

上海交通大学

SHANGHAI JIAO TONG UNIVERSITY

学士学位论文

THESIS OF BACHELOR



论文题目：大跨空间建筑结构等效静风荷载和复杂形体空间建筑风压分布研究

学生姓名：马 宁

学生学号：5110109084

专 业：土木工程

指导教师：周 岱

学院(系)：船舶海洋与建筑工程学院



大跨空间建筑结构等效静风荷载和 复杂形体空间建筑风压分布研究

摘 要

大跨空间建筑结构以其外部的优美造型和内部的宽阔空间而备受青睐,在机场航站楼、展览馆、体育馆、工业厂房等大型建筑中广泛应用。但此类建筑质量轻、跨度长、柔性大、自振频率低,风荷载是结构设计的控制荷载。风荷载作为一种随机动力荷载,大跨度空间建筑在风荷载作用下的结构动力响应计算涉及风荷载特性、结构动力学和风与结构耦合作用的分析。为了简化结构抗风设计,广大结构设计工作者迫切需要运用等效静风荷载(Equivalent Static Wind Load, ESWL)开展工程设计计算。

本文研究涵盖三方面的研究。第一方面,针对大跨空间建筑结构工程抗风设计计算的迫切问题,以南京禄口国际机场 T2 航站楼和温州龙湾国际机场 T2 航站楼为对象,运用 FLUENT 软件,开展结构风压分布和风场环境的数值模拟,揭示了风压分布规律和风场流迹线,获得了平均风压系数;将数值模拟结果与物理风洞试验数据比较,验证数值模拟结果的可靠性。第二方面,利用 MATLAB 软件实现了基于谐波叠加法的风速时程模拟。计算表明,模拟脉动风速时程反映了脉动风的时空相关性,模拟得到的风速功率谱、平均风剖面、湍流强度值均较好地拟合了理论目标值。第三方面,建立了基于响应时程的多目标等效静风荷载分析法,这是本文的难点和核心。根据提出的多目标等效静风荷载加权组合系数的定义,将多个基于响应时程的单目标等效静风荷载进行组合,从而得到多目标等效静风荷载。然后,以大跨开敞式拱形屋盖结构为例进行研究,研究显示基于本文方法所得的多目标等效静风荷载作用下的结构节点位移值与基于动力时程分析法的响应极值吻合;而且,相比于传统阵风荷载因子法,基于本文方法得到的响应结果离散性更小,更接近结构实际响应。

关键词: 大跨空间建筑结构, 数值模拟, 风压分布, 风速时程, 多目标等效静风荷载



STUDY ON EQUIVALENT STATIC WIND LOADS OF LARGE-SPAN SPATIAL STRUCTURES AND WIND PRESSURE DISTRIBUTION OF COMPLEX SHAPE SPATIAL STRUCTURES

ABSTRACT

Large-span spatial structures are highly favored for their beautiful exterior and broad internal space. They are widely used in airport terminals, galleries, stadiums, industrial plants and other large buildings. However, this kind of structures tends to be light in weight, large in span, great in flexibility, and low in natural frequency, which makes them sensitive to wind loads and wind loads sometimes become their control loads. Wind load is a typical random dynamic load and structural dynamic response calculation under wind loads involves analysis of wind load characteristics, structural dynamics and the coupling interaction of wind and structures. In order to simplify the structural wind-resistant design methodology, engineers and designers urgently need to use the method of equivalent static wind load (ESWL) to carry out the engineering design and calculation.

In this paper, the study is mainly divided into three parts. Firstly, aiming at the urgent wind-resistant design problems of large-span structures, this paper carries out numerical simulation of wind pressure distribution and wind field environment of T2 terminal of Nanjing Lukou international airport and T2 terminal of Wenzhou Longwan international airport by FLUENT software. Through simulation, averaged wind pressure coefficients are calculated and the law of wind pressure distribution and streamlines of wind field environment are revealed. Besides, the numerical simulation results are compared with the wind tunnel test data to verify the credibility of the simulation results. Secondly, wind velocity time history is simulated based on harmonic superposition method by MATLAB software. The calculation shows that the simulated fluctuating wind reflects the spatial and temporal correlation of real fluctuating winds. What's more, the wind power spectrum, averaged wind profile and turbulence intensity of simulated wind are well fitting the theoretical values. Thirdly, multi-objective ESWL method is proposed based on structural response time history which is important and core content in the paper. According to the proposed weighted coefficient of multi-objective ESWL, multiple single objective EWSL based on structural response time history are combined to obtain multi-objective ESWL. After that, the paper takes open large-span arched roof for instance to make analysis. The study shows that the nodal displacements of structural system under multi-objective ESWLs given by the proposed method are in good agreement with extreme values of structural responses in dynamic time history analysis. What's more, compared to traditional gust loading factor, the structural response results based on the proposed method have smaller discreteness and are closer to the real responses of the structure.

Keywords: long-span spatial structures, numerical simulation, distribution of wind pressure, wind velocity time history, multi-objective ESWL



目录

第一章 绪论	1
1.1 选题背景与依据	1
1.2 国内外研究现状	2
1.2.1 风场风压研究现状	2
1.2.2 风荷载模拟的研究现状	3
1.2.3 等效静风荷载研究现状	3
1.3 主要研究内容	4
1.4 论文总体框架	5
第二章 真实风环境下大型国际机场航站楼风场风压的风洞试验和数值模拟	6
2.1 计算结构风工程基础	6
2.1.1 计算流体动力学 (CFD) 概述	6
2.1.2 三维湍流模型及其应用	7
2.2 风洞试验数据处理方法和数值模拟计算方法	9
2.2.1 风洞试验数据处理	9
2.2.2 关于数值模拟方法的说明	9
2.2.3 数值模拟入口风剖面条件的设定	9
2.3 南京禄口国际机场 T2 航站楼风场风压数值模拟与分析	10
2.3.1 工程背景	10
2.3.2 物理风洞试验	11
2.3.3 数值模拟方法	12
2.3.4 平均风压系数结果及其比较--风洞试验与数值模拟	13
2.3.5 平均风压系数等值线云图	16
2.3.6 风场流迹线	19
2.4 温州龙湾国际机场 T2 航站楼风场风压数值模拟与分析	22
2.4.1 工程背景	22
2.4.2 物理风洞试验	22
2.4.3 数值模拟分析	23
2.4.4 平均风压系数结果及其比较--风洞试验与数值模拟	24
2.4.5 风场流迹线	30
2.5 本章小结	32
第三章 风荷载数值模拟	33
3.1 引言	33
3.2 常用风荷载模拟方法	33
3.2.1 自回归法	33
3.2.2 谐波叠加法	34
3.2.3 小波分析	35
3.3 空间多点风速时程数值模拟	36
3.4 本章小结	38
第四章 大跨空间建筑结构的等效静风荷载	39
4.1 引言	39
4.2 风荷载静力等效方法	39
4.2.1 阵风荷载因子法	39
4.2.2 惯性力法	40
4.2.3 荷载响应相关法	41
4.2.4 三分量法	41



4.3 单目标等效静风荷载——以温州龙湾机场 T2 航站楼为例.....	42
4.3.1 结构 B 区等效静风荷载	43
4.3.2 结构 A1 区等效静力风荷载.....	46
4.3.3 结构 A2 区等效静力风荷载.....	48
4.4 多目标等效静力风荷载——以大跨拱形屋盖为例.....	51
4.4.1 多目标等效静力风荷载计算方法.....	51
4.4.2 结构模型建立和风载稳态分析.....	51
4.4.3 结构风振计算和等效静力风荷载.....	53
4.5 本章小结.....	58
第五章 结论和展望	59
5.1 主要工作和研究结论.....	59
5.2 研究展望.....	59
参考文献	61
附录	63
谢 辞	68

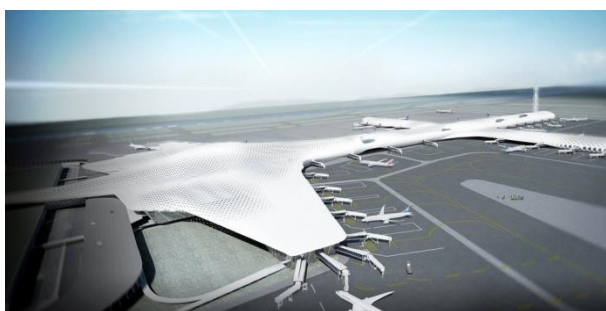
术语说明

- 1、平均风和脉动风：自然风可以分为平均风分量和脉动风分量。平均风是在给定时间内，风力大小、方向等不随时间改变的自然风分量，其对结构作用属静力性质；脉动风是风向和风速都随时空变化的自然风分量，具有明显的紊乱性和随机性，其对结构作用属动力性质。
- 2、基本风压：基本风压是以当地比较空旷平坦的地面上离地 10m 高度处统计所得的 50 年一遇 10min 平均最大风速为标准换算得到的风压。
- 3、平均风压：由平均风引起的建筑物表面风压力。
- 4、脉动风压：由脉动风引起的建筑物表面风压力。
- 5、风压系数（平均风压系数、脉动风压系数）：建筑物表面风压（平均风压、脉动风压）和参考高度处的动压的比值，一般以梯度风压作为参考风压。
- 6、等效静力风荷载：等效静风荷载即把某静力荷载作用于结构时，其在结构上产生的静力响应与实际风荷载产生的动力响应极值相同。
- 7、单目标等效静力风荷载：以单一响应（位移、基底反力、单元内力等）为等效目标的等效静力风荷载。
- 8、多目标等效静力风荷载：综合考虑多种响应（位移、基底反力、单元内力等）的等效静力风荷载。
- 9、风振系数：结构的某响应极值与响应均值的比值，是一种单目标等效手段。

第一章 绪论

1.1 选题背景与依据

当今社会，人们对建筑的功能性和美学性要求不断提升，继而引发各种轻质高强的新型建筑材料不断涌现和施工工艺的不断改进，结构轻量化、大型化、造型复杂化趋势非常明显。因此，国内外大跨空间结构蓬勃发展，结构类型和形式多样，且不断创新^[1-4]，其应用领域涉及机场航站楼、展览馆、体育馆以及大型工业厂房等，如深圳宝安机场 T3 航站楼、常州市文化艺术中心、杭州国际博览中心、水立方以及上海世博轴及中国馆等（图 1-1）。这些气势恢宏而又极具艺术特色的建筑结构已成为当地的地标性建筑，而作为其核心的空间结构技术已经成为衡量一个国家建筑科技水平的重要标志之一。



(a) 深圳宝安机场 T3 航站楼



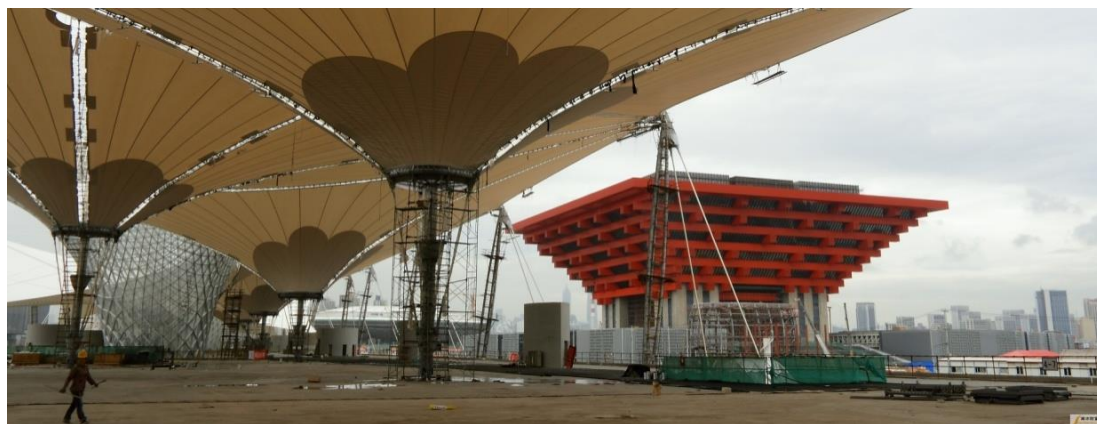
(b) 常州市文化艺术中心



(c) 杭州国际博览中心



(d) 水立方



(e) 上海世博轴和中国馆

图 1-1 大跨空间结构的应用

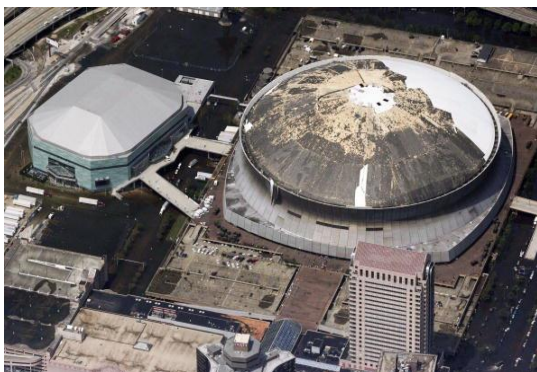
然而由于此类结构所具有的质量轻、跨度大、柔性大、自振频率低等特点导致其对风荷载十分敏感,因此风荷载往往成为其控制荷载^[5-6],由风荷载引起的结构毁损事故也是屡见不鲜。例如韩国济州世界杯体育场受台风作用,其顶部膜结构挑蓬遭受两次破坏事故(2002年);宁波北仑体艺中心在台风“麦莎”的影响下,其顶部膜结构屋面发生破坏事故(2005年8月6日)^[7];2013年3月9日,北京首都机场T3航站楼屋面局部金属板被强风掀开后,淡黄色保温岩棉材料被风吹出(图1-2b)。

目前,经过几代风工程学者的艰苦探索和研究,初步揭示了由风荷载引起的大跨空间屋盖结构的某些响应行为,并通过制定相关规程规范来指导设计结构^[8]。但是大跨空间屋盖的抗风设计理论的发展仍然相对滞后,其分析研究困难的原因在于:

(1) 风荷载时空特性复杂。风荷载本身就受地形、温度、气候等因素影响较大,具有不确定性。再加上大跨空间结构一般形体复杂,体态迥异,这样由结构本身引起的特征湍流可能对风荷载起主要控制作用。

(2) 准定常理论不再适用。一般认为,准定常理论能够有效解决未分离的流体力学问题,这种情况下,风的脉动速度和结构受到的脉动风荷载相关性较大,脉动风荷载的估算相对容易。也因此各个国家荷载规范为简化起见均习惯采取准定常理论。而风荷载作用于大跨空间结构表面时,发生气流分离现象,准定常理论不再适用,因此,大跨空间结构上的脉动风荷载需要通过风洞试验和数值模拟方法获得。

(3) 共振作用比较复杂。大跨空间结构有别于高层或高耸结构的一大特点是其自振率低且密集,振型复杂,第一阶振型(或模态)不再起主导和决定性的作用,因此,在进行大跨结构风振响应分析时,往往要考虑多模态作用,甚至还要考虑一些模态的耦合影响^[9]。



(a) 新奥尔良屋面大面积破坏



(b) 北京首都机场 T3 航站楼屋面破坏

图 1-2 大跨空间屋盖风荷载破坏实例

1.2 国内外研究现状

1.2.1 风场风压研究现状

大跨空间结构形体具有多样性,如球形、伞形、马鞍形、碟形、环状挑篷、拱形、多折面形等。我国《建筑结构荷载规范》对于建筑结构风荷载仅列出简单形体建筑物的风载体型系数,而对于其他形式的建筑物,荷载规范未给出抗风设计所需的关键参数。因此,多年来,国内外诸多学者致力于对大跨空间结构的风场绕流特性及风压分布规律的研究,这方面工作已经取得长足的进展。而分析建筑物风场绕流特性及风压分布规律目前有三种方法,即现场实测、风洞实验和数值模拟方法。楼文娟^[10]等用风洞试验的方法研究了台风风场作用下体育场罩棚风压分布,得出在台风多发地区,必须考虑台风风场高湍流所致的脉动风压增大效应的结论。周珣毅^[11]等对某机场航站楼屋面风荷载特性进行风洞试验研究,阐释屋面风压分布形成的机理。但是现场实测和风洞试验方法均存在花费高昂,周期长,作业量大的缺点。数值模拟方法以 CFD 方法为基础,成本低廉,周期短,易实现多工况模拟,且不存在缩尺比效应。随着计算机性能的改善和计算方法的改进,数值模拟可得到可靠的数值结果,满足工程设计要求。郑德乾,顾明^[12]等基于 FLUENT 软件平台,利用 Realizable $k-\varepsilon$ 湍流模型数值分析世博轴大跨膜结构屋面的平均风荷载,并与刚性模型测压风洞试验结果对比,验证数

值计算的有效性。贾永新, 张勇^[13]等利用数值模拟的方法研究了开敞式拱形波纹钢屋盖的风压分布及风载体型系数, 讨论了下部支承结构的柱高和柱距以及钢屋盖的跨度、矢跨比和纵跨的影响作用, 得出结构风压分布规律。卢旦^[14]等数值仿真了世博会日本馆稳态与非稳态风场和风压, 并对比基于两种方法的平均风压, 讨论了数值模拟的准确性。

1.2.2 风荷载模拟的研究现状

目前, 正交分解 (Orthogonal Composition) 法和蒙特卡洛 (Mnoe-Carlo) 法在风荷载的数值模拟方法中是应用较多的两种方法^[15], 而蒙特卡洛法比正交分解法更具优势, 多位学者在蒙特卡洛法的基础上, 通过傅里叶变换和滤波方法, 从不同的角度出发, 用平稳高斯随机过程对风荷载进行数值模拟, 从而得到基于多种脉动风速谱的风速或风压时程^[16-17]。

从早期的研究来看, 风荷载数值模拟研究局限于在平稳高斯随机过程, 其模拟方法主要可以分成两类: 谐波叠加法与线性滤波法。其中谐波叠加法算法简单直观, 其基本思路可以归纳为: 基于某种特定的原则将模拟谱进行离散, 用以逼近目标对象的随机过程, 例如 Weighted Amplitude Wave Superposition (WAWS) 法和 Constant Amplitude Wave Superposition (CAWS) 法等。上世纪 50 年代, 谐波叠加法的概念已基本形成; 随后到了上世纪 70 年代初期, Shinozuka 和 Jan 等学者提出的一般理论认为可以用 WAWS 法、CAWS 法来模拟平稳高斯随机过程; 到了 80 年代后, Iannuzzi 和 Spinelli^[18]通过 WAWS 法模拟大气边界层湍流流动和脉动风速时程; 中国学者王之宏^[19] (1994) 通过基于三角级数中的余弦级数利用平稳高斯随机过程模拟得到脉动风速时程, 本质上仍是谐波叠加法。此外, 线性滤波法可以分为自回归滑动平均 (ARMA) 法、滑动平均 (MA) 法、状态空间法以及自回归 (AR) 法等, 其本质是基于线性滤波技术, 也可称之为时间系列法, 其中自回归法应用得最为广泛。1987 年, Iannuzzi 和 Spinelli 等^[18]通过不同的方法获得风速时程, 并用于高耸桅杆结构风振响应分析, 在对所得结果做出综合比较分析后, 阐明了自回归法在模拟时间空间相关的多重脉动风速时程上的优势; 2000 年, 中国学者张相庭和王修琼等^[20]在模拟时程风荷载时, 以多维自回归算法为基础, 提出一种新的混合回归模型, 并验证了混合回归模型方法的正确性; 随后 Owen 等^[21]针对斜拉桥结构, 采用自回归法模拟平稳随机脉动风速时程对其进行风振动力时程响应分析。

近年来兴起的小波分析分析方法^[22]逐渐应用到模拟脉动风速时程上, 由于风速时程信号属于频域宽和频率变化激烈的时变信号^[23-24], 而小波分析具有良好的时频局部化特征及可以自动调节的弹性时频窗, 能够较为全面地描述风速时程的时频特性。小波变换能够有效处理平稳或非平稳随机信号, 并且已经应用于结构风振响应分析^[25-28]。

1.2.3 等效静风荷载研究现状

20 世纪 60 年代 Davenport 根据阵风荷载因子法 (Gust Loading Factor, GLF), 第一次给出了等效静风荷载的概念, 所谓等效静风荷载是指将该荷载以静力形式作用在结构上时产生的响应与实际风荷载产生的动力响应一致, 其实质就是将复杂的动力学分析问题转化为简单直观的静力分析问题^[29]。图 1-3 形象地给出了等效静风荷载在研究和设计中的重要地位, 可见等效静风荷载是连接研究者和设计人员的桥梁。

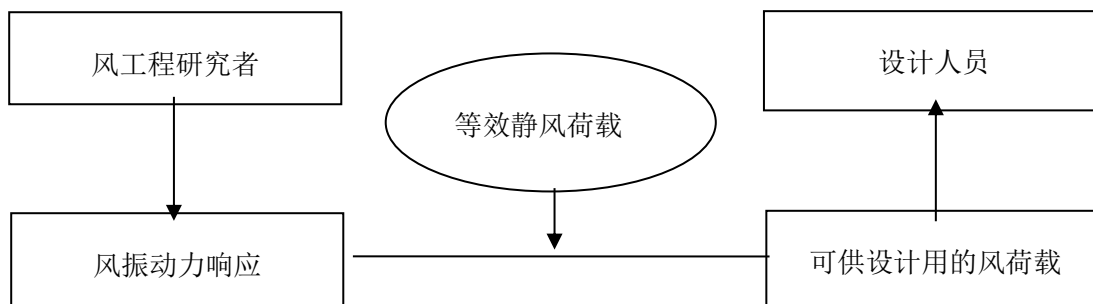


图 1-3 等效静风荷载在风工程研究设计中的衔接作用

一般认为,结构脉动风引起的响应包括平均分量、背景分量和共振分量三个部分。可以将确定等效静风荷载的步骤概况为以下两个方面^[30]:

- (1) 对目标结构进行动力分析,获得结构的风振动力响应过程;
- (2) 基于一定的等效原则,计算出满足工程需要的等效静风荷载。

在等效静风荷载概念确立之后,即有一批学者苦心孤诣,孜孜不倦地对其进行钻研和探索。Kasperski^[31]等于上个世纪 90 年代提出了荷载响应相关法 (Load-Response-Correlation, LRC)。该方法利用荷载和响应之间的相关函数确定实际最可能发生的最不利风荷载,其缺陷在于只考虑响应的背景分量而忽略了共振分量,也即它只适应于刚性结构等效静风荷载分布。Holmes^[32]将风荷载分解为平均、背景和共振三个分量,给出了基于惯性力法 (IWL) 和 LRC 法结合的方法,有效地考虑了共振分量。上述等效静风荷载理论在竖向高层、高耸结构的顺风向静风荷载的等效模拟中已经获得良好的结果。在大跨空间屋盖问题上,Katsumura^[33]等提出一致等效静风荷载 (Universal ESWL) 来研究等效目标的问题。陈波^[34]等在单一目标等效的基础上,举一反三,推陈出新,创造性地提出多目标等效的原理,其基本思想可以归纳为:多目标等效静风荷载以结构振型惯性力和风荷载的本征模态为基本向量,根据最小二乘法,得到基本向量的最优组合系数,从而得到多个等效目标的等效静风荷载。该方法物理意义明确,并且能够再现结构的风振特性,其缺陷在于对等效静风荷载的估计偏于保守。谢壮宁^[35]等在采用完全二次型组合 (CQC) 方法对复杂大跨度结构进行精确的风振响应分析的基础上,结合刚性建筑模型的风洞同步多点测压试验,提出测点影响系数 (TIC) 法,将模态响应进行组合而形成一组等效的时变荷载,从而将复杂的动力学问题转换为简单的准静态问题,提高了计算速度。传统的完全二次型组合法对计算机硬件要求较高,十分耗时,谢壮宁等提出谐波激励法 (HEM),并在实际工程上得到较好的应用^[36-37]。该方法本质为风致复杂结构随机振动分析的一种快速算法,因而大大提高了计算效率并且降低了计算机所占用的内存。

总之,等效静风荷载理论和方法研究始于高层、高耸结构,而逐渐应用在在大跨空间屋盖上,是当前风工程界热门的研究对象之一,对大跨空间屋盖的等效静风荷载研究具有重大的理论意义和现实意义。

1.3 主要研究内容

首先系统阐述和总结了目前国内外大跨空间结构风场风压和等效静风荷载的研究现状,介绍了风荷载模拟的常用方法。运用 FLUENT 软件和 ANSYS 软件,以实际工程为对象,分别对结构进行风压分布、风场绕流分析,结合实际风洞试验数据,对数值模拟的有效性进行验证。后对结构进行风振响应分析,研究了结构的单目标等效静风荷载,并在此基础上研究基于多目标的结构等效静风荷载。文章主要工作和特色是:

(1) 以南京禄口国际机场 T2 航站楼和温州龙湾国际机场 T2 航站楼为例,利用 FLUENT 软件进行风载作用下的稳态分析,研究真实周边环境下大跨空间建筑结构的风场绕流特性和平均风压系数分布规律;与实际风洞试验数据对比,验证数值模拟的有效性。

(2) 阐明风荷载模拟理论方法,利用 MATLAB 软件编写风荷载模拟程序,将得到的时程风速作为数值风洞入口边界条件,开展非稳态分析,得到结构风振数值模拟所需的时程风荷载。

(3) 基于数值风洞技术和结构有限元动力时程分析法,运用 ANSYS 软件平台,将非稳态分析所得的时程风荷载施加于大跨空间建筑结构,计算得到结构动力时程响应。

(4) 以结构特定的单一响应为等效目标,利用动力放大因子法,结合结构特定时刻的瞬时风压分布,计算得到结构的单目标等效静风荷载;以温州龙湾机场 T2 航站楼为对象,计算结构单目标等效静风荷载。在此基础上,提出结构多目标等效静风荷载加权组合系数的定义,并基于荷载响应相关性把单目标等效静风荷载加以组合,从而得到结构的多目标等效静风荷载。最后,以大跨开敞式拱形屋盖结构和多折面形屋盖的实际工程,验证本文方法的正确性。



1.4 论文总体框架

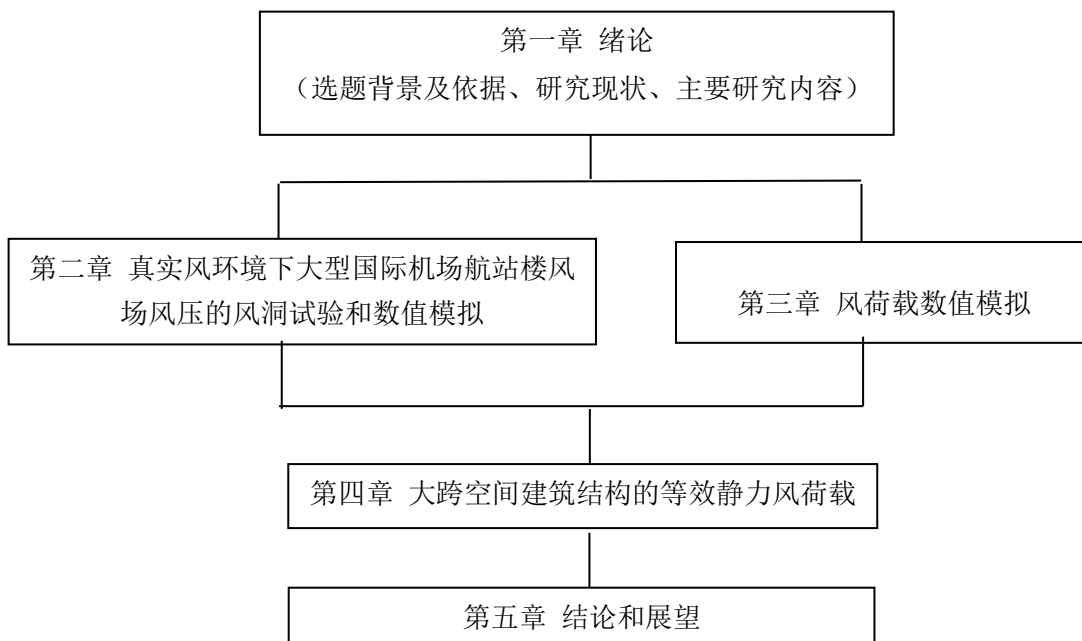


图 1-4 论文总体框架

第二章 真实风环境下大型国际机场航站楼风场风压的风洞试验和数值模拟

2.1 计算结构风工程基础

2.1.1 计算流体动力学 (CFD) 概述

计算流体动力学是借助计算机用数值方法解决流体力学问题的一个分支,顾名思义,就是用离散化的数值方法完成对目标问题近似解的计算。其核心内容是通过计算机数值计算功能和图像显示功能对流体力学相关问题所做的全面系统的分析。其基本思路可以简单地归纳为用有限逼近无限,用离散点逼近连续空间,这样一来,基于某些特定的原则和定律建立关于有限个离散点变量值之间关系的代数方程组,最后利用计算机联立求解这些代数方程组,从而获得连续空间计算域中各个变量的近似解。

2.1.1.1 流体力学控制方程

三大守恒方程即质量、动量和能量守恒方程共同构成了流体力学的基本控制方程,在此仅列出三大控制方程的一般形式。质量守恒方程为:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} = 0 \quad (2-1)$$

x、y、z 三个方向上的动量守恒方程:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \text{div}(\rho u \mathbf{u}) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + F_x \quad (2-2)$$

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \text{div}(\rho v \mathbf{u}) = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + F_y \quad (2-3)$$

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \text{div}(\rho w \mathbf{u}) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} + F_z \quad (2-4)$$

式中, p 表示流体微元体上的压力值; τ_{xx} 、 τ_{xy} 、 τ_{xz} 表示粘性应力 τ 的分量; F_x 、 F_y 以及 F_z 分别表示流体微元体上的体力。

将能量守恒方程表示为以温度 T 为变量的形式:

$$\frac{\partial(\rho T)}{\partial t} + \text{div}(\rho T \mathbf{u}) = \text{div}\left(\frac{k}{c_p} \text{grad} T\right) + S_T \quad (2-5)$$

式中, c_p 表示比热容, k 表示流体本身的传热系数, S_T 表示热源和由流体分子粘性作用引起机械能转换成的内能。

2.1.1.2 纳维-斯托克斯方程

NS 方程全称为 Navier-Stokes Equations, 该方程是为了纪念法国物理学家克劳德-路易·纳维和英国物理学家乔治·加布里埃尔·斯托克斯而命名的, 纳维-斯托克斯方程是一组描述可以流动的流体物质性质的方程, 例如液体和气体。NS 方程表示的是作用在流体内部的压力变化、耗散粘滞力和引力与流体微元动量的改变率之间的关系, 其中分子粘滞力是由于分子之间的相互作用而产生的。于是, NS 方程建立了作用于流体给定区域内微元体的力的动态平衡关系。粘性流体不可压缩 N-S 方程的表达形式为:

$$\frac{du}{dt} = X - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \quad (2-6)$$



$$\frac{dv}{dt} = Y - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \quad (2-7)$$

$$\frac{dw}{dt} = Z - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \nu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) \quad (2-8)$$

2.1.1.3 CFD 的求解过程

用户可以借助商业软件或者自己直接编制程序来进行 CFD 计算，从而完成所需要的任务，两种方式的基本计算思路和过程如图 2-1 所示。

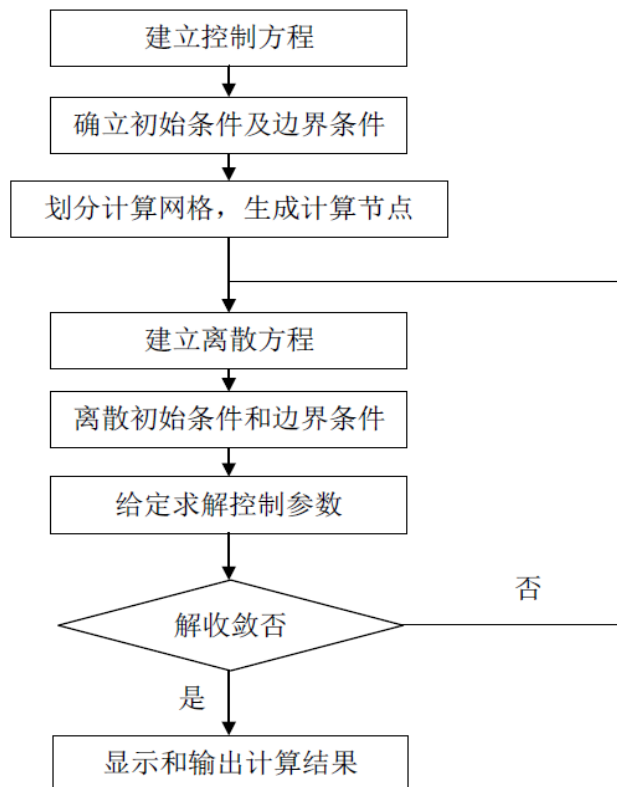


图 2-1 CFD 计算流程

计算流体力学发展初期，用户往往通过计算机编程来满足计算流体力学的计算需要，然而由于计算流体力学本身算法十分复杂，并且计算机编程软件丰富多样，导致用户们各自编写的计算程序互不兼容，难以推广和应用。而系统性和规律性是 CFD 十分鲜明的特点，因而可以被编制成一般通用的商业软件从而节约用户个人的脑力劳动成本，FLUENT、CFX、STAR-CD 等都是较为典型的通用商业软件的代表。本文采用 FLUENT 通用商业软件，这款软件采用了多样的求解模式以及多重网格加速收敛技术，可以用来模拟任何从不可压到高度可压缩范围内流体的复杂流动，通过参数设置 FLUENT 可以实现求解精度和收敛速度之间的平衡。FLUENT 内嵌了十分丰富的基于解的自适应网格技术、成熟的物理结构模型以及非结构化网格，在 CFD 领域应用十分广泛。

2.1.2 三维湍流模型及其应用

一般而言，层流在自然界中的流动现象中往往是极少见到的，大部分流动都是湍流流动，工程问题中流体力学问题基本上都是处于湍流流动状态，因此，流体力学界的学者们一直高度重视对湍流特性的研究。

2.1.2.1 湍流的基本方程

一般而言，NS 方程和非稳态的连续方程及其对瞬时运动的适用性并不受湍流复杂性的



影响。因此不可压缩流体的湍流瞬时控制方程可以表达为：

$$\text{div} \mathbf{u} = 0 \quad (2-9)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \text{div}(\mathbf{u}\mathbf{u}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \text{div}(\text{grad} u) \quad (2-10)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + \text{div}(\mathbf{v}\mathbf{u}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \text{div}(\text{grad} v) \quad (2-11)$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} + \text{div}(\mathbf{w}\mathbf{u}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \nu \text{div}(\text{grad} w) \quad (2-12)$$

式中 u 、 v 、 w 表示速度矢量 $\mathbf{u}$ 在 x 、 y 、 z 方向的投影分量。

2.1.2.2 湍流的数值模拟方法

(1) 直接数值模拟 (DNS)

直接数值模拟 (Direct Numerical Simulation, DNS) 的实质是对工程中湍流流动问题直接采用瞬时的 NS 方程 (式 2-10~式 2-12) 进行求解。DNS 方法的特点是在求解湍流流动的 NS 方程时, 在规定的网格尺寸内不引入任何封闭的湍流模型。这种方法的优势在于对湍流流动的求解能够精确到最小尺度的涡, 其弊端也显而易见, 为了分辨湍流流动中变化剧烈的时空特性, 必须采用足够小的时空步长, 因此 DNS 法的应用相对比较局限, 仅仅对低雷诺数中湍流流动计算适应性较强, 不适用十分复杂的湍流运动。此外, 对湍流运动直接求解的 DNS 法在数值模拟时耗费大量的计算机内存, 对计算机硬件水平有很高要求, 目前 DNS 模型尚无法解决实际工程中的流体流动问题, 有待于进一步研究和探索。

(2) 大涡模拟 (LES)

大涡模拟方法 (Large Eddy Simulation, LES) 的实质是在对湍流流动求解 NS 方程时, 引入基于网格尺度的封闭模型, 采用非稳态 NS 方程求解湍流中的大尺度涡, 其中湍流尺度和网格尺度不同, 前者大于后者, 因而能够较为全面地描述对湍流流动的一些细节过程, 从本质上来说, 其求解仍然是一种直接求解方法, 计算量很大, 对硬件水平要求很高, 仅适用于相对简单的管流和剪切流运动。LES 的基本思想可以归纳为: 大尺度涡具有鲜明的各向异性, 是造成湍流的脉动与混合的主要原因, 并且随着湍流的发展发生变化。小尺度的涡主要作用就是耗散能量, 其能量来源就是大尺度的涡之间相互作用而传递得到的, 有别于大尺度涡, 小尺度涡是各向同性。大涡模拟忽略小尺度涡, 仅仅求解湍流中的大尺度涡, 学者们将小尺度涡对大尺度涡的影响称为亚格子 Reynolds 应力模型。其实质是通过近似模拟用一个湍流粘性系数来考虑小尺度涡对湍流脉动的影响。大涡模拟相较于直接数值模拟方法大大降低了对计算机硬件要求, 应用也日渐广泛^[38]。

(3) 雷诺平均法 (RANS)

为考察脉动的影响, 目前广泛采用的方法是时间平均法, 引入雷诺平均法 (Reynolds-Average Navier Stokes, RANS), 任一变量 Φ 的时均定义为:

$$\bar{\Phi} = \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} \Phi(t) dt \quad (2-13)$$

在此, 用平均值及脉动值的和表征流动变量, 即:

$$\Phi = \bar{\Phi} + \Phi' \quad (2-14)$$

式中, $\bar{\Phi}$ 表示对时间的平均值, Φ' 表示脉动值。将式 (2-14) 代入式 (2-13) 得:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i) = 0, (i=1,2,3) \quad (2-15)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \overline{\rho u_i u_j} \right) + S_i, (i=1,2,3) \quad (2-16)$$



$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j \phi) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x_j} - \rho \overline{u_i \phi} \right) + S, (i=1,2,3) \quad (2-17)$$

可以看出, Reynolds 时均方程相较于 NS 方程多出了一项 $-\rho \overline{u_i u_j}$, 这里称为雷诺 (Reynolds) 应力项, 即:

$$\tau_{ij} = -\rho \overline{u_i u_j} \quad (2-18)$$

式中 τ_{ij} 包含 6 个不同的雷诺 (Reynolds) 应力项, 但式 (2-15)、(2-16)、(2-17) 经过延拓得到的方程仅有 5 个, 所以在此引入两方程湍流涡粘模型, 即关于湍流动能 k 和耗散率 ε 两个未知量的方程, 包括标准 $k-\varepsilon$ 模型及其各种改进变体。常用的 RANS 湍流模型包括 Realizable $k-\varepsilon$ 、RNG $k-\varepsilon$ 、Standard $k-\varepsilon$ 以及 SST $k-\omega$ 等。

2.2 风洞试验数据处理方法和数值模拟计算方法

按照《建筑结构荷载规范》^[8], 以幂函数表示大气边界层内的平均风速剖面, 即:

$$U_z = U_G \left(\frac{z}{Z_G} \right)^\alpha \quad (2-19)$$

式中, U_z 是离地高 z 处的风速; U_G 是梯度风速; Z_G 是不同地貌对应的梯度风高度; α 是表征不同地貌地面粗糙度的幂指数。

2.2.1 风洞试验数据处理

规定风洞试验中风压符号为: 压力为正, 吸力为负。采用无量纲系数 $C_{Pi,0}$ 表征物体表面测点 i 处受到的相对压力大小。

$$C_{Pi,0} = \frac{P_i - P_\infty}{P_0 - P_\infty} \quad (2-20)$$

式中, P_i 是测点 i 处受到的压力, P_0 和 P_∞ 是试验中参考高度处的总压和静压。为方便后续研究, 需要以梯度风压作为参考风压, 将直接测得的风压系数 $C_{Pi,0}$ 转换为压力系数 C_{Pi}

$$C_{Pi} = \left(\frac{Z_i}{Z_G} \right)^{2\alpha} C_{Pi,0} \quad (2-21)$$

这里, Z_i 是测点 i 对应的实际高度。

2.2.2 关于数值模拟方法的说明

本章主要考虑建筑物表面的平均风压。数值模拟计算建筑物表面平均风压时, 可以分为稳态方法和非稳态方法, 稳态方法采用平均风 (稳定风) 剖面作为速度入口边界, 直接得到建筑物表面平均风压; 而非稳态方法中, 对计算得到的风压时程数据取平均值同样可以得到平均风压。两种方法的计算方式不同, 但结果差值非常小, 误差几乎可以忽略^[14]。由于稳态方法在获得建筑表面平均风压的数值计算上耗时少, 所以本章采用稳态方法得到建筑物表面平均风压。

2.2.3 数值模拟入口风剖面条件的设定

入口边界采用速度入口条件, 高度 z 处的顺风向 (x 方向) 平均风速为:

$$V(z) = V_b \left(\frac{z}{Z_b} \right)^\alpha \quad (2-22)$$

式中, V_b 是标准参考高度 Z_b 处的平均风速; y 、 z 方向速度为零。

另外, 以湍流动能 k 、湍流耗散率 ε 这两个参数来表征风的湍流特性:

$$k = \frac{3}{2} (V(z) \cdot l)^2 \quad (2-23)$$

$$\varepsilon = \frac{1}{l} 0.09 \frac{3}{4} \cdot k^{\frac{3}{2}} \quad (2-24)$$

式中, l 为湍流强度, l 为湍流积分尺度。

由于我国的荷载规范中未给出 l 和 l 的相关定义, 所以这里借用日本规范中对它们的定义, 其中对湍流强度的定义如表 2-1 所示。



表 2-1 日本规范中对湍流强度的定义

离地高度 z	粗糙度类别				
	I	II	III	IV	V
$z < z_b$	0.18	0.23	0.31	0.36	0.40
$z_b \leq z \leq z_G$	$0.1 \times \left(\frac{z}{z_G}\right)^{-\alpha-0.05}$				
z_b	5	5	5	10	20

z_b 、 z_G 为标准参考高度和梯度风高度。

日本规范中，按高度将湍流积分尺度划分为两段，定义如下：

$$l = \begin{cases} 100 & z < 30 \\ 100 \times \left(\frac{z}{30}\right)^{0.5} & 30 \leq z \leq z_G \end{cases} \quad (2-25)$$

式中： z 为某一点离地面的高度。

以上公式在 Fluent 中采用 C 语言编制程序接入设置。

2.3 南京禄口国际机场 T2 航站楼风场风压数值模拟与分析

2.3.1 工程背景



图 2-2 南京机场 T2 航站楼建筑效果图

南京禄口国际机场 T2 航站楼是新建工程，位于南京市江宁区禄口街道，是一个外形复杂的空间大跨建筑结构，航站楼以钢筋混凝土框架结构为主承重体系。主楼屋盖为自由起伏波浪造型的大跨度空间曲面网格钢结构；两侧的指廊屋盖为单跨带悬挑拱形钢梁，屋盖均由悬臂钢柱支承。工程的设计使用年限为 50 年，建筑结构安全等级：下部混凝土结构为二级，屋盖钢结构为一级。抗震设防类别为重点设防类，抗震设防烈度为 7 度。航站楼的建筑效果图如图 2-2 所示。

航站楼建筑总面积约 23 万 m^2 ，主体结构由中间的扇形主楼和左右两边的一字型指廊组成，航站楼总长度约 1200m，主楼最大宽度约为 170m，指廊宽度约为 40m。9m 标高处的建筑平面图如图 2-3 所示。

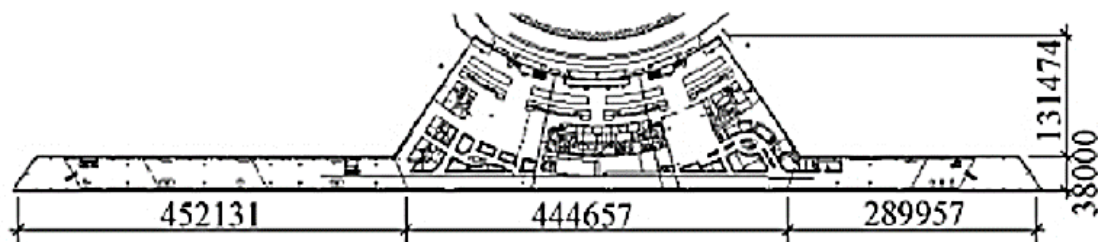


图 2-3 在 9m 标高处建筑平面图

该航站楼的顶部结构刚度较弱，对风荷载敏感。此外，航站楼周边建筑也会对风场环境产生较大干扰，因此风荷载的合理确定是结构设计的重点。本章将对该航站楼的风洞试验和数值模拟结果进行比较分析，得出较为合理的风荷载。

2.3.2 物理风洞试验

南京禄口国际机场 T2 航站楼风洞试验模型采用有机玻璃板和 ABS 板制成的刚体模型（图 2-4），这样可以保证模型在试验风速下不出现变形和明显的振动现象。综合考量建筑物实体和周边风场情况，试验中采用 1/200 的缩尺模型。为测量不同风向角下的结构表面风压，试验时将模型固定在转盘中心，通过旋转转盘的方式模拟不同风向角。

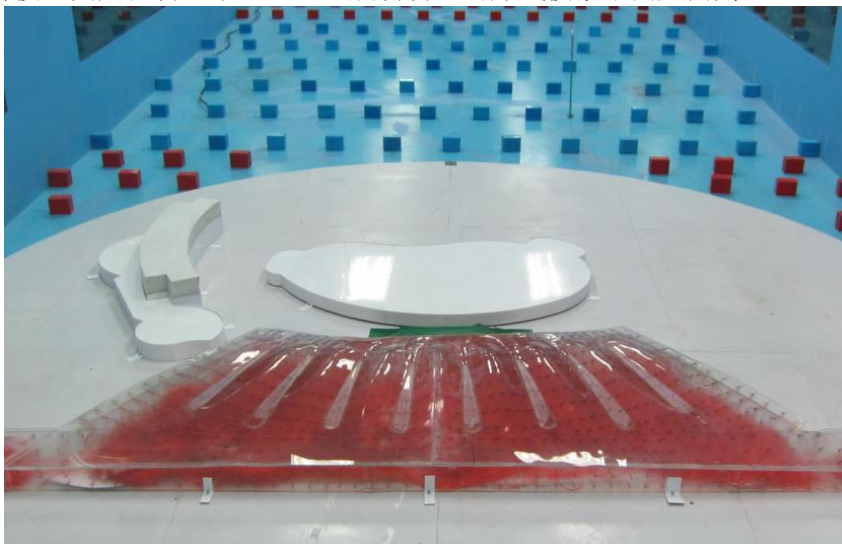


图 2-4 航站楼风洞试验模型

南京禄口国际机场 T2 航站楼模型测压点主要布置在屋盖及周边维护结构的表面，测点总数约 1300 个，其布置如图 2-5 所示。由于机场航站楼两侧的指廊较长，且其外形完全一致，中间部分的指廊风压基本一致，因此为了减少模型的长度，方便进行风洞试验，对其长度进行一定简化，模型两侧外延 0.8m。

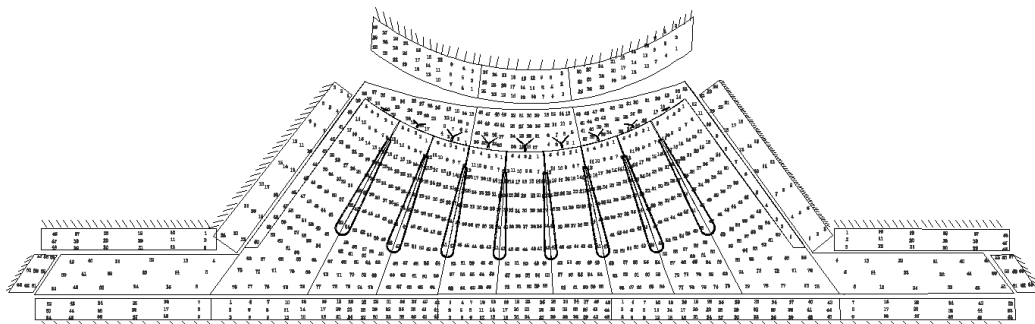


图 2-5 模型表面测压点的布置示意图



为了测压数据后处理的方便显示，首先按照结构特点把所有的测点分为几个特征分块，将整体结构顶棚的单面测点部分依次分为一分块、二分块、……九分块；顶棚前侧和两侧的悬挑部分的上表面依次为十分块、十一分块、十二分块，下表面依次为十三分块、十四分块、十五分块，其中两侧的悬挑部分由于测点不多分层整合到前侧的悬挑部分里；整体结构左右两侧的围护结构定义为十六分块、二十分块，整体结构前侧的围护结构分别定义为十七分块、十八分块、十九分块，整体结构后侧的围护结构分布定义为二十一分块、二十二分块、二十三分块；最后航站楼两侧的走廊分别定义为二十四分块、二十五分块。整体分块如图 2-6 所示，其中图形中的细斜线排列表示该部分位于地面。

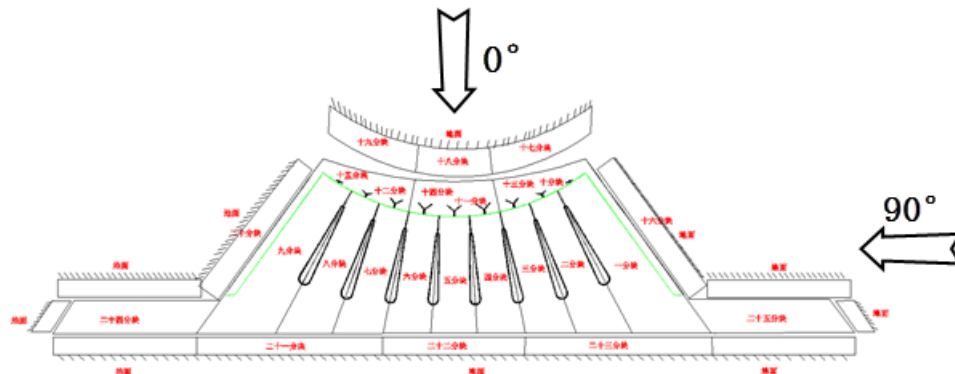


图 2-6 模型表面测点分块布置示意图

将风垂直吹向机场航站楼前面定义为 0° 风向角，试验时风向角按每隔 15° 顺时针增加，本研究只采用间隔 30° 的数据，方位及风向角定义见图 2-7。

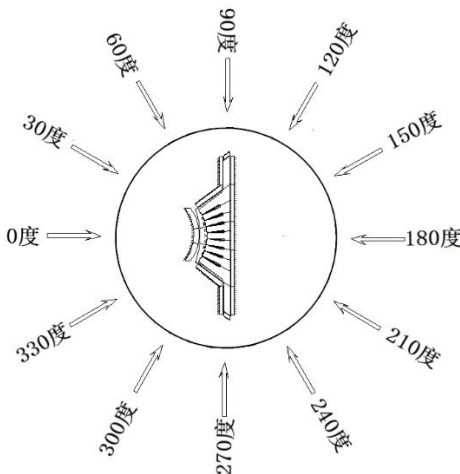


图 2-7 试验风向角

试验的参考点在 0.4m 高度处，对应于实际高度 80m，参考点的风速为 13.5m/s。根据工程实际情况模拟 B 类地貌风场以及大气边界层风速剖面，均满足风洞试验要求。南京市的基本风压 $\omega_0 = 0.40\text{kPa}$ (50 年重现期、B 类地貌 10 米高度处、10 分钟平均)。

2.3.3 数值模拟方法

2.3.3.1 模型建立及网格划分

用 Rhino-3D 建模软件建立如图 2-8 所示的模型，除了航站楼外，还包括周边建筑，将它们简单代指为建筑 1、建筑 2。

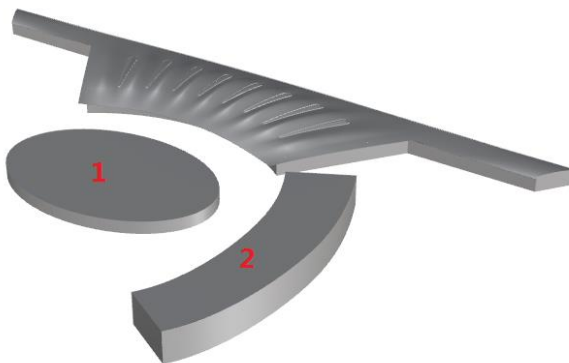


图 2-8 航站楼几何模型

采用计算流体动力学软件 Fluent 进行数值模拟计算。计算流域取 $15L \times 10L \times 8H$ ，其中 L 为模型的水平长度、 H 为模型高度，建筑物位于流域前 $1/3$ 处，计算域的设置满足阻塞率小于 3% 的要求。由于模型的形体比较复杂，采用非结构化网格划分，将流域分块，在建筑周围区域网格划分较密，远离建筑物的区域网格划分比较稀疏，这样可获得质量较好的网格系统。南京禄口国际机场航站楼计算模型共生成 2400 余万个单元网格，网格划分见图 2-9。

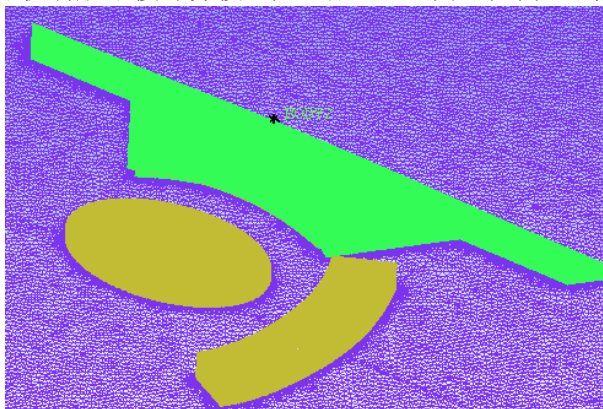


图 2-9 计算模型网格划分

2.3.3.2 边界条件的设定

入口边界条件：采用速度入口条件，本工程所处为 B 类地貌 ($\alpha=0.16$)，基本风压取 0.40kN/m^2 ，重现期取 50 年。沿 x 方向的风速剖面采用 2.2 节中定义的风速剖面函数。

V_b 为标准参考高度处的平均风速（规范取 $Z_b = 10\text{m}$ ）。

$$V_b = \sqrt{\frac{2\omega_0}{\rho}} = \sqrt{\frac{2 \times 0.4 \times 10^3}{1.25}} = 25.3\text{m/s}$$

出口边界条件采用完全发展的出流边界条件；数值风洞顶部和两侧墙面采用自由滑移的壁面条件；结构表面和地面采用无滑移的壁面条件。

气体选用不可压缩的常密度空气模型。计算中采用 3D 单精度隐式算法，分离式求解器，流项的离散格式选择精度较高的二阶迎风格式，速度-压力耦合选取 SIMPLEC 算法。

2.3.4 平均风压系数结果及其比较——风洞试验与数值模拟

本节主要将风洞试验数据和数值模拟结果进行对比，以验证数值模拟方法的可信度，主要采用平均风压系数作为对比目标。风压系数是建筑表面受到的风压除以梯度风压所得到的无量纲系数，风洞试验中，每个测点的平均风压是一段时间内采集的所有瞬时风压的平均值；数值模拟中，采用平均风剖面作为入口边界，直接得到建筑表面的平均风压。

在结构设计中，如果采用各点的风压值进行抗风设计，显然很繁琐，而且单个测点的风洞试验数据和模拟结果都可能存在较大的误差。为了简化结构设计，并减小测试或模拟的误

差,分块平均风压系数是更常用的指标,它是结构表面风压相近的点所在区域平均风压系数的均值。现将航站楼表面区域划分如图 2-10 所示。

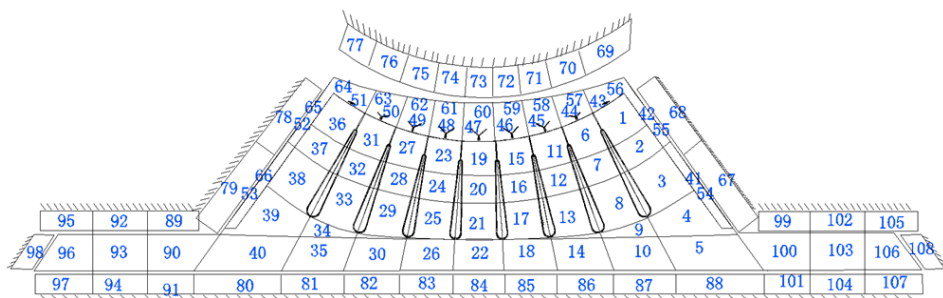


图 2-10 结构表面区域分块编号图

按图所示的分块计算分块平均风压系数之后,选取了各个风向角下绝对值最大的正压或负压所在区域,不同风向角下绝对值最大正压或负压所在的区域有部分重叠。这些典型区域的编号顺次为 10、35、41、53、67、79、84、95、98、105、108,其中 10、35、41、53 是屋盖上表面区域,67、79 是扇形主楼的两侧靠后区域,84 是扇形主楼的后侧,95、98、105、108 是结构两侧指廊尽端转角处的侧表面。下面将在这些区域比较风洞试验数据和数值模拟结果,如图 2-11 所示。

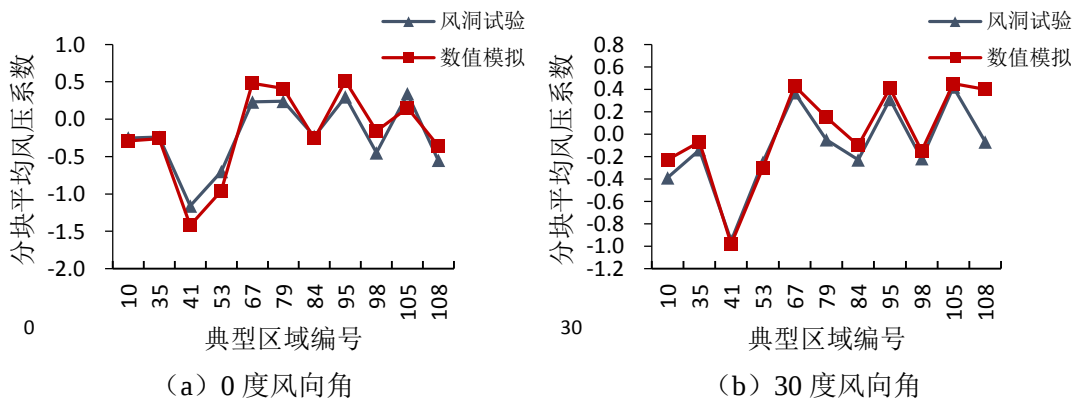
可以发现,在不同风向角下,由风洞试验和数值模拟所得的分块平均风压系数随区域的变化趋势几乎相同,两种方法存在误差的原因总的来说有以下几种:(1)风洞试验所用模型是按 1/200 建立的缩尺模型,而数值模拟采用的是足尺模型,风洞试验的雷诺数环境非真实;(2)风洞试验两侧墙面离模型较近,可能会出现壁面效应,气流在墙面处回流,而数值模拟的数值风洞两侧墙面离模型至少 4L (L 为模型最大长度),壁面效应很弱,几乎可以忽略。

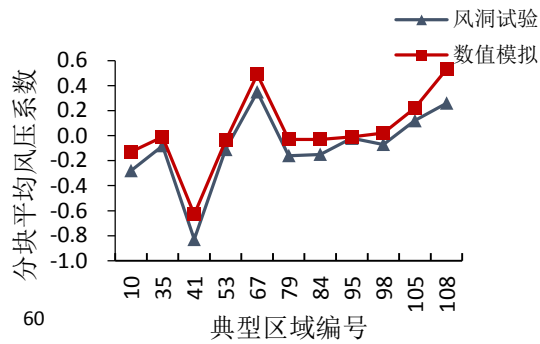
0 度风向角下,区域 10、35、84 的数值模拟和风洞试验的结果吻合度很高,区域 84 在 0 度风向角下是背风面中间,而区域 10、35 则是屋盖靠近背风面的边缘区域,气流在迎风面分离后流经这三个区域时,已经出现了汇合和再附着现象,气流紊乱度不是很高,所以两种方式的模拟结果误差很小。41、53、67、79 这四个区域处于扇形主楼和两侧指廊的转角连接处、95、98、105、108 这四个区域处于指廊尽端转角处,0 度风向角下气流在这些地方分离较为强烈,两种方法模拟结果存在一定误差,但是误差最大也不超过 0.2。

90 度风向角下,区域 95、98 的数值模拟和风洞试验的结果吻合度很高,此时区域 95、98 属于航站楼背风处区域,气流基本汇合;而区域 41 处的两种方式得到的结果误差最大,达到 0.25,区域 41 是扇形主楼侧面挑檐边缘,正对来流,气流在此处部分沿屋盖上表面流动,部分则向下流动产生反向气流。

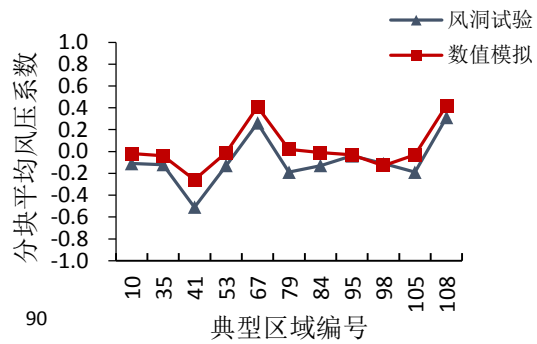
其余风向角下的分析类似,不做赘述。

由风洞试验结果和数值模拟结果对比分析可知:不同风向角下典型区域的平均风压系数变化趋势几乎相同,数值吻合良好,数值模拟准确地反映了试验情况,数值模拟方法可以作为研究建筑风荷载特性的有力工具。

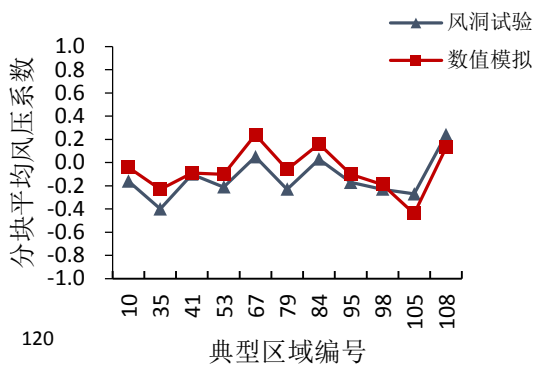




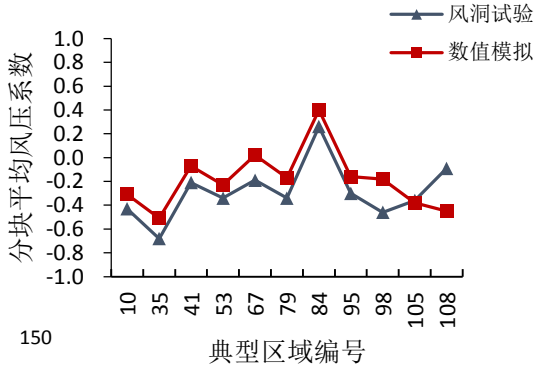
(c) 60 度风向角



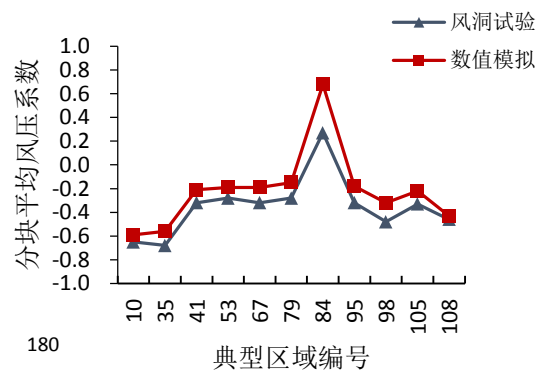
(d) 90 度风向角



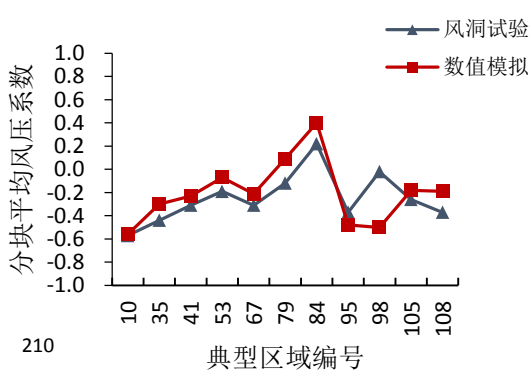
(e) 120 度风向角



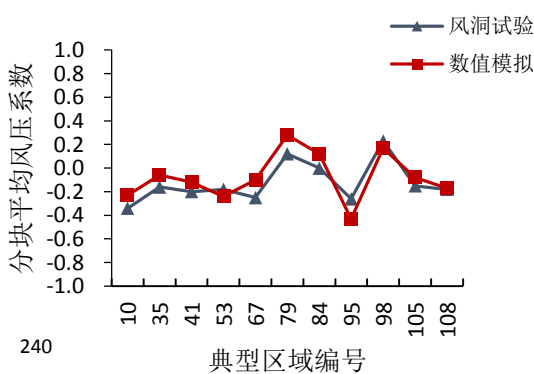
(f) 150 度风向角



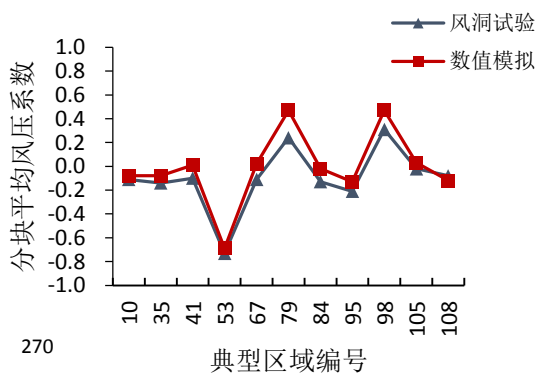
(g) 180 度风向角



(h) 210 度风向角



(i) 240 度风向角



(j) 270 度风向角

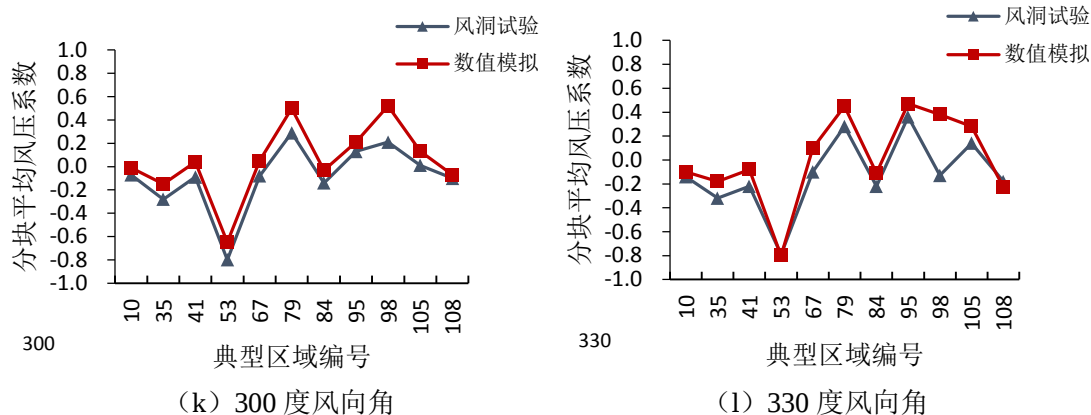


图 2-11 风洞试验和数值模拟中典型区域的分块平均风压系数的比较

2.3.5 平均风压系数等值线图

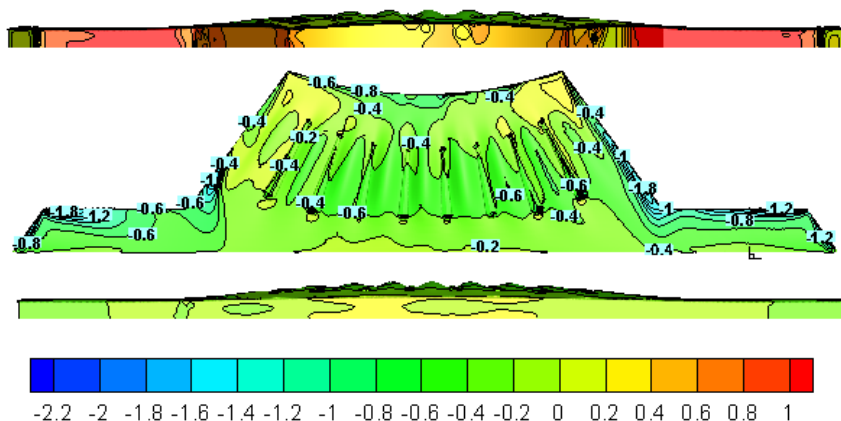
本节主要根据平均风压系数等值线云图讨论数值模拟结果。在 Tecplot 软件中导入由 Fluent 软件计算得到的结构表面稳态风压数据，将其除以梯度风压得到结构表面的平均风压系数（无量纲系数），然后根据平均风压系数经过图像处理得到平均风压系数等值线云图。由于大跨空间建筑结构的屋盖体系对风荷载更为敏感，所以仅 0° 风向角下同时给出了屋盖和结构前后两个墙面的平均风压系数等值线云图。其余风向角下仅给出屋盖的平均风压系数等值线云图。

0° 风向角下，虽然建筑物沿中轴线左右对称，但是其前方干扰物不是对称分布，所以屋盖平均风压系数左右两边存在一定差别，屋盖上表面均为负平均风压系数（风吸力），扇形主楼和两侧指廊的前挑檐风吸力相对较大，绝对值最大的平均风压系数为-1.8。此时，航站楼前墙面成为迎风面，承受正风压，平均风压系数为正。但是扇形主楼部分前面有干扰物阻挡，而指廊前墙面没有阻挡物，所以主楼前墙面的平均风压系数较小，多数区域平均风压系数在 0.2-0.4 之间，而指廊前墙面的平均风压系数超过 0.8。后部背风区域平均风压系数分布较为均匀。

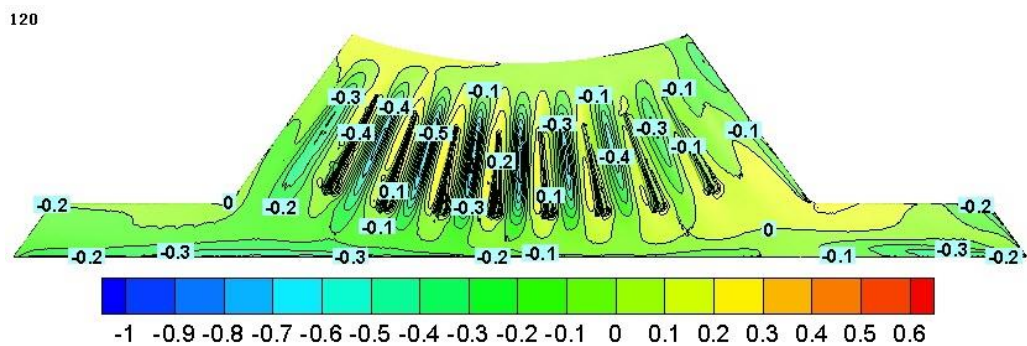
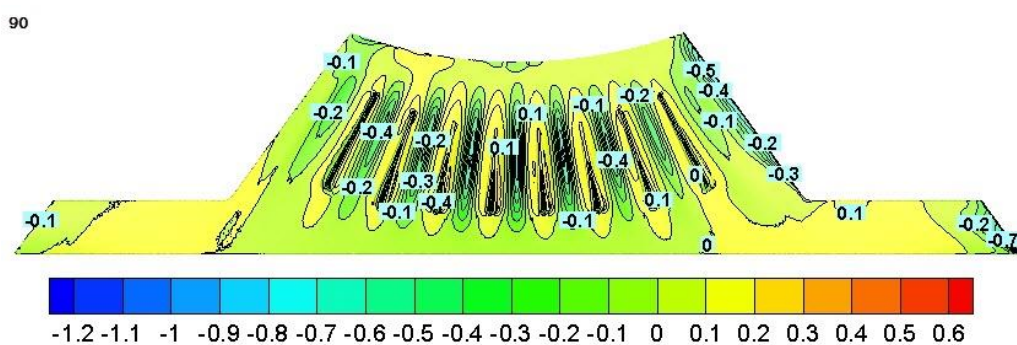
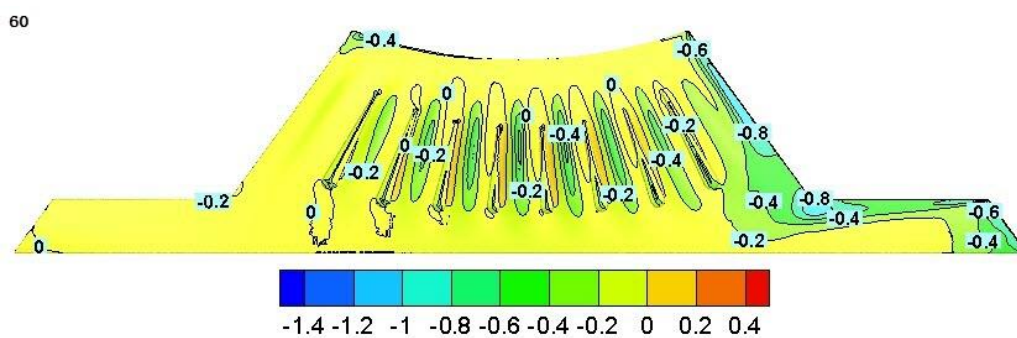
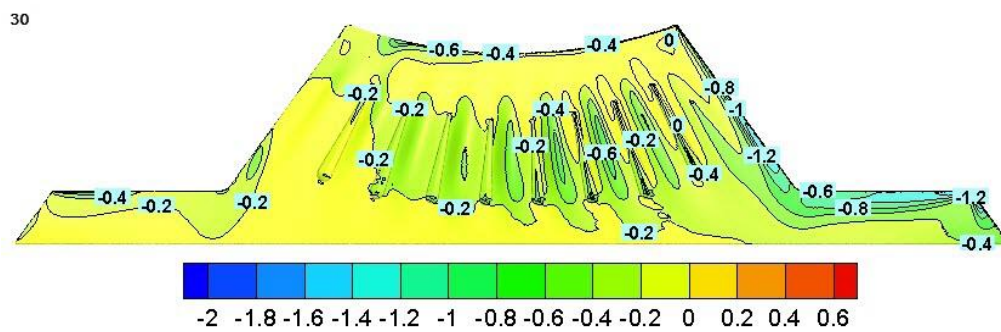
90° 风向角下，屋盖风压整体表现为风吸力，此时风从来流方向经过屋盖上表面时，在迎风面挑檐边缘形成梯度变化较快的负风压，而后气流会被屋盖的起伏波浪造型层层阻碍，在波峰和波谷处形成密布的等值线，气流在波谷中变化剧烈，风压分布很复杂。

180° 风向角下，航站楼后墙面处于迎风状态，主要承受正压力。此时来流风未经阻挡就吹到建筑物上，整个屋盖上表面的风压分布几乎对称。在屋盖后部边缘挑檐和侧面挑檐处，由于气流分离绕流承受绝对值较大的负压，迎风面挑檐处形成梯度变化较快的负风压区，最大平均风压系数达到-1.8，此后沿着来流风向屋盖表面平均风压系数绝对值逐渐减小。

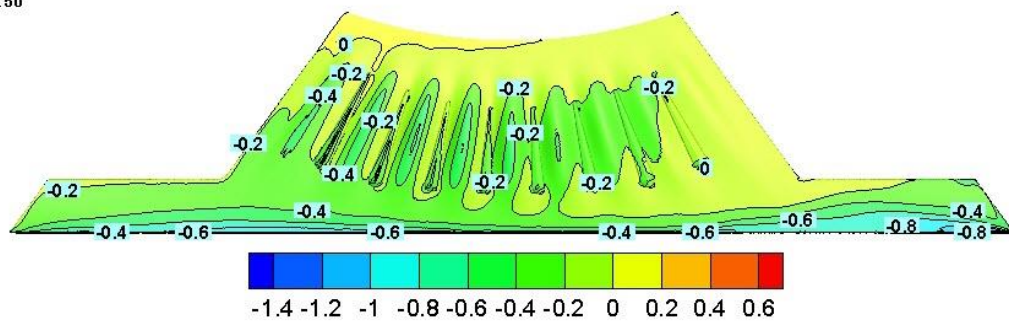
其余风向角下对风压分布的描述分析类似，在此不再赘述。



(a) 0° 风向角

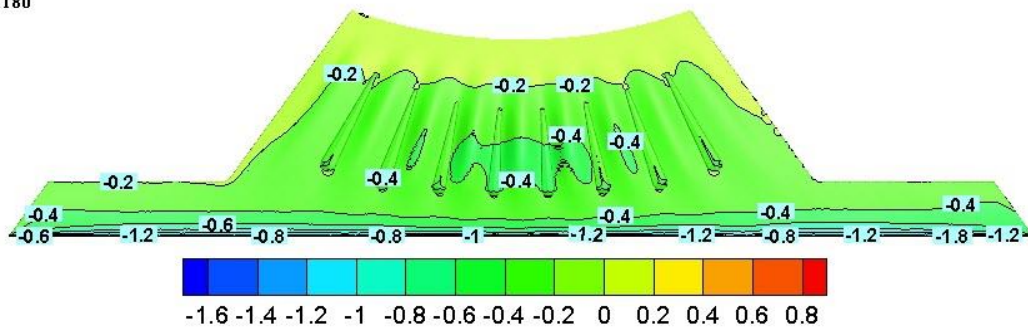


150



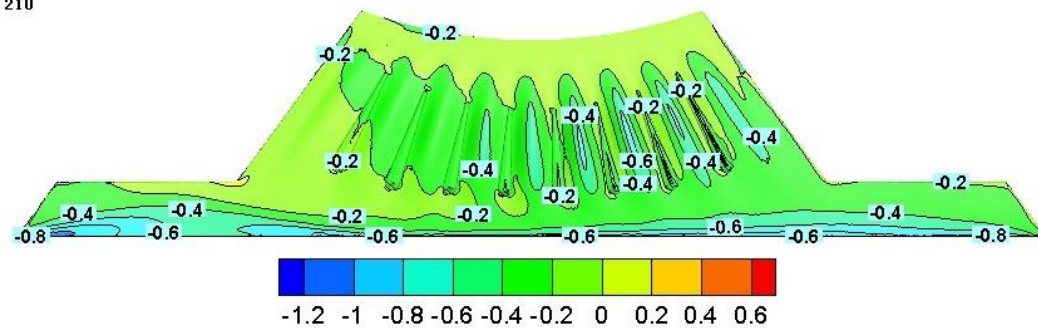
(f) 150 度风向角

180



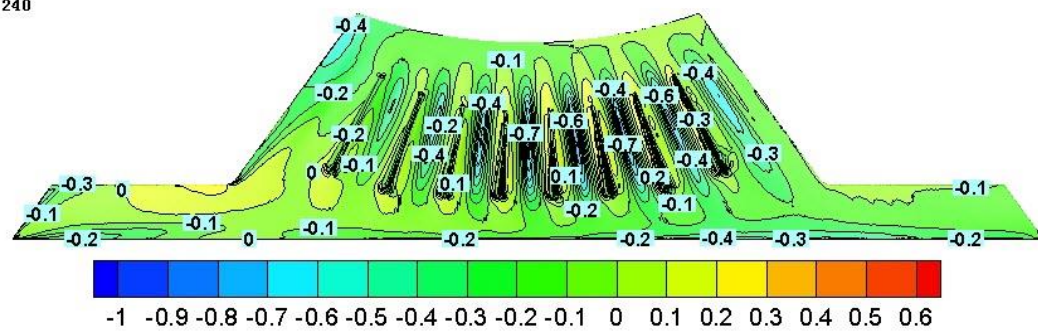
(g) 180 度风向角

210



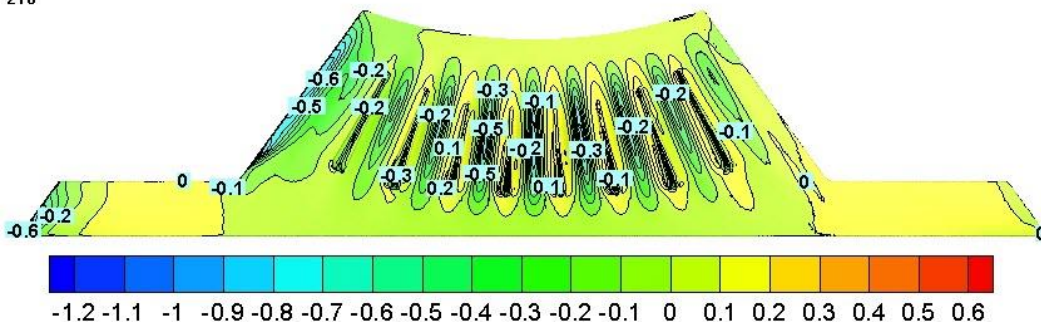
(h) 210 度风向角

240



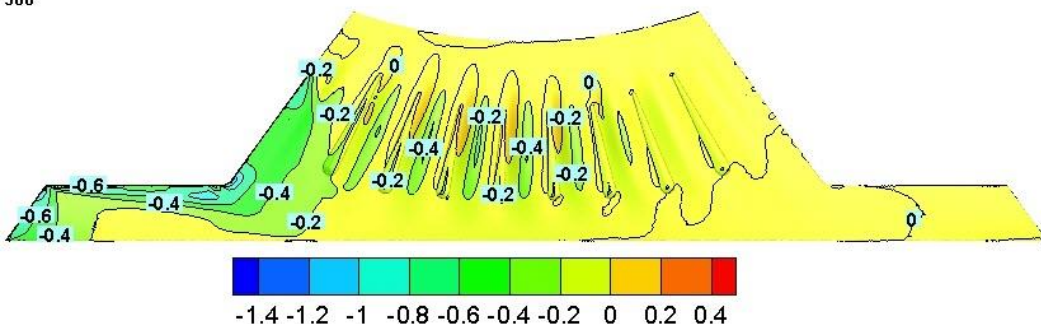
(i) 240 度风向角

270



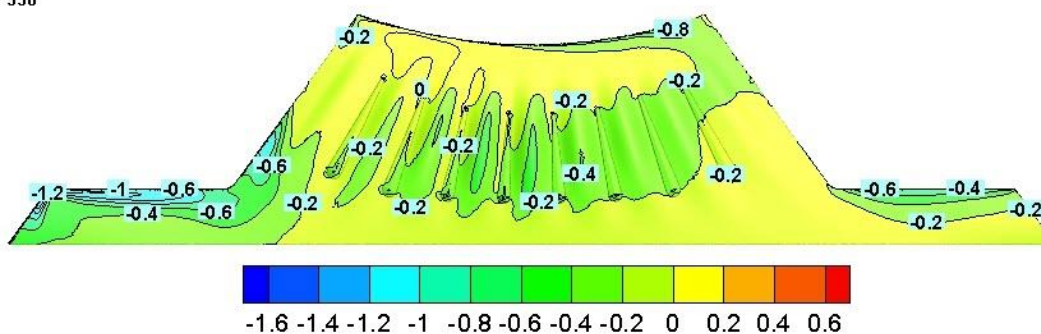
(j) 270 度风向角

300



(k) 300 度风向角

330



(l) 330 度风向角

图 2-12 航站楼屋盖上表面风压系数等值线云图

2.3.6 风场流迹线

不同风向角下,模型中轴线处 10 m 高度处 ($Z=10\text{m}$) 横截面的流迹分布见图 2-13。仅 0° 风向角和 90° 风向角下给出了风场剧烈变化处的局部放大图。

由图 2-13(a) 可知: 0° 风向角下,气流经过遮挡物 1、2 之间时,部分气流在遮挡物 2 的内凹侧形成回旋,其它气流继续流动;从两侧流入遮挡物 1 和航站楼之间通道的两股气流相遇后回流,形成两个规模相近的漩涡,漩涡交界面形成一个滞止面,结合图 2-12(a) 可知,在滞止面附近的航站楼前墙面受到两个漩涡对其施加的压力,正风压(平均风压系数 $0.2-0.4$)明显高于两侧漩涡附近墙面的正风压(平均风压系数 $0-0.2$);在遮挡物 2 和航站楼之间,遮挡物 2 两侧分离的气流再度汇合,形成一大一小两个漩涡,导致其附近的航站楼侧墙面受到极不规律的正风压,平均风压系数从 0 到 1 变化剧烈;气流在流过航站楼后,由于背风面空间开阔,形成的漩涡规模较大,所以航站楼后墙面风压分布均匀,变化平缓。

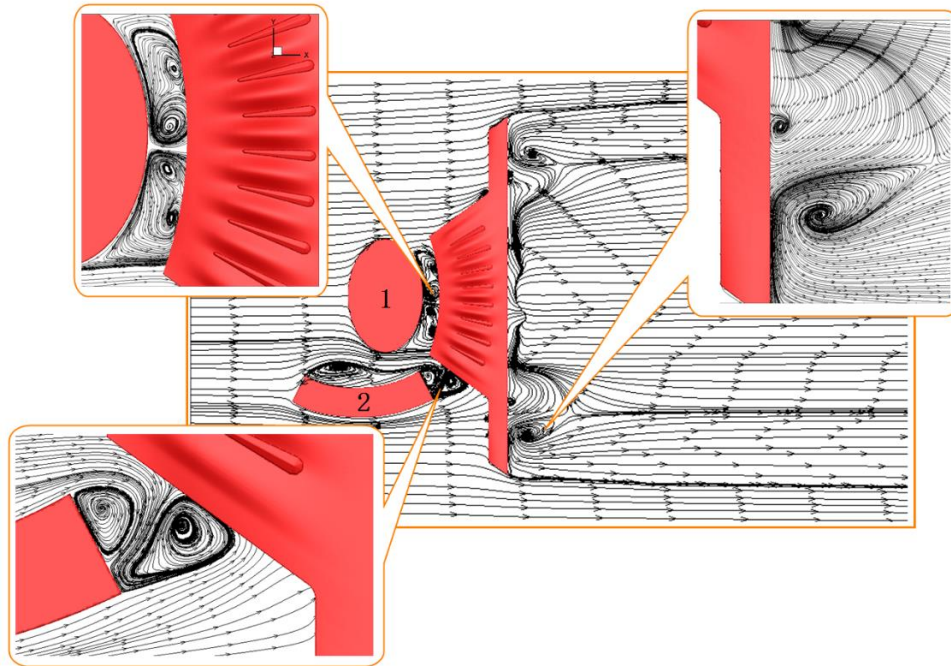
90° 风向角下,部分气流从航站楼的后墙面平缓流过;从遮挡物 1 开阔一侧流经的气流



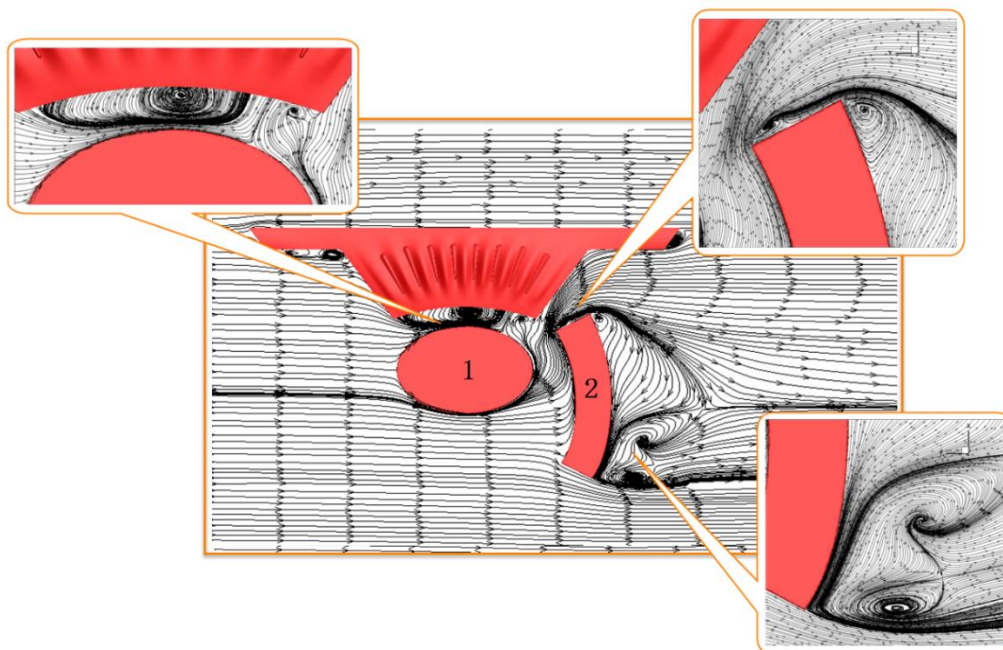
在绕过遮挡物 1 之后，部分回流，阻挡了从遮挡物 1 和航站楼之间流过的气流，使得这部分气流收到阻碍并在遮挡物 1 和航站楼之间形成一个扁平的漩涡；部分气流经过遮挡物 1 后，在航站楼和遮挡物 2 之间的空隙流出发散，此时在两者之间的空隙处风力比较大，导致其附近的航站楼侧墙面所受的正风压比较大；这部分气流与从航站楼后墙面流过的气流汇合，并在航站楼背风面处形成漩涡。此外，气流在遮挡物 2 的背面形成了连续的具有一定规模的漩涡，风场变化比较复杂。

180° 风向角下，航站楼的后墙面成为迎风面，气流从屋盖上面越过航站楼后在航站楼的扇形主楼和指廊连接转角处形成两个大漩涡；航站楼和遮挡物 1 之间的风场环境比较紊乱；气流在流经遮挡物 1 和 2 之后比较平缓地汇合，只在遮挡物 2 的背风面处形成回旋。

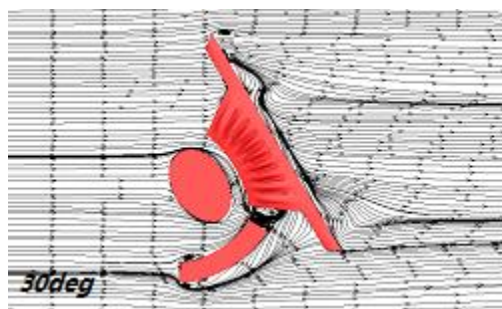
其余风向角下的气流流动和风场分布的描述分析与上述类似，不做赘述。



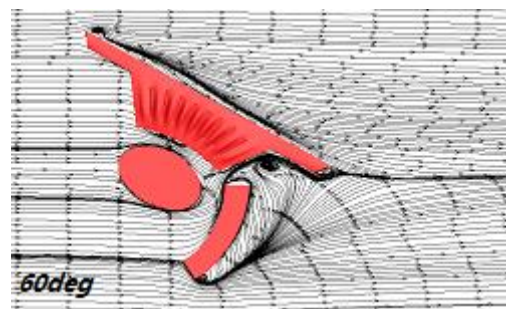
(a) 0 度风向角



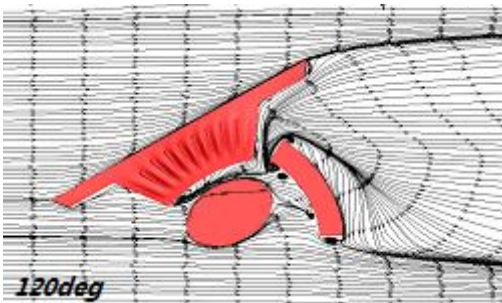
(b) 90 度风向角



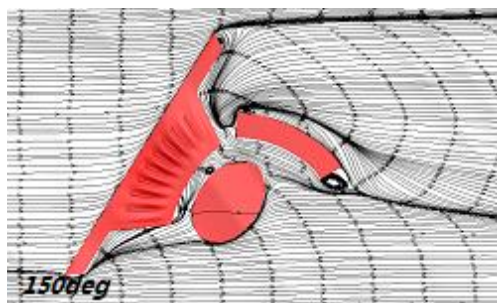
(c) 30 度风向角



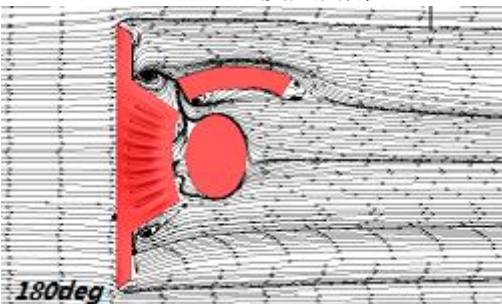
(d) 60 度风向角



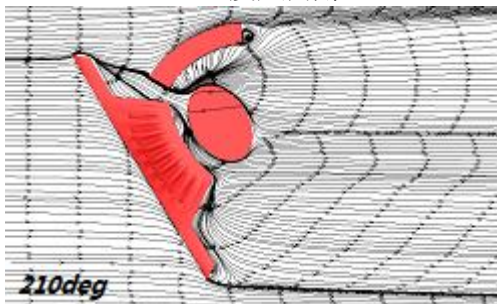
(e) 120 度风向角



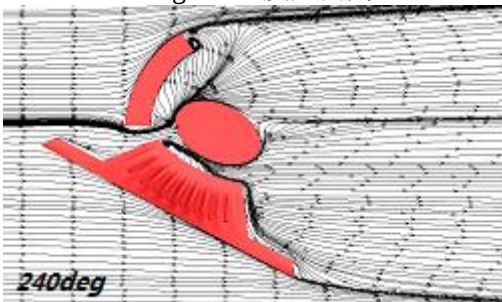
(f) 150 度风向角



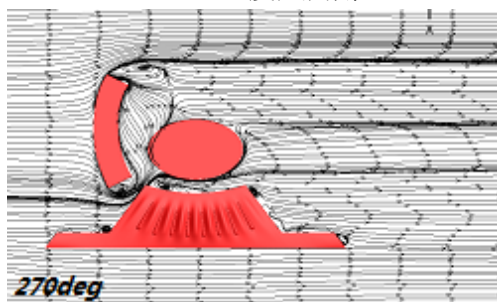
(g) 180 度风向角



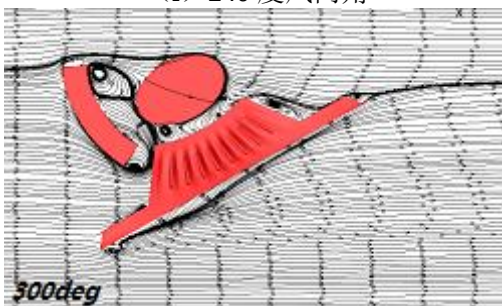
(h) 210 度风向角



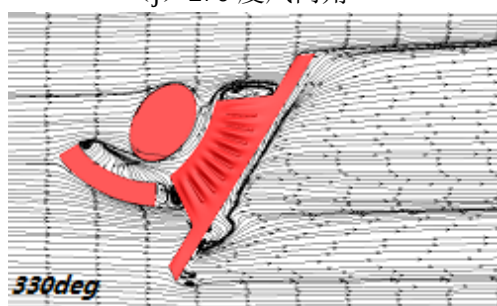
(i) 240 度风向角



(j) 270 度风向角



(k) 300 度风向角



(l) 330 度风向角

图 2-13 不同风向角下风场流迹图



2.4 温州龙湾国际机场 T2 航站楼风场风压数值模拟与分析

2.4.1 工程背景

温州龙湾国际机场 T2 航站楼位于浙江省温州市龙湾区，底层由钢管柱支撑，周边是幕墙体系，航站楼屋面由四角锥网架支撑，屋面中轴处天窗由张拉弦体系支撑。建筑面积约 100,000 平方米，航站楼效果图如图 2-14 所示。

航站楼的大跨屋盖对风荷载较为敏感；此外，航站楼周边建筑也会对风场环境产生较大干扰，因此风荷载的合理确定是结构设计的重点。本章将对该航站楼的风洞试验和数值模拟结果进行比较分析，得出较为合理的结论。



图 2-14 温州机场 T2 航站楼建筑效果图

2.4.2 物理风洞试验

航站楼风洞试验模型采用有机玻璃板和 ABS 板制成的刚体模型（图 2-15），这样模型在试验风速下不出现变形和明显的振动现象。综合考量建筑物实体和周边风场情况，试验中采用 1/200 的缩尺模型。为测量不同风向角下的结构表面风压，试验时将模型固定在转盘中心，通过旋转转盘的方式模拟不同风向角。



图 2-15 航站楼风洞试验模型

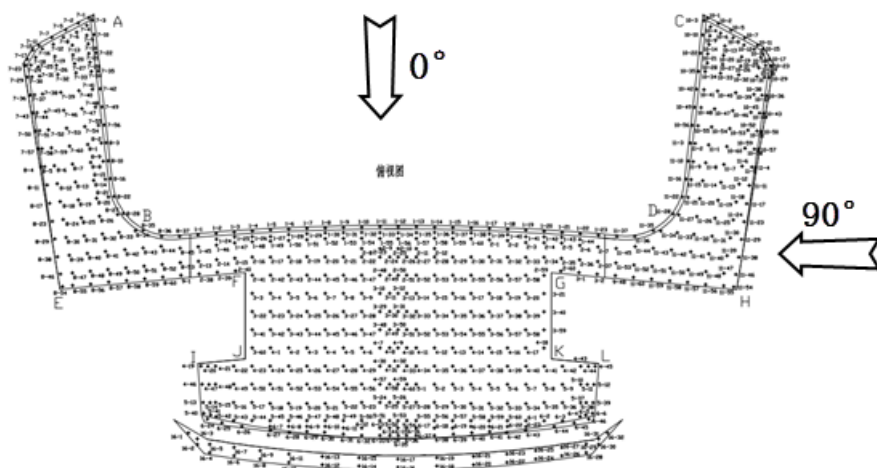


图 2-16 模型表面测压点布置示意图

试验中在刚体模型上共布置了 854 个测点，测点布置如图 2-16，测点全部有效。

将风从东边（海边）吹向本工程中轴线时定义为 0° 风向角，试验中风向角按每隔 15° 顺时针增加，方位及风向角定义见图 2-17。本研究只采用间隔 30° 的数据。考虑到本项目的实际情况，试验模型包括航站楼旁边的交通枢纽楼和两个宾馆。

试验参考点风速为 12.9m/s 。根据工程实际情况模拟 A 类地貌风场以及大气边界层风速剖面，均满足风洞试验要求。浙江省温州市的基本风压 $\omega_0 = 0.60\text{kPa}$ （50 年重现期、B 类地貌 10 米高度处、10 分钟平均）

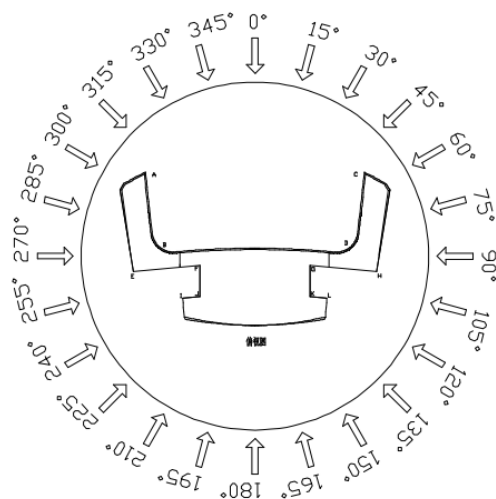


图 2-17 试验风向角

2.4.3 数值模拟分析

2.4.3.1 模型建立及网格划分

用 Rhino-3D 建模软件建立如图 2-18 的模型，除了航站楼外，还包括周边建筑，将它们简单代指为建筑 1、建筑 2、建筑 3。

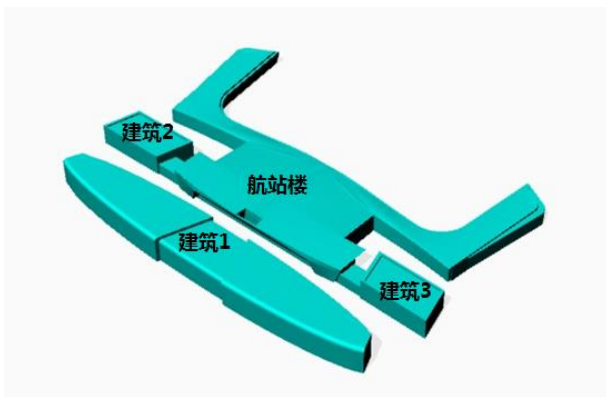


图 2-18 航站楼几何模型

采用计算流体动力学软件 **Fluent** 进行数值模拟计算。计算流域取 $15L \times 10L \times 8H$ ，其中 L 为模型的水平长度、 H 为模型高度，建筑物位于流域前 $1/3$ 处，阻塞率小于 2%。由于模型的形体比较复杂，采用非结构化网格划分，将流域分块，在建筑周围区域网格划分较密，远离建筑物的区域网格划分比较稀疏，得到了质量较好的体网格。温州龙湾国际机场 T2 航站楼模型中，共生成 1100 多万个单元网格，模型及网格划分见图 2-19。

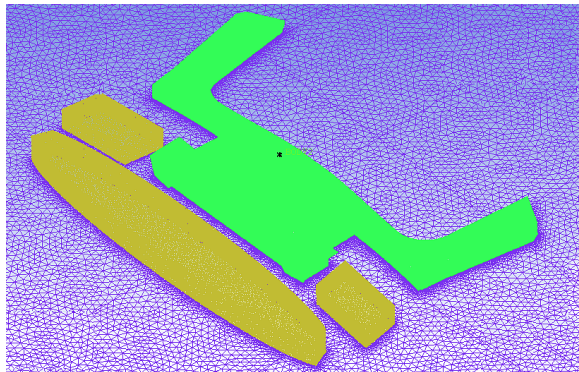


图 2-19 计算模型网格划分

2.4.3.2 边界条件的设定

入口边界条件：采用速度入口条件，本工程所处为 A 类地貌（ α 为 0.12），基本风压取 0.60kN/m^2 ，重现期取 50 年。沿 x 方向的风速剖面采用 2.2 节中定义的风剖面函数。

$$V_b = \sqrt{\frac{2\omega_0}{\rho}} = \sqrt{\frac{2 \times 0.6 \times 10^3}{1.25}} = 30.1\text{m/s}$$

出口边界条件采用完全发展的出流边界条件；数值风洞顶部和两侧墙面采用自由滑移的壁面条件；结构表面和地面采用无滑移的壁面条件。

气体选用不可压缩的常密度空气模型。计算中采用 3D 单精度隐式算法，分离式求解器，流项的离散格式选择精度较高的二阶迎风格式，速度-压力耦合选取 **SIMPLEC** 算法。

2.4.4 平均风压系数结果及其比较——风洞试验与数值模拟

2.4.4.1 典型区域平均风压系数的对比

本节主要将风洞试验数据和数值模拟结果进行对比，以验证数值模拟方法的可信度，主要采用平均风压系数作为对比目标。为了简化结构设计，并减小测试或模拟的误差，分块平均风压系数是更常用的指标，它是结构表面风压相近的点所在区域平均风压系数的均值。由于大跨屋盖结构对风荷载更为敏感，所以仅研究屋盖上表面的平均风压系数，现将航站楼屋盖上表面区域划分如图 2-20 所示。

按图所示的分块计算分块平均风压系数之后，选取了航站楼前后墙面的居中区域和屋盖



的转折区域，这些典型区域的编号顺次为 1、5、9、19、25、33、37、40、43、47、65、66，下面将在这些区域比较风洞试验数据和数值模拟结果。

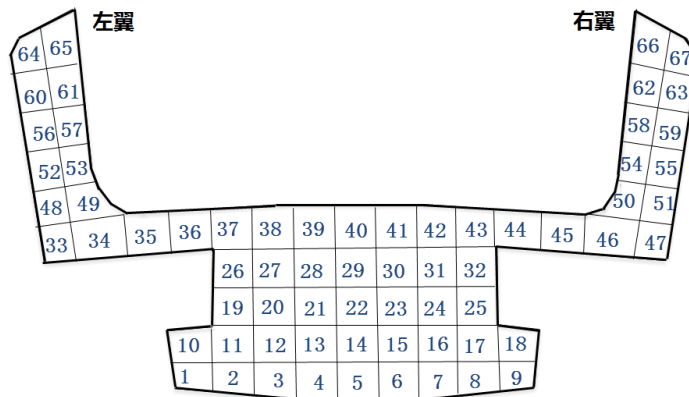


图 2-20 结构表面分块编号图

可以发现，在不同风向角下，由风洞试验和数值模拟所得的分块平均风压系数随着区域的变化趋势几乎相同，而且屋盖上表面均承受风吸力（负风压系数）。两种方法存在误差的原因总的来说有以下几种：（1）风洞试验所用模型是按 1/200 建立的缩尺模型，而数值模拟采用的是足尺模型，风洞试验的雷诺数环境非真实；（2）风洞试验两侧的墙面离模型较近，可能会出现壁面效应，气流在墙面处回流，而数值模拟的数值风洞的两侧墙面距离模型至少 4L（L 为模型最大长度），壁面效应很弱，几乎可以忽略。

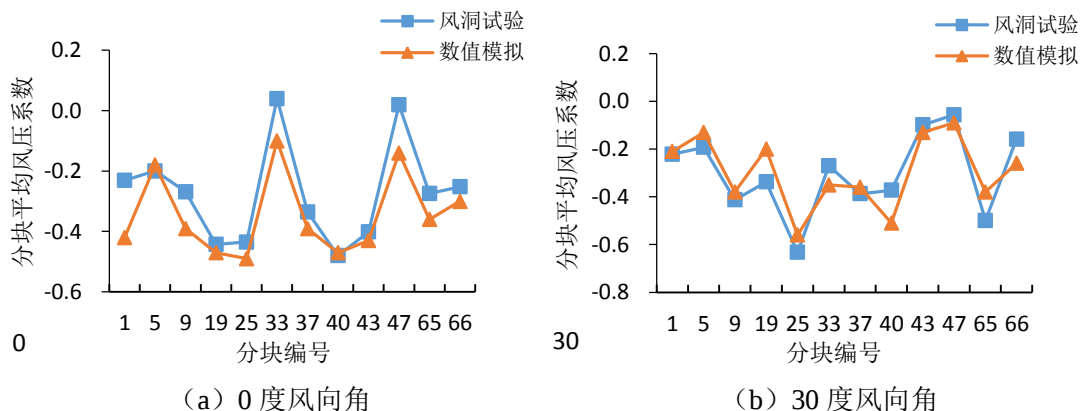
0 度风向角下，区域 5 的数值模拟和风洞试验的结果吻合度很高，区域 5 在 0 度风向角下是背风面中间，而区域 1、33、47 的数值模拟和风洞试验的结果误差较大，最大误差发生在区域 1，误差值达 0.21。区域 1、33、47 都处于屋盖转角处，气流紊乱度较高。此风向角下，区域 40 的平均风压系数最低，因为该区域处于屋盖迎风边缘，气流在该区域分离强烈，形成较大的负压区。

90 度风向角下，区域 1、40、65 的数值模拟和风洞试验的结果吻合度很高；而区域 25、47 的两种方式得到的结果误差较大，最大误差发生在区域 25，误差值达到 0.11。此风向角下，区域 25、47、65 的负风压较大，区域 25、47 此时是屋盖迎风边缘，气流在这两个区域分离跃迁，形成空洞；气流在越过航站楼右翼后经过一段时间的恢复在区域 65 边缘处再次被迫分离，形成较高的负压。

180 度风向角下，区域 1、5、19、25、37、43、66 多个区域吻合度较高。此风向角下，气流经过航站楼前方的建筑 1 阻挡后紊乱度升高，但是数值模拟和风洞试验的结果吻合度仍然良好。

其余风向角下的分析类似，不做赘述。

由风洞试验结果和数值模拟结果对比分析可知：不同风向角下典型区域的平均风压系数变化趋势几乎相同，数值吻合良好，数值模拟准确地反映了试验情况，数值模拟方法可以作为研究建筑风荷载特性的有力工具。



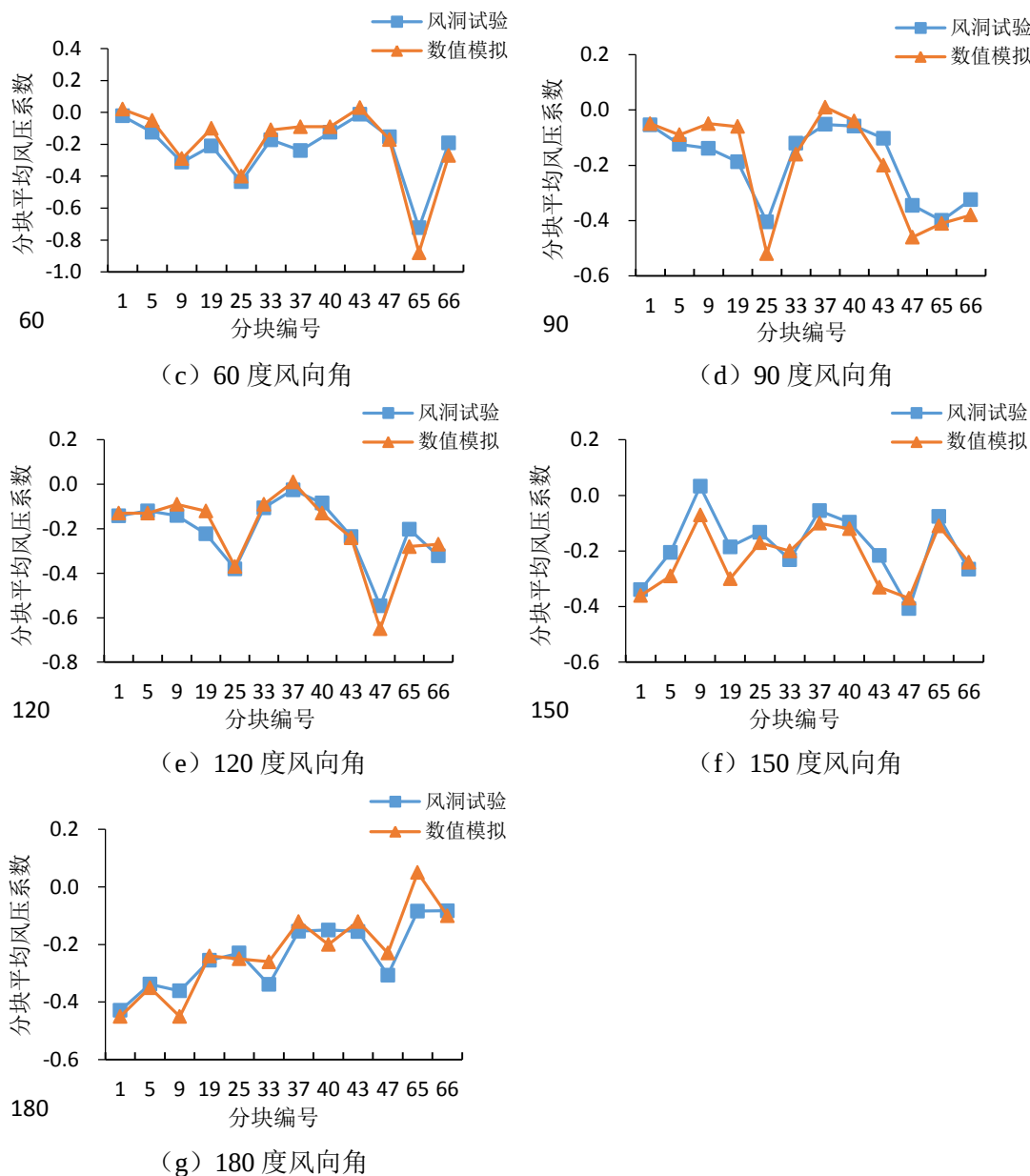


图 2-21 风洞试验和数值模拟中典型区域的分块平均风压系数的比较

2.4.4.2 平均风压系数等值线图对比

本节主要根据数值模拟和风洞试验所得的平均风压系数等值线图进行讨论。处理数值模拟结果时，在 Tecplot 软件中导入由 Fluent 软件计算得到的结构表面稳态风压数据，将其除以梯度风压得到结构表面的平均风压系数（无量纲系数），然后经过图像处理可以得到平均风压系数等值线图和平均风压系数云图。处理风洞试验数据时，采用 Surfer 软件将风洞试验得到的平均风压系数在测点布置图中输入到对应测点位置，然后进行插值计算得到等值线分布图，并与数值模拟得到的平均风压系数等值线图进行比较，如图 2-22 所示。

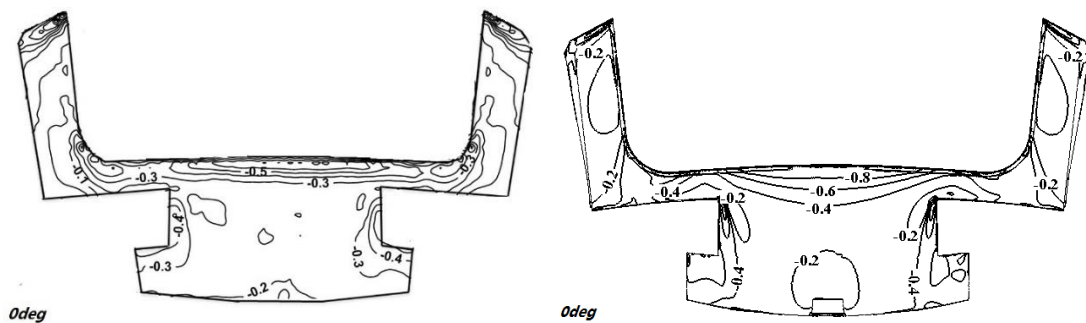
0 度风向角下，航站楼屋盖迎风边缘形成梯度变化迅速的负压区，绝对值最大的平均风压系数达到-0.8，左右两翼的迎风尖端，即区域 65、66 处气流分离绕流强烈，等值线密集分布。气流沿流动方向在中间主体区域的变化逐渐放缓，风压分布较为均匀，中间主体区域的风压系数值在-0.2—0.4 之间。

90 度风向角下，航站楼右翼迎风边缘强烈分离，形成负压区，梯度变化剧烈。随后气流在左右两翼之间的空间逐渐平缓汇合，流动到左翼时再次发生分离，形成负压区。航站楼中间主体区域的风压分布较为均匀，平均风压系数在-0.1—0.2 之间。

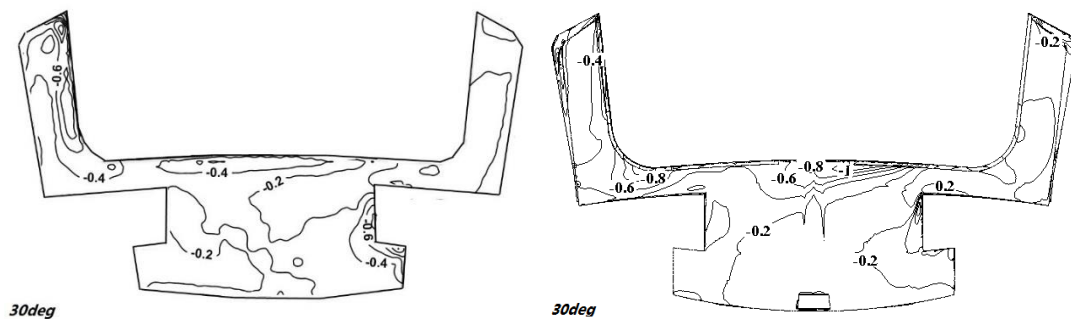


180 度风向角下, 由于航站楼周边的干扰建筑也处于对称分布, 所以风压分布基本沿航站楼中轴对称。气流经过建筑 1 的扰动之后流经航站楼, 在其屋盖迎风边缘的最大平均风压系数达到-0.6。

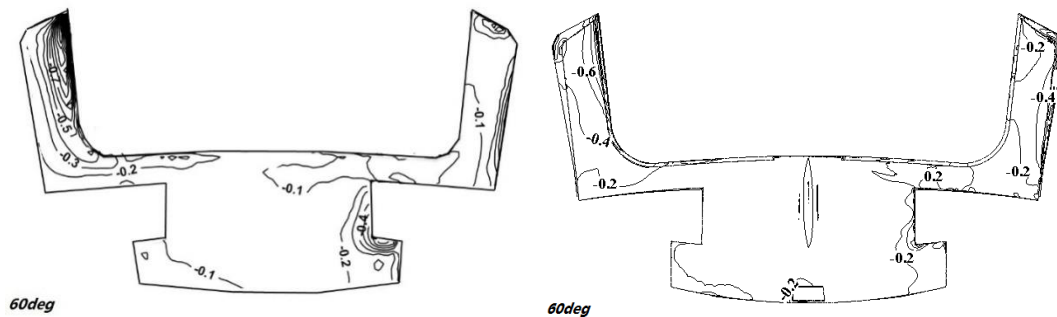
其余风向角下的情况不再赘述。



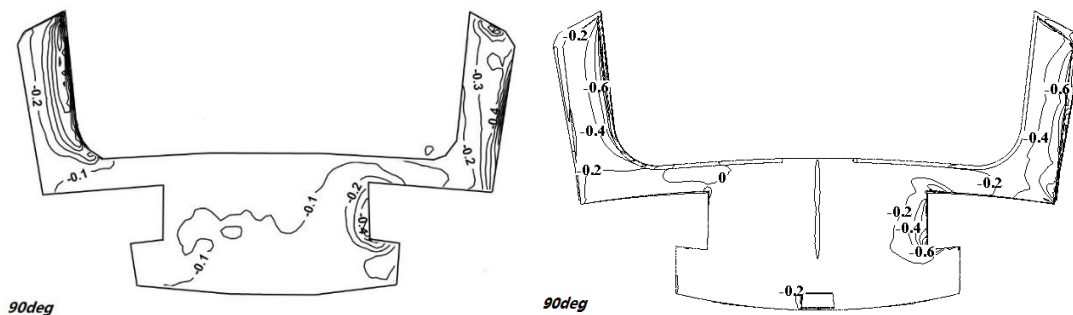
(a) 0 度风向角



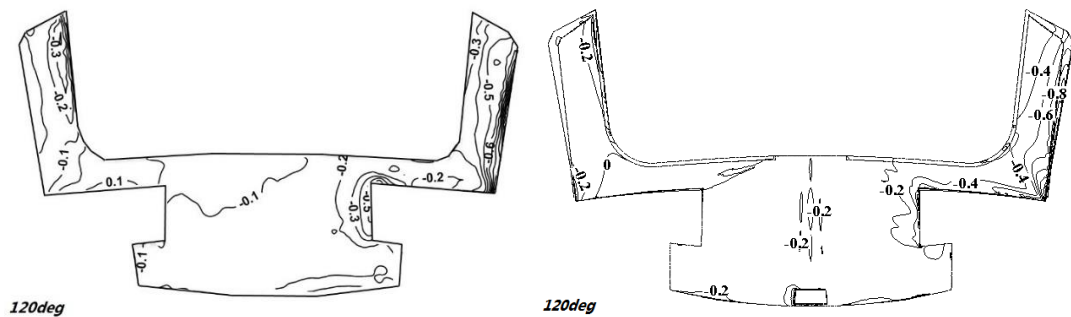
(b) 30 度风向角



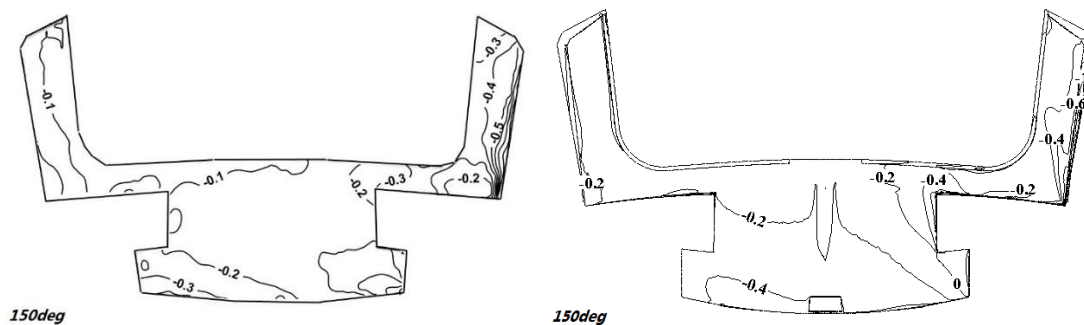
(c) 60 度风向角



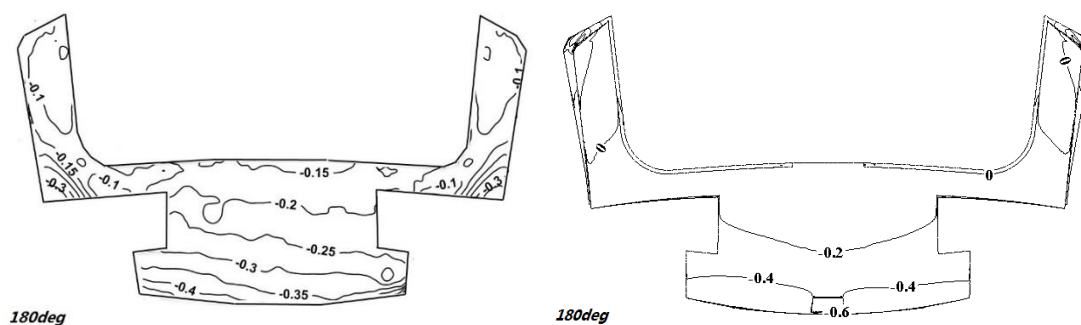
(d) 90 度风向角



(e) 120 度风向角



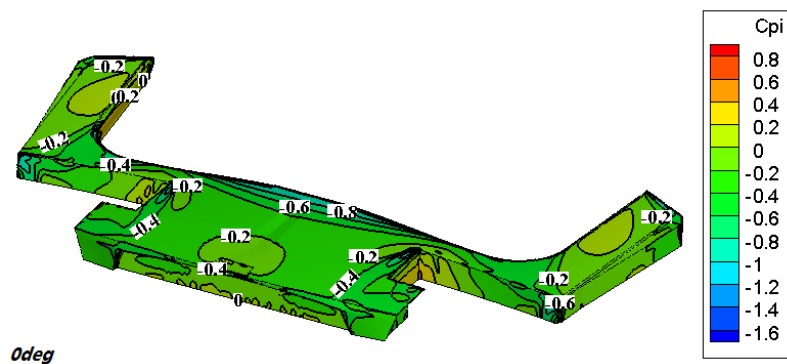
(f) 150 度风向角



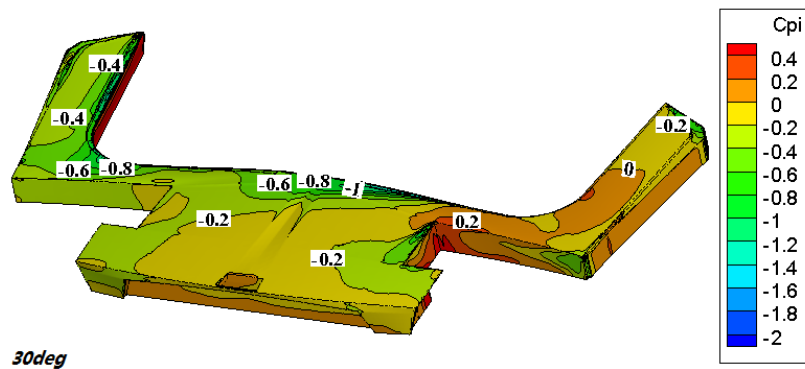
(g) 180 度风向角

图 2-22 风洞试验和数值模拟中风压系数等值线的比较

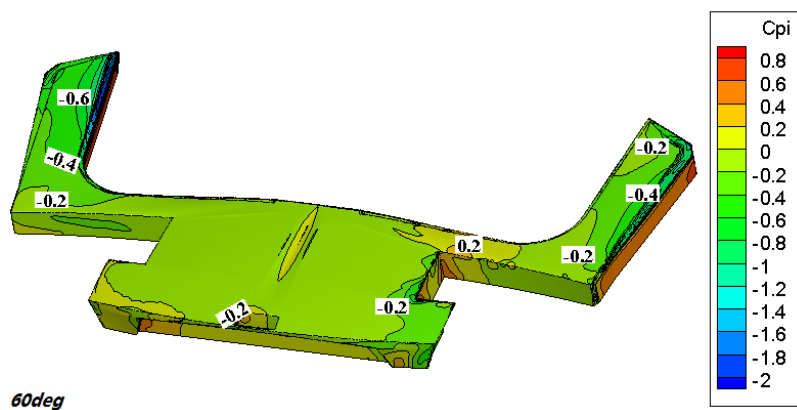
由上述典型区域的分块平均风压系数的对比和风压系数等值线对比可知：数值模拟准确地反映了试验情况，数值模拟方法可以作为研究建筑风荷载特性的有力工具。图 2-23 是航站楼平均风压系数云图，采用三维呈现，分析与平均风压系数等值线分析类似。



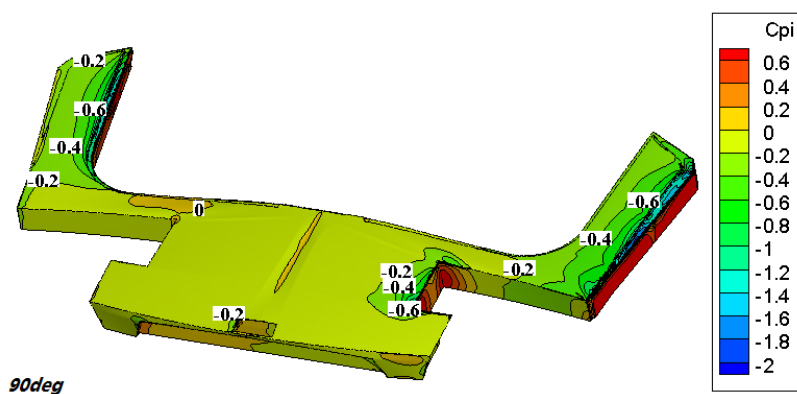
(a) 0 度风向角



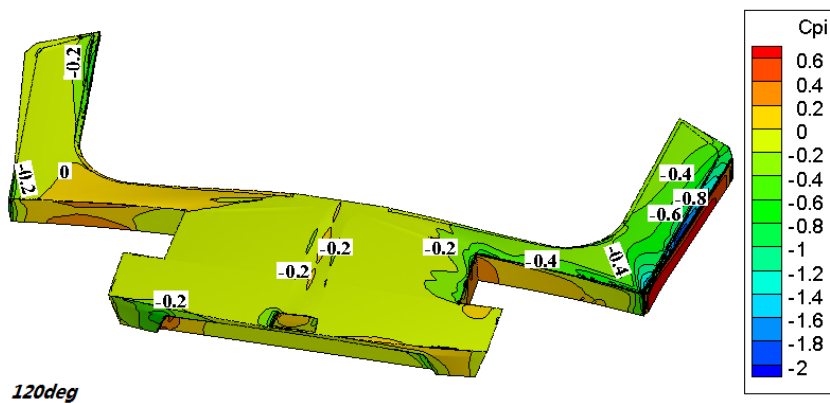
(b) 30 度风向角



(c) 60 度风向角



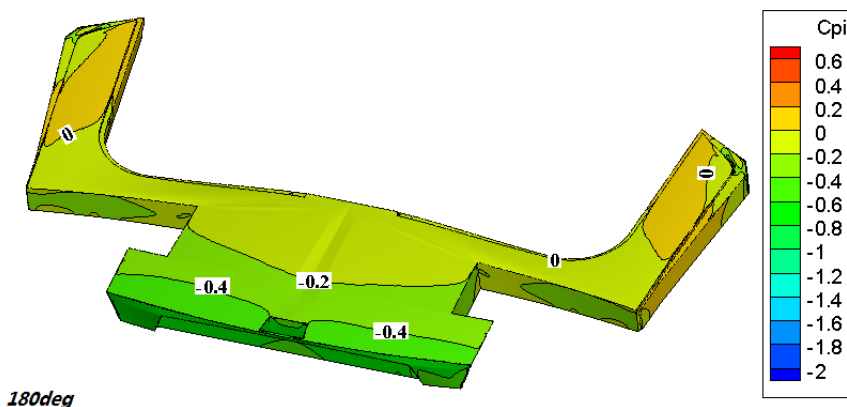
(d) 90 度风向角



(e) 120 度风向角



(f) 150 度风向角



(g) 180 度风向角

图 2-23 航站楼表面平均风压系数云图

2.4.5 风场流迹线

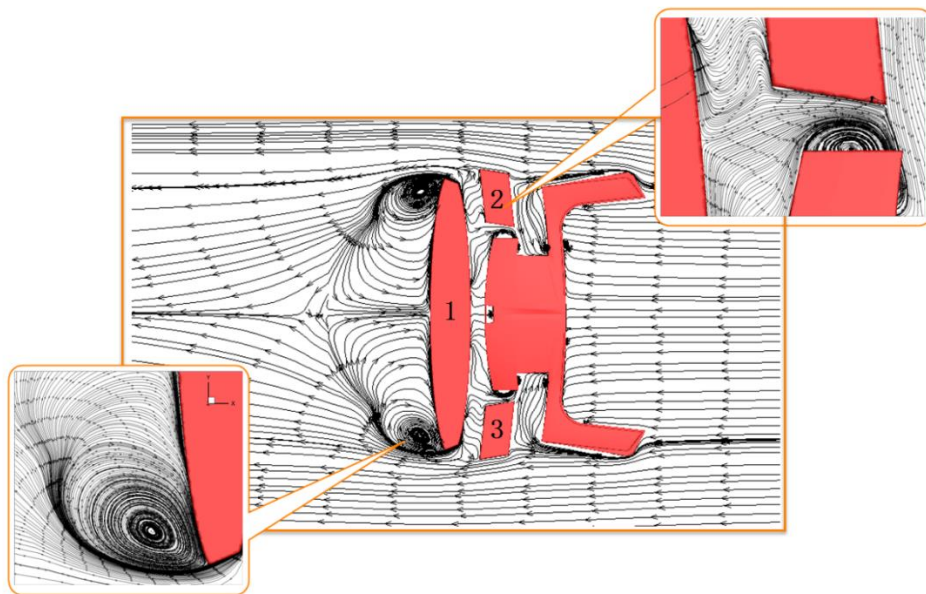
不同风向角下,模型中轴线处 10 m 高度处 ($Z=10\text{m}$) 横截面的流迹分布见图 2-24。仅 0 度风向角和 90 度风向角下给出了风场剧烈变化处的局部放大图。

由图 2-24(a)可知: 0° 风向角下,水平向的气流最先在两翼处分离,顺着两翼外侧流动后经过建筑 2、3 的阻挡,部分气流在建筑 2、3 和航站楼之间的空间聚集,由于此时气流直接流动到航站楼两侧内凹处墙面,所以在这些墙面处形成了正风压,最大平均风压系数达到 0.6;部分气流穿过航站楼前部两端突出处与建筑 2、3 的空隙,并在此形成小型漩涡,漩涡附近的航站楼墙面受到负压,平均风压系数在-0.2 至-0.4 之间。所有气流最终越过建筑区,在建筑 1 的背风面形成两个对称分布的大规模漩涡。

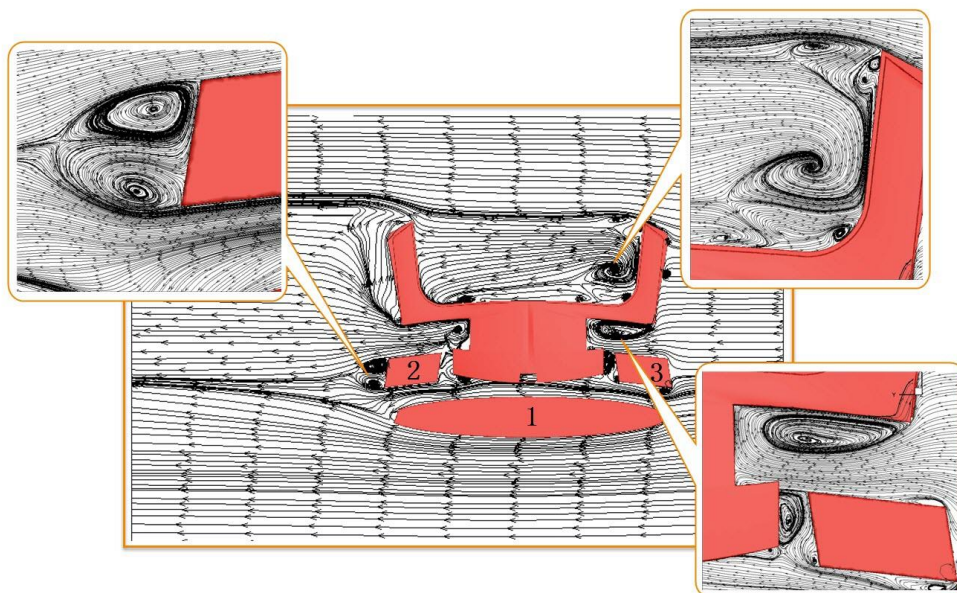
90° 风向角下,部分气流直接从航站楼和建筑 1 之间的通道流出,不过此时由于流通面积的急剧减小,风速会在通道内增大。部分气流在航站楼右翼和建筑 3 之间的空间聚集,形成一个中等规模的梭状漩涡,漩涡附近的航站楼右翼墙面受到负压,平均风压系数在-0.2 至-0.4 之间。处于航站楼迎风面的右侧内凹处墙面则受到正压,最大平均风压系数达到 0.75。部分气流越过右翼流向左翼时,受到左翼阻挡,产生回流,并与右翼背风面的漩涡相遇,形成了一个滞止面,漩涡和滞止面附近的航站楼墙面受到平缓过渡的负压。

180° 风向角下,气流大部分会纵向越过建筑 1,这部分气流除少量在建筑 1 和航站楼之间的空间下沉形成小型漩涡外,其余会流经航站楼屋盖,最后在航站楼背风面中部形成两个小型漩涡。另外,气流在建筑 2、3 周围绕流复杂,形成多个漩涡。

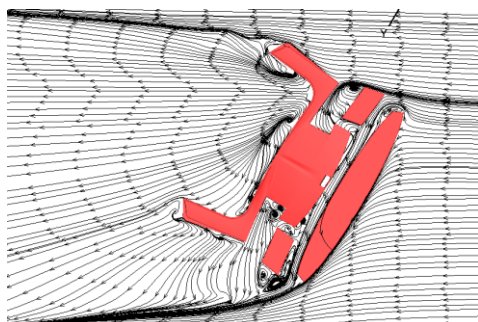
其余风向角下的气流流动和风场分布的描述分析与上述类似,不做赘述。



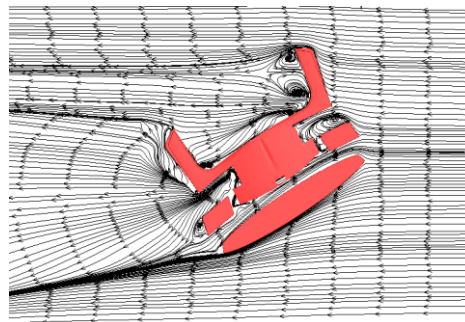
(a) 0 度风向角



(b) 90 度风向角



(c) 30 度风向角



(d) 60 度风向角

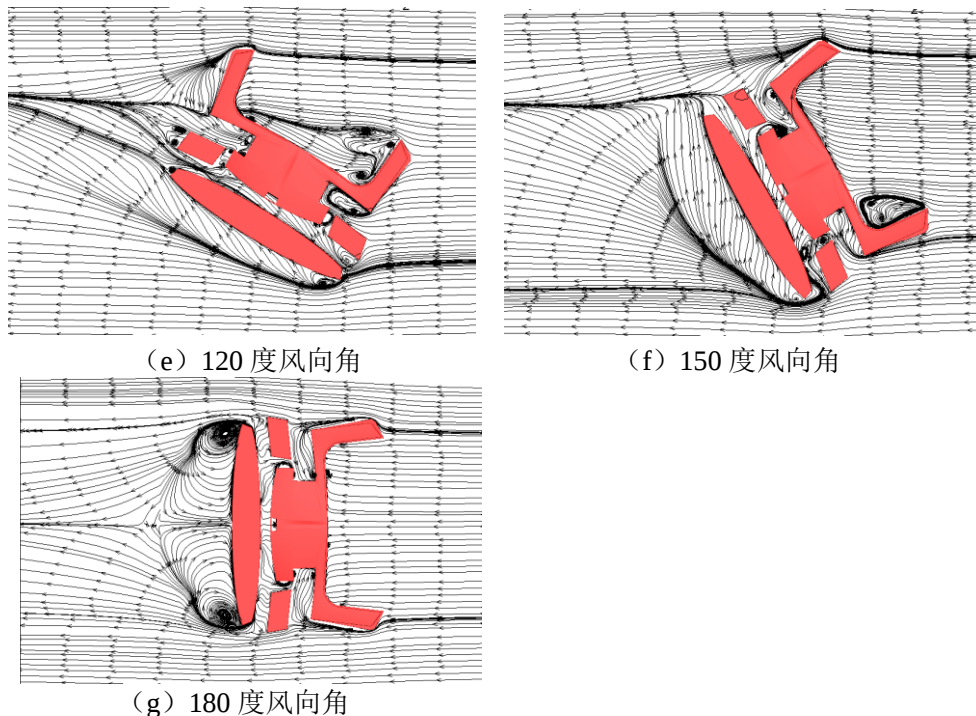


图 2-24 不同风向角下风场流迹图

2.5 本章小结

本章阐述了计算结构风工程的基本原理，介绍了常见的湍流模型，在此基础上，编制入口风速剖面程序，利用 FLUENT 软件分别对南京禄口国际机场 T2 航站楼、温州龙湾国际机场 T2 航站楼进行了风压分布和风场环境的数值模拟，并将数值模拟结果与实际风洞试验数据相比较，验证数值模拟结果的可信度。

这两个航站楼风压分布和风场环境的数值模拟的难点在于：(1) 结构形体复杂，几何建模十分困难。南京禄口国际机场 T2 航站楼的主楼屋盖为自由波状曲面造型，屋面各处标高和曲率不断变化；温州龙湾国际机场 T2 航站楼两端自由伸出两翼结构，且屋盖截面为非规则拱形。这导致网格划分难度高，在曲率急剧变化和形状尖锐处计算易发散。(2) 本数值模拟为高雷诺数风场计算问题，计算稳定性十分重要。(3) 周边建筑物对来流风造成极大干扰，导致风场模拟的复杂度大幅度提高。(4) 结构尺度庞大，网格划分数量和计算规模极大，数据成果的分析难度骤增。

通过风压等值线云图和风场流迹线，揭示了风压分布规律。研究发现，建筑在转折处和曲率变化处的风压风场变化剧烈，在结构抗风计算设计时必须重点关注；来风风向对建筑表面的风压分布、平均风压系数大小和分布影响显著；遮挡建筑物对计算目标建筑表面风压风场产生重要影响。

计算分析显示：数值模拟结果和风洞试验结果总体上吻合良好，数值模拟结果可以用于大跨空间结构的抗风设计。数值模拟和风洞试验两种方法存在误差的主要原因为：(1) 风洞试验所用模型是 1/200 的缩尺模型，数值模拟采用的是足尺模型，风洞试验的雷诺数环境并非真实反映实际情况；(2) 风洞试验的两侧墙面离试验模型较近，产生壁面效应，气流在墙面处回流，而数值模拟的数值风洞两侧墙面离模型至少 $4L$ (L 为模型最大长度)，壁面效应弱，几乎可以忽略。

总而言之，数值模拟较为准确地反映了建筑物周围的风场环境，而且通过改变数值模拟的一些设置可以对模型进行比较全面的分析且耗费少，可以直观地呈现建筑物周围的风场和风速流动，为研究风荷载特性提供有力的客观依据。

第三章 风荷载数值模拟

3.1 引言

自然界的风速变化按其组成成分可以分为长周期部分和短周期部分,其中长周期部分的周期通常在 10 分钟以上;而短周期部分的周期通常仅有几秒钟。一般认为,实际风速可以分解为平均风速和脉动风速两部分。考虑到风的长周期一般远大于建筑物的自振周期,因此对结构物来说,由平均风速引起的作用力相当于静力作用。脉动风速周期短,其风速大小随时间而变化,由脉动风速引起的作用力是动力性质的,将引起结构振动。因此风具有静态和动态两种特性。对高层建筑和高耸结构以及大跨空间结构,脉动风速引起的动力响应不容忽略,必须考虑脉动风速对结构的作用与影响^[39]。

风荷载由于其自身的形成机理以及流动特性而表现出很强的随机性,是一种典型的随机荷载,进行抗风研究和设计的首要步骤就是计算结构在风荷载作用下的随机响应。基于概率统计的分析结果可以对风速加以描述,从而对风荷载特性进行数值模拟和描述^[23]。目前,求解大跨空间屋盖结构的风振响应和风振系数的方法主要包括:

(1) 频域法。该方法的基本思路可以归纳为:通过 Fourier 变换将一些通用风速功率谱或进行风洞多点同步风压检测试验获得的风压时程数据转化为风压功率谱,然后再将风压功率谱通过动力系数传递转化为动力反应谱,根据随机振动理论通过对反应谱进行积分求解得到大跨空间屋盖结构的动力响应。

(2) 时域法。该方法的基本思路可以归纳为:将现场实测风压数据、风洞多点同步风压检测试验或计算机数值模拟得到的风压荷载时程作用于大跨空间屋盖结构进行风振响应动力时程分析,获得动力时程响应的全过程。时域法能够反映风荷载的时空特性,并且适用于非线性结构,能够考虑结构耦合风振。

因此计算获得风速时程曲线以及相关风荷载特性数据是运用时域法分析大跨度空间结构风荷载作用下的风振响应以及风振系数的必要前提。由于现场实测或风洞试验方法往往周期长,工作量大,费用高昂,因此学者们通常利用计算机来对脉动风速进行模拟仿真。基于 MATLAB 语言编程序用以模拟风速,其原理就是将风速时程样本表达为时间的函数,根据随机振动理论,通过定义时间步长,将风速时程视为一个随机时间序列来描述风速的平稳随机过程。本章主要介绍几种利用计算机模拟技术基于平稳高斯随机过程生成随机序列的风荷载模拟方法:自回归法、谐波叠加法以及小波分析,并以其中应用较为广泛的谐波叠加法为例来模拟生成风速时程序列,为后续章节提供必要的风速时程数据。

3.2 常用风荷载模拟方法

3.2.1 自回归法

3.2.1.1 基本方程

自回归法(线性滤波法,AR 法)的实质就是利用计算机产生按高斯正态分布的随机数,其均值为零^[40]。进而输出符合给定功率谱的随机时程序列。自回归法生成 M 个空间相关点的脉动风速时程随机序列的基本方程为:

$$v(t) = \sum_{k=1}^p \psi_k v(x, y, z, t - k\Delta t) + N(t) \quad (3-1)$$

式中: $v(t)$ 为模拟风速的时程序列; p 为需要进行递归算法的次数,即所谓的自回归阶数。 Δt 为时间间隔(时间步长); $N(t) = L \cdot n(t), n_j(t), (j=1, 2, 3, \dots, M)$ 为均值为 0, 方差为 1 的标准正态随机过程; 对 M 阶协方差矩阵 R_N 进行 Cholesky 分解得到 L ; $\psi_k (k=1, 2, 3, \dots, p)$ 为自回归参数; 自回归参数 ψ 与脉动风随机过程的协方差矩阵之间 R 的关系如下:



$$R \cdot \varphi = \begin{bmatrix} R_N \\ O_p \end{bmatrix} \quad (3-2)$$

式中: $\varphi = [I, \psi_1, \psi_2, \dots, \psi_p]^T$, 为 $(p+1)M \times M$ 阶矩阵, I 为单位矩阵, 从而可得:

$$R_N = R_0 + \sum_{k=1}^p R[(j-k)\Delta t] \psi_k \quad (3-3)$$

式中, R 为具有如下形式的 $(p+1)M \times (p+1)M$ 阶自相关 Toeplitz 矩阵:

$$R = \begin{bmatrix} R_{11}(0) & R_{12}(\Delta t) & R_{13}(2\Delta t) & L & R_{1(p+1)}(p\Delta t) \\ R_{21}(\Delta t) & R_{22}(0) & R_{23}(\Delta t) & L & R_{2(p+1)}((p-1)\Delta t) \\ R_{31}(2\Delta t) & R_{32}(\Delta t) & R_{33}(0) & L & R_{3(p+1)}((p-2)\Delta t) \\ M & M & M & O & M \\ R_{(p+1)1}(p\Delta t) & R_{(p+1)2}((p-1)\Delta t) & R_{(p+1)3}((p-2)\Delta t) & & R_{(p+1)(p+1)}(0) \end{bmatrix} \quad (3-4)$$

式中的 $R_{ij}(m\Delta t)$ 可由脉动风功率谱密度通过维纳-辛钦 (wiener-khinchin) 公式得到:

$$R_{ij}(\tau) = \int_0^\infty S_{ij}(f) \cos(2\pi f \cdot \tau) df \quad (3-5)$$

式中: 当 $i=j$ 时, $S_{ij}(f)$ 为风速自功率谱密度; 当 $i \neq j$ 时 $S_{ij}(f)$ 为风速互功率谱密度。

由此, M 个随机过程可表示为:

$$\begin{bmatrix} v^1(j\Delta t) \\ M \\ v^M(j\Delta t) \end{bmatrix} = \sum_{k=1}^p \psi_k \begin{bmatrix} v^1((j-k)\Delta t) \\ M \\ v^M((j-k)\Delta t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} n^1(j\Delta t) \\ M \\ n^M(j\Delta t) \end{bmatrix} \quad (3-6)$$

$j\Delta t = 0, 1, 2, \dots, T$

3.2.1.2 自回归阶数的确定

上节述及自回归阶数 p 为生成风速随机序列基本方程的重要参数之一, 回归阶数的确定对于模拟风速的准确度、模拟计算需要的计算机配置以及计算时间都具有十分重要的影响, 因此合理确定自回归阶数至关重要。在应用自回归法的时候, 为节省计算机内存空间, 应当尽可能减少参数模型。有研究表明, 模拟随机过程仅需要低阶的自回归模型, 便可达到较好的效果。据此, 自回归阶数可以通过以下方法确定: 采用矩估计法, 从一阶自回归模型逐步增加模型的阶数, 直到增加模型阶数, 而相应模型的残差平方和变化保持稳定在某一个可接受的范围内, 那么可以断定该模型阶数即为适合的阶数模型。

3.2.2 谐波叠加法

谐波叠加法的原理是基于三角级数求和, 算法比较简单直观。其基本思路可以归纳为: 基于某种特定的原则将模拟谱进行离散, 用以逼近目标对象的随机过程, 基于离散傅立叶分析变换的方法, 根据随机振动原理, 可以将随机信号进行分解, 从而转化成一系列正弦或其他谐波的叠加。通过带宽划分, 谱密度可以由这些谐波幅值的平方来表达。

3.2.2.1 相关函数和互谱密度

对于脉动风, Davenport 提出相干函数:

$$Coh_{ij}(x_i, y_i, z_i; x_j, y_j, z_j; \omega) = \exp \left[-\frac{\omega \sqrt{C_x^2(x_i - x_j)^2 + C_y^2(y_i - y_j)^2 + C_z^2(z_i - z_j)^2}}{2\pi \bar{V}(z_u)} \right] \quad (3-7)$$

式中: $\bar{V}(z_u) = (\bar{V}(z_i) + \bar{V}(z_j))/2$; $\bar{V}(z_i)$ 和 $\bar{V}(z_j)$ 分别为对应于 i 和 j 点的平均风速;

C_x 、 C_y 、 C_z 分别为衰减系数, 可分别取为 6, 16, 10。

互功率谱密度函数的表达如下:

$$|S_{ij}(\omega)| = \sqrt{S_{ii}(\omega) S_{jj}(\omega)} \sqrt{coh\omega} \quad (3-8)$$



这里采用实数型表达式。

3.2.2.2 谱密度矩阵及其 Cholesky 分解

考虑一组 m 个 n 维随机过程 $x_j(t) (j=1,2,\dots,m)$ ，谱密度函数矩阵为：

$$S(\omega) = \begin{pmatrix} S_{11}(\omega) & K & S_{1m}(\omega) \\ M & O & M \\ S_{m1}(\omega) & L & S_{mm}(\omega) \end{pmatrix} \quad (3-9)$$

式中： $S_{ii}(\omega)$ 为第 i 个节点的自功率谱密度； $S_{ij}(\omega) (i \neq j)$ 为第 i 个和第 j 个节点的互功率谱密度，一般为复数，即：

$$S_{ij}(\omega) = |S_{ij}(\omega)| e^{i\phi(\omega)} = \sqrt{S_{ii}(\omega) S_{jj}(\omega)} \sqrt{\cos \phi(\omega)} e^{i\phi(\omega)} \quad (3-10)$$

式中： $\phi(\omega)$ 为互功率谱的相位角。

但上述 $S_{ij}(\omega)$ 表达式 (3-10) 在大部分情况下可忽略虚数部分，从而得到前述实数型表达式 (3-8)。

3.2.2.3 三角级数模拟

$x_j(t)$ 可模拟为：

$$x_j(t) = \sum_{k=1}^j \sum_{l=1}^N |H_{jk}(\omega_l)| \sqrt{2\Delta\omega} \cos \omega_l' (t + \theta_{jk}(\omega_l) + \phi_{kl}), j=1,2,\dots,m \quad (3-11)$$

式中： N 为一充分大的正数； $\Delta\omega = \omega_{up}/N$ ， ω_{up} 为截止频率；元素 $H_{jk}(\omega)$ 是 $S(\omega)$ 的 Cholesky 分解； $\theta_{jk}(\omega_l)$ 表示空间中不同点之间的相位角； $\omega_l' = \omega_l + \delta\omega_l$ ， $\delta\omega_l$ 表示随机频率，目的是为了避风速时程周期化。

综上所述，利用谐波叠加法模拟脉动风需要给出脉动风的功率谱密度函数，通过三角级数模拟和 Cholesky 分解计算得到风速时程样本，并使其符合特定的功率谱函数。应当指出的是，由式 (3-11) 模拟得到的风速时程数据样本的均值为零，其功率谱函数在 $N \rightarrow \infty$ 时收敛于给定的目标功率谱函数。

3.2.3 小波分析

近年来兴起的小波分析分析方法逐渐应用到模拟脉动风速时程上，风速时程信号具有鲜明的两大特点，一是频域比较宽；二是频率变化比较激烈^[41]，而小波分析的特点就在于其具有良好的时频局部化特征，同时小波分析可以自动调节时频窗，因而小波分析能够较好地反映风速样本的时频特性。

设 $\phi(t)$ 为一个平方可积函数，即 $\phi(t) \in L^2(R)$ ，其中， $L^2(R)$ 为平方可积的函数空间，若其傅里叶变换 $\varphi(\omega)$ 满足下述条件：

$$\int_R (|\varphi(\omega)|^2 / \omega) d\omega < \infty \quad (3-12)$$

则 $\phi(t)$ 可以称为小波母函数或者基本小波。将基本小波 $\phi(t)$ 进行平移和拉伸，则可以得到连续小波基函数 $\phi_{a,\tau}(t)$ ，其表达式为：

$$\phi_{a,\tau}(t) = a^{-1/2} \phi((t-\tau)/a), a > 0, \tau \in R \quad (3-13)$$

式中： τ 表示平移因子； a 表示尺度因子。

现对小波函数进行离散，以满足结构风工程中使用离散风速时程信号的需要，二进制的采样网格是比较常用的采样网格之一，在数值计算中应用比较广泛，其中具有代表性的二进小波 (Dyadic Wavelet)，其特点为：每个网格点对应平移量为 $2^j k$ ，网格尺度为 2^j ，公式表达如下：



$$\begin{cases} \varphi_{j,k}(t) = 2^{-j/2} \varphi(2^{-j} - k) \\ \phi_{j,k}(t) = 2^{-j/2} \phi(2^{-j} - k) \end{cases}, j, k \in \mathbb{Z} \quad (3-14)$$

相应地，可以将随机信号 $X(t)$ 表示为这一系列离散小波基的叠加，其表达式为：

$$X(t) = \sum_k U_{j_0,k} \phi_{j_0,k}(t) + \sum_{j=j_0} \sum_k W_{j,k} \varphi_{j,k}(t) \quad (3-15)$$

式中：小波系数 $W_{j,k}$ 与尺度系数 $U_{j,k}$ 可表达为：

$$\begin{cases} W_{j,k}(t) = \int X(t) \varphi_{j,k}(t) dt \\ U_{j,k}(t) = \int X(t) \phi_{j,k}(t) dt \end{cases} \quad (3-16)$$

小波分析之所以能够描述到风速时程的任意细节过程，其原因在于小波分析两大特性，第一可以自动调节的弹性时频窗，第二具有良好的时频局部化特征，能够较好地聚焦风频率随时间的变化特性。此外，小波分析还能快速准确地提取样本的局部谱密度特征，并利用其密度函数表示风速的时频特性。也正因此，小波分析能够有效利用脉动风速时程变换的特点进行风速数值模拟。近年来，小波分析受到国内外学者的广泛关注，逐渐应用到风速数值模拟中。Yamada 等学者利用 Mayer 小波，通过离散小波变换的方法来分析现场实测得到的脉动风，得出了自然风的两大特点，一是具有局部的相似性，二是具有一定的间歇性^[42]。Zeldin 等学者基于 db3 小波，对风场进行随机数值模拟，采用 AR 法将各个尺度上的小波系数进行合成，通过定义多个小波函数解决多维风场随机模拟问题^[43]。我国学者王毅基于 db3 小波基，利用小波多分辨率分析的性质，通过小波重构算法，对随机风场的脉动风进行了数值模拟^[44]。周岱等学者在风速数值模拟中引入最大熵值法，通过离散小波变换对随机风场进行分解和重构，以此来降低风速模拟在时频域熵的信息损失，从而提高了计算效率^[45]。

3.3 空间多点风速时程数值模拟

本文采用谐波叠加法来模拟脉动风，对于脉动风速谱，本文采用 Davenport 谱，其具体表达式为：

$$S_v(n) = 4k\bar{v}_{10}^{-2} \frac{x^2}{n(1+x^2)^{4/3}} \quad (3-17)$$

式中： $x = 1200n/\bar{v}_{10}$ ， n 为频率， $\bar{v}_{10}$ 为 10m 高度处的平均风速。 k 与地面粗糙程度相关，可按如下公式求得^[6]：

$$k = 0.0021522 \times 35^{3(\alpha-0.16)} \quad (3-18)$$

式中， α 为地面粗糙度系数。

风速模拟采样的时间步长为 0.1s，采样步数为 1200，总共模拟了 120s 内的风速时程，足以捕捉到风速的脉动特征，这里模拟采用 B 类地貌，0.5kPa 基本风压，这些参数均可以随实际情况而改变，风速模拟具体参数见表 3-1。图 3-1 和图 3-2 反映的是不同高度处的风速时程曲线以及模拟谱与目标谱的比较。

表 3-1 风荷载模拟参数

参数	参数值
脉动风速谱	Davenport 谱
基本风压 (kPa)	0.5
地面粗糙度类型	B 类
风速模拟频率范围 (Hz)	0.01~10.0
采样点数	1200
采样时间 (s)	120

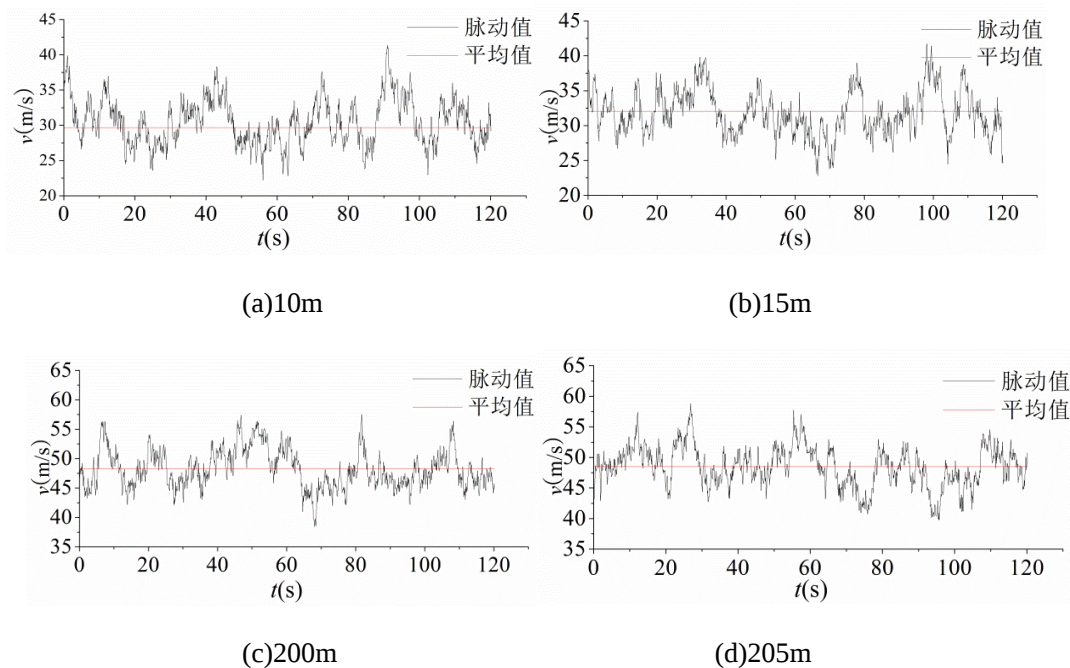


图 3-1 不同高度处的模拟风速时程

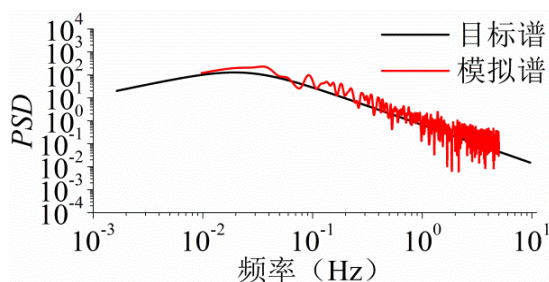


图 3-2 模拟谱与目标谱的比较

从图 3-1 可以看出, 10m 和 15m 及 200m 和 205m 高度处的风速时程曲线相似度较高, 而 10m 和 200m 高度处的风速曲线相似度较低, 表明了脉动风的空间相关性。由图 3-2 可知, 数值模拟的功率谱密度与目标谱也十分接近。图 3-3 所示为入口风速剖面值和湍流强度剖面模拟值与理论值的比较, 可见, 数值模拟得到的平均风速及湍流强度值均很好地拟合了理论目标值。

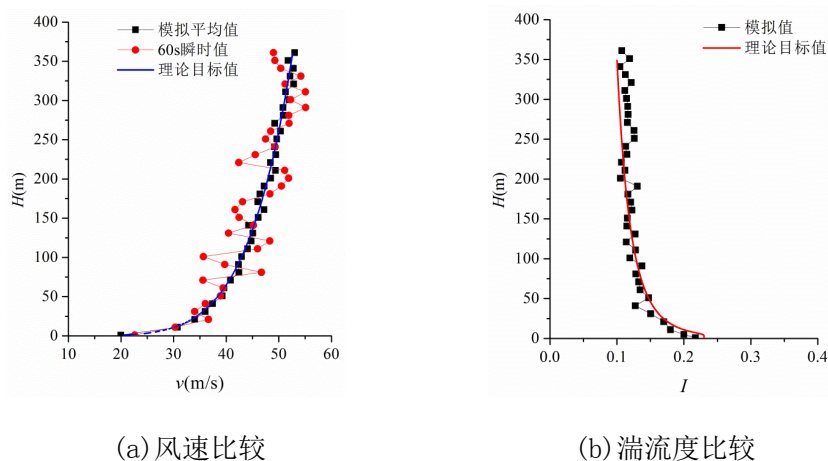


图 3-3 模拟值与目标值的比较



3.4 本章小结

本章阐述了风工程研究中常用的风荷载数值模拟方法，如自回归法、谐波叠加法和小波分析方法，以及各种风速模拟方法的原理。本章的特色是基于 **Davenport** 风速功率谱和谐波叠加法，运用自编 **MATLAB** 程序，对空间多点风速时程进行数值模拟。计算表明，模拟得到的脉动风速时程，反映了脉动风的时间相关性和空间相关性，模拟得到的风速功率谱值较好地拟合了理论目标功率谱值，得到的数值风洞入口指数剖面平均风速及湍流强度值与理论目标值吻合。在风洞试验中要达到如此高的吻合精度则较困难。

第四章 大跨空间建筑结构的等效静风荷载

4.1 引言

绪论中述及等效静风荷载 (Equivalent Static Wind Loads, 简称 ESWL) 的概念, 等效静风荷载即把某静力荷载作用于结构时, 其在结构上产生的静力响应与实际风荷载产生的动力响应极值相同。在结构工程设计计算中, 设计人员往往将风荷载作为活荷载之一参与各类工况组合, 通过求解静力方程得到结构包括位移、力或加速度等响应量值。然而, 规范的做法是将脉动风荷载作为一种随机动力荷载加载到结构上, 根据随机振动理论, 在时域内或频域内对其进行动力时程响应分析计算得到结构响应。提出等效静风荷载的目的就在于将随机脉动风荷载转化为静力风荷载供设计人员使用。在风工程领域, 根据随机振动理论, 上世纪 60 年代 Davenport^[29]等学者率先创立起风致振动响应分析的理论框架, 并提出阵风荷载因子法 (GLF) 法, 将复杂的动力响应分析问题转化为静力分析问题, 从而解决了高层建筑等效静风荷载问题。美国、加拿大、澳大利亚日本等国以该方法为蓝本, 将其列入风荷载规范中。目前, 大跨空间屋盖等效静风荷载也引用这一思路, 建立了基于随机振动理论的大跨空间屋盖等效静风荷载理论框架, 大跨空间屋盖风荷载特性分析——风振响应分析——等效静风荷载, 即在精确计算风振动力响应的基础上, 通过合理的等效原则和方法, 得到满足工程需要的等效静风荷载。本章针对等效静风荷载问题, 介绍现阶段确定等效静风荷载的方法, 包括有阵风荷载因子 (GLF) 法、荷载响应相关 (LRC) 法^[31]、惯性力 (IWL) 法等方法。这些方法各有优点和其本身的不足, 但是对于一个具体的大跨空间屋盖时, 这些方法的适用性值得商榷。因此, 期望能够找到一种快速、高效、能够兼顾大跨空间屋盖多等效目标的等效静风荷载表示方法。

本章提出了基于响应时程的等效静风荷载分析法, 得到了一种简便、实用的计算大跨空间屋盖单目标等效静风荷载的方法。在此基础上, 给出了多目标等效静风荷载加权组合系数的定义, 利用荷载响应相关系数把单目标等效静风荷载加以组合, 从而得到多目标等效静风荷载, 分别以大跨开敞式拱形屋盖结构和多折面形屋盖结构实际工程为例, 获得多目标等效静风荷载分布, 这可为该类结构抗风设计提供参考。

4.2 风荷载静力等效方法

4.2.1 阵风荷载因子法

上世纪 60 年代, Davenport^[9]等学者率先提出了应用于高层建筑结构的风振响应分析方法——阵风荷载因子方法 (Gust Loading Factor, GLF)^[29], 并提出阵风荷载因子的定义, 即将风荷载作用下的结构响应极值与平均风作用下的结构平均响应的比值称为阵风荷载因子, 也称为阵风效应系数, 由随机振动理论, 风荷载作用下的动力响应极值可以表达为:

$$\hat{Y} = \bar{Y} + g\sigma_Y \quad (4-1)$$

式中: $\hat{Y}$ 为风荷载作用下的结构极值响应; $\bar{Y}$ 为平均风作用下的平均响应; g 为峰值因子或称峰值系数; σ_Y 为脉动风引起的位移响应均方差值。

脉动风荷载作用下结构的动力响应往往被视为平稳随机高斯过程, 其均值为零, 根据教授的推导, 峰值因子可表达为如下形式:

$$g = \sqrt{2\ln(vT)} + \frac{0.577}{\sqrt{2\ln(vT)}} \quad (4-2)$$

式中: T 为时距, v 为二阶谱距的特征频率。

基于随机振动理论, 并且在准定常假设的基础上, 在频域内将脉动风速谱 $S_u(x, n)$ 经过气动导纳和机械导纳的双层传递, 则可以得到结构的位移响应谱 $S_y(n)$, 那么结构上某点处



的位移响应均方差 σ_Y 可以表达为:

$$\sigma_Y = \sqrt{\int_0^{\infty} S_y(n) dn} \quad (4-3)$$

为此, 脉动风功率谱经过风工程研究人员大量的探索和研究, 目前已经给出了像 Davenport、Harris 谱等众多形式的功率谱表达式, Davenport 和 Harris 谱就是比较常用的不随高度变化的水平脉动风速谱, 此外, 还有随高度变化的 Simiu 谱, Kaimal 谱, Karman 谱和 Hino 谱等。根据 Davenport 的理论, 利用 Davenport 谱, 将风荷载引起的结构响应极值与平均风荷载引起的结构响应均值之比定义为阵风荷载因子 G , 即:

$$G = \frac{\hat{Y}}{\bar{Y}} = 1 + g \frac{\sigma_Y}{\bar{Y}} \quad (4-4)$$

于是, 等效静风可以表达为 $p_{eq}(z)$ 可以表达为:

$$p_{eq}(z) = G \cdot \bar{p}(z) \quad (4-5)$$

式中, $\bar{p}(z)$ 表示平均风荷载, z 为结构位置参数。

由上述推导过程可以看出, 阵风荷载因子法是基于顺风向位移响应计算得到的, 但是如果在横风向作用下, 结构的平均位移响应 $\bar{Y}$ 很小, 甚至接近于零, 此时, 式 (4-3) 中阵风荷载因子趋于无穷大, 就失去了其物理意义。

阵风荷载因子法思路清晰, 方法简便而且便于工程应用, 但是也存在一些不足之处, 例如 GLF 法得到的等效静风荷载的分布形式与平均风荷载相同, 这仅仅是多种等效静风荷载分布的一种, 无法反应实际风荷载与结构振型以及质量分布紧密相关的特性; 此外 GLF 法采用一阶振型计算等效静风荷载, 对于高层建筑适应性良好, 但是对于多阶振型参与的大跨空间屋盖, 在非等效节点处的响应误差往往不容忽视。

4.2.2 惯性力法

有别于阵风荷载因子法, 一些学者尝试直接将脉动风产生的荷载效应等效为结构运动产生的惯性力, 因此我们称之为惯性力法^[46] (Inertial Wind Load, 简称 IWL 法), 该方法也被引入到中国建筑结构荷载规范当中, 因此也可以称之为 GBJ 法, 该方法认为等效静风荷载分布形式与脉动风作用下的结构惯性力分布相同, 这种思路是受到结构动力方程的启发, 认为可以用各阶惯性力的组合来表示结构的等效静风荷载, 因此更符合真实情况。

根据结构动力学经典理论, 采用多自由度系统分析方法, 当脉动风荷载作用在结构上, 其运动方程可表示为:

$$[M]\{\ddot{y}(t)\} + [C]\{\dot{y}(t)\} + [K]\{y(t)\} = \{p(t)\} \quad (4-6)$$

式中, $\{y(t)\}$ 为节点位移向量、 $\{\dot{y}(t)\}$ 为速度向量、 $\{\ddot{y}(t)\}$ 为加速度向量; $\{p(t)\}$ 为脉动风荷载向量; $[M]$ 、 $[C]$ 、 $[K]$ 表示结构动力学中的三大矩阵, 即质量矩阵, 阻尼矩阵和整体刚度矩阵。

采用振型分解法可以将结构在脉动风激励荷载作用下的位移响应表达为: $\{y(t)\} = [\phi]\{q\}$, 式中, $[\phi]$ 表示振型矩阵, $\{q\}$ 表示广义坐标向量, 利用振型叠加法, 可以将广义外荷载表示为:

$$\{P_{eq}\} = [M] \sum_{j=1}^N \omega_j^2 \{\phi_j\} \{q_j(t)\} \quad (4-7)$$

式中: $\{\phi_j\}$ 表示结构第 j 阶阵型向量, $\{q_j(t)\}$ 表示结构第 j 阶阵型的广义坐标向量, N 为振型叠加法中截取振型的数量。

由式 (4-7) 可知, 结构的广义外荷载表达为主要参与各阶阵型惯性力的组合, 于是式 (4-7) 得到的广义外荷载 $\{P_{eq}\}$ 就可以作为结构的等效静风荷载。针对大多数高层建筑结构, 通常仅仅需要考虑第一阶阵型影响, 于是式 (4-7) 可以简化为:

$$\{P_{eq}\} = [M] \omega_1^2 \{\phi_1\} \{q_1(t)\} \quad (4-8)$$

相比于阵风荷载因子法, 采用惯性力法分析得到的等效静风荷载, 能够有效地反映等效静风荷载与结构振型、质量分布密切相关的特点, 因此其物理意义更加明确; 但是采用惯性



力法计算出的等效静风荷载仅仅包含了结构响应的共振分量，通常是结构一阶振型的惯性力，如果结构背景响应不容忽略，那么该方法则不适用，由于有些结构存在背景响应以及背景响应与共振响应相关项的存在，使得惯性力法计算出的响应与真实响应极值直接存在一定程度的误差。因此，惯性力法也有其不可克服的局限性。

4.2.3 荷载响应相关法

上个世纪 90 年代，德国学者 Kasperski 等^[31]在研究低矮房屋的风致响应时，根据风致动力响应提出解决等效静风荷载的一种新方法——荷载响应相关法（Load Response Correlation）。该方法最初是用于刚性屋面等效静风荷载的计算，是等效静风荷载研究里程中的一个里程碑，由此成为确定结构等效静风荷载背景分量的精确方法，其基本原理为：

在脉动风作用下，结构上某点的极值响应 $r_{\max}$ 可以表达为：

$$r_{\max} = \bar{r} \pm g \sigma_r \quad (4-9)$$

式中： $\bar{r}$ 表示结构在平均风荷载下的响应， g 为峰值因子， σ_r 为脉动响应均方差。由荷载——影响线——响应之间的关系，结构某点处的响应 r_i 的极值也可以表示为：

$$r_{i\max} = \sum_1^m a_{ik} \cdot \bar{P}_k + g \sqrt{\sum_1^m \sum_1^m a_{ik} a_{il} \sigma_{P_{kl}}^2} \quad (4-10)$$

式中： $\bar{P}_k$ 为荷载 k 的平均值， a_{ik} 为荷载 k 对响应 i 的影响线系数， $\sigma_{P_{kl}}^2$ 为荷载 k 和 l 的协方差，并且满足：

$$\sigma_{r_i P_k}^2 = \sum_{l=1}^m a_{il} \cdot \sigma_{P_{kl}}^2 = \rho_{r_i P_k} \cdot \sigma_{r_i} \cdot \sigma_{P_k} \quad (4-11)$$

式中： $\rho_{r_i P_k}$ 为荷载响应相关系数， σ_{P_k} 为荷载 k 的均方差， σ_{r_i} 为响应 i 的均方差。联立式 (4-10) 和 (4-11) 得：

$$r_{i\max} = \sum_1^m a_{ik} \bar{P}_k + g \frac{\sum_1^m a_{ik} \sum_1^m a_{il} \sigma_{P_{kl}}^2}{\sigma_{r_i}} = \sum_1^m a_{ik} \bar{P}_k + g \sum_1^m a_{ik} \rho_{r_i P_k} \sigma_{P_k} = \sum_1^m a_{ik} (\bar{P}_k + g \rho_{r_i P_k} \sigma_{P_k}) \quad (4-12)$$

于是，响应 r_i 对应的等效静风荷载可以表示为：

$$P_{eq}(r_i) = \bar{P}_k + g \rho_{r_i P_k} \sigma_{P_k} \quad (4-13)$$

荷载响应相关法计算得到的等效静风荷载仅包含了结构风致响应的背景分量^[47]，不适用于共振响应不能忽略的结构。从推导过程可以看出，与阵风荷载因子法类似，荷载响应相关法得到的等效静风荷载只能保证等效点处的背景响应相同，其他节点处均存在不同程度的误差。

4.2.4 三分量法

风工程研究者在分析结构的风致响应时，将其分解为平均分量、背景分量和共振分量。其中背景响应分量体现了脉动风致响应中的准静力作用，共振响应分量则体现了当脉动风频率域结构自振频率接近时发生共振而产生的动力放大效应。根据 Davenport 的定义，总脉动响应均方差可以直接采用振型组合（SRSS）法得到：

$$\sigma = \sqrt{\sigma_b^2 + \sigma_r^2} \quad (4-14)$$

式中： σ_b 表示背景响应的均方差； σ_r 表示共振响应的均方差。

随后，风工程研究者对背景响应和共振响应有了更进一步的理解，以结构的动力时程响应为基础重新进行了定义，并且以准静力的方法来求解背景响应，体现了结构全部振型参与的静力贡献。这种方法中，需要考虑背景响应和共振响应之间的相关性，其组合方式可以表达为：

$$\sigma = \sqrt{\sigma_b^2 + \sigma_r^2 + 2\rho_{b,r} \sigma_b \sigma_r} \quad (4-15)$$

式中： $\rho_{b,r}$ 是背景响应与共振响应之间的相关系数。

比较 (4-14)、(4-15) 两式可以发现，后者定义方法更合理，物理意义更清晰，陈波等

以结构动力学基本原理为基础,对背景响应和共振响应及其相关系数进行了解释。但是由于尚缺乏直接计算背景响应和共振响应相关性的有效方法,主要还是采用式(4-14)的组合方法。

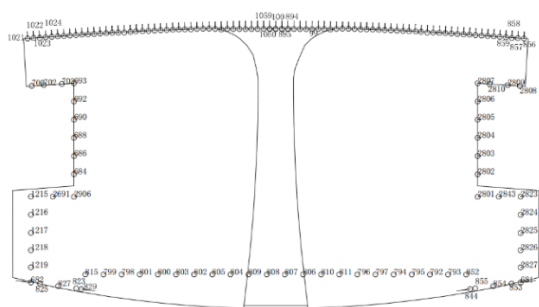
基于前文所述对风致响应各个分量的划分,风工程研究人员提出了分别计算着这三个分量的等效静风荷载,然后将其组合为总等效静风荷载的方法,称之为三分量法。其中,平均分量可以采用静力法求解;背景分量可以采用荷载响应相关法求解;共振分量可以采用惯性力法求解。通常情况下,这三种等效静风荷载分量分布形式往往大不相同,组合方式比较复杂,不便于工程应用。可以说三分量法是目前等效静风荷载计算中相对精确的一种方法,其物理意义和计算效果相较于阵风荷载因子法、惯性力法、荷载响应相关法都更符合实际。但是该方法也存在自身的不足之处:第一,阵风荷载因子法和惯性力法的计算原理存在很大不同,二者之间缺少计算其相关性的有效方法,难以将二者统一起来;第二,从广义上讲,该方法仍然是一个单目标的等效方法,难以保证其他响应极值也相同。

4.3 单目标等效静风荷载——以温州龙湾机场 T2 航站楼为例

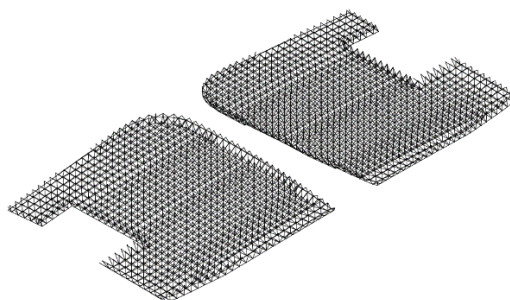
本节应用阵风荷载因子法来确定结构的单目标等效静风荷载。作用在结构上的以某个响应为等效目标的等效静风荷载可以按照如下公式计算:

$$\hat{F}(x, y, z) = G(x, y, z) \bar{F}(x, y, z) = G(x, y, z) C_{p, mean} \left(\frac{z_G}{10} \right)^{2\alpha} \omega_0 \quad (4-16)$$

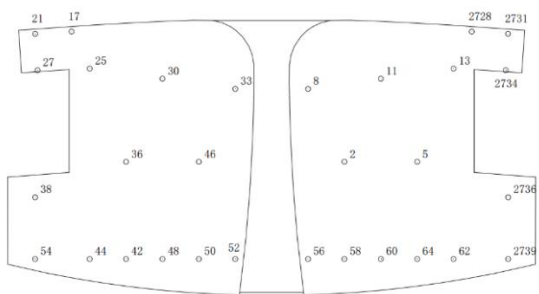
利用随机振动响应分析方法得到各关心节点的位移(100年重现期)或关键单元在不同风向角下的响应后,应用上述方法即可得到相应的等效静力风荷载。关键点的节点编号位置见图4-1。



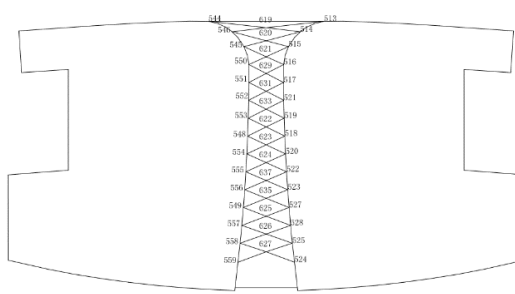
(a) 幕墙柱单元



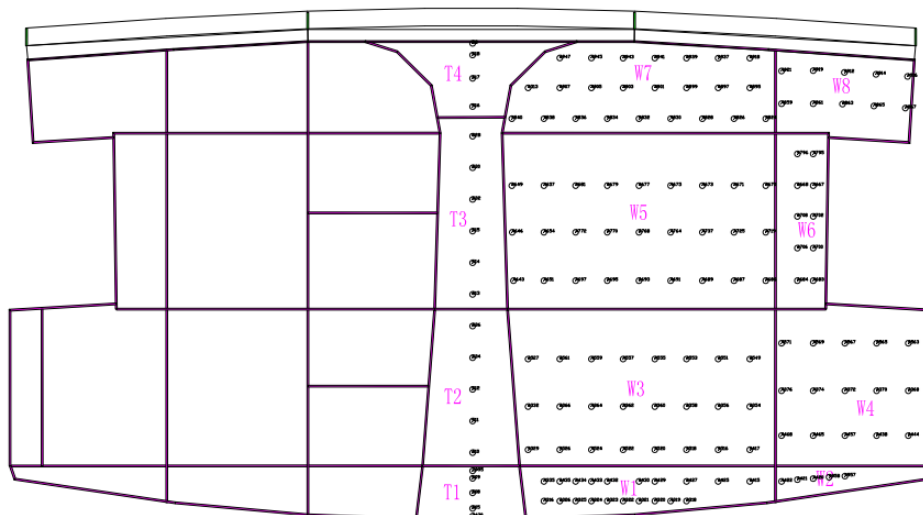
(b) 腹杆单元



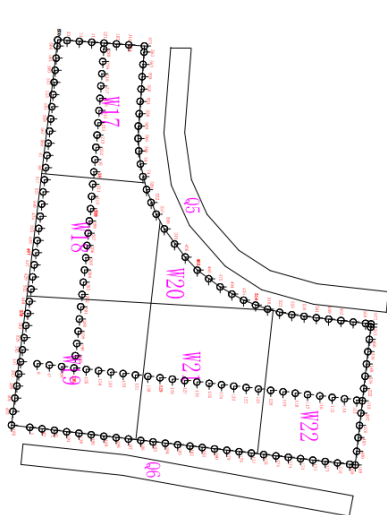
(c) 底层钢管柱单元



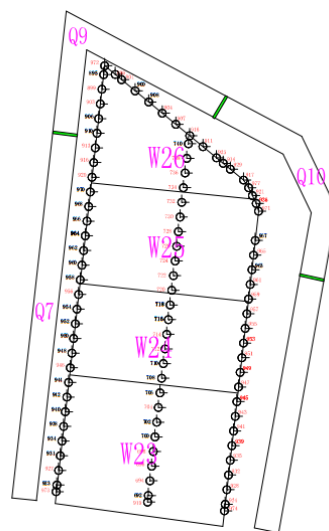
(d) 张拉弦杆单元



(e) B 区关心的响应节点位置



(f) A2 区关心的响应节点位置



(g) A1 区关心的响应节点位置

图 4-1 航站楼模型关键节点编号

为了得到便于设计人员使用的阵风响应因子（相当于中国建筑结构荷载规范中的“风振系数”）和静力等效风荷载，分析了某些关键点的结构变形，在每个风向角下以所有选择的关键节点的绝对值最大位移为控制目标，获取可以抵抗最不利情况的阵风响应因子和等效静风荷载。

由于航站楼形体复杂,单元和节点很多,下面主要以表格形式呈现等效静风荷载的结果。

4.3.1 结构 B 区等效静风荷载

B 区阵风响应因子及控制作用的风向见表 4-1, 对竖向位移 (z 向), 分成屋面跨中位置 (第 1 组) 和雨篷悬挑位置 (第 2 组) 分别计算包络值。

表 4-1(a) B 区阵风响应因子及控制作用的风向

响应类型	起控制作用 风向	关键节 点号	响应平均值 (mm)	响应极值 (mm)	阵风响应因子 (风振系数)
X 向水平位移	45	4763	-9.7	-14.4	1.48
Y 向水平位移	345	630	-21.1	-25.7	1.22



屋面跨中 Z 向位移向上	0	617	76.6	104.6	1.36
屋面跨中 Z 向位移向下	180	2595	-16.7	-28.7	1.72
雨篷悬挑 Z 向位移向上	15	3645	44.1	67.9	1.54
雨篷悬挑 Z 向位移向下	15	3672	-34.1	-50.0	1.47
W1 区-Z 向竖直位移	180	4318	-13.2	-22.1	1.67
W2 区-Z 向竖直位移	15	4422	-11.5	-16.1	1.40
W3 区-Z 向竖直位移	15	4549	22.0	32.3	1.47
W4 区-Z 向竖直位移	15	4569	32.1	47.0	1.47
W5 区-Z 向竖直位移	30	4719	22.6	35.5	1.57
W6 区-Z 向竖直位移	30	4700	52.3	80.7	1.54
W7 区-Z 向竖直位移	0	4313	47.1	65.4	1.39
W8 区-Z 向竖直位移	345	4863	-4.0	-6.3	1.56
T1 区-Z 向竖直位移	0	3430	24.9	43.3	1.74
T2 区-Z 向竖直位移	0	636	28.2	38.2	1.35
T3 区-Z 向竖直位移	0	613	22.9	30.5	1.33
T4 区-Z 向竖直位移	0	617	76.6	104.6	1.36

为详细说明各风向角下的位移极值，下表给出了各风向角下的位移最大值。

表 4-1(b) B 区各风向角下的 z 向位移最大值——屋面跨中位置

风向角 (度)	竖直向上				竖直向下			
	起控制 作用的 节点	位移平 均值 (mm)	位移根 方差值 (mm)	位移峰值 (mm)	起控制 作用的 节点	位移平 均值 (mm)	位移根 方差值 (mm)	位移峰值 (mm)
0	617	76.6	11.2	104.6	3623	-16.4	2.9	-23.7
15	617	76.9	8.8	99.1	3623	-18.2	3.0	-25.6
30	617	61.4	8.5	82.6	3623	-17.9	2.7	-24.7
45	617	37.0	8.2	57.6	3623	-14.1	2.5	-20.3
60	617	26.3	6.2	41.9	3623	-11.6	2.3	-17.3
75	617	19.3	5.7	33.5	3623	-9.7	2.1	-14.8
90	617	15.5	5.6	29.5	3623	-7.9	1.9	-12.5
105	617	14.5	5.5	28.3	3623	-8.2	2.2	-13.6
120	617	15.9	5.4	29.4	3623	-9.6	2.4	-15.5
135	617	15.5	5.6	29.5	2595	-9.0	3.1	-16.6
150	617	16.5	5.6	30.5	2595	-11.1	4.1	-21.3
165	617	19.9	6.8	36.9	2595	-12.2	4.6	-23.6
180	617	28.8	7.4	47.2	2595	-16.7	4.8	-28.7
195	617	26.4	6.5	42.7	2595	-14.0	4.2	-24.6
210	617	21.6	6.2	37.0	3623	-12.5	3.4	-21.1
225	617	18.7	6.1	34.0	3623	-10.3	2.8	-17.3
240	617	17.4	5.5	31.2	2595	-8.7	2.4	-14.7
255	617	15.2	5.1	28.0	2595	-7.4	2.0	-12.4



270	617	13.5	5.0	26.1	2595	-5.9	1.8	-10.3
285	617	17.8	5.9	32.6	2595	-7.7	1.8	-12.2
300	617	23.6	5.8	38.2	2595	-9.5	2.0	-14.4
315	617	37.5	8.3	58.2	2595	-11.6	2.2	-17.0
330	617	66.4	9.4	89.9	2595	-15.9	2.3	-21.7
345	617	75.7	9.3	99.1	2595	-15.5	2.5	-21.9

表 4-1(c) B 区各风向角下的 z 向位移最大值——雨篷悬挑位置

风向角 (度)	竖直向上				竖直向下			
	起控制 作用的 节点	位移平 均值 (mm)	位移根 方差值 (mm)	位移峰 值 (mm)	起控制作 用的节点	位移平 均值 (mm)	位移根 方差值 (mm)	位移峰 值 (mm)
0	3645	35.7	8.9	58.1	3672	-30.8	6.1	-45.9
15	3645	44.1	9.5	67.9	3672	-34.1	6.4	-50.0
30	3645	45.4	8.4	66.4	3672	-30.6	5.6	-44.6
45	3645	39.3	9.1	62.0	3672	-23.8	6.0	-38.8
60	3645	34.4	9.4	58.0	3672	-21.1	6.4	-37.2
75	3645	31.6	9.3	54.9	3671	-17.1	5.5	-30.9
90	3645	27.6	7.2	45.6	3672	-14.0	4.3	-24.7
105	3645	25.0	7.3	43.3	3672	-13.8	4.6	-25.2
120	3645	26.5	6.5	42.8	3672	-16.8	4.2	-27.4
135	3645	15.4	5.2	28.4	531	-15.2	3.6	-24.2
150	2903	15.0	5.1	27.7	531	-20.5	5.0	-33.0
165	2903	16.6	6.4	32.5	531	-23.6	5.8	-38.1
180	2903	20.1	6.1	35.3	531	-26.8	5.7	-41.2
195	3645	21.1	4.9	33.3	3672	-24.6	4.1	-34.8
210	3645	17.1	4.5	28.3	3672	-21.0	4.0	-31.0
225	2903	11.9	4.8	24.0	3672	-16.7	3.3	-24.9
240	2903	24.1	6.0	39.0	531	-18.0	4.3	-28.8
255	2903	22.9	6.6	39.3	531	-15.5	4.4	-26.5
270	2903	20.0	6.1	35.2	531	-11.9	4.1	-22.1
285	2903	19.9	6.2	35.6	531	-12.8	4.2	-23.4
300	2903	21.5	6.3	37.2	531	-15.6	4.9	-27.8
315	2903	27.2	6.7	44.0	531	-19.8	5.6	-33.8
330	2903	37.5	6.2	53.1	531	-29.6	5.0	-42.1
345	2903	34.3	6.5	50.6	531	-30.4	5.0	-42.8



4.3.2 结构 A1 区等效静力风荷载

A1 区阵风响应因子及控制作用的风向见表 4-2。

表 4-2(a) A1 区阵风响应因子及控制作用的风向

响应类型	起控制作用的风向	关键节点号	响应平均值 (mm)	响应极值 (mm)	阵风响应因子(风振系数)
X 向水平位移	330	974	30.4	37.6	1.24
Y 向水平位移	135	973	12.0	15.3	1.27
W23 区-Z 向竖直位移	135	919	24.8	36.0	1.45
W24 区-Z 向竖直位移	300	718	40.1	57.7	1.44
W25 区-Z 向竖直位移	300	724	44.8	63.5	1.42
W26 区-Z 向竖直位移	300	734	22.7	32.1	1.41

为详细说明各风向角下的位移极值，下表给出了各风向角下的位移最大值。

表 4-2(b) A1 区各风向角下的 x 向位移最大值

风向角(度)	起控制作用的节点	位移平均值 (mm)	位移根方差值 (mm)	位移峰值 (mm)	阵风响应因子 (风振系数)
0	972	-13.3	3.1	-21.0	1.59
15	972	-12.4	2.6	-18.8	1.52
30	972	-10.8	1.8	-15.3	1.41
45	906	-11.7	1.7	-15.9	1.37
60	906	-12.9	1.7	-17.1	1.33
75	973	-12.9	1.9	-17.6	1.36
90	973	-15.1	2.2	-20.7	1.37
105	919	-17.8	2.9	-24.9	1.40
120	974	-20.8	3.1	-28.7	1.38
135	974	-21.1	3.2	-29.2	1.39
150	974	-18.2	2.5	-24.5	1.35
165	974	-10.5	2.2	-16.0	1.52
180	972	3.4	1.4	6.8	1.99
195	951	5.0	1.6	9.0	1.80
210	974	14.8	3.0	22.3	1.51
225	974	14.5	2.5	20.8	1.43
240	953	11.9	2.0	16.9	1.42
255	974	17.7	2.9	24.9	1.41
270	974	20.0	2.9	27.2	1.36
285	904	22.9	3.4	31.4	1.37
300	904	29.9	3.0	37.5	1.25



315	907	28.6	2.4	34.5	1.21
330	974	30.4	2.9	37.6	1.24
345	974	25.0	2.2	30.5	1.22

表 4-2(c) A1 区各风向角下的 y 向位移最大值

风向角(度)	起控制作用的节点	位移平均值 (mm)	位移根方差值 (mm)	位移峰值 (mm)	阵风响应因子 (风振系数)
0	973	-9.2	1.5	-13.0	1.41
15	973	-6.7	1.3	-9.9	1.49
30	973	-4.2	1.0	-6.8	1.61
45	973	-3.3	1.0	-5.9	1.78
60	720	-2.1	0.8	-4.2	2.01
75	736	1.0	0.9	3.1	3.23
90	736	3.5	0.8	5.6	1.60
105	973	7.1	1.1	9.9	1.40
120	973	11.3	1.2	14.4	1.28
135	973	12.0	1.3	15.3	1.27
150	973	10.1	1.1	12.8	1.27
165	973	6.7	1.0	9.3	1.38
180	973	2.0	1.0	4.4	2.17
195	736	1.0	0.8	2.9	2.87
210	973	-1.7	1.0	-4.1	2.40
225	973	-2.0	0.9	-4.2	2.13
240	738	1.3	0.7	2.9	2.26
255	925	2.6	0.8	4.4	1.73
270	738	3.6	0.8	5.5	1.53
285	738	5.0	1.0	7.6	1.50
300	736	5.9	1.0	8.4	1.43
315	738	5.2	0.7	7.0	1.36
330	952	-3.8	1.0	-6.2	1.64
345	973	-8.6	1.3	-11.8	1.37

表 4-2(d) A1 区各风向角下的 z 向位移最大值

风向角 (度)	起控制作用的节点	位移平均值 (mm)	位移根方差值 (mm)	位移峰值 (mm)	阵风响应因子 (风振系数)
0	728	7.7	3.2	15.6	2.04
15	728	7.7	4.2	18.0	2.36
30	728	6.2	3.0	13.6	2.18
45	726	7.9	2.7	14.7	1.86



60	726	12.5	2.9	19.8	1.58
75	724	18.9	3.3	27.0	1.43
90	724	26.8	4.5	37.9	1.42
105	722	33.7	4.9	46.0	1.36
120	722	35.9	4.6	47.4	1.32
135	720	34.1	4.2	44.6	1.31
150	720	27.1	2.9	34.4	1.27
165	722	15.1	2.9	22.4	1.48
180	722	4.8	3.3	13.0	—
195	722	4.9	4.1	15.0	—
210	722	6.0	3.5	14.9	2.47
225	724	8.2	2.6	14.7	1.80
240	724	14.2	4.2	24.8	1.75
255	722	21.3	4.5	32.6	1.53
270	722	27.9	4.8	40.0	1.43
285	724	31.7	6.5	48.0	1.51
300	724	44.8	7.5	63.5	1.42
315	722	44.4	5.4	57.8	1.30
330	722	33.9	4.5	45.3	1.33
345	724	16.7	2.7	23.4	1.40

注：某些响应峰值较小，但相应平均值很小，阵风响应因子较大但不起控制作用，故可忽略。

4.3.3 结构 A2 区等效静力风荷载

表 4-3(a) A2 区阵风响应因子及控制作用的风向

响应类型	起控制作用的风向(度)	关键节点号	响应平均值(mm)	响应极值(mm)	阵风响应因子(风振系数)
X 向水平位移	135	336	-16.3	-26.1	1.61
Y 向水平位移	180	518	-15.0	-29.9	2.00
W17 区-Z 向竖直位移	165	570	3.0	-5.3	1.77
W18 区-Z 向竖直位移	165	205	-2.1	-3.9	1.82
W19 区-Z 向竖直位移	135	132	19.4	31.1	1.60
W20 区-Z 向竖直位移	135	461	-6.3	-10.9	1.71
W21 区-Z 向竖直位移	135	131	20.0	31.6	1.58
W22 区-Z 向竖直位移	330	112	41.6	60.6	1.46

为详细说明各风向角下的位移极值，下表给出了各风向角下的位移最大值。



表 4-3(b) A2 区各风向角下的 x 向位移最大值

风 向 角 (度)	起控制作 用的节点	位移平均值 (mm)	位移根方差 值 (mm)	位移峰值 (mm)	阵风响应因子 (风振系数)
0	572	-3.5	3.1	-11.4	3.21
15	572	-4.7	2.3	-10.5	2.25
30	572	-6.1	1.8	-10.7	1.75
45	336	-6.7	2.0	-11.7	1.74
60	336	-8.9	2.2	-14.3	1.61
75	336	-11.2	2.4	-17.2	1.54
90	336	-13.5	2.9	-20.7	1.53
105	336	-14.1	3.3	-22.3	1.58
120	336	-15.6	3.8	-25.0	1.60
135	336	-16.3	3.9	-26.1	1.61
150	336	-14.1	4.2	-24.7	1.75
165	336	-7.3	5.2	-20.3	-
180	419	3.2	2.7	10.0	-
195	419	3.4	2.5	9.8	-
210	572	8.0	3.4	16.4	2.06
225	572	7.8	3.0	15.3	1.96
240	419	4.7	2.4	10.8	2.28
255	419	2.2	1.5	5.8	2.67
270	419	3.0	1.2	6.0	2.02
285	419	3.6	1.4	7.1	1.96
300	419	2.3	1.5	6.0	2.59
315	419	3.9	1.6	8.0	2.04
330	419	4.8	1.8	9.3	1.95
345	336	-1.6	2.5	-7.9	4.85

注：某些响应峰值较小，但相应平均值很小，阵风响应因子较大但不起控制作用，故可忽略。

表 4-3(c) A2 区各风向角下的 y 方向位移最大值

风向角 (度)	起控制作用 的节点	位移平均值 (mm)	位移根方差 值 (mm)	位移峰值 (mm)	阵风响应因子 (风振系数)
0	570	-6.2	5.7	-20.4	
15	570	-2.6	4.6	-14.2	
30	570	0.6	3.4	9.1	
45	570	0.4	3.3	8.7	
60	570	-1.6	3.6	-10.5	
75	570	-2.9	3.9	-12.7	



90	570	-3.4	4.4	-14.6	
105	570	-2.9	5.1	-15.6	
120	570	-2.2	5.4	-15.6	
135	570	-6.8	6.1	-21.9	
150	570	-7.9	7.1	-25.6	
165	570	-15.0	6.0	-29.9	2.00
180	550	-8.5	5.6	-22.4	-
195	550	-5.4	5.3	-18.8	-
210	570	2.4	7.1	20.0	-
225	570	6.5	5.9	21.2	-
240	570	3.6	4.7	15.3	-
255	570	-1.6	2.7	-8.4	-
270	570	-2.1	2.2	-7.5	-
285	570	-2.7	2.3	-8.5	-
300	570	-4.3	2.5	-10.7	-
315	570	-7.4	2.8	-14.3	1.93
330	570	-6.1	3.1	-13.8	2.24
345	570	-7.8	4.4	-18.7	2.41

注：某些响应峰值较小，但相应平均值很小，阵风响应因子较大但不起控制作用，故可忽略。

表 4-3(d) A2 区各风向角下的 z 方向位移最大值

风向角 (度)	起控制作用 的节点	位移平均值 (mm)	位移根方差 值 (mm)	位移峰值 (mm)	阵风响应因 子 (风振系
0	222	0.2	3.7	9.6	-
15	112	-4.9	4.2	-15.3	-
30	112	-2.0	4.3	-12.8	-
45	112	2.6	4.1	12.7	-
60	112	9.0	4.0	18.9	2.11
75	112	15.4	4.5	26.6	1.72
90	112	23.5	5.3	36.7	1.56
105	112	30.6	6.3	46.5	1.52
120	112	36.7	7.0	54.2	1.48
135	112	39.6	7.8	59.0	1.49
150	112	34.6	6.8	51.7	1.49
165	112	19.3	7.3	37.6	1.94
180	112	6.9	7.0	24.4	-
195	112	8.1	6.6	24.5	-
210	112	7.4	6.7	24.2	-



225	112	6.4	4.5	17.6	—
240	112	10.5	5.2	23.5	2.24
255	112	22.1	6.3	37.9	1.72
270	112	29.8	7.1	47.6	1.60
285	112	29.5	6.9	46.7	1.58
300	112	32.7	8.2	53.2	1.63
315	112	39.3	7.9	59.0	1.50
330	112	41.6	7.6	60.6	1.46
345	222	20.9	4.9	33.3	1.59

注：某些响应峰值较小，但相应平均值很小，阵风响应因子较大但不起控制作用，故可忽略。

4.4 多目标等效静力风荷载——以大跨拱形屋盖为例

4.4.1 多目标等效静力风荷载计算方法

基于结构动力响应时程（即动力放大系数法）计算结构等效静力风荷载。通常，等效静力风荷载可以分为三个分量，即平均分量，背景分量和共振分量，其中平均分量和背景分量是荷载的准静态分量，可以由风压时程求得，所以计算共振分量（附加风振力）是风荷载静力等效的关键^[48]。

本文以某个合理时段 T 内的结构动力响应时程为分析目标，以该时段内结构的极值响应和对应的准静态响应的比值反映附加风振力的影响，这个比值即动力放大系数。基于单一目标的等效静力风荷载计算包括如下关键环节。

(1) 计算 T 时间长度内的目标响应时程 $r(t)$ 和准静态响应时程 $r_{qs}(t)$ ；

(2) 计算该响应对应的动力放大系数：

$$C_{dyn} = \max\{r(t)\} / \max\{r_{qs}(t)\}, (t \in [T]) \quad (4-17)$$

(3) 以最大极值响应产生时刻的瞬时风压分布向量 $\{f(t_0)\}$ 为基础，计算获得等效静力风荷载：

$$\{f_{eq}\} = C_{dyn} \{f(t_0)\} \quad (4-18)$$

以此类推，即可得到 n 个基于单一响应目标的等效静力风荷载 $\{f_{eqi}\}$ 。从目标响应出发，建立目标时程响应 r 与输入动力时程荷载 f 之间的联系，基于统计学角度，结构的节点目标响应 $\{r_i\}$ 和对应节点的风振动力时程荷载 $\{f_i\}$ 是属于不同的两个时程序列，可通过求解得到二者的相关系数 ρ_i 。在此，提出多目标等效静力风荷载加权组合系数的定义，即：

$$\beta_i = \frac{\rho_i}{\sum_{i=1}^n \rho_i} \quad (4-19)$$

式中， n 为多目标数， β_i 为第 i 个目标等效静力风荷载加权组合系数，于是，多目标等效静力风荷载表达为：

$$\{F_{eq}\} = \sum_{i=1}^n \{f_{eqi}\} \beta_i \quad (4-20)$$

式 (4-20) 是基于实际风荷载下的结构响应情况进行组合的，不但省去了引入最小二乘法后的系数求解繁缛过程，并且其物理意义明确且符合实际。

4.4.2 结构模型建立和风载稳态分析

大跨拱形结构广泛应用于厂房、仓库、展厅、礼堂、训练馆、体育馆、餐厅、娱乐厅、加油站、营房、车库等领域。风荷载对该类结构作用影响较大，研究风荷载下此类结构的受



力性能和等效静力风荷载具有显著学术价值和实用意义。

兹以大跨拱形结构为对象进行数值模拟计算与分析，结构建模（图 4-2）和 12 个风向角定义（图 4-3）如图所示。结构长度 80m，跨度 30m，高度 17.5m，结构矢跨比 1/4。运用 FLUENT 软件分别进行 12 个风向来风作用下的结构稳态分析。兹给出 0° 和 30° 风向角两个风向角下的结构风载体型系数分布，如图 4-4 所示。其中上下表面风压均以内法线方向为正，表面净风压正负定义与上表面相同。

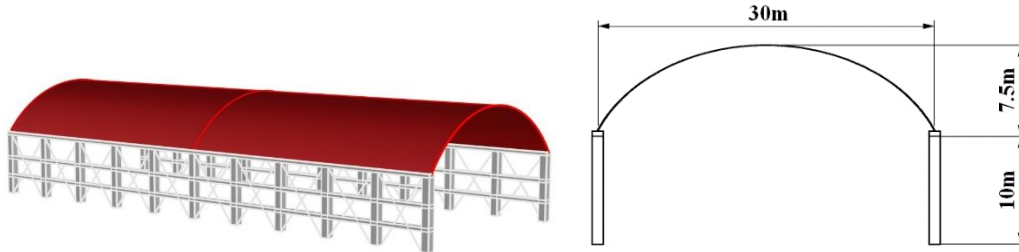


图 4-2 结构模型及尺寸

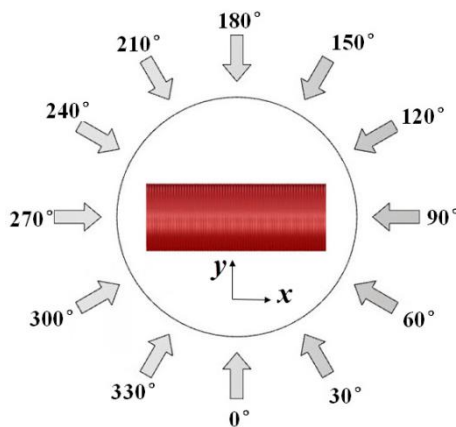
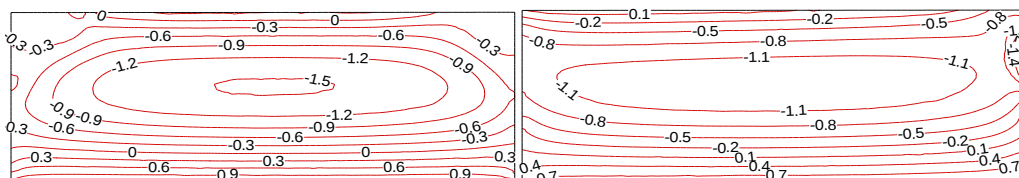
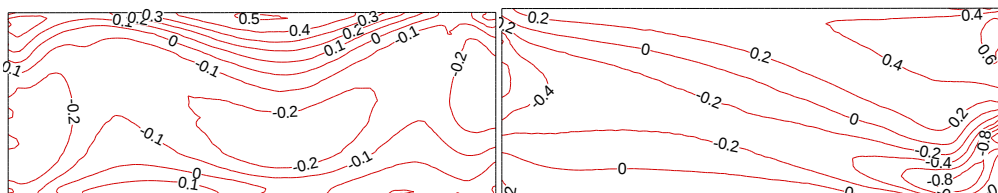


图 4-3 风向角定义



(a) 0° 风向角上表面风载体型系数

(b) 30° 风向角上表面风载体型系数



(c) 0° 风向角下表面风载体型系数

(d) 30° 风向角下表面风载体型系数

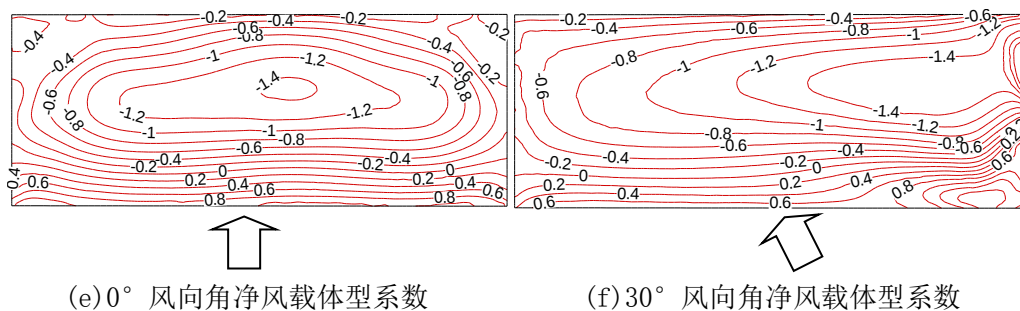


图 4-4 在 0° 和 30° 风向角下的结构风载体型系数

由图4-4可知，在0° 风向角下，结构上表面迎风侧对来流有阻挡作用，正风压分布出现于迎风侧前缘；在结构顶端，气流的强烈分离作用导致结构中心部位的风吸力较大，结构表面最大风吸力发生于结构顶部中心位置，结构风载体型系数值达到-1.5。结构下表面大部分区域因气流涡旋作用而承受负风压，0° 风向角下风压呈对称分布。在30° 风向角下，结构上表面风压最大负值并非出现于结构顶部中心位置，而发生于结构上表面背风侧一端（右上角）处，其最大负值达到-1.4，其可能原因是风向角不与结构边缘垂直，使得迎风处的两个锥形涡向后延伸所致。值得注意，结构下表面右上角承受较大正风压，其风载体型系数值为0.8。另外，从图4-4中的净风载体型系数等值线看出，结构上表面的风压对结构总体风压发挥主导作用，结构上表面对净风压的贡献大于结构下表面。

4.4.3 结构风振计算和等效静力风荷载

为获得结构表面的风荷载作用时程，还应对本结构开展非稳态分析，其中数值风洞入口风速边界条件取用 3.3 节中模拟的脉动风，如图 4-5 所示。

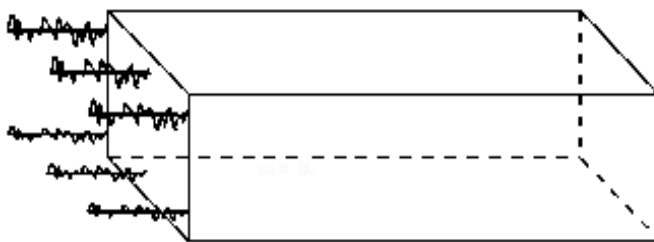


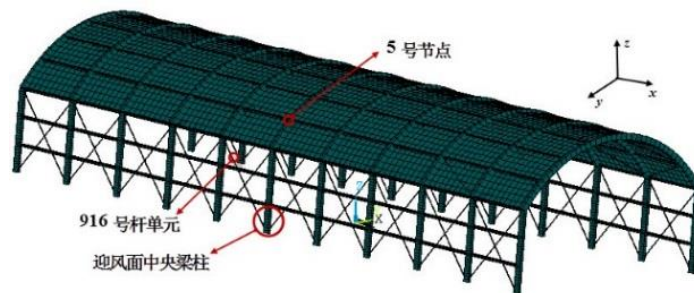
图 4-5 脉动风入口简化示意

采用结构动力分析时域方法进行结构风振计算，其中Wilson- θ 法和Newmark- β 法是两种最常用的结构动力分析时域方法，其计算精度高、适用范围广，可获得结构动力响应的全过程。文中将计算机模拟的风荷载时程施加在结构上，进行风振响应分析，即将风荷载作用的时间划分成多个时间微段，以当前时间微段内的荷载作用下的结构风振响应作为下一阶段计算的初始条件，逐步计算得到响应时程。结构有限元建模如图4-6所示，其单元类型和材料参数见表4-4。结构的有限元离散运动方程为：

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{f\} \quad (4-21)$$

式中，[M]为质量矩阵；[C]为阻尼矩阵；[K]为结构刚度矩阵；{f}为结构动荷载向量。另外，结构阻尼比取 0.02，根据前两阶自振频率得到瑞利阻尼系数分别为 $\alpha = 0.75$ ， $\beta = 0.002$ 。

分别针对从 0° 风向角~330° 风向角等 12 种风向角工况，把前述所得的风荷载时程施加于结构，运用 ANSYS 分析软件计算结构风振动力响应，获得结构风振响应全过程。其中，梁柱、檩条选用 ANSYS 中的 Beam188 梁单元，斜支撑选用 Link8 杆单元，结构覆盖系统选用壳单元 Shell63。



(a) 有限元模型

55	56	57	58	59	60	61	62	63
46	47	48	49	50	51	52	53	54
37	38	39	40	41	42	43	44	45
28	29	30	31	32	33	34	35	36
19	20	21	22	23	24	25	26	27
10	11	12	13	14	15	16	17	18
1	2	3	4	5	6	7	8	9

(b) 结构表面典型节点编号位置示意

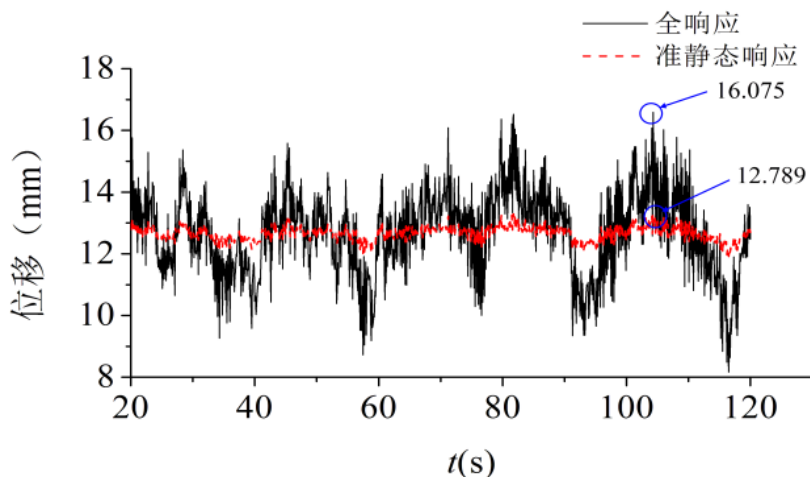
图 4-6 结构的有限元模型

表 4-4 结构单元参数

	单元类型	弹性模量/GPa	泊松比	截面类型
梁柱	Beam188	2.11	0.3	自定义截面
檩条	Beam188	2.11	0.3	工字形截面
斜支撑	Link8	2.11	0.3	工字形截面
结构表面	Shell63	2.11	0.3	-

以 0° 风向角风荷载作用下的大跨拱形结构，选取结构的顺风向节点位移、迎风面中央梁柱竖向基底反力和结构杆件单元内力三类响应为等效目标，分别进行计算分析。

首先，选取顺风向（即 y 向）位移值较大的屋面节点（5 号节点，图 4-6）的顺风向位移为第一个等效目标，分别计算得到结构的准静态响应时程和全响应时程，如图 4-7(a)所示，从图中可以看出，在第 104.3s 时刻的 5 号节点顺风向位移全响应出现最大值，其值为 16.075mm，而该时刻的准静态响应值为 12.789mm，由此得到动力放大系数 $C_{dyn} = 1.257$ ，将此动力放大系数与 104.3s 时刻的瞬时风压相乘，即得到对应于 5 号节点顺风向位移响应的等效静力风荷载，将等效静风荷载表达为分块风压形式，如图 4-7 (b) 所示。



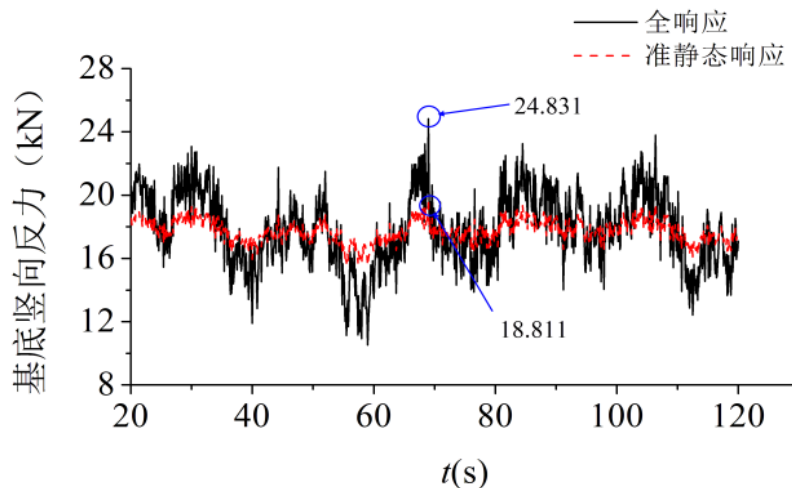
(a) 节点位移响应时程

-0.60	-0.34	-0.32	-0.38	-0.34	-0.32	-0.29	-0.23	-0.44
-0.38	-0.85	-0.95	-0.93	-0.90	-0.81	-0.72	-0.62	-0.32
-0.46	-1.07	-1.23	-1.23	-1.18	-1.09	-0.98	-0.84	-0.50
-0.66	-1.01	-1.06	-1.07	-1.06	-1.04	-0.95	-0.81	-0.56
-0.24	-0.39	-0.39	-0.43	-0.47	-0.49	-0.44	-0.34	-0.24
0.51	0.53	0.49	0.37	0.30	0.25	0.26	0.30	0.28
1.18	1.20	1.11	1.05	0.97	0.87	0.89	0.86	0.81

(b) 分块等效静力风荷载 (kPa)

图 4-7 以结构 5 号节点顺风向位移为等效目标的等效静力风荷载

其次，以迎风面中央梁柱（图 4-6）的竖向基底反力为第二个等效目标，计算竖向基底反力的响应时程，见图 4-8(a)，从图中可知，在第 69.0s 时刻的竖向基底反力动力时程响应出现最大值，其值为 24.831kN，而此时刻的准静态响应值为 18.811kN；二者的比值为 $C_{dyn} = 1.320$ ，由此得到基于迎风面中央梁柱竖向基底反力的等效静力风荷载，亦以分块风压形式表达，如图 4-8(b) 所示。



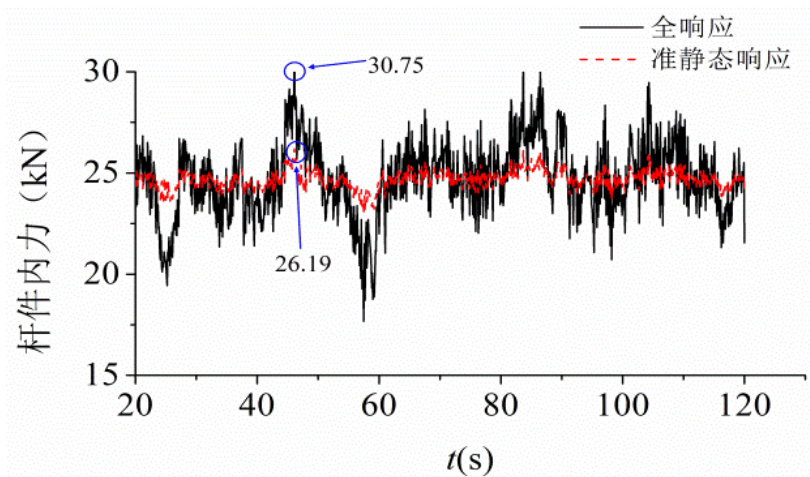
(a) 基底竖向反力响应时程

-0.35	-0.21	-0.26	-0.33	-0.35	-0.36	-0.39	-0.39	-0.53
-0.43	-0.62	-0.77	-0.85	-0.88	-0.88	-0.91	-0.93	-0.92
-0.76	-0.93	-1.10	-1.23	-1.27	-1.26	-1.25	-1.21	-0.98
-0.90	-1.05	-1.12	-1.21	-1.25	-1.28	-1.25	-1.16	-0.89
-0.54	-0.66	-0.68	-0.70	-0.73	-0.77	-0.74	-0.66	-0.53
0.09	0.07	0.07	0.04	0.04	0.01	0.09	0.17	0.20
0.74	0.76	0.76	0.85	0.90	0.86	1.00	1.07	1.09

(b) 分块等效静力风荷载 (kPa)

图 4-8 以中央梁柱竖向基底反力为等效目标的等效静力风荷载

然后，以编号为 916 的杆单元的内力为第三个等效目标，计算得到其内力响应时程，如图 4-9(a) 所示，从图可见内力全响应时程极值为 30.75kN，而对应的准静态响应值为 26.19kN，二者的比值为 $C_{dyn} = 1.174$ 。由此可得到基于 916 号杆单元内力的等效静力风荷载，将其以分块风压形式表达，如图 4-9(b) 所示。



(a) 杆件内力响应时程

-0.21	-0.19	-0.07	-0.16	-0.17	-0.23	-0.24	-0.20	-0.45
-0.09	-0.32	-0.45	-0.53	-0.62	-0.68	-0.68	-0.61	-0.35
-0.24	-0.63	-0.78	-0.87	-0.96	-0.99	-0.96	-0.85	-0.57
-0.48	-0.74	-0.83	-0.88	-0.92	-0.92	-0.87	-0.79	-0.63
-0.20	-0.37	-0.41	-0.43	-0.42	-0.38	-0.31	-0.30	-0.27
0.27	0.21	0.17	0.15	0.19	0.24	0.31	0.31	0.29
0.68	0.63	0.59	0.63	0.65	0.67	0.75	0.75	0.73

(b) 分块等效静力风荷载 (kPa)

图 4-9 以 916 号单元杆件内力为等效目标的等效静力风荷载

通过分析时程变量,得到了风荷载与结构响应的相关系数以及针对不同等效目标的加权组合系数值,见表 4-5 所示。

表 4-5 针对不同等效目标的加权组合系数

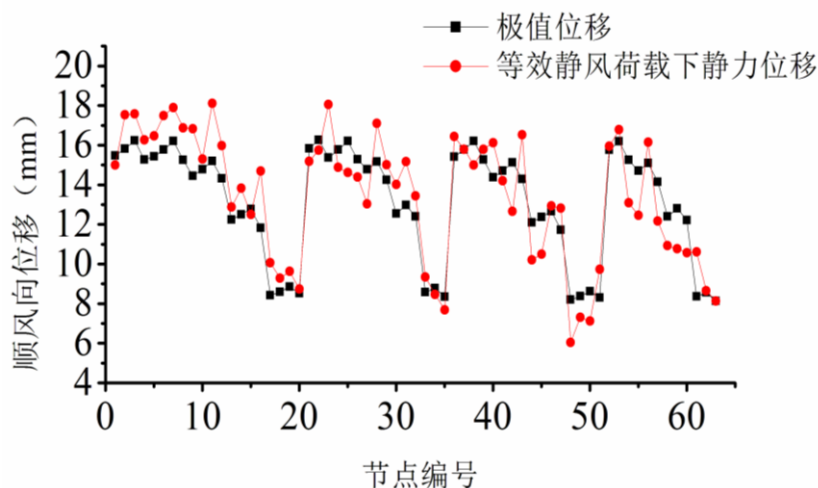
等效目标	荷载响应相关系数	加权组合系数
结构节点顺风向位移	0.693	0.4362
梁柱竖向基底反力	0.274	0.1723
结构杆件内力	0.622	0.3915

由上述计算分析获得了基于三个不同属性等效目标的多目标等效静力风荷载,图 4-10 给出大跨拱形结构分区域的等效静力风荷载分布图。将该多目标等效静力风荷载作用于结构上,静力计算在等效静力风荷载作用下结构风致位移响应,并与在动风荷载作用下的结构风振动力时程计算中的极值响应(即可认为是结构的实际风振效应)进行比较分析。

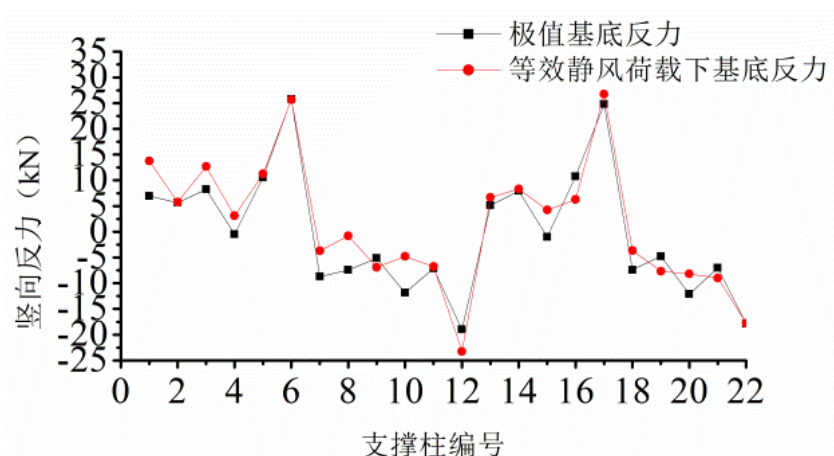
-0.41	-0.26	-0.21	-0.28	-0.28	-0.29	-0.29	-0.24	-0.46
-0.27	-0.60	-0.73	-0.76	-0.79	-0.77	-0.74	-0.67	-0.43
-0.42	-0.87	-1.03	-1.09	-1.11	-1.08	-1.02	-0.91	-0.61
-0.63	-0.91	-0.98	-1.02	-1.04	-1.04	-0.97	-0.86	-0.64
-0.28	-0.43	-0.45	-0.48	-0.50	-0.49	-0.44	-0.38	-0.30
0.34	0.32	0.29	0.23	0.21	0.21	0.25	0.28	0.27
0.91	0.90	0.84	0.85	0.83	0.79	0.85	0.85	0.83

图 4-10 结构的多目标等效静力风荷载 (kPa)

图 4-11 为结构若干典型代表性节点（编号 1~63）的顺风向（y 向）的风致位移，梁柱竖向基底反力的比较，由图 4-11 可见，在本文方法得到的等效静力风荷载作用下，除个别节点存在一定偏差，顺风向位移值与动力时程分析中的响应极值吻合较好，并且立柱基底竖向反力也比较符合实际。由于多目标等效静力风荷载是在各个目标的极值响应基础上建立的，而这些响应并不是同时达到极值，这就解释了结果中等效静力风荷载作用下的响应略大于真实响应。如何避免这一情况的发生，有待于更深一步的研究。



(a) 节点顺风向位移的比较



(b) 支撑柱竖向基底反力比较

图 4-11 结构风振响应与等效静力风荷载下的结构静力响应的结果对比

图 4-12 为结构代表性节点的风致位移比较。其中，横轴是等效静风荷载作用下的结构等效静力位移，纵轴则是在模拟得到的脉动风荷载作用下结构各个代表性节点的动力位移响应极值，红色方形点与蓝色三角形点分别代表采用基于本文所述的多目标等效静风荷载和传统阵风荷载因子（GLF）法下静力等效位移与动力极值位移（可以认为是实际位移）的拟合程度，图中斜率为 1 的直线表示实际位移和等效位移的等值线，静力等效位移与实际位移越接近，则图中的点与等值线越接近。由图可见，红色方形点所代表的本文多目标等效静风荷载方法所得的结果离散性更小，更靠近实际位移和等效位移的等值线，而传统阵风荷载因子法所得的结果尽管也能在一定程度上反映真实位移情况，但是可以看出其结果偏向过于保守，具体体现在蓝色三角形点均位于等值线下方，并且与等值线偏移较大，因此，计算结果表明本文所提出多目标等效静风荷载分析方法在计算效果上要优于传统阵风荷载因子法，可以得到更接近实际的等效静风荷载。

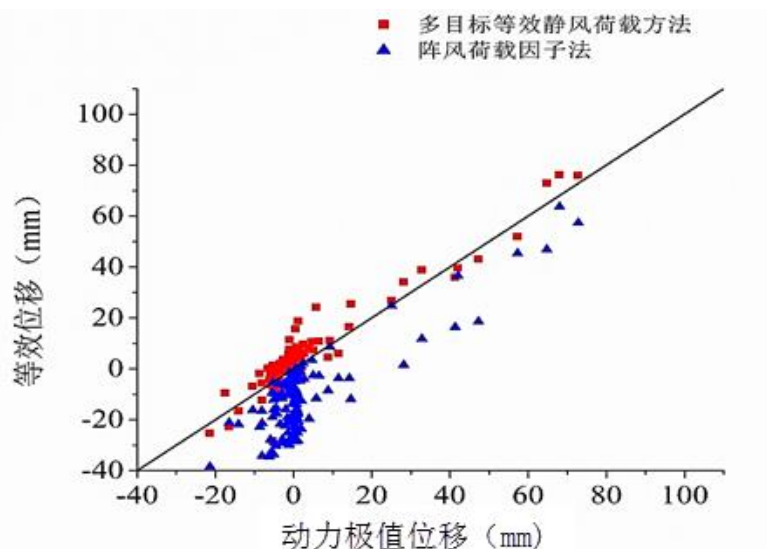


图 4-12 屋盖表面节点的风致位移比较

4.5 本章小结

本章从等效静风荷载概念入手,介绍目前风工程界研究等效静风荷载的几种常用的方法,简要叙述了各个方法的计算原理及各自在计算等效静风荷载上的优缺点。然后,以温州龙湾国际机场 T2 航站楼为例计算了其单目标等效静风荷载;以大跨拱形屋盖为例研究了多目标等效静风荷载。

本章的特色在于提出了多目标等效静风荷载及多目标组合系数。针对大跨开敞式拱形屋盖结构,基于脉动风荷载与结构响应时程相关性,确定了等效静风荷载多目标组合系数。该组合系数基于动风荷载作用下的结构实际响应予以计算确定,可省去引入最小二乘法后的系数繁冗求解过程,将基于本文的多目标等效静风荷载施加于大跨空间拱形屋盖结构进行静力计算。计算表明,除个别节点存在一定偏差,顺风向位移值与动力时程分析中的响应极值吻合较好,并且立柱基底竖向反力也比较符合实际。

本章提出的多目标等效静风荷载方法相对于传统的阵风荷载因子法,不仅所得结果的离散性更小,而且更接近于实际响应。因此,本文所提出多目标等效静风荷载分析方法在计算效果上优于传统阵风荷载因子法,可得到更符合实际的等效静风荷载。

第五章 结论和展望

5.1 主要工作和研究结论

本文系统阐述了大跨空间结构的风场风压的数值模拟、风荷载模拟和等效静风荷载的研究现状；基于 FLUENT 软件平台，对大型国际机场航站楼进行了风压分布和风场环境的数值模拟；利用自编 MATLAB 程序进行空间多点风速时程模拟并与理论目标值比较分析；在基于响应时程的单目标等效静风荷载基础上，提出了多目标等效静风荷载加权组合系数的定义，对各个单目标等效静风荷载进行加权组合，得到多目标等效静风荷载。本文主要工作和研究结论如下：

1、编制入口风速剖面程序，利用 FLUENT 软件分别对南京禄口国际机场 T2 航站楼、温州龙湾国际机场 T2 航站楼进行了风压分布和风场环境的数值模拟，并将数值模拟结果与实际风洞试验数据相比较，验证数值模拟结果的可信度。通过风压等值线云图和风场流迹线，揭示了风压分布规律。研究发现，建筑在转折处和曲率变化处的风压风场变化剧烈，结构抗风计算时必须重点关注；来风风向对建筑表面的风压分布、平均风压系数大小和分布影响显著；遮挡建筑物对计算目标建筑表面风压风场产生重要影响。

经对比研究，数值模拟结果和风洞试验结果总体上吻合良好，两种方法存在误差的原因如下：（1）风洞试验所用模型是 1/200 的缩尺模型，而数值模拟采用的是足尺模型，风洞试验的雷诺数环境非真实；（2）实际风洞的两侧墙面离试验模型很近，会出现壁面效应，气流在墙面处回流，而数值模拟的数值风洞两侧墙面离模型至少 4L（L 为模型最大长度），壁面效应很弱，几乎可以忽略。

总而言之，数值模拟较准确地反映了建筑物周围的风场环境，而且通过改变数值模拟的一些设置可以对模型进行比较全面的分析且耗费很少，可以直观地呈现建筑物周围的风场和风速流动，为研究风荷载特性提供有力的客观依据。

2、风荷载时程模拟与分析。基于线性叠加的风荷载频域模拟分析方法虽然概念清晰、简便，但不适用非线性结构，而时域法适用于非线性结构，能够求出结构的全响应过程；本文基于 Davenport 风速功率谱和谐波叠加法，利用自编 MATLAB 程序对空间多点风速时程进行数值模拟，计算表明，模拟得到的脉动风速时程，反映了脉动风的时间相关性和空间相关性，模拟得到的风速功率谱值较好地拟合了理论目标功率谱值，得到的数值风洞入口指数剖面平均风速及湍流强度值也与理论目标值吻合。在风洞试验中，如果要达到如此高的吻合精度则比较困难。

3、建立了基于响应时程的多目标等效静风荷载分析法。提出了一种简便、实用的计算大跨空间屋盖多目标等效静风荷载的方法：首先以某个瞬时的风压分布为基础考虑单个目标的等效静风荷载分布形式，以风振动力放大因子考虑脉动风荷载作用下结构产生共振响应的放大作用，得到基于响应时程的单目标等效静风荷载；然后根据提出的多目标等效静风荷载加权组合系数的定义，利用脉动时程风荷载与结构动力时程响应之间的相关系数，把多个单目标等效静风荷载加以组合，从而得到多目标等效静风荷载。针对大跨开敞式空间拱形屋盖结构，基于本文方法得到的多目标等效静风荷载作用下的顺风向位移值与动力时程分析中的响应极值吻合，且立柱基底竖向反力符合实际；而且，基于本文多目标等效静风荷载方法的结果离散性更小，而基于传统阵风荷载因子法的结果尽管在一定程度上反映真实位移情况，但其结果偏于保守。本文所提出的多目标等效静风荷载分析方法在计算效果上优于传统阵风荷载因子法，可以得到更符合实际情况的等效静风荷载。

5.2 研究展望

随着抗风分析理论的发展，精确度更高、速度更快的计算方法会逐渐产生，同时建筑物抗风分析所包含的内容也会更加详尽。因此，今后还有很多研究工作有待完成。主要工作有：

（1）在利用计算流体动力 CFD 技术对大跨空间结构进行风场风压数值模拟时，本文仅

采用了 $k-\epsilon$ 、RNG $k-\epsilon$ 、Realizable $k-\epsilon$ 等雷诺时均化的湍流模型，这些湍流模型只能反映湍流的平均特征，而不能进一步解释湍流的机理，因此其携带的湍流信息量不足。今后可尝试其它的湍流模型，如大涡模拟，可模拟更高雷诺数和更复杂的湍流运动，但这需对流场网格数量和质量划分更精细，对计算机硬件水平有更高要求，甚至需使用超级计算机。

(2) 本文仅采用时域法中的谐波叠加法模拟风速时程，将计算结果与理论目标值进行对比，今后可尝试利用其它方法进行风速模拟，对各个方法的模拟结果进行综合比较，并借助风洞试验或者现场实测数据进行对比，以保证得到更加符合实际的风速时程数据。

(3) 本文对单目标等效静风荷载的过程进行了简化，并非完全意义上的三分量法，仅通过动力放大因子考虑共振响应的放大作用，更深入的理论探讨略显不足。得到的大跨空间结构多目标等效静风荷载是通过各个目标响应极值而确定的，而它们并非同时达到极值，因此这种组合可能还是稍偏于保守。如何解决此问题，有待于进一步的研究。同时，多目标等效静风荷载亦仅考虑了节点位移、基底反力、单元内力三个目标，今后可以尝试选择更多目标，并实现模块化和程序化计算，以便得到更加符合实际的多目标等效静风荷载。

参考文献

- [1] Tamura Y, Kareem A, Solari G, et al. Aspects of the dynamic wind-induced response of structures and codification[J]. Wind and Structure. 2005, 8(4): 251-268.
- [2] 董石麟,赵阳.论空间结构的形式和分类[J].土木工程学报, 2004, 37(1): 7-12.
- [3] 董石麟, 罗尧治, 赵阳. 大跨度空间结构的工程实践与学科发展[J]. 空间结构, 2005, 11(4): 4-10.
- [4] 项海帆. 结构风工程研究的现状和展望[J]. 振动工程学报, 1997, 10(3): 258-263.
- [5] 董石麟, 邢栋, 赵阳. 现代大跨空间结构在中国的应用与发展[J]. 空间结构, 2012, 18(1): 3-16.
- [6] 李元齐, 胡渭雄, 王磊. 大跨度空间结构典型形体风压分布风洞试验研究现状[J]. 空气动力学学报, 2010, 28(1): 32-37.
- [7] 武岳,沈世钊. 大跨空间结构抗风研究新进展与展望[C]. 第十三届全国结构风工程学术会议, 中国辽宁大连, 2007.
- [8] 建筑结构荷载规范 (GB 5009-2012) [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- [9] 黄本才, 汪从军. 结构抗风分析原理及其应用 (第二版) [M]. 上海: 同济大学出版社, 2008.
- [10] 楼文娟, 蒋莹, 薛晓勇等. 台风风场作用下体育场罩棚风压分布风洞试验研究[J]. 建筑结构学报, 2012, 33(1): 51-57.
- [11] 周珣毅, 晏克勤, 顾明等. 某机场航站楼屋面风荷载特性研究[J]. 振动与冲击, 2010, 29(8): 224-227.
- [12] 郑德乾, 顾明, 周珣毅等. 世博轴膜面平均风压的数值模拟研究[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(5): 212-219.
- [13] 贾永新, 张勇, 李斌. 开敞式拱形波纹钢屋盖的风压分布及体型系数研究[J]. 建筑结构学报, 2010, 增刊 2: 159-164.
- [14] 卢旦, 李承铭. 上海世博会日本馆风荷载特性的数值模拟[J]. 建筑结构, 2009, 39, 增刊: 840-844.
- [15] 舒新玲, 周岱, 王泳芳. 风荷载测试与模拟技术的回顾及展望[J]. 振动与冲击, 2002(3): 6-10
- [16] MM Rocha, SVS Cabral, JD Riera. A comparison of proper orthogonal decomposition and Monte Carlo simulation of wind pressure data[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2000, 84: 329-344
- [17] G Deodatis. Simulation of ergodic multivariate stochastic Process[J]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 1996, 122(8): 778-787.
- [18] A Iannuzzi, P Spinelli. Artificial wind generation and structural response[J]. Journal of structural engineering, ASCE, 1987, 113(12): 2382-2398.
- [19] 王之宏. 风荷载模拟研究[J]. 建筑结构学报, 1994, (2): 44-52.
- [20] 王修琼. 张相庭混合回归模型及其在高层建筑风响应时域分析中的应用[J]. 振动与冲击, 2000, 19(1): 5-7.
- [21] Owen J S. The application of auto-regressive time series modeling for the time-frequency analysis of civil engineering structures[J]. Engineering Structures, 2001, 23 (5): 521-536.
- [22] 朱忠义. 高层、高耸网架结构的静力、抗震和抗风分析[D]. 浙江: 浙江大学博士学位论文. 2000.
- [23] 刘锡良, 周颖. 风荷载模拟的几种方法[J]. 工业建筑, 2005, 35(5): 81-84.
- [24] 李峰, 窦鹏, 王磊. 风荷载模拟方法的探讨[J]. 水利与建筑工程学报, 2009, 7(4): 57-59.
- [25] 路飞, 程文灏, 李爱群. 南京电视塔风振主动控制的实施方案研究[J]. 东南大学学报, 2002, 32(5): 799-803.
- [26] 李惠, 袁雪松. 粘滞流体变阻尼半主动控制器对结构抗震控制的试验研究[J]. 振动工程

- 学报, 2002, 15(1): 25-30.
- [27] 侯传亮, 张永林. 工程平稳随机过程的数值模拟研究[J]. 武汉工业学院学报, 2003, 22(3): 27-29.
- [28] 张玲华, 郑宝玉. 随机信号处理[M]. 北京: 清华大学出版社, 2003.
- [29] Davenport A G. Gust loading factors [J]. Journal of the Structural Division, 1967, 93(ST3): 11-34.
- [30] 陈波, 武岳, 沈世钊. 大跨度屋盖结构等效静力风荷载中共振分量的确定方法研究 [J]. 工程力学, 2007, 24(1): 51-66.
- [31] Kasperski M, Niemann H J. The LRC (load-response-correlation)-method a general method of estimating unfavorable wind load distributions for linear and non-linear structural behavior [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1992, 43(1-3): 1753-1763.
- [32] Holmes J D. Equivalent static load distributions for resonant dynamic response of bridges [A]. Proceedings of the 10th International Conference on Wind Engineering [C]. Copenhagen: [s.n.], 1999, 907-911.
- [33] Katsumura A, Tamura Y, Nakamura O. Universal wind load distribution simultaneously reproducing largest load effects in all subject members on large span cantilevered roof [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2007, 95(9-11): 1145-1165.
- [34] 陈波, 杨庆山, 武岳. 大跨空间结构的多目标等效静风荷载分析方法[J]. 土木工程学报, 2010, 43(3): 62-67.
- [35] 谢壮宁, 倪振华, 石碧青. 大跨度屋盖结构的等效静风荷载[J]. 建筑结构学报, 2007, 28(1): 113-118.
- [36] 谢壮宁. 风致复杂结构随机振动分析的一种快速算法——谐波激励法[J]. 应用力学学报, 2007, 24(2): 263-267.
- [37] 李小康, 谢壮宁. 大跨度屋盖结构风振响应和等效静风荷载的快速算法和应用[J]. 土木工程学报, 2010, 43(7): 29-36.
- [38] L Shen, DKP Yue. Large-eddy simulation of free-surface turbulence [J]. Journal of fluid mechanics, 2001, 440: 75-116.
- [39] 马骏, 周岱, 李磊, 赵尧军. 风荷载模拟的高效高精度混合法[J]. 工程力学, 2009, 26(2): 53-59.
- [40] Kumar K S, Stathopoulos T. Synthesis of non-Gaussian wind pressure time series on low building roofs [J]. Engineering Structures, 1999, 21(12): 1086-1100.
- [41] 秦前清, 杨宗凯. 实用小波分析 [M]. 西安: 西安电子科技大学出版社, 1995.
- [42] M Yamada, K Ohkitani. Orthonormal wavelet analysis of turbulence [J]. Fluid Dynamics Research, 1991, 8: 101-151.
- [43] BA Zeldin, PD Spanos. Random field representation and synthesis using wavelet bases [J]. Journal of Applied Mechanics, 1996, 63(4): 946-952.
- [44] 陈艾荣, 王毅. 基于小波方法的随机脉动风模拟[J]. 同济大学学报自然科学版, 2005, 33(4): 427-431.
- [45] 周岱, 马骏, 吴筑海, 陈思. 空间结构三维风时程模拟及其小波分析[J]. 工程力学, 2006, 23(3): 88-91
- [46] Holmes J D. Effective static load distributions in wind engineering [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2002, 90(2): 91-109.
- [47] 陈波, 武岳, 沈世钊. 大跨度屋盖结构等效静力风荷载背景分量的确定方法探讨[J]. 工程力学, 2006, 23(11): 21-27.
- [48] 陈凯, 符龙彪, 钱基宏. 基于响应时程的大跨度空间结构等效静风荷载分析方法[J]. 建筑结构学报, 2012, 33(1): 35-42.



附录

本科期间已发表和录用 4 篇 EI 收录论文，其中第一作者 2 篇。

- [1] **马宁**，洪荣华，鲁佳宝等. 大跨拱形结构等效静力风荷载研究. 《上海交通大学学报》
已录用
- [2] **马宁**，周岱，朱飞等. 复杂多连体大跨建筑结构的风压与等效静风荷载模拟和分析.
《上海交通大学学报》
已录用
- [3] 王子通，**马宁**，周岱等. 伞形膜结构风压和风振模拟与分析 [J]. 《上海交通大学学报》，2014, 48(11):1552-1561
已发表
- [4] 乔帅斌，卢旦，**马宁**等. 起伏地形下复杂形体大跨网格结构风压与等效静风荷载数值模拟 [J]. 《上海交通大学学报》. 2014, 48(11):1562-1567
已发表



[1]马宁, 洪荣华, 鲁佳宝等. 大跨拱形结构等效静力风荷载研究. 《上海交通大学学报》

稿件录用证明

兹有贵部门马宁, 洪荣华, 鲁佳宝, 周岱, 李芳菲, 马晋同志撰写的论文《大跨拱形结构等效静力风荷载研究》, 经过学报编辑部组织外审和编委终审后, 认为该稿符合本刊发表要求, 决定予以录用。特此证明!

此致

敬礼!

《上海交通大学学报》编辑部
(盖章有效)

2015年5月20日



- [2] 马宁, 周岱, 朱飞等. 复杂多连体大跨建筑结构的风压与等效静风荷载模拟和分析. 《上海交通大学学报》

稿件录用证明

兹有贵部门马宁, 周岱, 朱飞, 王子通, 洪荣华同志撰写的论文《复杂多连体大跨建筑结构的风压与等效静风荷载模拟和分析》, 经过学报编辑部组织外审和编委终审后, 认为该稿符合本刊发表要求, 决定予以录用。特此证明!

此致

敬礼!

《上海交通大学学报》编辑部
(盖章有效)

2015年6月9日

- [3] 王子通, 马宁, 周岱等. 伞形膜结构风压和风振模拟与分析[J]. 《上海交通大学学报》, 2014, 48(11): 1552-1561

第 48 卷 第 11 期
2014 年 11 月

上海交通大学学报
JOURNAL OF SHANGHAI JIAO TONG UNIVERSITY

Vol. 48 No. 11
Nov. 2014

文章编号: 1006-2467(2014)11-1552-10

伞形膜结构风压和风振模拟与分析

王子通, 马宁, 周岱, 孙颖昊

(上海交通大学 船舶海洋与建筑工程学院, 上海 200240)

摘要: 针对工程常见的八角伞形膜结构, 基于 ADINA 软件开展结构表面风压和结构风振响应的数值模拟, 分析结构风致位移响应、速度响应、加速度响应、等效应力等关键风效应, 研究膜结构的矢跨比、风向角、膜初始预张力、膜帽处开敞与封闭情形等关键参数对表面风压和结构风振的影响规律, 揭示了此类膜结构风振规律和结构风压系数。研究成果可为此类结构的抗风设计计算提供参考。

关键词: 伞形膜结构; 风致响应; 风压系数

中图分类号: TU 312; V 211.3 **文献标志码:** A

Numerical Simulation of Wind Pressure and Wind-Induced Dynamic Responses of an Umbrella-Shaped Membrane Structure

WANG Zi-tong, MA Ning, ZHOU Dai, SUN Ying-hao

(School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: By using commercial software ADINA, the numerical simulation of the wind pressures and wind-induced dynamic responses of an umbrella-shaped tension membrane structure were performed. Some key effects including wind-induced dynamical displacements, velocities, accelerations and equivalent stresses of the membrane structure were systematically investigated. Moreover, the effect of several important parameters on wind pressures and structural wind-induced dynamic responses was summarized, such as structural rise-span ratio, incoming wind direction, membrane initial pre-tension and opening/closure forms in the membrane hat. Furthermore, the structural wind-induced responses and wind pressure coefficients were obtained. The present results can provide reference for the wind resistant design of similar tension membrane structures.

Key words: umbrella-like membrane structure; wind-induced dynamic response; wind pressure coefficient

伞形膜结构造型优美、轻巧, 在现代公共建筑尤其是城市小品建筑中广为应用, 是深受欢迎的现代轻型结构形式。但伞形膜结构属于风敏感结构, 在风

荷载作用下产生较大变形和振动, 这种大幅的变形和振动反过来影响结构表面风压分布, 因此必须考虑流固耦合作用^[1-2]。膜结构在强风下的风致破坏时

收稿日期: 2013-12-24

基金项目: 国家自然科学基金项目(11172174, 51278297), 海洋工程国家重点实验室自主研究课题(GKZD010063), 上海市优秀学术带头人计划(13XD1402100)和高等学校博士学科点专项科研基金项目(20130073110096)资助

作者简介: 王子通(1991-), 男, 四川省成都市人, 硕士生, 主要从事空间结构和结构风工程方面的研究。E-mail: wz1991@vip.qq.com.

周岱(联系人), 男, 教授, 博士生导师, 电话(Tel.): 021-34206195; E-mail: zhou dai@sjtu.edu.cn.

- [4] 乔帅斌, 卢旦, 马宁等. 起伏地形下复杂形体大跨网格结构风压与等效静风荷载数值模拟[J]. 《上海交通大学学报》. 2014, 48(11):1562-1567

第 48 卷 第 11 期
2014 年 11 月

上海交通大学学报
JOURNAL OF SHANGHAI JIAO TONG UNIVERSITY

Vol. 48 No. 11
Nov. 2014

文章编号: 1006-2467(2014)11-1562-06+1573

起伏地形下复杂形体大跨网格结构风压与 等效静风荷载数值模拟

乔帅斌¹, 卢旦², 马宁¹, 周岱¹, 王子通¹

(1. 上海交通大学 船舶海洋与建筑工程学院, 上海 200240;

2. 上海现代建筑设计集团 技术中心, 上海 200040)

摘要: 以大跨空间建筑结构实际工程为对象, 数值模拟分析复杂形体大跨网格结构在起伏地形下的风压分布、风载体型系数和等效静风荷载。运用 Fluent 软件计算不同风向角下的结构风载体型系数, 发现风向角对结构风载体型系数影响较大。基于谐波叠加法模拟生成风速时程并转化为风压时程, 采用 ANSYS 软件建立结构有限元模型, 施加模拟所得的风压时程和风载体型系数, 分析结构风致动力效应。定义风振动力放大因子以考虑共振响应的影响, 并将其与特定时刻的瞬时风压分布相结合以形成结构的等效静风荷载。数值计算分析了基于基底竖向反力最小值的等效静风荷载及其分布。

关键词: 大跨度穹顶网格结构; 风载体型系数; 风振动力放大因子; 等效静风荷载

中图分类号: TU 312.1; TU 317.1 **文献标志码:** A

Simulation of Wind Pressure Distribution and Equivalent Static Wind Loads of a Complex Longspan Dome Grid Structure Under Undulating Terrains

QIAO Shuai-bin¹, LU Dan², MA Ning¹, ZHOU Dai¹, WANG Zi-tong¹

(1. School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China; 2. Technical Centre, Shanghai Xian Dai Architectural Design (Group)

Co., Ltd., Shanghai 200040, China)

Abstract: The wind pressure distribution, wind-load shape coefficients and equivalent static wind loads of a complex longspan dome-grid structure under undulating terrains were numerically simulated using FLUENT. The results show that the distribution of wind load shape coefficients are quite different with the change of the wind direction. The time-history series of wind velocity was simulated based on the harmonic superposition method and then turned into the time-history series of wind pressure. The FEM model of the structural system was constituted by using ANSYS and the structural wind-induced responses and wind load shape coefficients were obtained based on the time-history series of wind-pressure. The wind-induced dynamic amplification factor was defined, so the structural resonant responses could be considered. Then,

收稿日期: 2013-11-23

基金项目: 国家自然科学基金项目(11172174, 51278297), 海洋工程国家重点实验室自主研究课题(GKZD010063)和高等学校博士学科点专项科研基金项目(20130073110096)资助

作者简介: 乔帅斌(1990-), 男, 甘肃省岷县人, 硕士生, 主要从事结构风工程方面的研究。E-mail: 812582753@qq.com.

周岱(联系人), 男, 教授, 博士生导师, 电话(Tel.): 021-34206195; E-mail: zhoudai@sjtu.edu.cn.

谢 辞

犹记得刚踏入交大校园的那一刻，心中溢满憧憬，正如那日的阳光，格外暖心。而今四载光阴已逝，时间带走了一份稚嫩，却也在交大这块土地上让我对未来的信心和热情不断发酵。回首往昔，所有的愉悦、感动、痛苦、迷茫、焦躁都化成了生命中最具活力的乐章，而毕业论文则是本章意蕴深刻的结尾。值此毕业之际，我内心充满感激，感激那些在大学时光里教导我、陪伴我、鼓励我的可亲可爱可敬的人。

首先要衷心感谢我的导师——周岱教授。在科研上，每当我遇到困难时，周老师总能抓住问题的关键点，帮助我梳理知识结构，寻找问题的解决之道。您有洞察未来的眼光，探求土木学科与其他学科的跨专业交融，紧跟时代和国家的发展步伐，做有深度有前景的科研。您不仅仅钻研于自己的学术领域，更心系少数民族贫困地区，云南怒江挂职期间，为当地的经济社会发展和民族文化遗产保护做出了丰硕的贡献。您严谨的科学态度、活跃的学术思维、博爱的胸怀都深深地影响和感染着我，让我在潜移默化中得到成长。祝愿您健康永在，事业顺心，生活美满！

其次，真诚感谢我的父母，从小到大你们都是我最坚实的后盾，你们的努力和奋斗让我可以没有后顾之忧地求学，让我在最美好的年华里可以尽情探求这个世界的一切美好。你们让我不会退缩、不会彷徨，谢谢你们伟大无私的爱。祝愿你们身体健康，永远年轻！

接着，非常感谢课题组的马晋、刘光众、雷航、洪荣华、陈怡然、陈才咏、王子通、潘羲丰学长和李芳菲学姐，你们在学习科研上给予了我莫大的帮助，不厌其烦地回答着我种种问题。同时，在学习科研之余，也会带着我一起跑步、打球、桌游，给平淡的科研生活增添了无穷乐趣。祝愿你们学习科研的道路越来越宽，尽快达成自己的目标！

然后，感谢 F1101004 班的同学、土木系的同学和 TECC 社团的小伙伴们，你们在我的学习生活中都提供给我满满的正能量，让我的生活阳光永在，温馨不断。祝愿你们都会在各自的道路上拼搏出精彩的人生！

最后，感谢上海交通大学大学生创新实践项目（IPP7001 和 IPP9028）对我研究的资助。

现在我站在本科四年的终点上，准备开始另一段旅程，过往的一切都将化成我追求精彩生命的源动力，我愿看得更远，飞得更高！

马宁

2015 年 6 月于上海交通大学

STUDY ON EQUIVALENT STATIC WIND LOADS OF LARGE-SPAN SPATIAL STRUCTURES AND WIND PRESSURE DISTRIBUTION OF COMPLEX SHAPE SPATIAL STRUCTURES

In the temporary society, people have raised higher requirements for the functions and aesthetics of buildings, which trigger the emergence of a variety of new building materials with light weight and high strength as well as continuous improvement in construction technology. Large-span spatial structures are highly favored for their beautiful exterior and broad internal space. They are widely used in airport terminals, galleries, stadiums, industrial plants and other large buildings. And technology concerning spatial structures has become one of the most important symbols to measure the level of a country's construction technology.

However, this kind of structures tends to be light in weight, large in span, great in flexibility, and low in natural frequency, which makes them sensitive to wind loads and wind loads sometimes become their control loads. Wind load is a typical random dynamic load and structural dynamic response calculation under wind loads involves analysis of wind load characteristics, structural dynamics and the coupling interaction of wind and structures. In order to simplify the structural wind-resistant design methodology, structure designers urgently need to use the method of equivalent static wind load (ESWL) to carry out the engineering design and calculation.

The study of this paper is mainly divided into three parts. In the first part, this paper systematically elaborates the research status of numerical simulation of the wind pressure distribution, wind load and equivalent static wind load (ESWL) of large-span spatial structures as well as the basic principles of computational structural wind engineering and common turbulence models. On that basis, a program describing wind velocity profile is written and Fluent software is used to carry on the numerical simulation of wind pressure distribution and wind field environment of T2 terminal of Nanjing Lukou international airport and T2 terminal of Wenzhou Longwan international airport. After that, the numerical simulation results is compared with the wind tunnel test data to verify the credibility of the simulation results.

Difficulties of the simulation work lie in the following aspects. (1) The complex shape of structures makes geometric modeling very difficult. T2 terminal of Nanjing Lukou international airport has wavy roof with elevation and curvature changing continuously. T2 terminal of Wenzhou Longwan international airport stretches out wing-shape structures at both ends and the cross section of its roof is irregular arch. Such conditions easily lead to difficulties in meshing work and divergence of calculation. (2) The Reynolds number of numerical simulation work is very high which would decrease the stability of calculation and cause divergence. (3) The surrounding buildings cause great disturbance to wind flow and this results in the rise of complexity of simulation work. (4) The large scale of structures makes quantity of meshes and amount of calculation great as well as increases the difficulty of post-processing and analysis.



Through iso-contours of wind pressure and streamlines of wind field, the law of wind pressure distribution is revealed. The study shows that wind pressure and wind field change violently at turning points of structures and those places where curvature changes rapidly, which must be paid much attention to. Besides, wind pressure distribution is affected significantly by different wind incoming directions and surrounding buildings.

The calculation shows that the results of numerical simulation and wind tunnel test data are in good agreement on the whole. The simulation results can be used for structural wind-resistant design work of large-span spatial structures. Differences between results of simulation and wind tunnel test data lie in aspects below. (1) The model used in wind tunnel test is a 1/200 reduced scale model when numerical simulation takes a full-scale model which can reflect the actual situation of wind field environment. (2) Lateral walls of the real wind tunnel are too close to the test model which results in the wall effect, namely, air flows back when it meets lateral walls. In the simulation, distance between lateral walls of the numerical wind tunnel and the geometric model is at least four times the maximum length of the model. Wall effect is weak and can be ignored in such conditions.

To summarize the first part, results of numerical simulation actually reflect the wind pressure distribution and visually present the wind flow around buildings. What's more, comprehensive analysis can be easily made by changing some calculating settings which provides objective basis for studying the characteristics of wind load and structural responses.

In the second part, the paper focuses on the numerical simulation of wind load time history. Natural wind can be decomposed into average wind and fluctuating wind. In a given period of time, the direction and size of average wind velocity remain the same. As a result, structural response caused by the average wind is the static effect. On the other hand, the direction and size of fluctuating wind velocity change with time and structural response under fluctuating wind is dynamic which would cause structural vibration. For large-span spatial structures, dynamic response caused by fluctuating wind cannot be ignored and must be taken into serious consideration. Because of the long cycle, large amount of work and high cost of field measurement and wind tunnel test, researchers tend to numerically simulate fluctuating wind by computer. The principle of simulation is to express wind velocity as a function of time. According to the theory of random vibration, wind velocity time history can be regarded as a random time sequence describing the stationary random process of changing wind velocity by defining the size of time step.

Due to the formation mechanism and flow characteristics of its own, wind load shows a strong randomness and is a typical kind of random loads. The first step to carry on the wind-resistant study and design work is to accurately describe the wind velocity and characteristics of wind load based on the analysis of probability and statistics. The second step is to calculate the random response of structures under simulated wind load. At present, methods to solve the vibration response of large-span spatial structures under wind load mainly include the method based on the frequency domain and that based on the time domain. Although the frequency domain analysis of wind load based on the linear superposition is clear and simple, it is not suitable for nonlinear structural analysis. The time domain analysis is suitable for nonlinear structural analysis and can be used to obtain the whole process of structural response.

This part first expounds the common simulation methods of wind load in wind engineering research, such as regression method, the harmonic superposition method and the wavelet analysis



method as well as principles of various simulation method. The main work of this part is the simulation of wind velocity time history based on harmonic superposition method by MATLAB language. The simulated wind velocity can be used as the inlet boundary condition of the numerical wind tunnel to obtain the dynamic wind loads. The calculation shows that the simulated fluctuating wind reflects the spatial and temporal correlation of real fluctuating wind. What's more, the wind power spectrum, average wind profile and turbulence intensity of simulated wind are well fitting the theoretical values. In the wind tunnel test, it's difficult to achieve such accuracy.

The third part concentrates on the equivalent static wind load (ESWL). It first introduces several commonly used methods to obtain ESWL of structures, such as Gust loading factor method (GLF), Load-Response-Correlation method (LRC), Inertial Wind Load method (IWL) and Three-Component method, briefly describing the calculation principles of those methods and their advantages and disadvantages. Then taking T2 terminal of Wenzhou Longwan international airport as an example, the paper shows how to obtain single-objective ESWL. After that, a large-span arch structure was taken for instance to obtain multi-objective ESWL with the new method proposed in this part.

This part features a newly proposed method to calculate multi-objective combination coefficient and get multi-objective ESWL. Finite element model was established and wind-induced response was calculated. Then single-objective ESWL is got with the instantaneous pressure distribution of the structure at a particular time. On this basis, the concept of multi-objective ESWL coefficients are defined and single-objective ESWL are combined based on the load-response correlation coefficients, resulting in multi-objective ESWL. These combination coefficients are determined based on the correlation of wind load time history and response time history of structures, which simplifies the solving process compared with methods involving least square fitting. Applying multi-objective ESWLs based on the method presented in this part on the large-span arch structure, the study shows that nodal displacements and vertical reaction force of the middle column of structural system under multi-objective ESWLs are in good agreement with extreme values of structural responses in dynamic time history analysis.

To summarize the third part, compared to traditional gust loading factor, the structural response results based on the presented method have smaller discreteness and are closer to the real responses of the structure. The newly proposed method is effective and reasonable.

In conclusion, this paper expounds how to obtain wind pressure distribution, velocity time history of fluctuating wind and multi-objective ESWL by means of numerical simulation. Credibility of simulation results is verified by comparing them with wind tunnel test data and theoretical values.