 槽内液体对流作用

槽内液面晃动对流作用对渡槽产生的水平力及倾覆力矩是工程设计关注的重点。在 Housner 的简化等效模型中, 水体的对流作用被等效质量和等效弹簧所替代。然而, 等效质量与等效弹簧与液面晃动强度无关。等效质量的大小是依据流体液面晃动压力作用于槽壁的动量和槽内液体晃动总动能而确定的。在推导过程中采用了流体液面保持平面的假定。本文振动台试验在渡槽近跨中断面设置了非接触式激光位移计, 对渡槽内液面高度变化进行了测量, 非接触测量完全避免了对液面运动的干扰。以下将根据试验测试记录的液面晃动波高幅值和水平支座力幅值定量, 确定简化等效模型中对应对流作用的等效质量 M_1 。

尽管 Housner 只给出了矩形槽的简化推导, 这里将该方法应用于 U 形渡槽, 如图 4 所示。图 4 中水体等效质量 M_0 替代槽内流体的冲击作用, 作用高度为 h_0 , 对应的 U 形渡槽动力模型试验结果见文献[13]。等效质量 M_1 和弹簧 k_1 替代槽内水体液面晃动产生的对流作用, 作用高度为 h_1 。等效质量 M_1 和弹簧 k_1 系统的振动频率就是上节讨论的液面晃动频率。

假设等效质量 M_1 做正弦运动, 位移为 $D_1(t)$, 其作用于槽壁的水平力 $F_1(t)$ 等于质量 M_1 和其加速

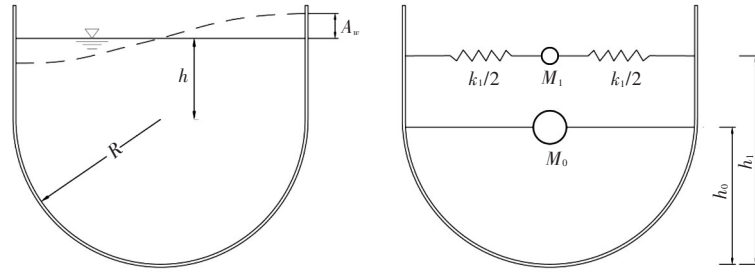


图4 U形渡槽流固相互作用简化等效模型

度之积，而其动能由质量 M_1 和其速度的平方所决定，如以下公式：

$$D_1(t) = A_1 \sin \omega t \quad (5)$$

$$F_1(t) = -M_1 A_1 \omega^2 \sin \omega t \quad (6)$$

$$T(t) = \frac{1}{2} M_1 A_1^2 \omega^2 \cos^2 \omega t \quad (7)$$

上述运动方程忽略了阻尼项，故液面自由晃动时为一保守系统，其最大动能与最大势能相等。在晃动液面假定为平面的条件下，其最大势能 $U_{\max}$ 为：

$$U_{\max} = \frac{1}{3} g \rho R L A_w^2 \quad (8)$$

式中： A_w 为液面晃动最大波高，参见图4； L 为渡槽单跨长度； ρ 为水体质量密度。

动能最大幅值与 $F_1(t)$ 幅值之比为：

$$\frac{T_{\max}}{|F_{1\max}|} = \frac{A_1}{2} = \frac{U_{\max}}{|F_{1\max}|} \quad (9)$$

由式(6)和式(9)即可得到对流作用等效质量 M_1 与水平力幅值 $F_{1\max}$ 和液面最大波高 A_w 的关系：

$$M_1 = \frac{|F_{1\max}|}{\omega^2 A_1} = \frac{F_{1\max}^2}{2\omega^2 U_{\max}} = \frac{3F_{1\max}^2}{2\omega^2 \rho g R L A_w^2} \quad (10)$$

由图3可以看到，非平稳激励加振结束后，水平支座力快速进入单频正弦衰减状态，表明除液面基频晃动的对流作用影响外，其它液面高阶晃动对水平支座力影响基本可以忽略不计。然而，从非平稳激励结束后槽内水体液面的波高时程看(图5)，尚有复杂非线性晃动持续存在，而非单一频率的正弦波。特别是由式(10)可知，等效质量 M_1 与水平力幅值 $F_{1\max}$ 和最大波高 A_w 比值的平方成比例关

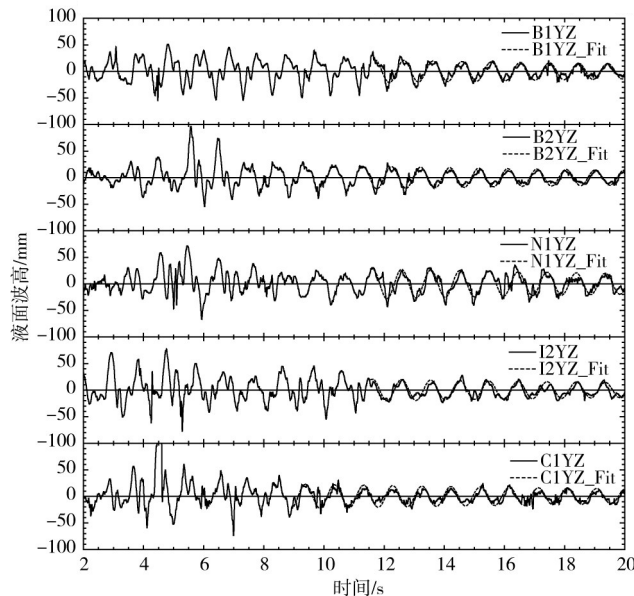


图5 渡槽内液面波高时程

系，因此对二者读值的偏差十分敏感。为了减少波高幅值读取过程中因复杂波形干扰产生的随机误差，波高取值中采用统一的单频正弦衰减函数形式对自由晃动波高时程进行拟合，再从拟合函数曲线上读取对应时刻的波高幅值，用以计算等效质量 M_1 。

依据试验记录的槽内水体自由晃动时对应的支座总水平力幅值、槽壁处波高幅值以及由竖向支座力算出的对渡槽轴线的转动弯矩，计算得到的等效质量 M_1 和作用高度为 h_1 列于表4。表4共计15个加振记录，水平支座力幅值最大392.6 N，最小166.3 N，波高幅值最大37.25 mm，最小16.36 mm，等效质量 M_1 均值为352.6 kg。根据实际模型渡槽端部支座球面铰部位至液面垂直距离0.703 m，计算得到等效质量 M_1 的作用高度 h_1 的均值为0.417 m。

表4 液面晃动对流作用的等效质量 M_1 和作用高度 h_1

序号	加振工况	$F_{1\max}/\text{kN}$	t/s	A_z/mm	$M_z/(\text{kg}\cdot\text{m})$	M_1/kg	h_1/m
1	Ricker03	0.2066	11.885	20.67	0.1157	345.3	0.403
2	Ricker04	0.1946	13.160	20.00	0.1103	327.3	0.410
3	Ricker05	0.2589	9.333	25.87	0.1443	346.2	0.400
4	Ricker06	0.2156	11.237	21.38	0.1185	351.5	0.393
5	Ricker10	0.2242	4.825	23.57	0.1240	312.7	0.396
6	Ricker125	0.3219	5.383	32.97	0.1765	329.5	0.391
7	Ricker15	0.3926	5.891	37.25	0.2204	384.0	0.404
8	Ricker20	0.2905	5.359	29.19	0.1645	342.4	0.409
9	A1YZ	0.1730	13.271	16.36	0.1155	386.5	0.511
10	A2YZ	0.2021	11.983	20.44	0.1086	337.9	0.380
11	B1YZ	0.2036	14.093	18.97	0.1237	398.2	0.451
12	B2YZ	0.1812	15.146	17.79	0.1083	358.6	0.441
13	Northridge	0.2751	13.049	26.54	0.1506	371.4	0.390
14	Imperial Valley	0.1663	15.468	17.26	0.0981	320.9	0.433
15	ChristChurch	0.2362	9.387	22.61	0.1410	377.2	0.440
平均						352.6	0.417

Housner简化等效模型给出的矩形槽等效质量系数和作用高度 h_1 的计算仅与几何形状相关，具体公式如下：

$$M_1/M_w = \frac{\sqrt{10}l}{6H} \tanh\left(\sqrt{5/2} \frac{H}{l}\right) \quad (11)$$

$$h_1 = H \left[1 - \frac{\cosh\left(\sqrt{5/2} \frac{H}{l}\right) - 2}{\sqrt{5/2} \frac{H}{l} \sinh\left(\sqrt{5/2} \frac{H}{l}\right)} \right] \quad (12)$$

文献[4]采用位移有限元法给出的矩形槽等效质量系数拟合公式以0.511替代了式(11)中的 $\sqrt{10}/6$ ，约为0.969倍。而其给出的U形渡槽对流作用等效质量系数和作用高度 h_1 的计算公式为：

$$M_1/M_w = \left\{ 0.571 - \frac{1.276}{(1+h/R)^{0.627}} \left[\tanh\left(0.331 \frac{h}{R}\right) \right]^{0.932} \right\} \quad (13)$$

$$h_1 = H \left\{ 1.0 - \left(\frac{h}{R} \right)^{0.664} \left[\frac{0.394 + 0.097 \sinh\left(1.534 \frac{h}{R}\right)}{\cosh\left(1.534 \frac{h}{R}\right)} \right] \right\} \quad (14)$$

上述公式中的 M_w 为槽内水体总质量。

按试验渡槽水深 $H=0.546$ m 和槽半宽 $l=0.35$ m 算出矩形槽等效质量系数为0.333，等效质量 M_1 为381.8 kg；U形渡槽公式给出的等效质量系数为0.371，等效质量 M_1 为366.9 kg。尽管矩形槽和U形槽

的等效质量系数有 11% 的差异, 但等效质量 M_1 的差异仅为 4%, 这反映了产生对流作用的液面晃动随水深快速衰减的特征。U 形渡槽公式给出的等效质量 M_1 较波高与支座力幅值推算均值高约 4%。矩形槽和 U 形渡槽公式给出的作用高度 h_1 分别为 0.397 和 0.416 m, 试验数据算出的 h_1 均值与 U 形渡槽公式给出值仅差 0.24%。

由稳态白噪声的水平支座力对台面加速度的传递函数也可对等效质量 M_1 进行定量推测。支座力传递函数的量纲是单位激励加速度下产生的支座力, 与质量量纲相同。而假定在液面晃动频率点对应的模态水平支座力均源于等效质量 M_1 的运动, 则模态水平支座力为等效质量 M_1 与其模态加速度之积。前面试验得到的液面晃动阻尼比很小, 故等效质量 M_1 的模态加速度与台面加速度比为 $1/2\xi$ 。由此不难得出, 等效质量 M_1 为模态水平支座力与 2ξ 之积。根据 3 种水平白噪声激励的水平支座力对台面加速度的传递函数和识别出的液面晃动阻尼比表 2 推算, 等效质量 M_1 分别为 259.5、288.7 和 276.6 kg, 均值约为 275 kg, 约为由自由晃动波高得到的 78%。数值偏低的原因是晃动频率附近支座力传递函数的频率分辨率仍然不够高, 导致模态水平支座力偏小。

上节液面晃动频率及本节的等效质量 M_1 和作用高度 h_1 的试验结果与基于刚性槽假定推导结果的良好一致性表明, 对于液面晃动产生的水体-渡槽对流相互作用而言, 试验渡槽槽身刚度足够大, 视其为槽内水体的刚性边界, 完全能够获得精度很高的简化等效模型参数。这一点与水体-渡槽间的冲击作用等效质量对试验渡槽槽身刚度较为敏感的特征明显不同^[13]。

根据频率比尺, 原型渡槽液面晃动频率约为 0.328 Hz。由图 3 支座力地震响应及图 5 地震过程中液面波高看, 试验对象渡槽液面晃动对流作用对结构地震响应影响占比并不高, 这与晃动频率附近地震动能量占比不高一致。尽管试验中并未模拟槽墩结构, 但原型渡槽槽墩及槽身结构横槽向自振频率约为 1.5 Hz, 因此导致液面晃动的地震动能量成分在槽墩顶部基本不会被放大。由此可以判断, 对于峰值加速度较高的中、近场地震, 渡槽内水体液面晃动的对流作用对渡槽结构地震响应影响有限, 而槽内液体的冲击作用是决定渡槽结构地震响应的关键要素。对于长周期能量占比较高的远场大震, 地震时可能产生较大液面晃动, 使槽内水体对流作用成为决定渡槽结构地震响应的主要因素。需要注意, 在分析水体对流作用为主要因素的结构地震响应时, 等效质量-弹簧对应的阻尼比与结构阻尼比的取值存在显著差异。

5 结论

本文依托滇中调水工程, 采用 1/10 物理模型通过振动台试验开展大型薄壁输水渡槽流固动力相互作用研究。文中重点分析了稳态白噪声激励和非稳态激励下槽内水体液面晃动对渡槽结构的对流作用, 可得如下主要结论; (1) 由 3 种强度稳态白噪声激励响应测得, 模型渡槽液面晃动基频分别为 1.041、1.037 和 1.036 Hz, 由非稳态激励加震后槽内液面自由衰减晃动测得基频 1.033 Hz。晃动频率呈现随晃动幅度减小趋势, 但十分接近。试验测试结果与按刚性矩形容器推导的小幅晃动频率公式结果 1.048 Hz 基本一致, 最大差异小于 1.5%。由 3 种强度稳态白噪声激励响应还测得液面晃动二阶频率, 与刚性矩形容器小幅晃动频率公式结果更为一致, 最大差异小于 0.15%; (2) 测试得到液面晃动基频对应阻尼比 0.72% ~ 0.83%, 均值 0.75%, 远低于结构地震响应数值分析中常用的 5% 阻尼比; (3) 依据非稳态激励加震后槽内液面自由衰减晃动记录, 分析得到 U 形渡槽模型的 Housner 简化等效模型中对流作用的等效质量 M_1 和作用高度 h_1 , 数值上与刚壁公式结果一致; (4) 试验所得液面晃动对流作用的基本参数, 频率、等效质量 M_1 和作用高度 h_1 与基于刚性槽假定推导结果的良好一致性表明, 对于液面晃动产生的水体对流作用而言, 试验渡槽槽身刚度足够大, 视其为流体的刚性边界, 完全能够获得精度很高的简化等效模型参数。

从渡槽抗震安全设计上看, 渡槽液面晃动基频对应的地震动输入能量占比不高, 槽墩及槽身结构自振频率高出液面晃动基频数倍, 因此, 对于峰值加速度较高的中、近场地震, 渡槽内水体对流作用对渡槽结构地震响应影响有限, 而槽内液体的冲击作用是决定渡槽结构地震响应的关键要素。

对于长周期能量占比较高的远场大震,地震时可能产生较大液面晃动,使对流作用成为决定渡槽结构地震响应的主要因素。

参 考 文 献:

- [1] 居荣初,曾心传.弹性结构与液体的耦联振动理论[M].北京:地震出版社,1983.
- [2] HOUSNER G W. Dynamic pressure on accelerated fluid containers[J]. Bulletin of the Seismological of America, 1957, 47(1):15-35.
- [3] IBRAHIM R A. Liquid sloshing dynamics (theory and applications)[M]. Cambridge University Press, 2005.
- [4] LI Yuchun, DI Qingshuang, GONG Yongqing. Equivalent mechanical models of sloshing fluid in arbitrary-section aqueducts[J]. Earthquake Engineering Structural Dynamics, 2012, 41: 1069-1087.
- [5] 中华人民共和国住房和城乡建设部. GB51247-2018 水工建筑物抗震设计标准[S]. 北京:中国计划出版社, 2018.
- [6] 郝鹏,刘云贺,刘哲,等.三维流体固体动力耦合模型研究[J]. 水利学报, 2012, 43(2): 216-242.
- [7] 张年煜,王海波. U形渡槽流固耦合动力作用研究[J]. 中国水利水电科学研究院学报, 2019, 17(4): 90-99.
- [8] 李遇春,楼梦麟. 强震下流体对渡槽槽身的作用[J]. 水利学报, 2000(3): 46-52.
- [9] 李遇春,楼梦麟,尚伟,等. 大型渡槽抗震分析中流体的位移有限元模式[J]. 水利学报, 2003(2): 93-97.
- [10] 李正农,王瑜波,吴红华,等. 渡槽结构模型抗震试验研究[C]//全国首届防震减灾工程学术研讨会. 广州, 2004.
- [11] 蒋寅军,宋一乐. 超大型渡槽抗震性能试验研究[J]. 中国农村水利水电, 2010(12): 100-106.
- [12] 张林让,吴杰芳,陈敏中,等. 大型渡槽流固动力耦合效应试验研究[J]. 南水北调与水利科技, 2008, 6(1): 6-10.
- [13] 王海波,李春雷,朱璨,等. 大型薄壁输水渡槽流固耦合振动台试验研究[J]. 水利学报, 2020, 51(6): 653-663.
- [14] 海伦. 模态分析理论与试验[M]. 白化同,郭继忠,译. 北京:北京理工大学出版社, 2000.
- [15] CLOUGH R W, PENZIEN J. Dynamics of Structures[M]. McGraw-Hill Inc, 1975.
- [16] JAISWAL O R, KULKARNI S, PATHAK P. A study on sloshing frequencies of fluid-tank system[C]//Proceedings of the 14th World Conference on Earthquake Engineering. Beijing, 2008.

Experimental study on the convective mass of sloshing liquid in a U-shaped aqueduct

WANG Haibo, LI Chunlei, ZHANG Kunhang

(China Institute of Water Resources and Hydropower Research, Beijing 100048, China)

Abstract: The dynamic interaction between structure and water is the critical problem in numerical procedure for the estimation of seismic responses and safety verification of aqueducts. Most of large U-shaped aqueducts, however, are thin wall structure, evidently different to rigid wall. Therefore, it is necessary to investigate the influence of the stiffness of aqueducts on the mechanical analogue. A physical model of 1/10 in geometrical scale, representing a large thin wall U-shaped aqueduct, was used in our research to study the aqueduct and water interaction on a shaking table. With the analyses of the aqueduct responses to stationary white noise excitations as well as the free surface motion of water post non-stationary excitations, sloshing frequencies and damping ratio related were determined. Furthermore, the convective mass and its position of the U-shaped aqueduct were worked out quantitatively with the wave height, horizontal forces and moments measured. These results can provide reliable basis for the numerical analysis procedure as well as the seismic verification of U-shaped aqueduct.

Keywords: U-shaped aqueduct; eigen-frequency; damping ratio; convective mass; shaking table test

(责任编辑:王冰伟)