文章编号: 1000-4750(2007)05-0035-07

开孔结构风致内压脉动的频域法分析

余世策¹, *楼文娟¹, 孙炳楠^{1,2}, 李 恒¹

(1. 浙江大学土木工程系,浙江 杭州 310027; 2. 浙江大学宁波理工学院建筑工程系,浙江 宁波 315100)

摘 要:提出了估算开孔结构风致内压脉动的频域分析方法,并实施了风洞试验进行验证。针对结构迎风面开孔的不利状况,根据伯努利方程导出内压响应动力微分方程,再采用能量法将非线性阻尼线性化,结合随机振动理论及迭代算法得到风致内压脉动量,通过数值算例分析了开孔结构内压频响特性及开孔率、开孔数量与开孔位置对风致内压脉动的影响。设计制作了迎风墙面具有不同开孔的刚性模型对结构内部进行风洞测压试验,试验结果与理论结果较为吻合。理论与试验研究结果均表明,对于结构单一开孔,空腔-孔口动力系统的频响特性及孔口外压谱决定了内压的脉动量,而多处开孔时各孔口风压的相关性也成为影响内压脉动的重要因素。
 关键词:开孔结构;风致脉动内压;开孔率;频响特性;相关性
 中图分类号:TU311.3 文献标识码:A

FREQUCENCY DOMAIN ANALYSIS OF WIND-INDUCED INTERNAL PRESSURE FLUCTUATION IN STRUCTURES WITH OPENINGS

YU Shi-ce¹, ^{*}LOU Wen-juan¹, SUN Bing-nan^{1,2}, LI Heng¹

(1. Department of Civil Engineering, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310027, China;

2. Department of Architecture Engineering, Ningbo College of Technology, Zhejiang University, Ningbo, Zhejiang 315100, China)

Abstract: A method for estimating wind-induced fluctuating internal pressure in the frequency domain is proposed and wind tunnel tests were carried out to verify the method. Based on Bernoulli equation, nonlinear differential equation for dynamic internal pressure is derived and random vibration theory combined with iteration algorithm is used to obtain the solution. Numerical examples are provided to investigate frequency response characteristic of internal pressure and the influences of opening ratio, opening number and opening position on fluctuating internal pressure. A series of low-rise building models with various openings were designed and wind tunnel tests were conducted. Experimental results agree well with theoretical ones. It is shown that the internal pressure fluctuation is determined by the frequency response characteristic of the cavity-orifice dynamic system and orifice pressure spectrum for single opening structures. For structures with multiple openings, wind pressure correlations at orifices also affect fluctuating internal pressure considerably.

Key words: structures with openings; wind-induced fluctuating internal pressure; opening ratio; frequency response characteristic; correlation

随着人们对重要建筑安全性要求的提高,以往 仅考虑结构外部风荷载的设计理念已不再适应当 前建筑结构的发展要求。大量风灾调查结果^[1,2]显示,墙面开孔引起的结构内部风效应是导致结构破

收稿日期: 2004-11-18; 修改日期: 2005-01-25

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50378085)

作者简介:余世策(1979),男,浙江乐清人,工程师,博士,从事结构工程研究(E-mail:yusc@zju.edu.cn); *楼文娟(1963),女,浙江绍兴人,教授,博士,从事计算结构力学与结构风工程研究(E-mail:louwj@zju.edu.cn); 孙炳楠(1940),男,浙江绍兴人,教授,学士,从事计算结构力学与结构风工程研究; 李 恒(1980),男,浙江杭州人,硕士生,从事结构风工程研究.

坏的重要原因,因此对于重要建筑围护结构的抗风 设计,有必要考虑到最不利工况的内部风荷载,这 一点也正成为风工程研究的一个重要方向。

开孔结构风致内压响应的理论研究是基于结构内部压力的空间完全相关性假设而展开的,由于 在给定边界的空间中空气压力的传播速度为音速, 内部压力在瞬间达到均等,因此完全有理由以统一 的压力系数时程来描述结构内压的特性^[3-5]。对于 开孔结构的风致平均内压,研究表明^[4]气流的稳态 理论(即假定一段时间内进出孔口的空气流量相互 平衡)能较好地估算平均内压系数,而对于风致脉动 内压的估算在理论上就显得复杂得多,自从 Holmes^[3]于 1979 年首次提出将突然开孔刚性结构 响应视为 Helmholtz 声学谐振器并提出二阶常微分 方程来描述内压的瞬态响应以来,一大批风工程专 家开始致力于内压瞬态响应的理论与试验研究,

1989 年 Stathopoulos^[4]在试验中发现突然开孔时内 压瞬时响应的极值要比随后的稳态响应的极值要 小,这一发现告诉人们研究开孔结构内压的稳态响 应更具现实意义。1992 年 Vickery^[5]将孔口阻尼线 性化,并首次实现了由外压脉动来估算内压脉动 量,然而 Vickery 提出的估算式仅考虑了单一开孔 且孔口足够大的情况,事实上在建筑结构使用过程 中墙体的开孔状况并不止如此,因此从理论上实现 对不同开孔状况(包括开孔数量、开孔大小和开孔位 置)时结构内压脉动量的估算有重要的工程应用价 值。本文针对最不利的迎风墙面开孔状况利用非定 常伯努利方程提出了开孔结构风致内压脉动的频 域分析方法,并研究了不同开孔状况下结构内压脉 动的变化规律,总结出有益于结构设计的结论。

1 风致内压动力响应的频域计算理论

1.1 基本假定

 结构内压在空间上完全相关,这一假设是 内压响应理论分析最基本的假定;

② 迎风面门窗开启,背风面门窗紧闭且忽略 背风墙面的孔隙,以代表最不利的开孔状况;

③ 对于一般结构,迎风墙面各孔口处的平均 风压较为接近,因此可以认为结构平均内压与各孔 口平均外压相等,即各孔口处的气流速率均值为 零,结构内部无明显的通风效应;

④ 结构内空气符合绝热变化法则,控制气体压强与体积变化的状态方程为

$$PV^{\gamma} = P_0 V_0^{\gamma} \tag{1}$$

式中, γ 为等压过程气体比热与等容过程气体比热 之比,一般取 γ =1.4; P_0 、 V_0 为平衡态结构内部压 强和内部容积,对式(1)求导,可得:

$$\mathrm{d}P = -\frac{\gamma p_a}{V_0} \mathrm{d}V \tag{2}$$

式中, p_a为大气压,即平衡态结构内部压强。

⑤ 忽略围护结构的柔度对结构内压脉动的影响,认为结构为刚性结构。

1.2 公式推导

设迎风墙面共有 N 个孔口,对于第 n 个孔口, 由非定常形式的伯努利方程^[5],可得:

$$\Delta p_n = \frac{1}{2} C_{Ln} \rho_a V_n |V_n| + \rho_a L_{en} \dot{V_n}$$
(4)

式中, Δp_n 为孔口两侧的瞬态气压差, V_n 为开孔处 气流速率, ρ_a 为空气密度,一般取 ρ_a =1.22 kg/m³, C_{Ln} 为损失系数, L_{en} 为孔口有效长度:

$$L_{en} = L_{0n} + C_{In} \sqrt{A_n} \tag{5}$$

式中, *L*_{0n} 为孔口实际深度,对于一般建筑结构开 孔,通常忽略孔口实际深度, *C*_{In} 为惯性系数, *A*_n 为 孔口面积。将孔口处的气柱视为一个自由度,定义 其位移脉动分量为 *X*_n,由基本假定③得到气流脉 动与孔口两侧压力脉动的关系,即

$$\rho_{a}L_{en}\ddot{X}_{n} + \frac{1}{2}C_{Ln}\rho_{a} | \dot{X}_{n} | \dot{X}_{n} = p_{en} - p_{i}$$
(6)

式中, p_{en} 为第n个孔口的脉动外压, p_i 为结构的脉动内压,对上式的非线性阻尼线性化,即令

$$C_{n}\dot{X}_{n} = \frac{1}{2}C_{Ln}\rho_{a} | \dot{X}_{n} | \dot{X}_{n}$$
(7)

问题转化为求C_n使下式成立,

$$\frac{1}{2}C_{Ln}\rho_{a}|\vec{X}_{n}|\vec{X}_{n}^{2}-C_{n}\vec{X}_{n}^{2}=0$$
(8)

设 $X_n = X_{n0} \sin(2\pi ft)$ 代入上式,并在一个周期内求 平均, 由 $\sigma_{\hat{x}}^2 = \overline{X_n^2}$,可得:

$$C_n = \frac{4\sqrt{2}C_{Ln}\rho_a}{3\pi}\sigma_{\dot{X}_n} \tag{9}$$

则方程(6)可简化为如下线性形式:

 $\rho_{a}L_{en}\ddot{X}_{n} + C_{n}\dot{X}_{n} = p_{en} - p_{i}$ (10) 当假定第k 个孔口的脉动外压为 p_{ek} ,其余孔口外 压脉动为零,则第n 个孔口气柱位移为

$$X_{nk} = H_n(\omega)(p_{en} - p_{ik}) \tag{11}$$

式中, p_{ik} 为此时的脉动内压, p_{en} 为第n 个孔口的脉动外压, 当 $n \neq k$ 时, $p_{en} = 0$; $H_n(\omega)$ 为对应振动系统的频响函数, 其表达式为

$$H_n(\omega) = \frac{1}{-\rho_a L_{en} \omega^2 + i\omega C_n}$$
(12)

由式(2)可得:

$$p_{ik} = \frac{\gamma p_a}{V_0} \sum_{n=1}^{N} A_n X_{nk}$$
(13)

将式(11)代入上式,可得:

$$_{k} = H_{p_{ik}}(\omega)p_{ek} \tag{14}$$

式中, $H_{p_{\alpha}}(\omega)$ 为第 k 个孔口对应的内外压频响函数, 其表达式为

$$H_{p_{\mu}}(\omega) = \frac{(\gamma p_a / V_0) A_k H_k(\omega)}{1 + (\gamma p_a / V_0) \sum_{n=1}^{N} [A_n H_n(\omega)]}$$
(15)

由随机振动理论,可得内压脉动功率谱为

$$S_{p_{i}}(\omega) = \sum_{j=1}^{N} \sum_{s=1}^{N} H_{p_{ij}}(\omega) H_{p_{is}}^{*}(\omega) S_{p_{js}}(\omega)$$
(16)

式中, $H_{p_a}^*(\omega)$ 为 $H_{p_a}(\omega)$ 的共轭函数, $S_{p_a}(\omega)$ 为第 *j*、*s* 孔口风压互谱函数,由于迎风墙面风压与来 流风速的相关性较好^[6],可采用准定常假定确定孔 口风压互谱函数为

$$S_{p_{js}}(\omega) = \mu_s^j \mu_s^s \sqrt{\mu_z^j \mu_z^s} \rho_a^2 U_{10}^2 \cdot \sqrt{S_v^j(\omega) S_v^s(\omega)} \operatorname{coh}(j, s, \omega)$$
(17)

式中, U_{10} 为参考风速, $\mu_s^j \ \mu_z^j \ S_v^j(\omega)$ 和 $\mu_s^s \ \mu_z^s \ S_v^s(\omega)$ 分别为第 $j \ s$ 孔口处的体型系数、风压高度变化系数和脉动风速谱, $coh(j,s,\omega)$ 为第 $j \ s$ 孔口

$$\sigma_{C_{p_i}} = \frac{1}{0.5\rho_a U_{10}^2} \sqrt{\int_0^\infty S_{p_i}(\omega) d\omega}$$
(18)

将式(14)代入式(11)并求导,可得仅在第 k 个孔口作 用外压时第 n 个孔口中的气流脉动速率为

$$\dot{X}_{nk} = H_{\dot{X}_{nk}}(\omega) p_{ek} \tag{19}$$

式中, $H_{\chi}(\omega)$ 为对应振动系统的频响函数,即

$$H_{\dot{X}_{nk}}(\omega) = \begin{cases} i\omega H_n(\omega)[1 - H_{p_k}(\omega)], (n = k) \\ -i\omega H_n(\omega) H_{p_k}(\omega), \quad (n \neq k) \end{cases}$$
(20)

与式(16)类似, 第n个孔口气流速率的功率谱为

$$S_{\dot{X}_{n}}(\omega) = \sum_{j=1}^{N} \sum_{s=1}^{N} H_{\dot{X}_{nj}}(\omega) H_{\dot{X}_{ns}}^{*}(\omega) S_{p_{js}}(\omega)$$
(21)

则第n个孔口气流速率的均方根为

$$\sigma_{\dot{X}_n} = \sqrt{\int_0^\infty S_{\dot{X}_n}(\omega) d\omega}$$
(22)

由于式(9)中求 C_n 时必须首先求得 $\sigma_{\dot{X}_n}$,因此上述计算是一个反复迭代的过程,在计算时首先取 $\sigma_{\dot{X}}$ 为单位向量,将式(22)得到的新值代入式(9)重复计算,

直至迭代前后向量 σ_x 的相对误差足够小,此时得 到的均方根内压系数即为精确值。

2 数值算例分析

2.1 空腔-孔口动力系统的频响特性分析

风致内压响应的实质是以孔口气柱质量、孔口 阻尼以及结构内部气承刚度三者组成的动力系统 (本文称之为空腔-孔口动力系统)在孔口外部风压 激励下的随机响应问题,因此理清该动力系统的频 响特性是风致内压响应问题研究的关键。图1为单 一开孔结构在不同开孔率^[7](定义为开孔面积与内 部容积的 2/3 方之比)时的内外压增益理论曲线,其 中结构内部容积分别取 10000m3 和 1000m3,参考风 速均取 35m/s, 孔口特征参数均取 $C_I = 0.886$, CL=2.68。从图中可以看出,当开孔率较大时会发 生所谓的赫姆霍兹共振,使内压脉动量增加;随着 开孔率的减小,系统阻尼增大,最终赫姆霍兹共振 消失:当开孔率很小时,外部风压脉动的高频部分 通过孔口后得到大幅衰减,内压脉动量也大幅减 少。对比 a、b 两图可以看出,对于内部容积不同 的结构,相同的开孔率对应的阻尼特性非常接近, 仅赫姆霍兹频率有所差异,因此文献[7]提出的开孔 率能较好地体现空腔-孔口动力系统的阻尼特性,以 下的研究表明以开孔率为标准来估算内压脉动量 有其独特的优点。



Fig.1 Gain curves for internal pressure over external one

2.2 内压脉动的估算及临界开孔率

由随机振动基本理论可知,内压的脉动量取决 于孔口的外压功率谱及空腔-孔口动力系统的频响 特性,决定内压脉动的因素非常复杂,包括结构内 部容积、开孔率、参考风速、孔口损失系数、孔口 惯性系数、孔口处平均外压系数、湍流强度、孔口 处无量刚风压谱等,本文给出了迎风墙面单一开孔 时的均方根内压系数估算方法,如图2所示。假设 迎风面风压满足准定常假定时,孔口外部均方根风 压系数可以表示为^[8]:

$$\sigma_{C_{pe}} = 2C_{pe}I_u \tag{23}$$



Fig. 2 Estimation of RMS internal pressure coefficients 式中, C_{pe} 为孔口处平均风压系数, I_u 为孔口高度 的湍流强度,图中以均方根内压系数与孔口处均方 根风压系数的比值作为纵坐标,以开孔率为横坐 标,描述了参考风速为 35m/s 及 25m/s、内部容积 为 10000m³ 及 1000m³、 C_I =0.886, C_L =2.68 及 C_I =1.5, C_L =8.2 情况下的内压脉动情况,可以说 涵盖了工程中很大一部分情形。可以看出,随着开 孔率增大,内压脉动量增大,当内压脉动量超过外 压脉动量时,其随开孔率增加而增大的速度明显放 慢,事实上这一点可以从图 1 中得到解释,随着开 孔率增大,赫姆霍兹频率增大而孔口阻尼减小,而 风谱的特性是低频能量远高于高频能量,因此开孔 率较大时尽管孔口阻尼小但其激起的高频能量仍 然有限,而开孔率较小时尽管孔口阻尼大但其激起 的低频能量却有可能相当可观,故而此时的内压脉 动量随开孔率的变化规律并不明显;当开孔率很小 不足以引起赫姆霍兹共振时,对内压脉动起作用的 主要因素就是孔口的阻尼效应,此时内压脉动量随 开孔率的变化规律就相当明显。从参数的变化对内 压脉动的影响来看,参考风速越大,均方根内压系 数越小;开孔率很小时,内部容积越小,内压脉动 越大,而开孔率很大时,内部容积越小,则内压脉 动越小;孔口特征参数的变化对内压脉动随其它参 数的变化规律影响不大,但对内压脉动量影响亦不 可忽视。

由于开孔率直接体现了阻尼特性,因此以开孔 率为标准估算内压脉动有界限明显的优点,文献[7] 提出临界开孔率的概念,认为当开孔率低于临界开 孔率时,内压不会产生赫姆霍兹共振,脉动量也会 小于开孔处外压脉动量,当孔口阻尼达到临界阻尼 时,对应的开孔率便是临界开孔率,本文中孔口等 效阻尼比可以通过迭代后得到的阻尼系数计算。不 同参考风速及不同孔口特征参数情况下临界开孔 率随内部容积的变化曲线如图 3 所示,可见临界开 孔率随内部容积的变化曲线如图 3 所示,可见临界开 孔率随内部容积的变化曲线如图 3 所示,可见临界开 孔率随内部容积的变化曲线如图 3 所示,可见临界开 机率随内部容积的变化曲线如图 3 所示,可见临界开 机率随内部容积的变化曲线如图 3 所示,可见临界开 乱率随内部容积的变化曲线如图 3 所示,可见临界开





Fig.3 Variation of critical opening ratio with parameters

2.3 外压相关性对内压脉动的影响

以上的分析均是针对迎风墙面单一开孔的情况,而事实上的不利情形还包括迎风面多处开孔的 状况,与墙面单一开孔相比,多处开孔情况相当于 多个激励源的共同作用,激励源的相关性自然对内 压脉动起关键作用,因此只要了解风压相关性的两 种极端情况即完全相关及完全不相关,就可以对这 一问题有清晰的认识。本文计算了参考风速为 35m/s、孔口特征参数为*C_I*=0.886,*C_L*=2.68时迎 风面两处开孔及三处开孔且孔口完全一致情况下 的内压脉动量与单一开孔作比较,结果如图4所示, 从图中可以看出,当孔口风压完全不相关时,多处 开孔时内压脉动量会小于单一开孔状况,而且开孔 越多越明显;而当孔口风压完全相关时,情况刚好 相反。由此可见,多处开孔结构的内压脉动量还取 决于各孔口风压相关性的强弱。显然,孔口数量及 孔口位置对内压脉动量的影响最终是通过孔口外 压相关性体现出来的。



Fig. 4 Influence of external pressure correlation on fluctuating internal pressure

3 试验与理论结果对比分析

3.1 刚性模型风洞试验概述

风洞试验刚性模型采用优质木材制作,模型长 0.84m,宽 0.54m,高 0.24m,屋盖形式为带女儿墙 及悬挑屋檐的平屋顶结构。试验中仅采用 0 度风向 角,此时来流正面吹向纵向墙面,开孔位置仅设在 迎风墙面,迎风墙面预先开设三个边长为 12cm 的 方孔,试验中通过变换具有不同正方形孔洞的挡板 来模拟不同开孔面积、开孔数量和开孔位置。由于 开孔过小会使结果失真,为了模拟开孔率较小时结 构的内压,在结构底座开大孔通过连接管道将结构 内部与其它容积联通使容积放大,使得内部容积变 化时保持结构外形不变,以保证不同工况下数据的 可比性。试验中模型状态分以下两种:

(i) 迎风面单一开孔。

(ii) 迎风面多处开孔且孔口完全相同。

具体工况如表1所示,其中(i)状态迎风面孔口 中心位于迎风墙面中心;(ii)状态开孔沿来流方向对 称分布,模型内部容积均为1.17m³。

表 1 刚性模型风洞试验工况表

Table 1 Working conditions of wind tunnel tests

(i)	1	2	3	4	5	6	7
A_0/cm^2	100	25	100	64	25	9	4
V_0 / m^3	0.08	0.08	1.17	1.17	1.17	1.17	1.17
(ii)	8	9	10	11	12	13	
A_0 / cm ²	100	25	4	100	25	4	
Ν	2	2	2	3	3	3	

所有工况模型测点布置完全相同,迎风墙面布置9个测点,结构内部包括墙面和屋盖下表面共布置69个测点。为了得到迎风面孔口中心的风压, 采用毛细不锈钢管制作了测压探头,将探头朝外用 胶水固定于迎风面中间孔口的中央,模型开孔及墙 面测点布置如图5所示。



图 5 模型孔口布置示意图

Fig.5 Arrangement of openings on the model

试验在 NH-2 低速风洞中进行,采用均匀格栅 和锯齿板模拟紊流风场,风速剖面的模拟结果与 A 类地貌非常接近,孔口中心的湍流强度在 18%左 右,迎风墙面的平均风压系数为 0.74 左右。试验风 速参考点选在风洞高度 0.24m 处,参考风速取为 14m/s,采样时间为 15s,每个测点每一工况采集的 数据总量为 6000 个,试验的采样频率为 400Hz。由 于结构内部各测点的统计值非常接近^[9],因此以各 测点得到的均方根风压系数的平均值作为结构均 方根内压系数的试验结果。

3.2 孔口风压谱拟合

由于试验中对孔口风压时程进行实测,因此直接采用测试得到的孔口风压谱作为激励是最合理的,图 6 为孔口处的归一化风压系数谱及相应的拟合曲线,根据风压系数谱与风压谱的关系及式(23)的结果,可得孔口风压谱的表达式为

$$S_{p_e}(f) = C_{pe}^2 I_u^2 \rho_a^2 U_{10}^4 \frac{1}{5.2 + 0.035 f^{10/3}}$$
(24)

因此式(17)的风压互谱可直接采用上述风压谱表示,当然应用时需将自变量由频率转换为圆频率。

果较好地验证了本文理论得到的内压响应机理。



Fig.6 Fitted wind pressure spectrum at orifice 3.3 孔口特征参数识别

在内压脉动量的估算中,孔口特征参数是极为 关键的因素,孔口惯性参数直接影响空腔-孔口动力 系统的共振峰频率,而孔口损失参数则直接控制了 系统的阻尼特性,对于这两个参数的取值,一直有 不同见解,理论上能推导的结果^[5]为 C_I =0.886, $C_L = 2.68$,但得到这一结果的前提是孔口为圆形且 孔口两侧空间无穷大,然而实际上的情况与此有很 大差别, Vickerv^[5]通过试验得到的惯性系数在 0.9~1.5 之间, 损失系数在 1.2~2.5 之间, 而 Ginger^[10] 在足尺试验中将损失系数调到 8.2 及 45 才使得理论 与试验吻合较好,可见孔口特征参数特别是损失系 数有极大的不确定性, 孔口的形状、大小及位置均 会影响其取值。本文近似认为孔口大小对孔口特征 参数影响较小,以工况2内压增益曲线为代表识别 孔口特征参数,即以共振峰频率及共振峰值来确定 两个参数的取值为 $C_I = 1.3 \oslash C_L = 7.5$,如图7所示。



Fig.7 Identification of orifice characteristic parameters 3.4 理论结果与试验结果的对比

为了验证空腔-孔口动力系统的频响特性,将工况1及工况7内部典型测点的风压系数自功率谱及 孔口风压系数自功率谱绘于图8,可见当开孔率很 大时内压产生赫姆霍兹共振,而开孔率很小内压共 振消失且风压谱高频段能量受到抑制,可见试验结



Fig.8 Power spectra of internal and external pressures

利用试验得到的孔口风压谱及孔口特征参数 近似值即可以采用本文方法计算均方根内压系数, 迎风面单一开孔结构与多处开孔结构的均方根内 压系数的理论计算结果与实测结果如表 2 及表 3 所 示,从表 2 中可以看出,试验结果与理论结果吻合 较好,而且较为明显的是,当开孔率大于 0.5%时内 压脉动量大于外压脉动量(2*C_p,I_u* = 0.265),随开孔 率增大内压脉动量变化不大,而开孔率小于 0.5%时 内压脉动量随开孔率的减小变化明显,这与理论分 析结果相当吻合。从表 3 中可以看出,多处开孔后 的内压脉动量与单一开孔时相差不大,试验结果均

表 2 单一开孔结构均方根内压系数理论值与实测值

Table 2 Experimental and theoretical results of RMS internal

pressure coefficients for the structure with single opening

工况编号	开孔率	试验结果	理论结果
1	0.05386	0.3048	0.2916
2	0.01347	0.3077	0.2817
3	0.00901	0.2764	0.3029
4	0.00576	0.2778	0.2873
5	0.00225	0.2350	0.2324
6	0.00081	0.1524	0.1578
7	0.00036	0.0902	0.1086

表 3 多处开孔结构均方根内压系数理论值与实测值

 Table 3
 Experimental and theoretical results of RMS internal pressure coefficients for the structure with multiple openings

M-1		理论结果				
上 <i>仇</i> 疟早	试验结果	Davenport	完全	完全		
狮马		相干函数	相关	不相关		
8	0.2449	0.2462	0.3034	0.2009		
9	0.2206	0.2291	0.2695	0.1807		
10	0.1137	0.1390	0.1492	0.1035		
11	0.2594	0.2422	0.3009	0.1623		
12	0.2388	0.2355	0.2801	0.1527		
13	0.1453	0.1625	0.1769	0.0988		

落在孔口风压完全相关及完全不相关这两个极端 的范围之内,而采用 Davenport 相干函数的计算结 果与理论值较为接近。从上面的对比结果可以看 出,本文提出的频域分析方法对风致内压脉动有较 强的估算能力,但实现对内压脉动的精确预测还有 赖于对不同孔口特征参数试验数据的掌握。

4 结论

(1)本文提出了开孔结构风致脉动内压的频域 分析法,不仅阐明了风致内压脉动机理,而且可以 较为准确地估算迎风面单一开孔及多处开孔时内 压均方根系数,因此有重要的理论及应用价值。

(2) 单一开孔结构的内压脉动量取决于孔口的 外压功率谱及空腔-孔口动力系统的频响特性,多处 开孔结构的内压脉动量还取决于孔口风压的相关 性。

(3) 以开孔率来衡量内压脉动的大小具有一定 的实用性,以临界开孔率来确定墙面独立开孔面积 的限值可以有效地抑制赫姆霍兹共振的产生,从而 大大提高结构抵御自然灾害的能力。

参考文献:

- Shanmugasundaram J, Arunachalam S, Gomathinayagam S. Cyclone damage to buildings and structures ——A case study [J]. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., 2000, 84: 369~380.
- [2] Shanmugasundaram J, Reardon J. Strong wind damage

due to Hurricane Andrew and its implications[J]. J. Struct. Eng., 1995, 22(1): 49~54.

- [3] Holmes J D. Mean and fluctuating pressures induced by wind [C]. In: Proceedings of the 5th Int. Conf. on Wind Engineering, Fort Collins, USA, 1979. 435~450.
- [4] Stathopoulos T, Luchian H D. Transient wind induced internal pressures [J]. J. Eng. Mech. Div. ASCE, 1989, 115(7): 1501~1514.
- [5] Vickery B J, Bloxham C. Internal pressure dynamics with a dominant opening [J]. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., 1992, 41~44: 193~204.
- [6] Ginger J D, Letchford C W. Net pressures on a low-rise full-scale building [J]. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., 1999, 83: 239~250.
- [7] 余世策,孙炳楠,楼文娟. 紊流风场中开孔结构的孔口 阻尼特性研究[J]. 振动工程学报, 2004, 17(4): 467~472.
 Yu Shice, Sun Bingnan, Lou Wenjuan. Study on orifice

damping characteristic for structures with opening in turbulence flow [J]. Journal of Vibration Engineering, 2004, 17(4): 467~472.(in Chinese)

- [8] Sharma N. Internal pressure dynamics with internal partitioning [C]. Proc of the 11st Int. Conf. on Wind Engineering, USA, 2003. 705~712.
- [9] Woods A R, Blackmore P A. The effect of dominant openings and porosity on internal pressures [J]. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., 1995, 57: 167~177.
- [10] Ginger J D, Letchford C W. Internal pressure in a low-rise full-scale building [J]. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., 1997, 72: 163~174.