



学校代码: 10286  
分 类 号: 000  
密 级: 公开  
U D C: 000  
学 号: 140926

心於至善



大跨越输电塔结构在龙卷风作用下的响应分析



# 东南大学 硕士学位论文

## 大跨越输电塔结构在龙卷风作用下的 响应分析

研究生姓名: 王勇

导师姓名: 吕令毅 教授

王勇

东南大学

申请学位类别 工学硕士 学位授予单位 东南大学

一级学科名称 土木工程 论文答辩日期 2017年3月14日

二级学科名称 结构工程 学位授予日期 2017年3月14日

答辩委员会主席 \_\_\_\_\_ 评 阅 人 \_\_\_\_\_

2017年3月14日

学校代码: 10286

分 类 号: 000

密 级: 公开

U D C: 000

学 号: 140926



东南大学

# SOUTHEAST UNIVERSITY

## 硕士学位论文

### 大跨越输电塔结构在龙卷风作用下的 响应分析

研究生姓名: 王勇

导师姓名: 吕令毅 教授

申请学位类别 工学硕士 学位授予单位 东南大学

一级学科名称 土木工程 论文答辩日期 2017年3月14日

二级学科名称 结构工程 学位授予日期 2017年3月14日

答辩委员会主席 评 阅 人 \_\_\_\_\_

2017年3月14日



東南大學  
碩士學位論文

大跨越輸電塔結構在龍卷風作用下的  
響應分析

專業名稱: 土木工程

研究生姓名: 王 勇

導師姓名: 呂令毅 教授



# RESPONSE ANALYSIS OF LONG SPAN TRANSMISSION TOWER STRUCTURE UNDER TORNADO WIND LOADING

A Thesis submitted to  
Southeast University  
For the Academic Degree of Master of Engineering

BY  
Wang Yong

Supervised by:  
Prof. Ling-yi Lv

School of Civil Engineering  
Southeast University

2017/3/14



## 东南大学学位论文独创性声明

本人声明所呈交的学位论文是我个人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。尽我所知，除了文中特别加以标注和致谢的地方外，论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包含为获得东南大学或其它教育机构的学位或证书而使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均已在论文中作了明确的说明并表示了谢意。

研究生签名: \_\_\_\_\_ 日期: \_\_\_\_\_

## 东南大学学位论文使用授权声明

东南大学、中国科学技术信息研究所、国家图书馆有权保留本人所送交学位论文的复印件和电子文档，可以采用影印、缩印或其他复制手段保存论文。本人电子文档的内容和纸质论文的内容相一致。除在保密期内的保密论文外，允许论文被查阅和借阅，可以公布（包括刊登）论文的全部或部分内容。论文的公布（包括刊登）授权东南大学研究生院办理。

研究生签名: \_\_\_\_\_ 导师签名: \_\_\_\_\_ 日期: \_\_\_\_\_



## 摘要

第二章主要描述了龙卷风风场的特性；利用 CFD 技术模拟了龙卷风缩尺风场，与试验对比以验证数值风场的正确性；最终与实测的 Spencer 龙卷风足尺风场进行对比，以确定数值风场的长度缩尺比和速度缩尺比。

第三章根据 500 kV 南京三江口长江大跨越工程进行输电塔结构的有限元建模，进行模态分析，提取各阶固有频率和振型与文献进行对比，以确定有限元模型的正确性。

第三章研究了将极坐标系下的缩尺龙卷风风场转化为直角坐标系下的足尺风场，并提取输电塔结构上任意节点处所受龙卷风的风速分量。然后根据中美相关规范探讨施加龙卷风荷载的方法；还利用经典的悬链线理论计算输电线传给输电塔的张力。最终将上述方法编制成 APDL 程序，进行输电塔结构在重力、输电线张力和静态龙卷风荷载作用下的静力弹塑性分析。程序可以改变龙卷风核心位置，进行塔顶位移的参数化分析，以确定位移响应的危险工况。

关键词： 龙卷风数值模拟；大跨越输电塔结构；悬链线理论；参数化分析



## **Abstract**

**Keywords:**



# 目录

摘要 . . . . .	I
<b>Abstract</b> . . . . .	III
<b>第一章 绪论</b> . . . . .	1
1.1 课题研究背景及意义 . . . . .	1
1.2 龙卷风荷载研究现状 . . . . .	2
1.2.1 现场实测研究 . . . . .	2
1.2.2 试验模拟研究 . . . . .	4
1.2.3 数值模拟研究 . . . . .	6
1.3 本课题研究现状 . . . . .	7
1.4 本课题主要研究内容 . . . . .	8
<b>第二章 龙卷风风场及其数值模拟</b> . . . . .	9
2.1 计算流体动力学基本理论 . . . . .	9
2.1.1 控制方程 . . . . .	9
2.1.2 湍流模型 . . . . .	11
2.1.3 控制方程组的离散 . . . . .	13
2.2 龙卷风的特性及描述 . . . . .	13
2.2.1 龙卷风的强度等级 . . . . .	13
2.2.2 龙卷风的特征参数 . . . . .	14
2.2.3 龙卷风的 Rankine 涡模型 . . . . .	15
2.3 缩尺龙卷风的 CFD 模拟 . . . . .	15
2.3.1 风场几何区域 . . . . .	16
2.3.2 网格划分 . . . . .	16
2.3.3 湍流模型 . . . . .	16
2.3.4 边界条件 . . . . .	18
2.3.5 控制方程及求解选项 . . . . .	20
2.4 龙卷风数值模拟结果及其正确性验证 . . . . .	20
2.4.1 Baker 试验对比 . . . . .	20
2.4.2 数值风场的风速分布特征 . . . . .	20
2.4.3 数值风场的风压分布特征 . . . . .	23

---

2.5 足尺龙卷风 CFD 模拟 . . . . .	23
2.5.1 长度相似比和速度相似比 . . . . .	23
2.5.2 足尺龙卷风风场 CFD 模拟 . . . . .	25
<b>第三章 输电塔结构在龙卷风作用下的静态响应分析 . . . . .</b>	<b>27</b>
3.1 500 kV南京三江口长江大跨越工程介绍 . . . . .	27
3.1.1 输电塔有限元模型 . . . . .	27
3.1.2 输电塔结构模态分析 . . . . .	29
3.2 输电塔龙卷风荷载计算的 FSI 方法 . . . . .	31
3.2.1 单向流固耦合方法介绍 . . . . .	31
3.2.2 包含输电塔刚性模型的龙卷风风场 . . . . .	31
3.2.3 龙卷风风压转化为输电塔梁单元节点集中力 . . . . .	32
3.2.4 输电塔支撑构件的龙卷风荷载计算 . . . . .	36
3.3 输电塔龙卷风荷载计算的规范方法 . . . . .	36
3.3.1 龙卷风风场处理 . . . . .	36
3.3.2 输电塔结构龙卷风风荷载计算 . . . . .	38
3.3.3 索的悬链线理论及输电线作用于塔的荷载 . . . . .	43
3.4 FSI 方法与规范方法的对比 . . . . .	47
<b>第四章 考虑龙卷风平移的动态响应分析 . . . . .</b>	<b>49</b>
4.1 动态龙卷风模型 . . . . .	49
4.1.1 龙卷风路径 . . . . .	49
4.2 动态龙卷风风速及荷载时程 . . . . .	50
4.2.1 典型龙卷风运动工况 . . . . .	50
4.2.2 动态龙卷风风速时程 . . . . .	52
4.2.3 动态龙卷风荷载时程 . . . . .	52
4.3 输电塔结构动力时程分析 . . . . .	54
4.3.1 动力方程及其求解 . . . . .	54
4.3.2 输电塔结构的阻尼 . . . . .	55
4.3.3 输电塔动态响应结果 . . . . .	55
<b>参考文献 . . . . .</b>	<b>57</b>

# 第一章 绪论

## 1.1 课题研究背景及意义

2016年6月23日，江苏盐城发生一场EF4级龙卷风，对盐城市阜宁县、射阳县一带造成严重影响。据当局统计，龙卷风至少造成99死，846人伤，其中近200人重伤。此龙卷风造成的伤亡是几十年来最严重的<sup>[1]</sup>。这一严重龙卷风灾引起了社会对极端天气现象的关注。

龙卷风是一种伴随着高速旋转的漏斗状云柱的强风涡旋，中心附近风速可达100 m/s – 200 m/s，甚至300 m/s。

根据美国国家海洋和大气管理局对美国历年记录的龙卷风发生次数和等级的统计如图1.1所示<sup>[2]</sup>：美国每年平均记录到1,200次龙卷风，2000年后龙卷风发生次数各年间波动较大，产生这一波动的原因还未有定论。

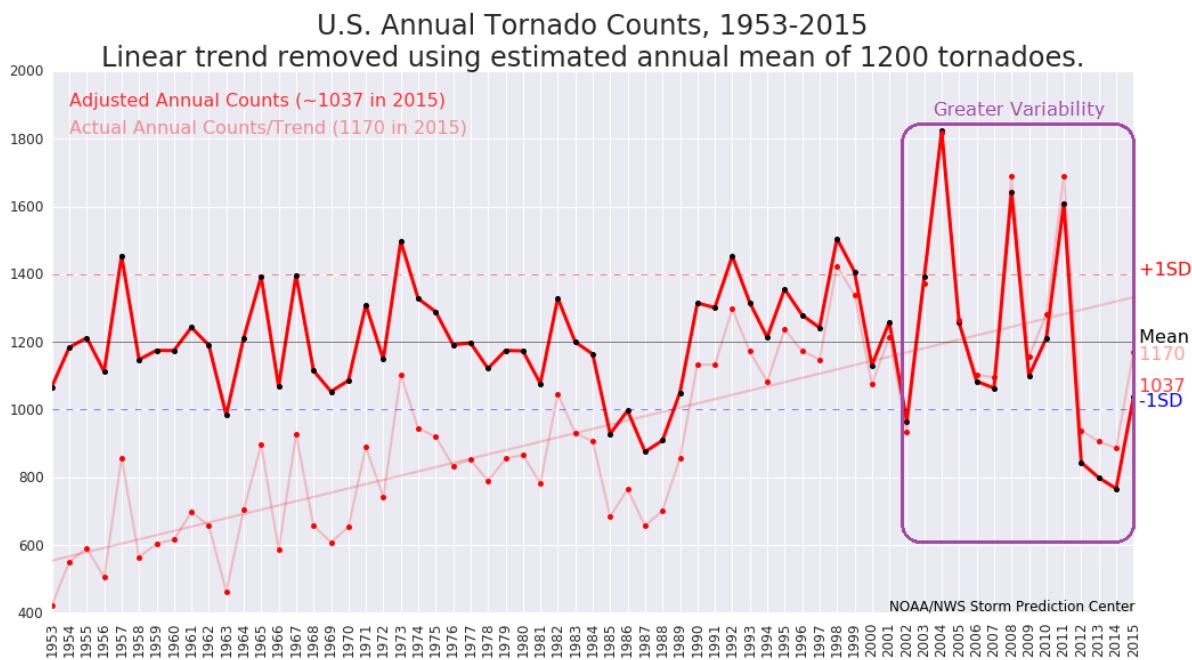


图 1.1: 美国龙卷风年发生次数统计

相比于美国，中国龙卷风发生的概率相对较小，平均每年不足100个，大多集中在中、东部地区，如长江三角洲、苏北、鲁西南、豫东平原等。我国龙卷风发生的数据虽然不及美国，但其造成的损失也是巨大的，据统计我国平均每年有17个省（区、市）遭受龙卷风，每年因龙卷风造成的死亡人数都在10人以上，受伤人数超千人，受灾人数更是少则上万多则百万，造成的直接经济损失高达数十亿元<sup>[3]</sup>。

尽管龙卷风每年对我国造成的损失是巨大的，但由于其发生的概率和影响范围相对较小，目前我国《建筑结构荷载规范》中尚未包含普通建筑结构的抗龙卷风设计要求，但对一些重大工程如核电常规岛，一旦遭受破坏，其后果将不堪设想，我国已明确要求此类工程必须考虑结构的抗龙卷风设计。

大跨越输电塔结构是重要的生命线电力工程设施，具有数量大、分布广等特点，容易遭受龙卷风的袭击，其破坏将导致供电系统的瘫痪甚至引发火灾等严重后果，造成重大经济损失。

2016 年江苏盐城龙卷风中，共计 220 座各类通信基站退服，倒杆 2800 根，部分地区出现影响电力供应中断和通信基站无信号的情况，1570 根有线信号杆线受损，162 杆路灯损坏，40 条高压供电线路受损，影响 3 万负荷供电；射阳县电力、通讯杆线受损严重，龙卷风经过的 4 条 10 千伏线路区域用户全停。在当地的阿特斯协鑫阳光电力科技有限公司的两座厂房损毁，损毁面积达 4 万平方米<sup>[4]</sup>。输电线路的破坏直接影响了救援救伤的效率，造成了灾区人民生命财产的重大损失。

2003 年 4 月 12 日，广东河源遭受罕见的龙卷风袭击，输电系统遭到重创，205 座高压输电线杆塔、440 条线杆被折断或者刮倒<sup>[5]</sup>。

据统计，全球范围内约 80% 的输电塔倒塌破坏是由于极端天气（如龙卷风、雷暴等）的影响<sup>[6]</sup>。这主要因为大跨越输电塔结构具有塔体结构高、跨距大、柔性强等特点，是风敏感性结构，这就需要在其设计中考虑龙卷风荷载。美国输电塔设计规范已考虑龙卷风等极端天气荷载，但我国输电线路设计规范尚未涉及。鉴于近年龙卷风发生频率和强度似有增大趋势，而以往国内针对输电塔受龙卷风袭击的研究较少。故为保障龙卷风多发地区电网运行安全，进行输电线路的龙卷风荷载及抗风研究具有重要的理论和实用价值。

## 1.2 龙卷风荷载研究现状

龙卷风是强对流天气的产物，是一种小尺度的高速旋转的气旋，具有突发性、区域性、短暂性、强破坏性，其风场特性不同于常规风。迄今为止，人们对于龙卷风的发生机理尚未彻底清楚，但学者从未停止对龙卷风的研究：从早期气象上的理论和实测研究，到如今的试验和数值模拟研究，获得了可供工程设计参考的相关数据。这一过程中，龙卷风风场结构及其荷载的研究方法在不断地发展进步。目前，国内外对龙卷风荷载的研究主要有现场实测、理论分析、试验模拟和数值模拟等方法，下文逐一介绍。

### 1.2.1 现场实测研究

现场实测是研究龙卷风最直直接且重要的方法。但由于龙卷风发生地点及移动路径的随机性，研究者无法事先在其移动路径上安置观测仪器。另外，龙卷风破坏力巨大，风场中常夹杂着飞射物，观测仪器容易遭受破坏丧失数据采集能力。另一种现场实测方

法是采用可移动的 Doppler 雷达来追踪并测量龙卷风。但由于测量设备的限制，无法获得近地面风场的准确数据，而近地面数据又是工程抗龙卷风设计的重要参考数据，这限制了现场实测数据在实际工程抗龙卷风设计中的应用。

即便如此，现场实测仍然为龙卷风风场结构、演化规律等的研究提供的宝贵数据。爱荷华州立大学利用一种非常坚固的探测仪器，并在其内部设置朝向八个方向的摄像头，以便能从不同角度拍摄龙卷风内部情况。根据拍摄的录像可以看到，龙卷风袭击低矮房屋时，房屋各个部分的破坏顺序为：首先是屋顶坍塌，然后是周围墙壁，最后是整个房屋倒塌。房屋首先受到底部巨大风速的冲击，接着被旋风从外围袭击，最后被向上的气流摧毁。Alexander(2005)<sup>[7]</sup> 利用移动的 Doppler 雷达获得了 1998 年 5 月 30 日发生于美国南达科他州的强龙卷风不同高度处的风速。Kuai(2008)<sup>[8]</sup> 等人对其数据进行处理，得到该龙卷风切向和径向风速分布分别如图 1.2 和 1.3 所示。

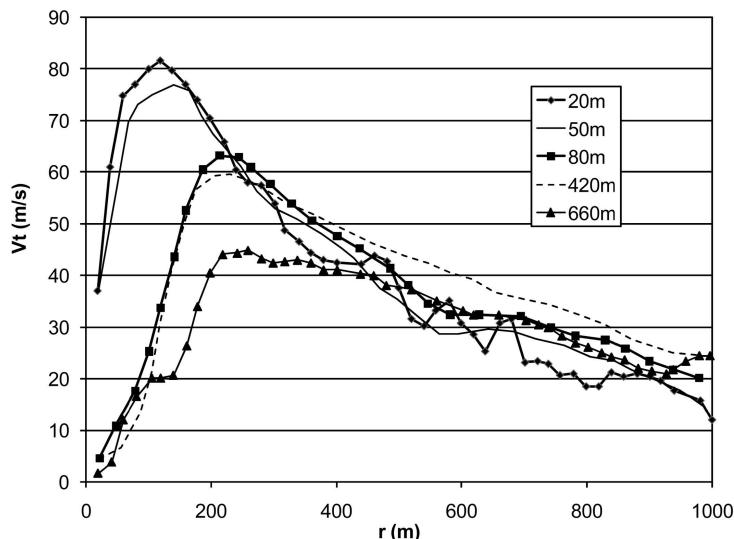


图 1.2: 龙卷风切向风速沿径向的分布曲线

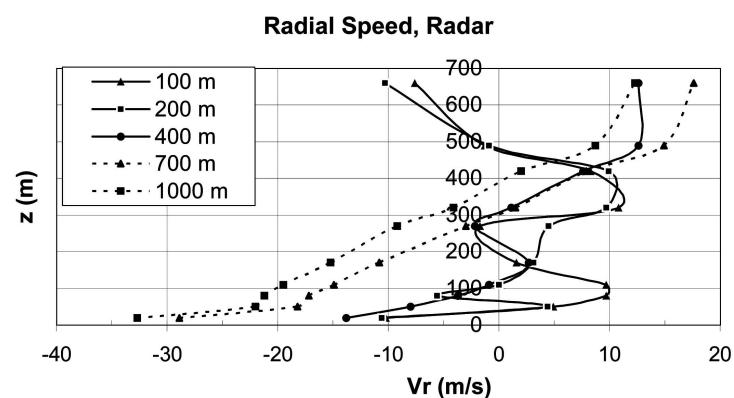


图 1.3: 龙卷风径向速度沿高度的分布曲线

图 1.2 为所测得的 20 m 到 660 m 高度处龙卷风的切向风速曲线。龙卷风的切向风速曲线存在一个峰值，其核心半径随高度从 120 m 变化到 250 m，表现为漏斗形状。图 1.3 为

龙卷风在不同径向位置处，径向风速随高度的变化曲线。负值表示空气流入龙卷风内部，在离龙卷风中心 1000 m 处，400 m 以下均为入流层。但随着距离龙卷风中心距离越来越近，入流层的厚度逐渐减小。最大径向速度出现在地面以上 20 m 高度处，这是雷达所能测得最低位置处的风速值。

目前龙卷风野外实测最大的研究项目是 VORTEX2 实验。它是由美国科学基金会 (NSF) 和美国海洋和大气局 (NOAA) 共同组建，耗资 10 亿美元，共有 100 多位研究者参与其中，出动雷达车共 10 部，启用近 40 个移动地面气象站，风暴边缘利用直升飞机探测。该项研究的现场实测部分从 2009 年 5 月 1 日开始，于 2010 年 6 月 15 日结束。所观测的范围从美国德克萨斯州的西部直到明尼苏达州的西南部，长达 1448 公里。

该项研究主要为了解决以下几个简单却很难回答的基本问题：龙卷风是什么时候怎样形成的，为什么有些强烈并持续时间长而有些微弱且持续时间短；龙卷风的结构是怎样的，它们靠近地面的风速有多大，是怎样对周围造成破坏的；怎样可以更好地预报龙卷风，目前能提前预报龙卷风的时间平均为 13 分钟，并且有 70% 的错误率，怎样可以更准确地预报，并且增加提前预报的时间。初步数据显示 VORTEX2 一共捕获大约 30 个较大级别的龙卷风，20 个强度较弱或寿命较短的龙卷风，其中有些龙卷风超过了 EF2 级。所采集的龙卷风数据已在整理分析当中，但所测龙卷风原始数据的讨论和发表工作要在现场实测完成后的 5 至 7 年内才能完成。

## 1.2.2 试验模拟研究

由于现场实测的困难和限制，研究者尝试建立缩尺龙卷风发生装置模拟龙卷风风场及其对结构的作用。Chang<sup>[9]</sup> 在 1971 年最早使用实验装置模拟龙卷风，得到了内部风场的切向速度和径向速度，发现这可作为有限的现场实测的补充，是一种有效的方法。1972 年 Ward<sup>[10]</sup> 改进了 Chang 的龙卷风模拟装置，改进的装置能仅允许近地面空气进入，并设置了滤去气流竖向涡量的蜂窝板。此后许多龙卷风发生装置均是基于这个装置的改进。1977 年普渡大学的 Church<sup>[11]</sup> 设计了新型龙卷风模拟装置，采用旋转金属网实现气流的旋转。1993 年 Lund 和 Snow 为普渡大学第二代龙卷风模拟装置中使用了激光多普勒测速仪，发现模拟的龙卷风风场的竖向速度、径向速度和切向速度的分布符合 Rankine 涡的特征。该装置还采用了导流板代替了旋转的金属网，可以产生不同角度的入流速度。2008 年 Mishra<sup>[12]</sup> 利用新的龙卷风模拟装置模拟出了速度场，并与 1998 年 5 月 30 日发生的曼彻斯特龙卷风和 2003 年 7 月 24 日发生在南达科他州的实测数据进行了对比，发现二者的压力分布和切向速度分布吻合较好，这表明利用实验模型模拟龙卷风是可行的。2008 年 Haan<sup>[13]</sup> 研究了不同龙卷风模拟装置设置对龙卷风涡结构及其大小的影响。

由于龙卷风发生装置可有效模拟龙卷风风场结构，研究者开始将不同类型的建筑物放置在发生装置中，用来研究龙卷风荷载。1983 年 Jischke<sup>[14]</sup> 利用类似于 Ward 型龙卷风研究了圆柱形和长方体建筑物在龙卷风风场表面的风压分布，发现其与常规风洞实验

的结果相差甚远，即建筑物表面受到的风压是在常规风场中的 3 至 5 倍，并指出龙卷风的最大风速、建筑模型的位置以及建筑模型与涡的相对方位是龙卷风造成破坏的重要因素。2003 年爱荷华州立大学设计建成了可平行移动的龙卷风发生装置，内部可放置缩尺比 1/150 到 1/300 的结构模型。2006 年，爱荷华州立大学的 Sarkar 和 Haan<sup>[13]</sup> 对 54 m 宽，216 m 高的缩尺比例为 1/500 的长方体房屋进行了研究，发现当龙卷风等级为 F2 级时，龙卷风荷载超过了美国土木工程师协会（ASCE7-02）规定的荷载值，约为美国沿海地区风荷载的 1.8 倍。2008 年 Mishra<sup>[12]</sup> 利用德州理工大学的漩涡 2 号模拟装置 (TTU-VSII) 对不同径向位置处立方体建筑上的龙卷风作用进行了实验研究，给出了可渗透建筑（其内部的压力与龙卷风压相平衡）的表面压力系数。研究表明，当建筑物位于所模拟龙卷风的边缘时，只有一个面为正压，这与大气边界层流中的情况比较类似。随着建筑物不断靠近龙卷风中心，龙卷风的涡流影响越来越大。2010 年 Haan<sup>[13]</sup> 等人利用爱荷华州立大学 (ISU) 的移动龙卷风模拟装置模拟人字屋顶建筑上的龙卷风荷载。实验结果表明，建筑侧面风吸力的峰值是吹直风时的 1.5 倍，竖向力系数峰值是一般规定的 2 到 3 倍，这可能是由于龙卷风中心存在较大负压的影响。2012 年 Sabareesh 等人<sup>[15]</sup> 通过东京理工大学的龙卷风模拟装置，研究了固定龙卷风中不同位置及地形环境中的建筑物表面风压分布情况。当建筑物位于龙卷风核心半径处时，与切向流相垂直建筑表面的负压相对于其他表面较小。2013 年 Rajasekharan<sup>[16]</sup> 利用东京理工大学的龙卷风模拟装置，研究了建筑物在龙卷风中的位置以及两种不同开洞方式对建筑物内部压力、屋顶净风力的影响。

国内龙卷风方面的试验研究起步较晚，2013 年，东南大学的汤卓等建造了国内首个龙卷风发生装置，并将其命名为“龙卷风塔”，该试验装置如图 1.4 和图 1.5 所示。



图 1.4: 东南大学汤卓龙卷风发生装置

利用此装置进行了龙卷风作用下双坡屋面风压分布的试验研究，结果表明：龙卷风场的风速分布、风压分布以及总气压降和 Rankine 涡模型吻合较好，其试验结果也说明

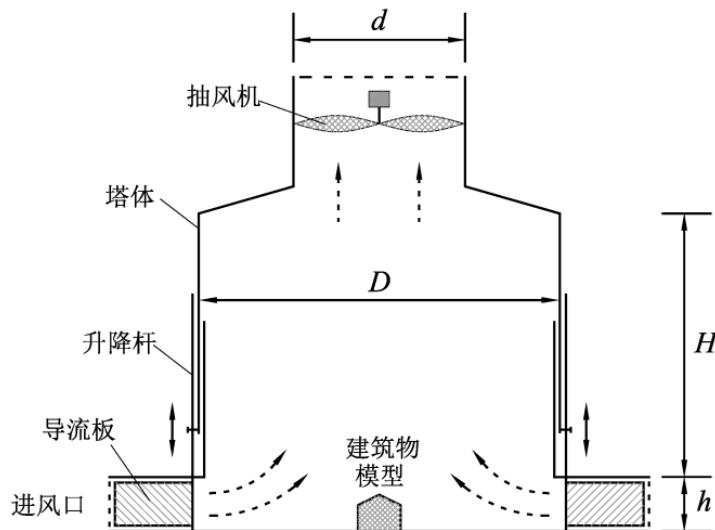


图 1.5: 东南大学汤卓龙卷风发生装置原理图

了龙卷风作用于建筑物的荷载与常规风作用存在较大差异。2014 年，同济大学的王锦和周强等<sup>[17]</sup>制造出了龙卷风试验装置。该试验装置是基于 Haan 等的设计原理制作而成的，主要由顶部悬吊的控制风机、环状管道以及导流板组成。该装置可以产生一定的平移速度，最大为 0.4 m/s，试验过程中采用眼镜蛇探头测试龙卷风风场。试验结果表明其模拟的切向速度和静压分布与真实龙卷风的监测结果较一致。

### 1.2.3 数值模拟研究

龙卷风的现场实测具有许多限制，难以准确观测近地面处（20 m 以下）的真实风场，这限制了现场实测数据在实际工程抗龙卷风设计中的应用，因为近地面风场是工程设计主要关注的；再者，龙卷风的解析模型（如 Rankine 模型）是经过简化的理想模型，还不能贴近真实风场；最后，即使是试验方法也受到缩尺比的限制，难以模拟真实龙卷风尺寸。研究者开始寻找新的研究龙卷风的方法。

龙卷风数值模拟方法的研究，主要是在龙卷风缩尺试验研究的基础上发展起来的。1997 年，Lewellen 等人<sup>[18]</sup>利用大涡模拟技术（Large Eddy Simulation, LES）模拟了一个单涡龙卷风结构，并研究其与地面的相互作用，解释了形成龙卷风结构所需的条件，还指出 Rankine 涡模型是满足 Navier-Stokes 方程的最简单模型。1999 年 Nolan 和 Farrell<sup>[19]</sup>利用轴对称不可压缩流的数值模型研究了龙卷风结构的动力特性和结构特性，发现旋转流场的角动量和湍流粘度直接影响龙卷风的结构。2003 年 Selvam 和 Millett<sup>[20]</sup>利用 Rankine 涡模型给出了数值模拟龙卷风风场的速度边界条件，并利用 LES 方法计算了立方体表面作用的龙卷风荷载，发现平移的龙卷风模型产生比准定常模型更大的作用力，墙体要增加 45%，屋顶要增加将近一倍。2008 年 Kuai 等人<sup>[8]</sup>以爱荷华州立大学的龙卷风模拟装置为基础进行了数值模拟，表明数值模拟结果可较好吻合实验数据，若考虑地面粗糙度，数值模型可更好模拟雷达观测的数据。2011 年 Nashimi 等人<sup>[21]</sup>利用 LES 方

法对同一龙卷风尺寸，不同建筑物尺寸（建筑平面尺寸从一倍变到八倍，高度保持不变），龙卷风和平行常规风分别作用于建筑物的荷载进行了对比研究，发现随着建筑物平面尺寸的增大，龙卷风风场中建筑物的竖向阻力系数最多可减少 80%，侧向阻力系数和轴向阻力系数最多可减少 90%。2012 年 Natarajan 等人<sup>[22]</sup>利用 LES 方法研究龙卷风平移速度及地面粗糙度对龙卷风风场的影响，发现随着地面粗糙度的增加，减小了模拟龙卷风的最大切向速度，而龙卷风平移速度对风场最大切向速度的影响不能得到统一结论，切向速度出现减小和略微增大两种不同情况。

国内针对龙卷风的数值模拟研究日趋增多。2005 年同济大学的陈艾荣<sup>[23]</sup>基于准定常理论对大跨斜拉桥在龙卷风作用下的响应做了分析研究，发现了龙卷风对斜拉桥的竖向托起效应。2009 年湖南大学的甘文举<sup>[24]</sup>通过涡运动理论，建立了考虑龙卷风平移运动的数值风场模型，对低层房屋的龙卷风荷载及抗风设计提出了实用计算的建议。2011 年，河北大学刘伟<sup>[25]</sup>采用了 Realizable 湍流模型模拟了龙卷风风场特性，并模拟了不同体型的建筑物位于风场中不同位置时的受力情况。同年，哈尔滨工业大学李波利用 Fluent 对影响龙卷风风场的各种参数进行了分析，还得到了风场中建筑物表面和附近的速度与风压的分布特征。2012 年，东南大学汤卓<sup>[26]</sup>利用 CFD 数值模拟方法模拟了龙卷风作用于大跨穹顶结构的研究，获得了大跨穹顶结构表面的风压系数和作用在结构上的龙卷风荷载时程曲线，并对大跨穹顶结构作了风致响应分析。2012 年，哈尔滨工业大学徐枫<sup>[27]</sup>采用 Fluent 模拟了龙卷风风场特性，并对比理论模型从而验证了模拟结果的合理性。2013 年，唐飞燕<sup>[28]</sup>探讨了龙卷风风场中沙粒对结构冲击作用。2014 年，东南大学王兆勇<sup>[29]</sup>利用湍流模型模拟了在等效移动龙卷风作用下不同坡角的双坡屋面模型的风压分布特征，并与静态龙卷风风场特性相比，发现等效移动龙卷风风场中风压激增现象更加明显，双坡屋面风荷载急剧增大。

### 1.3 本课题研究现状

目前国外研究龙卷风作用下输电塔结构响应的文献较少。Savory(2001)<sup>[30]</sup>采用龙卷风 Wen 模型（忽略龙卷风风场竖向速度），利用风力系数将风速场转化为输电塔结构所受的风荷载，并考虑了龙卷风的平移运动，在其行进路径垂直于输电线的典型工况下进行动力时程分析，并根据输电塔结构的动态响应分析其破坏形态。Langlois(2007)<sup>[31]</sup>主要评估了 ASCE、Behncke 等提出的多种龙卷风简化荷载模型对输电塔结构响应的影响。其中的龙卷风简化荷载模型假定输电塔所受的风压是均匀分布的，并且忽略了风场的竖向分量及风场对输电线的作用。Hamada(2010)<sup>[6]</sup>利用缩尺 CFD 模型进行龙卷风风场的数值模拟，然后根据 ASCE No.74 规范提出的计算方法将 CFD 风场转化为输电塔结构受到的风荷载，然后进行静力弹塑性分析。并改变龙卷风核心相对于输电塔结构的位置，分析其对输电塔结构响应的影响。Hamada(2011) 还进行了考虑龙卷风平移运动时输电塔结构动力时程分析，思路与 Savory 类似，只是将龙卷风场采用 CFD 模拟风场，进一步考虑了龙卷风平移路径与输电线平行的工况。Altalmas(2014)<sup>[32]</sup>研究思路与 Hamada

类似，进行了更详尽的参数分析，即龙卷风核心相对于输电塔的角度、距离这两个参数对输电塔结构响应最值的影响。

任超（2010）<sup>[33]</sup>仅考虑了龙卷风的平移速度和最大切向速度，利用《架空送电线路杆塔结构设计技术规定》的风荷载计算公式将其转化为输电塔结构受到的龙卷风荷载，进行静力弹塑性分析。白俊峰（2011）<sup>[34]</sup>利用 Rankine 龙卷风涡模型计算出空间桁架表面对应的风压，进行龙卷风作用下输电塔结构的静力计算，发现与相同风速下自然风作用下的结构响应很相近。

由此可见国内外文献研究龙卷风作用下输电塔结构响应的基本思路为：采用 Rankine 或 Wen 模型模拟龙卷风解析风场，或采用 CFD 技术模拟龙卷风数值风场；然后利用规范中风荷载计算公式将风速场转化为风荷载并施加到输电塔有限元模型上，计算结构响应。这一研究思路采用自然风作用下的风荷载参数（如体型系数等）计算龙卷风荷载，但龙卷风与自然风风场结构相差较大，有必要研究直接模拟输电塔结构所受龙卷风荷载的方法。另一方面，国外的研究成果难以直接用于国内的输电塔结构抗龙卷风设计的参考，主要原因在于国内外输电塔结构体系存在不同之处，所以需要选取中国典型的输电塔工程进行建模计算；另一个原因在于国内外将风场转化为风荷载的计算公式不同，因此需要利用中国规范或标准的风荷载计算公式评估龙卷风的作用。

## 1.4 本课题主要研究内容

第二章：建立龙卷风数值风场模型。以 Baker 实验为基础，利用 Fluent 软件建立缩尺龙卷风风场模型，将 CFD 计算得到的数值龙卷风风场的风速分布与 Baker 实验进行对比，以验证模拟结果的正确性。并将缩尺风场与实测 Spencer 龙卷风风场进行对比，引入足尺风场与缩尺风场的长度相似比和速度相似比，以探讨将缩尺龙卷风数值风场转化为足尺风场的方法。

第三章：龙卷风作用下输电塔结构的静态响应分析。利用单向流固耦合方法（下文简称 FSI）直接在足尺龙卷风风场中建立输电塔的刚性模型，进行 CFD 计算得到结构表面受到的龙卷风风压。结构有限元计算采用梁单元模拟输电塔结构，故需研究将 CFD 计算得到的结构表面风压转化为梁单元节点集中力的方法。本章还介绍了利用规范方法计算龙卷风荷载并施加到输电塔结构的方法。最后改变龙卷风的袭击角度，分别在 0 度、45 度和 90 度工况下进行龙卷风荷载的计算和施加，进行静态响应计算，并比较两种方法计算得到的结构轴向力和位移响应。

第四章：龙卷风作用下输电结构的动态响应分析。考虑龙卷风的平移运动，建立动态龙卷风风场及荷载模型。针对龙卷风运动典型工况（移动路径平行于输电线、移动路径垂直于输电线），分析输电塔典型节点所受龙卷风风速及风载时程，进行动力时程分析，提取结构位移响应时程曲线。

## 第二章 龙卷风风场及其数值模拟

### 2.1 计算流体动力学基本理论

计算流体动力学（Computational Fluid Dynamics, CFD）是通过数值方法在计算机中对流体力学的控制方程（质量守恒方程、动量守恒方程、能量守恒方程）进行求解，从而可预测流场的流动。CFD 技术的基本思路可归纳为：把时间域及空间域上连续的物理量（如压力场、速度场），用一系列的有限离散点上变量值得集合来代替，通过一定的原则和方式建立关于离散点上场变量之间关系的代数方程组，然后求解此代数方程组获得场变量的近似值。

CFD 克服了传统的理论分析和试验研究的缺点，不受物理模型和试验模型限制，经济、高效、灵活，能够给出较为完整的数据和图像。尤其对特殊情况如试验无法模拟的时候，CFD 将会发挥出独特的优势。

#### 2.1.1 控制方程

流体的流动要受物理守恒定律的支配，包括质量守恒定律、动量守恒定律和能量守恒定律。控制方程是这些守恒定律的数学描述。

##### 质量守恒方程

质量守恒定律可表述为：单位时间内流体微元体中质量的增加量，等于同一时间间隔内流入该微元体的净质量。根据这一定律，可得到流体的质量守恒定律（连续方程）：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (2.1)$$

式中： $\rho$  为空气密度， $t$  是时间， $\mathbf{u}$  为空气的速度矢量， $u$ 、 $v$ 、 $w$  是速度矢量  $\mathbf{u}$  在  $x$ 、 $y$ 、 $z$  三个方向上的分量， $\operatorname{div}(\mathbf{a}) = \frac{\partial a_x}{\partial x} + \frac{\partial a_y}{\partial y} + \frac{\partial a_z}{\partial z}$  为矢量  $\mathbf{a}$  的散度。

##### 动量守恒方程

动量守恒定律可以表述为：流体微元体中流体动量对时间的变化率等于外界作用在该微元体上的各种力之和，该定律实际上是牛顿第二定律。据此，可推导出  $x$ 、 $y$ 、 $z$  三个方向的动量守恒方程：

$$\begin{cases} \rho \frac{du}{dt} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + F_x \\ \rho \frac{dv}{dt} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + F_y \\ \rho \frac{dw}{dt} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} + F_z \end{cases} \quad (2.2)$$

式中:  $p$  为流体微元体上的压力;  $\tau_{xx}$ 、 $\tau_{xy}$ 、 $\tau_{xz}$  分别为因粘性作用而产生的作用在微元体表面上粘性应力的分量;  $F_x$ 、 $F_y$  和  $F_z$  是微元体上的体力分量, 当微元体受到的体力只有重力, 且  $z$  轴的方向竖直向上时, 体力可以写成:  $F_x = 0$ ,  $F_y = 0$ ,  $F_z = -\rho g$ 。

下面对流体的粘性应力进行分析。当相邻两层流体发生相对滑移(即剪切变形)时, 在与变形相反方向上会产生粘性应力(切向应力), 来阻止变形的发生。流体这种抵抗变形的性质, 称为粘性。结构风工程中的研究对象主要为近地层的空气, 一般可看成是牛顿粘性流体。对于牛顿粘性流体, 流体的粘性应力与其变形率成比例, 各分量可写成如下形式:

$$\begin{cases} \tau_{xx} = 2\mu \frac{\partial u}{\partial x} + \lambda \operatorname{div} \mathbf{u} \\ \tau_{yy} = 2\mu \frac{\partial v}{\partial y} + \lambda \operatorname{div} \mathbf{v} \\ \tau_{zz} = 2\mu \frac{\partial w}{\partial z} + \lambda \operatorname{div} \mathbf{w} \\ \tau_{xy} = \tau_{yx} = \mu \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \\ \tau_{xz} = \tau_{zx} = \mu \left( \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \\ \tau_{yz} = \tau_{zy} = \mu \left( \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \end{cases} \quad (2.3)$$

式中,  $\mu$  是动力粘度,  $\lambda$  为第二粘度, 一般可取  $\lambda = -\frac{2}{3}\mu$ 。将式(2.3)代入式(2.2)中, 可得到牛顿流体的动量方程, 也就是比较常见的 Navier-Stokes 方程:

$$\begin{cases} \frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho u \mathbf{u}) = \mu \operatorname{grad}(u) - \frac{\partial p}{\partial x} + S_u \\ \frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho v \mathbf{u}) = \mu \operatorname{grad}(v) - \frac{\partial p}{\partial y} + S_v \\ \frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho w \mathbf{u}) = \mu \operatorname{grad}(w) - \frac{\partial p}{\partial z} + S_w \end{cases} \quad (2.4)$$

式中,  $\operatorname{grad}() = \frac{\partial()}{\partial x} \mathbf{i} + \frac{\partial()}{\partial y} \mathbf{j} + \frac{\partial()}{\partial z} \mathbf{k}$  为变量的梯度;  $S_u$ 、 $S_v$ 、 $S_w$  代表着动量守恒方程的广义源项, 其中  $S_u = F_x + s_x$ ,  $S_v = F_y + s_y$ ,  $S_w = F_z + s_z$ , 一般情况下,  $s_x$ 、 $s_y$ 、 $s_z$  是小量, 此处不再列出, 对于粘性为常数的不可压缩流体, 可取  $s_x = s_y = s_z = 0$ 。

## 能量守恒方程

能量守恒定律是包含有热交换的流动系统必须满足的基本规律, 能量守恒定律可表述为: 流体微元体中能量的增加率等于进入微元体的净热流量加上体力与面力对微元体所做的功。该定律实际上是热力学第一定律。

$$\frac{\partial \rho T}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho \mathbf{u} T) = \operatorname{div} \left( \frac{K}{c_p} \operatorname{grad} T \right) + S_T \quad (2.5)$$

式中:  $T$  是流体的温度,  $K$  是流体的传热系数,  $c_p$  是比热容,  $S_T$  是流体的内热源及由于粘性作用流体机械能转换为热能的部分, 有时简称  $S_T$  为粘性耗散项。

综合方程(2.1)、(2.4)、(2.5)等五个方程, 共有  $u$ 、 $v$ 、 $w$ 、 $p$ 、 $T$  和  $\rho$  六个未知量, 还需要补充一个流体的状态方程, 方程组才能封闭:

$$p = p(\rho, T) \quad (2.6)$$

由于近地边界层中的风速一般小于 0.3 倍的声速，因此可近似将近地层中的空气看成不可压缩的气体，即空气的密度是一个常量，不是空间或空间的函数。对于不可压缩流动，若热量交换很少以致可以忽略，可不考虑能量守恒方程。这样，只要联立求解质量守恒方程(2.1)和动量守恒方程(2.4)即可。四个未知数  $u$ 、 $v$ 、 $w$ 、 $p$ ，四个方程，方程组封闭。

### 2.1.2 湍流模型

雷诺在 1883 年通过圆管试验揭示了粘性流体存在着两种不同的流动形态：层流和湍流。当雷诺数小于某一临界值，相邻的流动层彼此能有序地流动互不干扰，这种流动称为层流；当雷诺数大于该临界值时，流动呈现出无序的混乱状态，它的流动特征量（如速度、压强等）随机变化，这种流动状态称为湍流。大气边界层中的空气流动状态一般属于湍流。湍流流动的主要特征是运动过程中流体质点发生不断互相混掺的现象，速度和压力等物理量是在空间和时间上均具有随机性质的脉动值。

上文所述的质量守恒方程(2.1)和 Navier-Stokes 动量方程(2.4)，对于层流和湍流都是适用的。但对湍流流动，直接求解三维瞬态控制方程，对计算机的内存和速度要求很高，目前在工程实际中不可能实现。对于湍流流动，工程中采用的比较多的是大涡模拟（LES）和雷诺平均（RANS）两种方法。大涡模拟（LES）的基本思路为：用瞬态的 Navier-Stokes 方程直接模拟湍流中的大尺度涡，并不直接模拟小尺度涡，通过近似的模型来考虑小涡对大涡的影响。而雷诺平均（RANS）方法是对瞬态控制方程做时间平均处理，同时补充反映湍流特性的其他方程如湍流动能方程和湍流耗散率方程等。

将三维瞬态控制方程中的各变量写成其平均值与脉动值相加的形式，如式 (2.7) 和式(2.8)所示。 $\mathbf{u}^*$  表示流体的速度矢量瞬时值， $\mathbf{u}$  表示流体的速度矢量平均值， $\mathbf{u}'$  表示流体的速度矢量脉动值。其他变量以此类推。将其代入瞬态连续方程(2.1)和 Navier-Stokes 方程(2.4)中，并在方程两侧对时间取平均，可以得到湍流时均流动的控制方程。

$$\mathbf{u}^* = \mathbf{u} + \mathbf{u}' \quad (2.7)$$

$$p^* = p + p' \quad (2.8)$$

时均量表示的连续方程（质量守恒方程）：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (2.9)$$

时均量表示的动量方程（Navier-Stokes 方程）：

$$\begin{cases} \frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho u \mathbf{u}) = \mu \operatorname{grad} u - \frac{\partial p}{\partial x} + \rho \left( -\frac{\partial(\rho u'^2)}{\partial x} - \frac{\partial(\rho u' v')}{\partial y} - \frac{\partial(\rho u' w')}{\partial z} \right) + S_u \\ \frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho v \mathbf{u}) = \mu \operatorname{grad} v - \frac{\partial p}{\partial y} + \rho \left( -\frac{\partial(\rho u' v')}{\partial x} - \frac{\partial(\rho v'^2)}{\partial y} - \frac{\partial(\rho v' w')}{\partial z} \right) + S_v \\ \frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho w \mathbf{u}) = \mu \operatorname{grad} w - \frac{\partial p}{\partial z} + \rho \left( -\frac{\partial(\rho u' w')}{\partial x} - \frac{\partial(\rho v' w')}{\partial y} - \frac{\partial(\rho w'^2)}{\partial z} \right) + S_w \end{cases} \quad (2.10)$$

从公式(2.10)中可看出，时均流动的动量方程又出现了新的未知项  $\rho \overline{u'_i u'_j}$ 。人们定义该未知项为雷诺应力项，用  $\tau_{ij}$  表示：

$$\tau_{ij} = -\rho \overline{u'_i u'_j} \quad (2.11)$$

雷诺应力由湍流脉动值所引起的应力张量，为未知量。必须引入新的湍流模型，才能使得时均化的连续方程(2.9)和时均化的动量守恒方程(2.10)构成的方程组封闭求解。一般通过湍流模型将湍流脉动值与时均值联系起来。由于没有特定的物理规律可以用来指导建立湍流模型，因此目前的湍流模型只能以大量实验观测结果作为基础。雷诺应力的求解是各湍流闭合模型的核心问题。根据对雷诺应力做出的假定或处理方法，可以将湍流模型分为两类：雷诺应力模型和涡粘模型。其中雷诺应力模型方法是直接构建雷诺应力的方程，然后联立求解质量守恒方程和动量守恒方程和新构建的雷诺应力方程。涡粘模型方法中，并不直接处理雷诺应力项，而是引入湍动粘度或涡粘系数，把湍流应力表示成湍动粘度的函数。

涡粘模型方法中的湍动粘度来源于 Boussinesq 提出的涡粘假定，该假定建立了雷诺应力相对于平均速度梯度的关系，即：

$$-\overline{u'_i u'_j} = v_t \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} k \quad (2.12)$$

式中， $v_t$  是湍动涡粘性系数，取决于流动状态； $u_i$  是流体的时均速度； $\delta_{ij}$  为 Kronecker delta 符号（当  $i = j$  时， $\delta_{ij} = 1$ ；当  $i \neq j$  时， $\delta_{ij} = 0$ ）； $k$  为流体单位质量的湍动能，定义为：

$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_j} = \frac{1}{2} \left( \overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2} \right) \quad (2.13)$$

流体力学中一般用  $\varepsilon$  表示单位质量湍流能量的耗散量 (turbulent dissipation rate)，定义为：

$$\varepsilon = v \frac{\partial u'_i}{\partial x_l} \frac{\partial u'_i}{\partial x_l} \quad (2.14)$$

式中， $v$  是运动粘度，对于牛顿流体，可用流体的动力粘度和密度的比值表示为  $v = \mu/\rho$ 。

根据量纲分析，可将湍动涡粘性系数写成如下的表达形式：

$$v_t = c_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2.15)$$

式中， $c_\mu$  为经验常数，通常取为  $c_\mu = 0.09$ 。

因此只要给出关于  $k$  和  $\varepsilon$  的两个方程，湍流时均流动的控制方程组即可封闭求解。 $k$  方程和  $\varepsilon$  方程可通过流体变量脉动量的连续方程和动量守恒方程经过一系列的运算得到其精确方程，然后对其各项通过量纲分析，表示成  $k$ ， $\varepsilon$  的函数形式。得到模型化的  $k$  方程和  $\varepsilon$  方程分别为：

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial (k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_l} \left[ c_k \frac{k^2}{\varepsilon} \frac{\partial k}{\partial x_l} + v \frac{\partial k}{\partial x_l} \right] - \overline{u'_i u'_l} \frac{\partial u_i}{\partial x_l} - \varepsilon \quad (2.16)$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial (\varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_l} \left[ c_\varepsilon \frac{k^2}{\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_l} + v \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_l} \right] - c_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} \overline{u'_i u'_l} \frac{\partial u_i}{\partial x_l} - c_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2.17)$$

式中,  $c_k$ ,  $c_\varepsilon$ ,  $c_{\varepsilon 1}$ ,  $c_{\varepsilon 2}$  均为模型常数。

### 2.1.3 控制方程组的离散

对于在求解域内建立的偏微分方程, 理论上是有真解(精确解或解析解)的。但由于所处理问题自身的复杂性(如复杂的边界条件), 或方程自身的复杂性, 很难获得方程的真解, 需要通过数值方法离散求解。有限体积法是目前 CFD 领域广泛使用的离散方法。

有限体积法(Finite Volume Method)基本思路: 是将计算区域划分为网格, 并使每个网格点周围有一个互不重复的控制体积。将待解的微分方程(控制方程)对每个控制体积积分, 从而得出一组离散方程。未知量为网格点上的因变量。为了求出控制体积的积分, 假定值在网格点之间的变化规律。有限体积法得出的离散方程, 要求因变量的积分守恒对任意一组的控制体积都能够得到满足。对整个计算区域, 自然也能得到满足, 这正是有限体积法吸引人的优点, 即使在粗网格的情况下, 仍显示出准确的积分守恒。

## 2.2 龙卷风的特性及描述

无论是模拟龙卷风, 还是评估龙卷风对结构的影响, 都需要对龙卷风的风场特性进行研究。人们采用龙卷风的强度级数来衡量龙卷风造成的破坏的程度。但由于龙卷风风场的复杂性, 实际工程的抗龙卷风设计中, 一般对其进行简化。目前工程界主要通过给定龙卷风的特征参数以及通过 Rankine 涡模型中给定的龙卷风切向速度和压强等详细流场信息, 来确定龙卷风对结构的影响。

### 2.2.1 龙卷风的强度等级

1970 年, 美国芝加哥大学的藤田(T. Theodore Fujita)教授提出将龙卷风按最大风速划分为 7 个等级, 这种等级划分方法即为藤田级数。但要直接测量龙卷风的最大风速不容易, 一般是根据龙卷风带来的破坏程度来估计龙卷风的最大风速, 进而确定它的强度等级。

2007 年 2 月 1 日起, 美国气象部门采用改进的藤田级数(The Enhanced F-scale<sup>[35]</sup>)。改进的藤田级数见表2.1, 分为 EF0 到 EF5 级。它考虑了建筑物的坚固程度, 对物体进行分类, 共包括 23 种房屋以及 5 种非房屋类, 如树木、桅杆等。通过对给定各类物体的破坏描述, 来估计龙卷风的最大风速, 确定龙卷风的强度等级。因此, 改进的藤田级数能更准确地评估龙卷风的强度<sup>[36]</sup>。

表 2.1: 龙卷风强度级数的划分

等级	风速 (m/s)	破坏程度
EF0	29.2 – 38.1	轻度破坏: 烟囱被损坏; 刮断树枝; 浅根系树木倾斜; 毁坏商店招牌
EF1	38.3 – 49.4	中度破坏: 掀起屋顶的砖瓦; 掀翻移动住房; 行动汽车被刮离路面
EF2	49.7 – 60.6	较严重破坏: 刮走屋顶; 摧毁活动住房; 掀翻火车车厢; 连根拔起大树; 空中轻物乱飞; 汽车被卷起
EF3	60.8 – 73.9	严重破坏: 坚固房屋屋顶和墙壁被刮走; 掀翻火车; 森林中大多数树木被连根拔起; 重型汽车被卷离地然后被抛起
EF4	74.2 – 89.4	毁灭性破坏: 坚固房屋被整体刮倒; 基础不牢的建筑物被刮跑; 汽车被抛向空中, 空中比较大的物件横飞
EF5	> 89.4	极度破坏: 坚固房屋框架被刮走; 汽车大小的物件在空中横飞超过 100 米; 飘飞碎片挂树梢; 出现很罕见的现象

## 2.2.2 龙卷风的特征参数

工程计算采用的龙卷风风场模型, 具有如下参数: (1) 最大旋转风速  $V_R$ ; (2) 龙卷风涡的平移速度  $V_T$ ; (3) 最大旋转风速的半径  $R$ ; (4) 气压降  $\Delta P$ ; (5) 气压降速率  $dP/dt$ 。

我国《三十万千瓦压水堆核电厂安全重要土建结构抗龙卷风设计规定》中根据我国国情给出的两组龙卷风设计参数, 如表2.2所示。除龙卷风发生概率低于  $10^{-7}$  的地区以外, 根据厂址所在地区龙卷风资料的调研结果, 从安全角度出发, 选用一组合适的设计参数作为设计基准龙卷风<sup>[37]</sup>。

表 2.2: 设计基准龙卷风特性

组别	最大风速 $V$ (m/s)	旋转风速 $V_R$ (m/s)	平移风速 $V_T$ (m/s)	最大旋转半径 $R$ (m)	压力降 $\Delta P$ (Pa)	降压时间 $t$ (s)
A	107.3	84.9	22.4	45.7	8620	2.5
B	134.1	107.3	28.8	45.7	13500	1.875

### 2.2.3 龙卷风的 Rankine 涡模型

为了描述龙卷风风场的相关详细信息，工程界采用较多的是由 Depperman<sup>[38]</sup> 于 1947 年提出的 Rankine 涡模型。Rankine 涡模型是满足 Navier-Stokes 方程的最简单的模型，仅由切向速度控制。它不考虑径向速度，并假定风速和压强不随高度变化，这在实际情况中是并不存在的。但研究者最关心的也正是龙卷风的切向速度，因为相比于切向速度，龙卷风的径向速度和竖向速度较小。其切向速度与离漩涡中心径向位置的关系曲线见图2.1所示：强制涡区域内 ( $r \leq R$ ) 切向速度与半径成正比，而在自由涡区域内 ( $r > R$ ) 成反比。Rankine 涡的切向速度表达式为<sup>[39]</sup>：

$$\begin{aligned} V_r &= \frac{r}{R} V_R, \quad r \leq R \\ V_r &= \frac{R}{r} V_R, \quad r > R \end{aligned} \quad (2.18)$$

式中： $V_r$  是距涡中心为  $r$  处的切向风速， $V_R$  为 Rankine 涡中的最大切向风速， $R$  为最大切向风速对应的旋转半径。

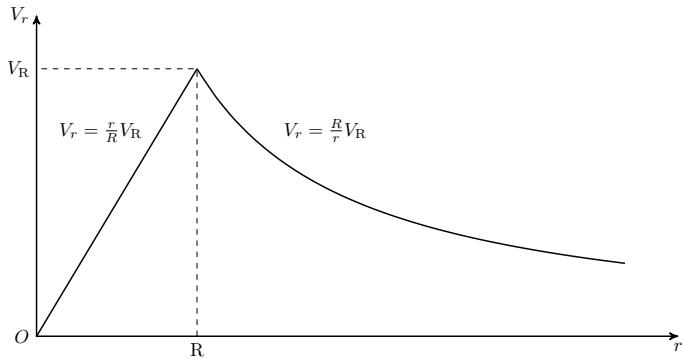


图 2.1: Rankine 涡模型中切向速度沿涡半径的变化曲线图

## 2.3 缩尺龙卷风的 CFD 模拟

本文选择 Ward 型龙卷风发生装置 (Ward-type Tornado Vortex Chamber, 下文简称 Ward-TVC)<sup>[10]</sup> 的改进版 (Purdue-TVC)<sup>[40]</sup> 进行数值模拟，Purdue-TVC 的示意图见图2.3(a)。Davies-Jones<sup>[41]</sup> 详细评述了各种龙卷风发生装置，认为 Ward-TVC 与实际发生的龙卷风之间具有较好的几何和动力学相似性 (geometric and dynamic similarity)。

控制龙卷风风场的主要无量纲参数为<sup>[42]</sup>：高宽比  $A$ 、涡流比  $S$ 、雷诺数 (Reynolds number)  $Re$ 、弗劳德数 (Froude number)  $Fr = (\Delta P / 2g\Delta\rho z)^{1/2}$ ； $\Delta P$  为气压降、 $\Delta\rho$  为流域内空气密度的变化、 $g$  为重力加速度、 $z$  为距离地面的高度。高宽比和涡流比的定义如下：

$$A = H_0 / R_0 \quad (2.19)$$

$$S = V_t / 2AV_r \quad (2.20)$$

其中  $R_0$  为上升气流孔的半径,  $H_0$  为气流入口的高度 (见图2.3(a)),  $V_t$  和  $V_r$  为  $R_0$  处的切向和径向入流速度。试验<sup>[10][40][43]</sup>和数值模拟<sup>[41]</sup>等说明涡流比是控制龙卷风风场特征的最主要参数。图2.2展示了龙卷风风场结构随涡流比的增大而发生变化<sup>[44]</sup>。

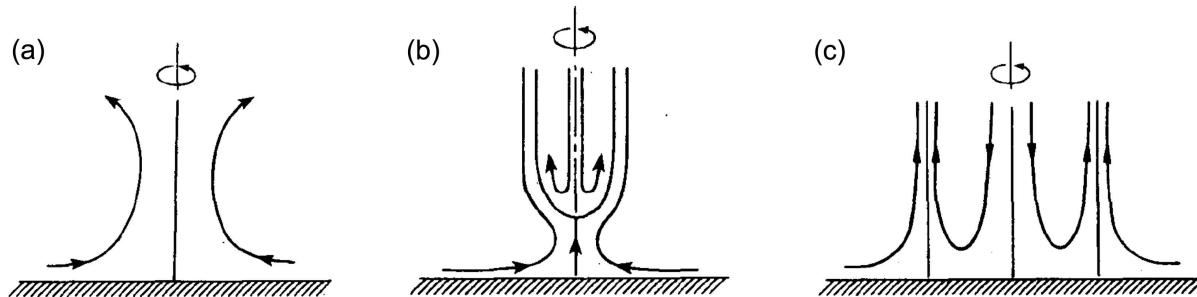


图 2.2: 增大涡流比引起龙卷风风场结构发生变化的示意图

随着涡流比的增大, 龙卷风从射流状流场变化为单涡状涡旋 (图2.2(a)), 接着风场产生一个驻点、涡旋脱离地面 (图2.2(b)), 最后涡旋着地, 分裂形成双涡状龙卷风 (图2.2(c))。

本节主要介绍计算流体力学软件 ANSYS Fluent 模拟 Ward-TVC 的方法, 并探讨涡流比对数值风场的影响。

### 2.3.1 风场几何区域

数值模拟的计算流域取 Purdue-TVC 的阴影区域, 见图2.3(a)。为了与 Baker<sup>[45]</sup> 的试验进行对比以验证数值风场的正确性, 取计算流域的尺寸及边界条件如图2.3(b)所示。其中  $X$  轴对应龙卷风场的径向,  $Z$  轴对应龙卷风场的竖向。

### 2.3.2 网格划分

采用适应性良好的六面体结构化网格进行计算流域的划分。初始网格数量大概为 300,000, 然后根据速度梯度和  $Y+$  进行自适应网格划分<sup>[46]</sup>。由于工程实际主要关注近地面附近龙卷风对结构的作用, 故细分主要针对近地面流域处的网格。不断加密网格直到近地面最大切向速度和最大切向速度所在半径的位置前后两次计算结果相差小于 5%。最后根据计算机的能力及计算结果的有效性, 采用的网格数量为 1,536,000。

### 2.3.3 湍流模型

龙卷风风场是旋流流场, 根据 Launder<sup>[47]</sup> 的研究, 采用雷诺应力方程模型 (RSM) 较为合适。模型参数为:  $C_\mu = 0.09$ ;  $C_{1\varepsilon} = 1.44$ ;  $C_{2\varepsilon} = 1.92$ ;  $C1 - ps = 1.8$ ;  $C2 - ps = 0.6$ ;

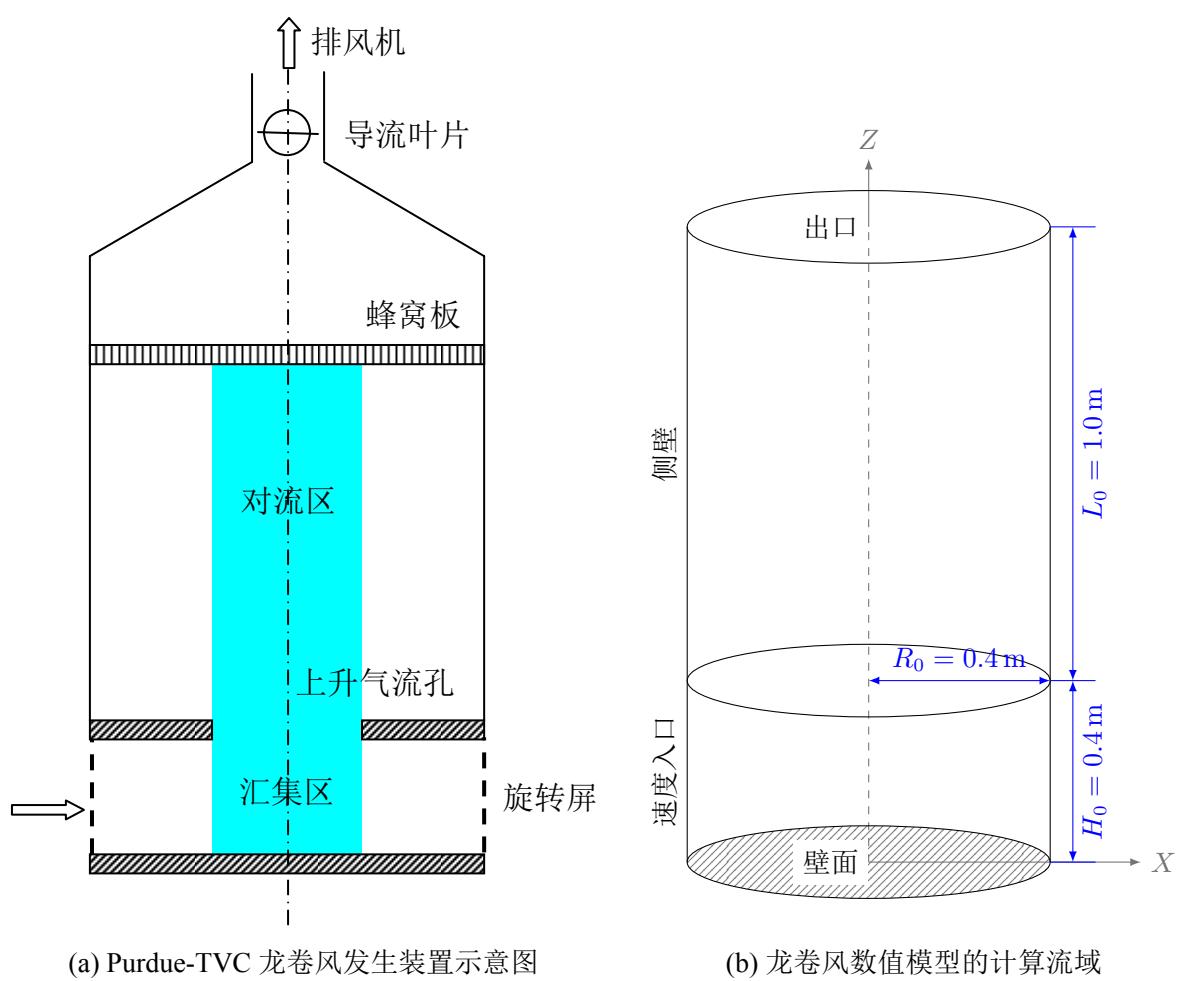


图 2.3: 龙卷风发生装置和计算流域示意图

$C1' - ps = 0.5$ ;  $C2' - ps = 0.3$ 。湍流动能 (TKE) 普朗特数为 1; 湍动耗散率 (TDR) 普朗特数为 1.3。

### 2.3.4 边界条件

速度入口处径向和切向速度分布采用如下形式:

$$V_r(z) = V_0 \times (z/z_0)^{1/7} \quad (2.21)$$

$$V_t(z) = 2 \times S \times V_r(z) \quad (2.22)$$

式中,  $V_r$  为径向速度,  $V_t$  为切向速度,  $V_0$  为参考速度,  $z_0$  为参考高度,  $S$  为涡流比。

图2.4为公式(2.21)和(2.22)所定义的风速分布与 Baker<sup>[45]</sup> 试验的对比。注意到试验风速分布与试验装置有关, 而非实际的大气边界层风速分布。公式(2.21)和(2.22)类似于大气边界层风速分布, 并尽可能与 Baker<sup>[45]</sup> 试验保持一致。

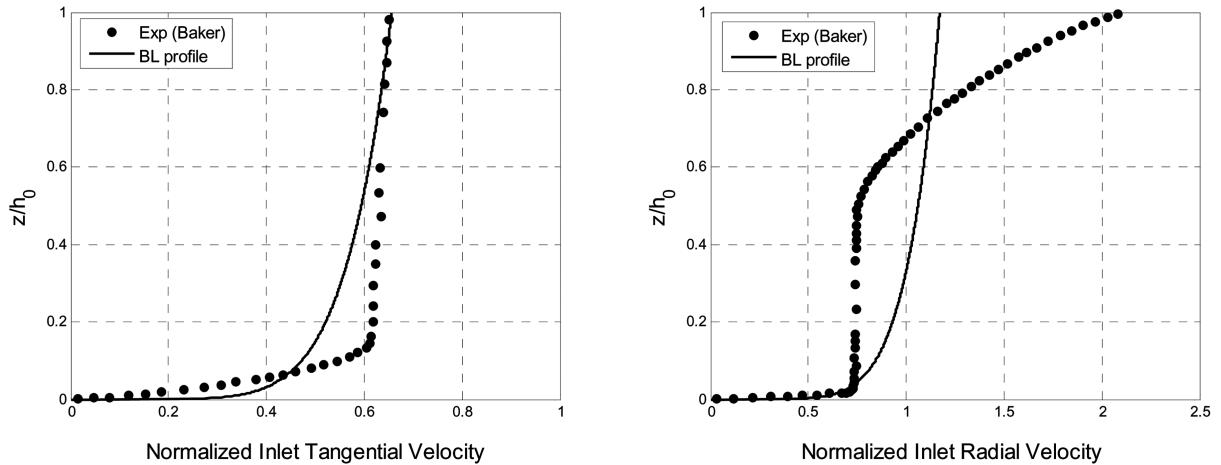


图 2.4: 入口处规格化切向和径向速度与 Baker<sup>[45]</sup> 试验的对比

试验表明, 沿壁面法线方向的不同距离, 可以将近壁面区域分成三层区域。最里层, 又称粘性底层, 流动区域很薄, 粘性力在动量、热量及质量交换中都起主导作用; 最外层为对数率层, 粘性力不起主要作用; 两层之间的区域为过渡层, 粘性力作用与湍流作用相当。

为描述粘性底层和对数率层内的流动, 现引入无量纲参数  $u^+$  和  $y^+$ :

$$u^+ = \frac{u}{u_\tau} \quad (2.23)$$

$$y^+ = \frac{yu_\tau}{\nu} = \frac{y}{\nu} \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (2.24)$$

式中:  $u$  是流体的时均速度、 $u_\tau = \sqrt{\tau_w/\rho}$  为壁面摩擦速度、 $\tau_w$  为壁面处切应力、 $\nu$  为空气动粘度系数、 $y$  为壁面第一层节点到壁面的距离。

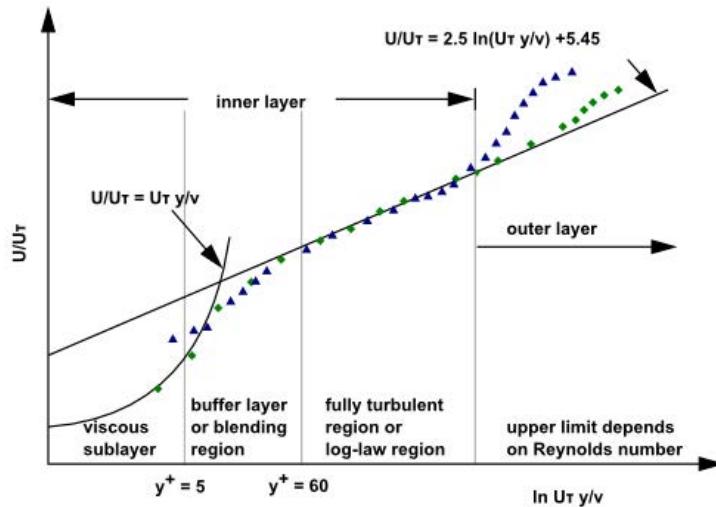


图 2.5: 近壁面区域划分

以  $y^+$  的对数为横坐标, 以  $u^+$  为纵坐标, 可将壁面区域内的三个区域表示为图2.5所示<sup>[48]</sup>。

通常有两种方法模拟近壁面区域: 一种采用“壁面方程”的半经验公式模拟受粘性力影响较大的区域, 能够较好地修正湍流模型, 解决壁面的存在对流场的影响; 另一种方法采用低 Re 数的  $k - \varepsilon$  模型来求解粘性底层和过渡层, 越靠近壁面, 网格划分就越细, 这种方法被称为“近壁面模型”法。图2.6为两种方法的对比<sup>[48]</sup>。

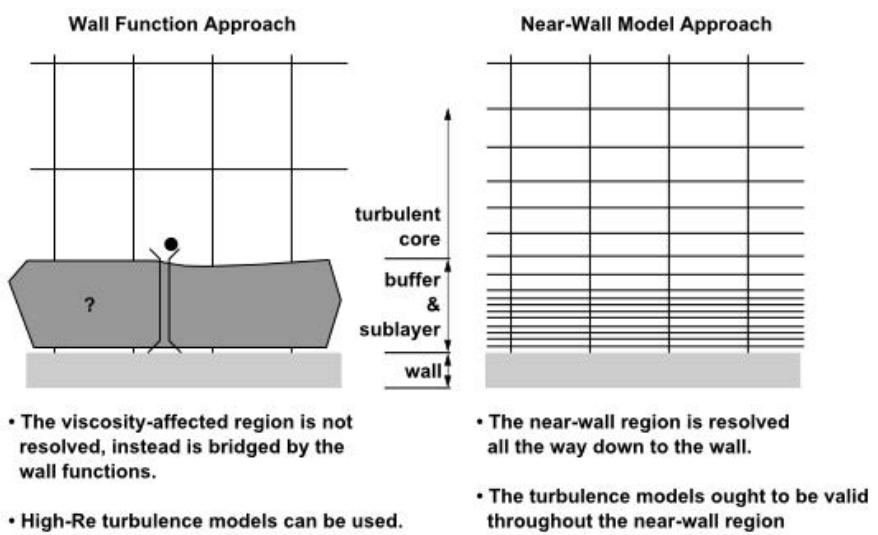


图 2.6: 近壁面区域处理方法

本文地面处采用强化壁面函数 (Enhanced wall treatment<sup>[46]</sup>), 需要对近壁面的网格进行细化。边界层网格节点是否合适需要检查计算后的  $y^+$  值。 $y^+ = u_\tau y / \nu$  小于 1.5 能取得较好效果。

Smith 的数值模拟<sup>[49]</sup>说明了侧壁的边界条件的选取对汇集区风场 (主要关注的区域) 的影响很小。因此选择无滑壁面条件。

Purdue-TVC 出口处设置了蜂窝板，能使气流竖直流出，还能阻止排风机对涡旋的影响。试验中排风机驱动了流场运动，而在数值模型中，入口风速驱动了流场运动，且不包含排风机的影响，因此数值模型出口处不需设置代表直流蜂窝板的边界条件。根据 Smith<sup>[49]</sup> 的论述，上边界更合适的边界条件为压强出口边界条件（pressure-outflow）。此边界条件假设除压强外的所有物理量在边界的法向梯度为零<sup>[46]</sup>。

### 2.3.5 控制方程及求解选项

控制方程采用非定常雷诺平均纳维—斯托克斯方程（Unsteady Reynolds Averaged Navier-Stokes, RANS）。时间离散采用一阶隐性格式，压强速度场的耦合采用压力修正的分离式算法，SIMPLEC 算法。动量、TKE、TDR 和雷诺应力采用二阶迎风格式。

## 2.4 龙卷风数值模拟结果及其正确性验证

图2.3(b)所示的风场几何区域，建立柱面坐标系  $\{O : r\theta z\}$ 。本文主要关注在柱面坐标系下数值风场的速度特征，其中径向（radial）、切向（tangential）、竖向（axial）风速分别记为  $V_r(r, \theta, z)$ 、 $V_t(r, \theta, z)$  和  $V_a(r, \theta, z)$ 。

考虑到龙卷风风场具有轴对称性，故对数值风场速度分布沿圆周 ( $r = \text{常数}$ ) 进行平均，消除速度随  $\theta$  的变化，得到轴对称的风场  $V_r(r, z)$ 、 $V_t(r, z)$  和  $V_a(r, z)$ 。

### 2.4.1 Baker 试验对比

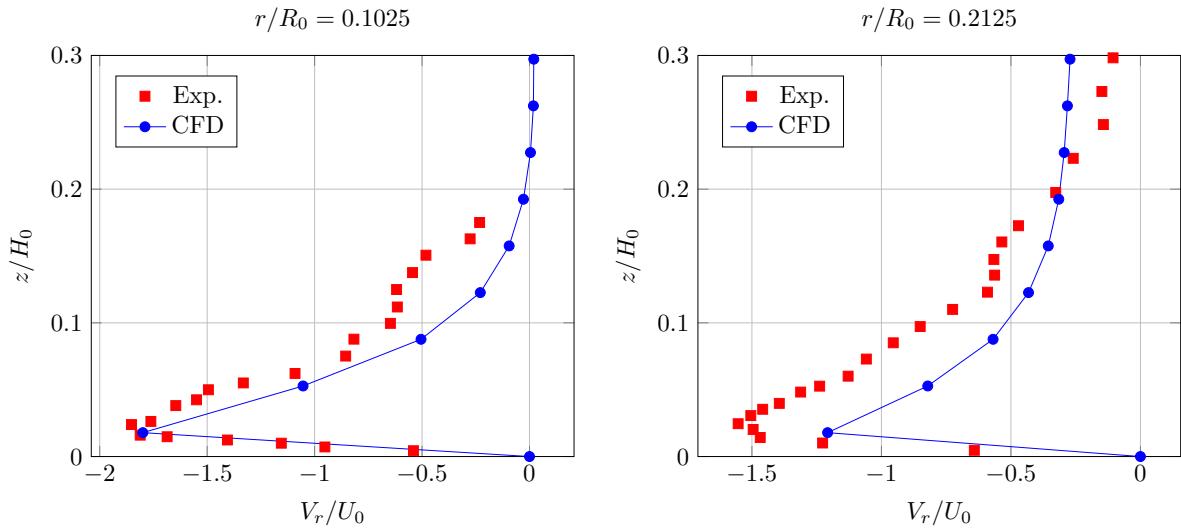
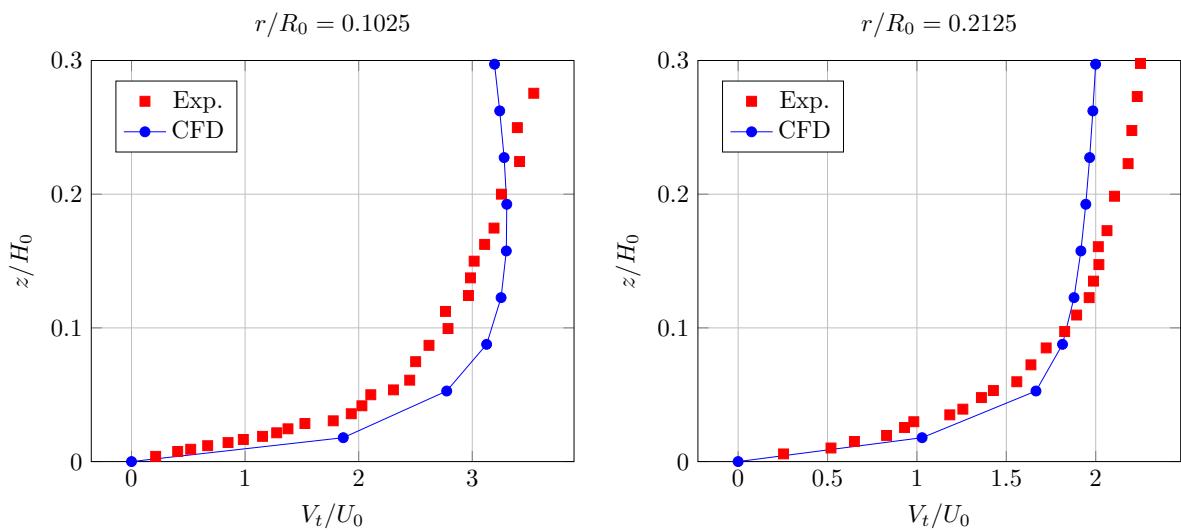
Baker 利用 Purdue-TVC 进行了龙卷风风场的试验模拟<sup>[45]</sup>，选取  $S = 0.28$  的风场在  $r/R_0 = 0.1025$  和  $r/R_0 = 0.2125$  处风速各分量随高度变化曲线与数值风场进行对比。将高度以  $R_0$  进行无量纲化，速度以入口平均径向速度  $U_0 = Q/(R_0 H_0)$  进行无量纲化，其中  $2\pi Q$  为速度入口边界处的流量。将(2.21)定义的速度入口边界的径向速度代入可得：

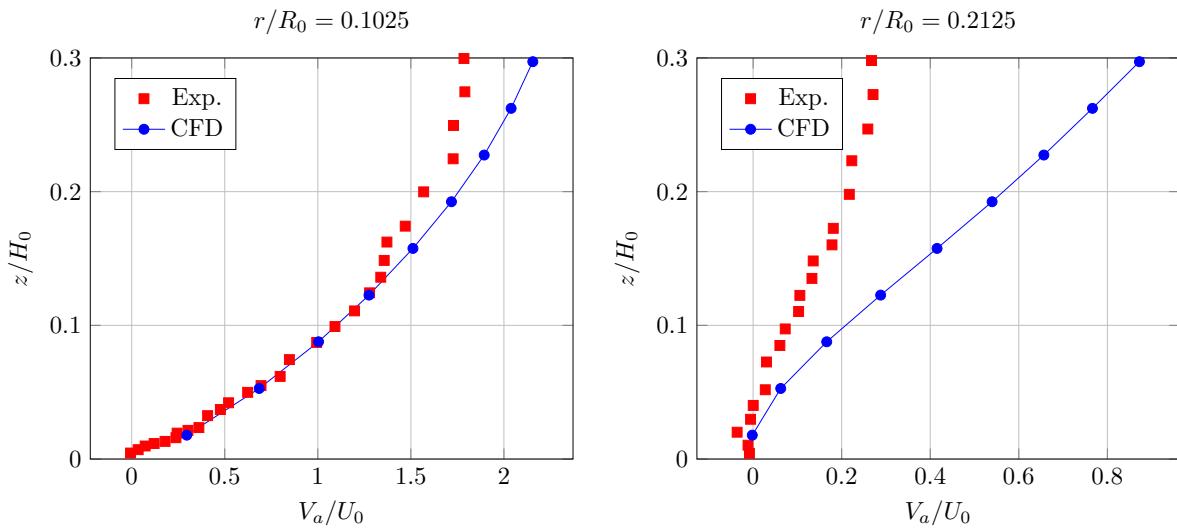
$$U_0 = \frac{Q}{R_0 H_0} = \frac{R_0 \int_0^{H_0} V_r(z) dz}{R_0 H_0} = \frac{\int_0^{H_0} V_0(z/z_0)^{1/7} dz}{H_0} = \frac{7}{8} V_0 \left(\frac{H_0}{z_0}\right)^{1/7} \quad (2.25)$$

图2.7、图2.8和图2.9分别为数值风场（CFD）与 Baker 试验无量纲化径向、切向和轴向风速随高度变化的对比图。二者总体上吻合较好。

### 2.4.2 数值风场的风速分布特征

图2.10(a)为计算流域轴向剖面 ( $X = 0$ ) 处切向速度云图。从图中可以明显看出涡旋中心处切向速度接近于零；图2.10(b)为30 mm高度处的切向速度云图，可以看出流域的涡旋接近中心轴线，并能显示出漏斗状形态，显示了龙卷风风场具有很好的涡旋特性。由图2.11可知龙卷风涡旋中心的切向速度较小，在核心半径处达到最大，而后随着远离涡旋中心的距离增大而逐渐减小。且在核心半径内，切向速度的变化较快，而远离

图 2.7: 数值风场与 Baker 试验无量纲化径向速度随高度变化的对比,  $S = 0.28$ 图 2.8: 数值风场与 Baker 试验无量纲化切向速度随高度变化的对比,  $S = 0.28$

图 2.9: 数值风场与 Baker 试验无量纲化竖向速度随高度变化的对比,  $S = 0.28$ 

核心半径时, 变化逐渐缓和, 与 Rankine 模型吻合较好。此外还可看出随着离地高度的增加, 核心半径有所增大, 而最大切向风速呈逐渐减小的趋势。

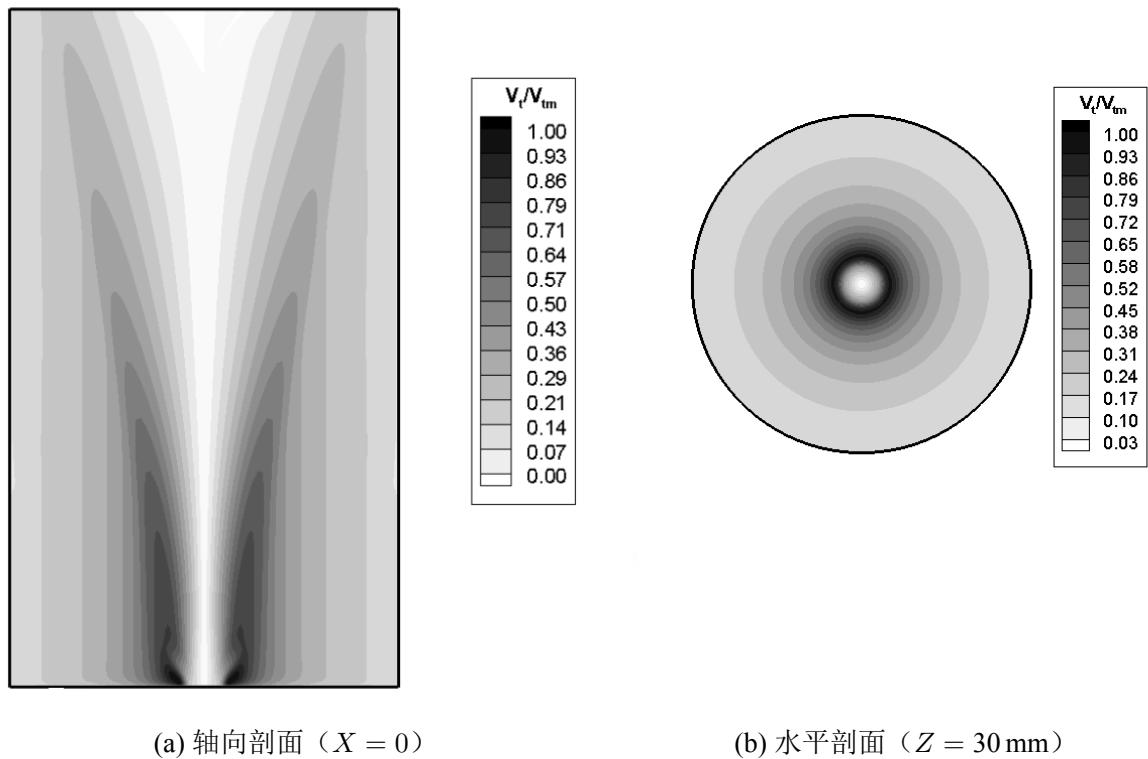


图 2.10: 切向速度云图

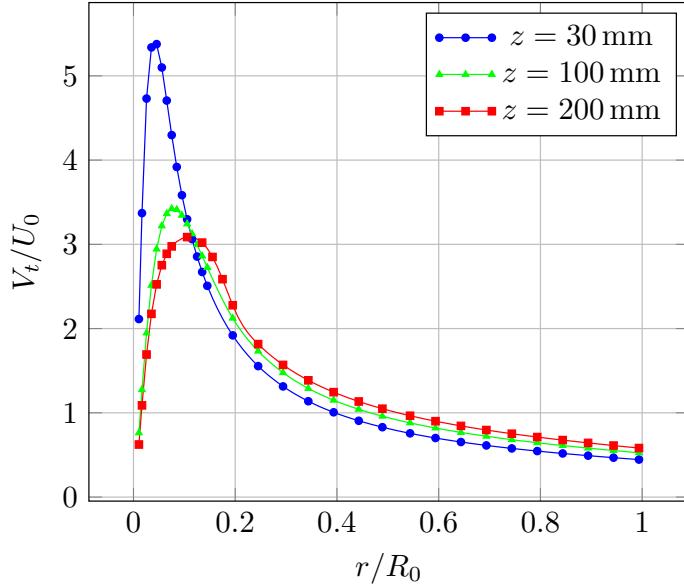


图 2.11: 数值风场不同高度处切向速度沿径向的变化图,  $S = 0.28$

### 2.4.3 数值风场的风压分布特征

图2.12(a)和图2.12(b)分别给出了计算流域轴向剖面( $X = 0$ )和水平剖面( $Z = 30\text{ mm}$ )处风压云图,  $P_m$ 是风场最大静压, 为负压。可以看出龙卷风中心处离地面一定高度范围内存在很强的负压, 且随着半径的增加而逐渐减小。

图2.13给出了三种不同高度处的风压沿径向的分布, 可以看出不同高度处风压分布接近一致。

## 2.5 足尺龙卷风 CFD 模拟

### 2.5.1 长度相似比和速度相似比

足尺风场选用 1998 年 5 月发生在美国南达科他州 Spencer 地区的实测龙卷风风场, 这些数据由车载式多普勒雷达采集, Wurman 等人有详细的介绍<sup>[50][51][52]</sup>。

采集的风场在不同竖向高度处、 $2\text{ km} \times 2\text{ km}$ 的水平区域内(水平测点间距为 $20\text{ m}$ )。将原始风场去除龙卷风平移速度, 得到涡旋风场, 并利用最小二乘原理将速度场沿圆周平均, 以消除多涡等因素的影响。最终得到的龙卷风切向速度随离开涡旋中心径向距离的变化关系如图2.14所示。

考虑缩尺风场和实测风场的最大切向速度及其发生位置  $V_t(r_{c,\max}, z_{\max})$ , 其中  $r_{c,\max}$  为风场在  $z_{\max}$  高度处的核心半径(龙卷风最大切向速度点距龙卷风中心的距离)。速度相似比和长度相似比定义为<sup>[44]</sup>:

$$V_s = \frac{V_{t,\max}^{\text{Full}}}{V_{t,\max}^{\text{CFD}}} \quad (2.26)$$

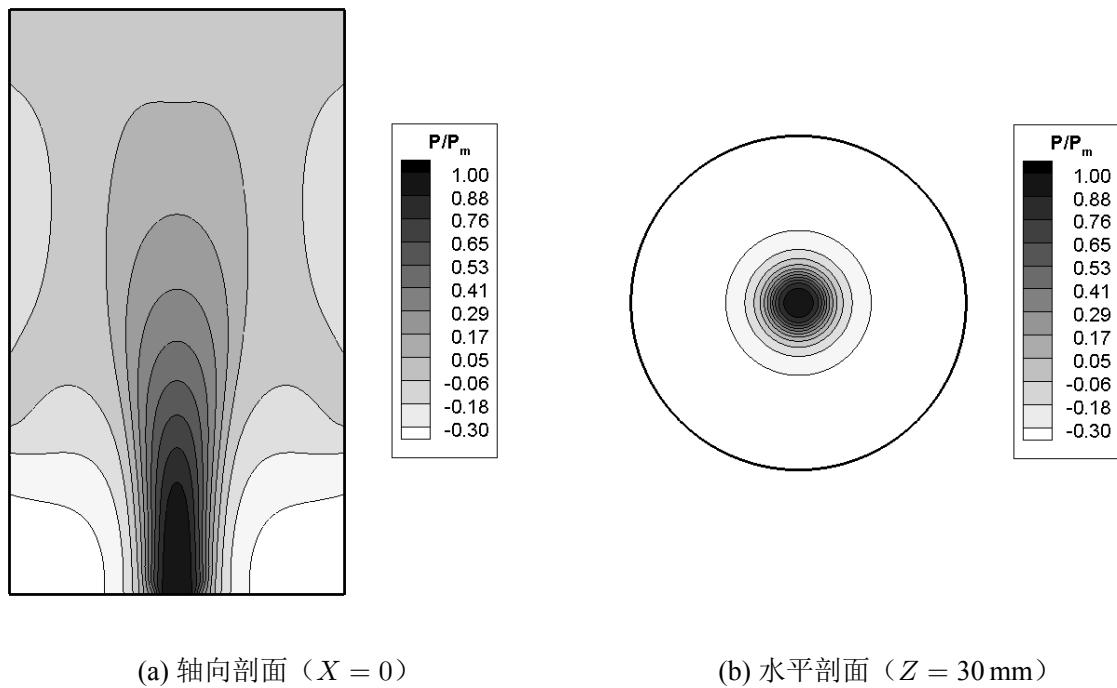


图 2.12: 风压云图

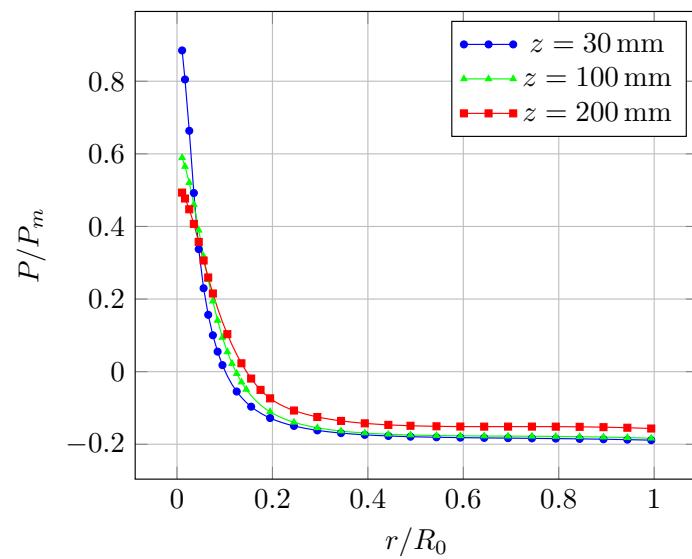
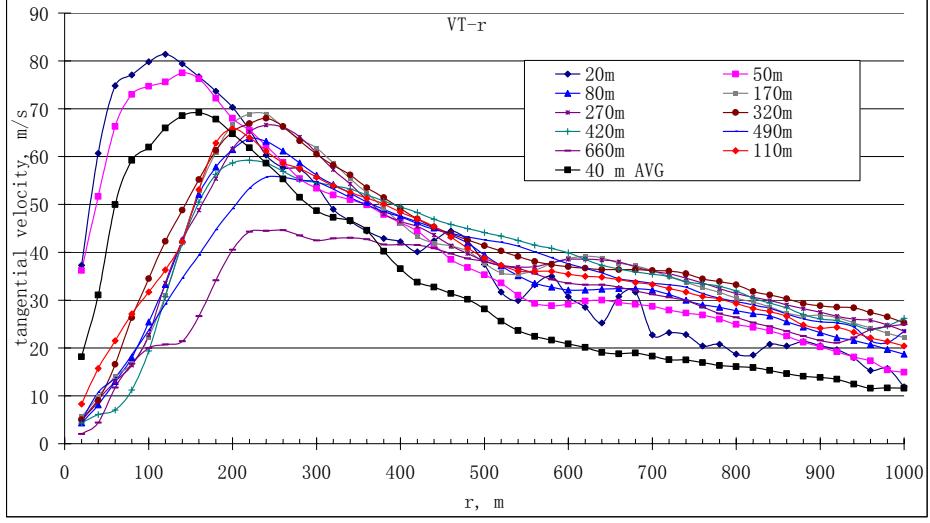
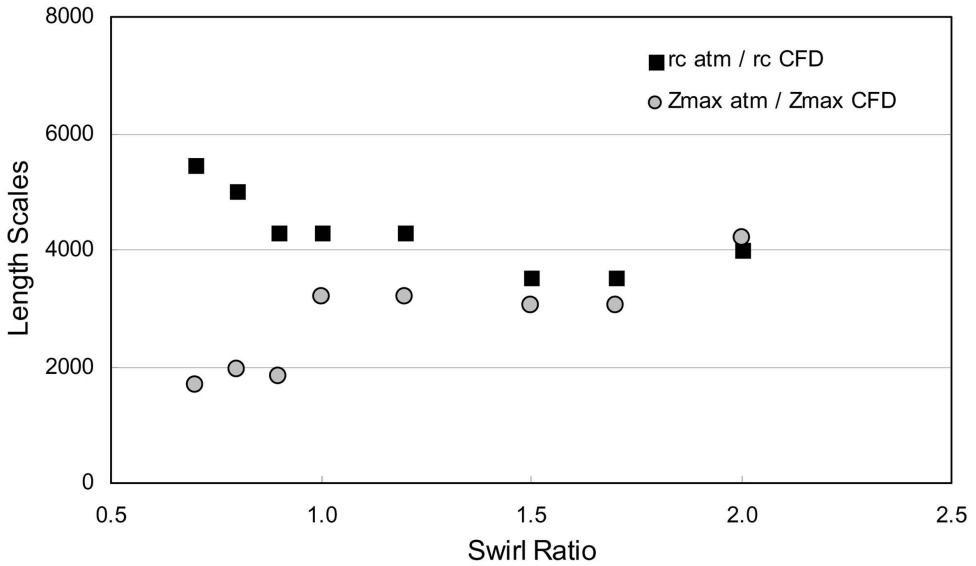


图 2.13: 数值风场不同高度处风压沿径向的变化图

图 2.14: 实测风场在不同高度处切向速度与径向距离的关系曲线<sup>[53]</sup>

$$L_s = \frac{r_{c,\max}^{\text{Full}}}{r_{c,\max}^{\text{CFD}}} \quad \text{or} \quad \frac{z_{c,\max}^{\text{Full}}}{z_{c,\max}^{\text{CFD}}} \quad (2.27)$$

本文模拟的缩尺龙卷风速度相似比为  $V_s = 60$ 。文献<sup>[44]</sup>研究了长度相似比  $L_s$  随涡流比  $S$  变化的情况，见图2.15。发现两种方式定义的长度相似比  $L_s$  随涡流比  $S$  的增大逐渐趋向于定值。本文取长度相似比  $L_s$  为该定值 4000。

图 2.15: 长度相似比  $L_s$  随涡流比  $S$  的变化<sup>[44]</sup>

### 2.5.2 足尺龙卷风风场 CFD 模拟

本节利用长度相似比  $L_s$  和速度相似比  $V_s$  将缩尺 CFD 风场转化为足尺龙卷风风场。首先，将缩尺风场的计算流域（见图2.3）的底面半径放大为  $L_s \times R_0$ 、速度入口高度放

大为  $L_s \times H_0$ ; 入口边界条件的径向和切向入流速度设置为:

$$V_r^{\text{Full}}(z) = (V_s V_0) \times [z/(L_s z_0)]^{1/7} \quad (2.28)$$

$$V_t^{\text{Full}}(z) = 2 \times S \times V_r^{\text{Full}}(z) \quad (2.29)$$

比较足尺龙卷风风场与 Spencer 龙卷风实测风场在不同高度处的切向速度沿径向的分布, 见图2.16所示, 二者整体上吻合较好。

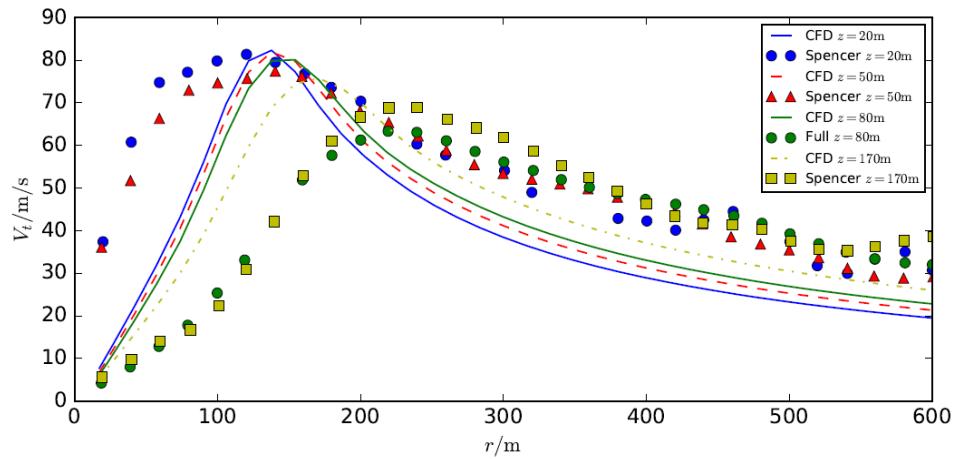


图 2.16: CFD 足尺风场与 Spencer 实测风场切向速度分布比较

### 第三章 输电塔结构在龙卷风作用下的静态响应分析

#### 3.1 500 kV南京三江口长江大跨越工程介绍

500 kV南京三江口长江大跨越工程是山西阳城电厂二期工程电力送出江苏省内配套等输变电工程的重要组成部分，跨越点在长江南京河段的三江口节点位置。按耐一直一直一耐实施跨越，档距分布为520 m-1770 m-520 m（图3.1），跨越塔与跨越塔之间的输电线矢高为132.4 m，跨越塔与锚塔之间的输电线矢高为50 m。

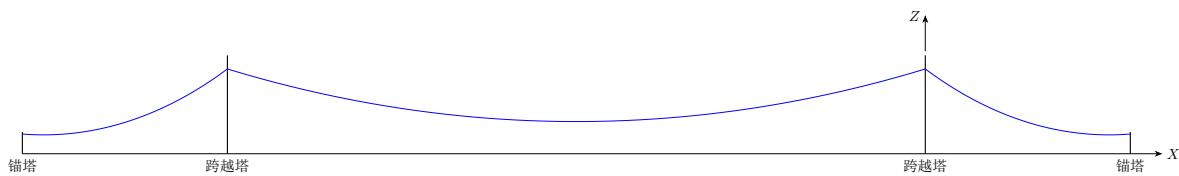


图 3.1: 三江口大跨越示意图

大跨越南、北跨越塔均为双回路蝶型布置的钢管塔，呼高215 m，全高249.5 m，根开49.6 m，单基塔重（含旋梯及走道）共1924 t。钢管塔最大管径1480 mm，相应壁厚25 mm，钢管材质采用 Q345B 和 Q235B 级钢，最大螺栓直径56 mm，螺栓采用 6.8 级和 8.8 级两种。大跨越输电塔（下文简称大跨越塔）实物如图3.2所示。锚塔为单回干字型角钢塔，锚塔横担垂直于跨越段中心线布置，根开为16 m×24 m布置，呼高24 m，全高55 m，单基塔重106 t。每个回路分别对应 2 基铁塔，共使用 4 基锚塔。

导线采用四分裂布置，型号为 AACSR/EST-500 特强钢芯铝合金绞线，两根地线采用 36 芯的 OPGW-325 型复合光缆，光缆为层绞结构。导线、OPGW 均为整根，跨越耐张段没有接头。锚塔上跳线采用 LGJ-630/45 型钢芯铝绞线，越侧耐张绝缘子串引流线夹与 LGJ-630/45 型钢芯铝绞线匹配。跨越塔导线采用四联 530k N 级盘瓷悬垂绝缘子串，OPGW 采用双联预绞式悬垂金具串；锚塔导线采用六联 400k N 级盘瓷耐张绝缘子串，OPGW 采用预绞式耐张金具串。

##### 3.1.1 输电塔有限元模型

本文选择大型通用有限元软件 ANSYS Mechanical APDL 进行输电塔建模。

选用二节点非线性三维梁单元 BEAM 188 模拟输电塔构件。单元每个节点处包括三个平动自由度和三个转动自由度。输电塔构件之间为多孔螺栓连接，有限元模型以刚性节点模拟。输电塔的有限元模型见3.3所示。考虑到输电塔为空间对称结构，取塔的底面中心为坐标原点，高度方向为 Z 轴方向，输电线方向为 X 轴方向（图3.1、3.3）。



图 3.2: 三江口大跨越输电塔

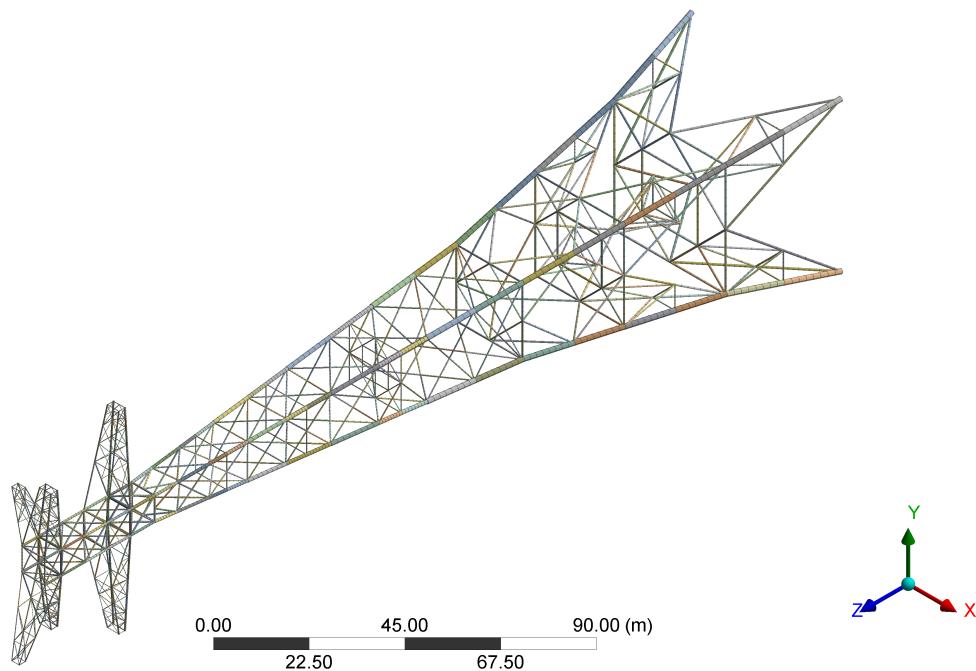


图 3.3: 输电塔有限元模型

### 3.1.2 输电塔结构模态分析

本节对大跨越输电塔结构进行模态分析，计算其固有频率及振型，与文献对比，以验证输电塔有限元模型的正确性，并为后续的动态响应分析提供参考。

输电塔各阶固有频率及其与文献<sup>[33]</sup>的对比见表3.1，各阶振型见图3.4所示。

表 3.1: 输电塔固有频率 /Hz

振型	1	2	3	4	5	6	7	8	9
频率 <sup>[33]</sup>	0.609	0.612	1.102	1.558	1.608	2.113	2.296	2.407	3.046
频率	0.613	0.615	1.093	1.565	1.594	2.084	2.312	2.363	2.368

本章主要进行输电塔结构在龙卷风作用下的静态响应分析，即忽略龙卷风的平移效应，选定龙卷风核心相应于输电塔结构中心的位置，进行静力弹塑性分析。输电塔结构受到的主要荷载为：

1. 重力荷载
2. 输电塔受到的龙卷风涡旋风场的荷载
3. 输电线传到输电塔的荷载

其中忽略了龙卷风对输电线的荷载，主要是因为：

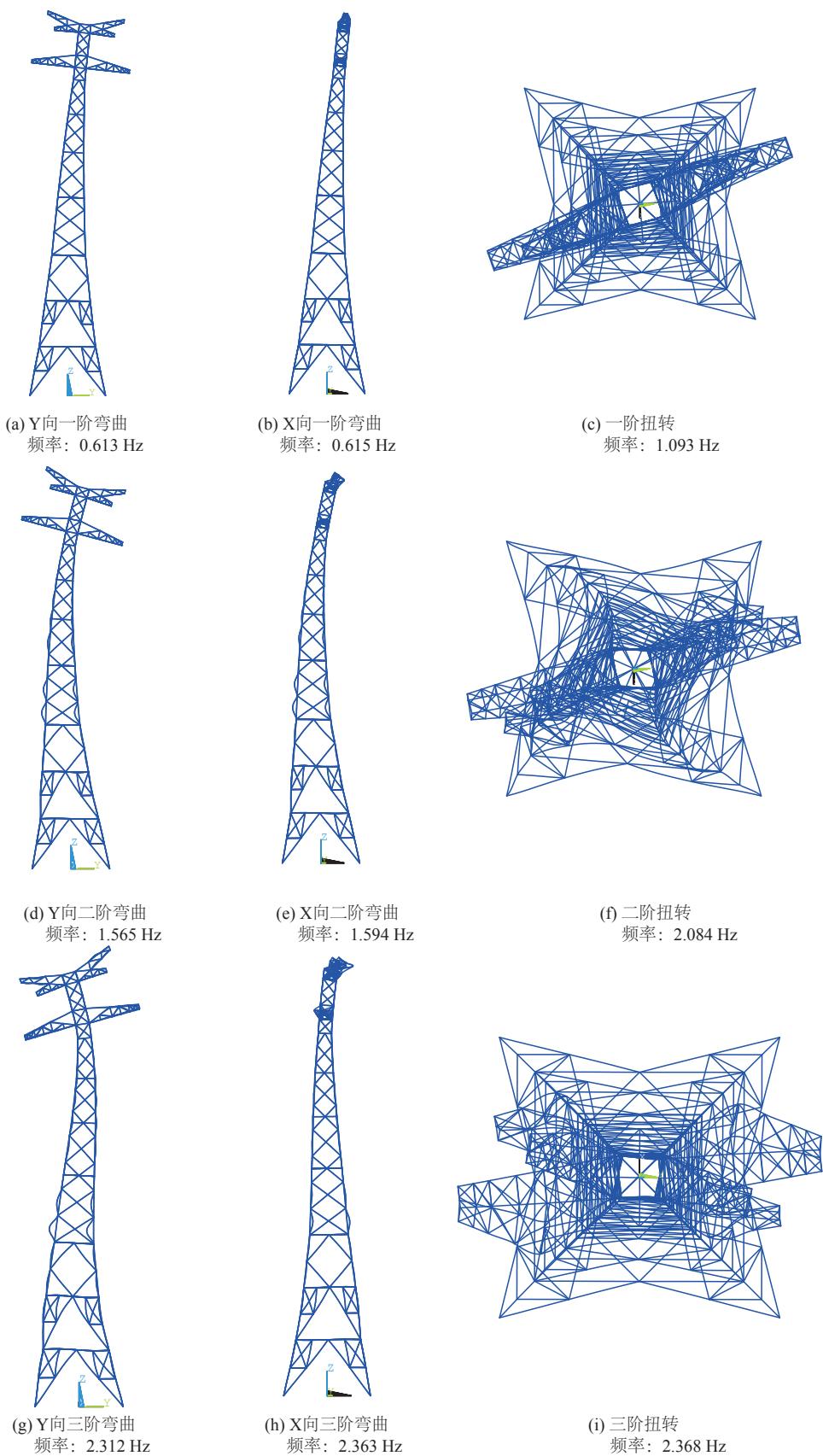


图 3.4: 输电塔各阶振型图

1. 龙卷风路径宽度较小，F1-F2 级龙卷风的路径宽度为 60 m-150 m。
2. 输电线受到的风荷载作用机制比较复杂。

## 3.2 输电塔龙卷风荷载计算的 FSI 方法

### 3.2.1 单向流固耦合方法介绍

### 3.2.2 包含输电塔刚性模型的龙卷风风场

输电塔结构可分为梁柱主体框架和支撑体系，将输电塔整体的刚性模型包含进风场时，发现划分的网格数量巨大，需要较长时间才能完成 CFD 计算。故本文采用的方法如下：首先在 SolidWorks 中用实体建立输电塔结构主体梁柱框架模型，忽略迎风效应（截面）较小的支撑等构件，然后从代表足尺龙卷风风场的圆柱体中利用布尔运算减去输电塔梁柱实体，生成包含输电塔刚性模型的计算流域。支撑等构件受到的风荷载的计算方法在第 2.4 节中介绍。

在该计算流域上设置第 2.5.2 足尺龙卷风风场的边界条件，并将输电塔刚性模型表面的边界条件设置为不可滑移壁面。利用 ICEM CFD 软件进行网格划分，先采用 Octree 算法将计算流域初步划分为六面体和四面体混合的非结构化网格，再将生成的网格以 Delaunay 算法进行优化。网格划分过程采用以下选项提高网格质量：控制输电塔表面网格划分的最大单元尺寸为 0.4 m；同时在输电塔表面设置厚度为 1.0 m 的棱柱形单元膨胀层网格（Prism Layers）；并以输电塔中心建立半径为 150 m 的球状区域，在此区域内进行网格加密以尽可能精确离散结构表面。计算流域底部和输电塔刚性模型表面的网格划分见图 3.5 所示。

考虑到龙卷风风场压强分布的梯度较大，故 CFD 计算采用 PISO 求解方法，压强离散采用 PRESTO! 格式<sup>[46]</sup>。

Change this  
ref.

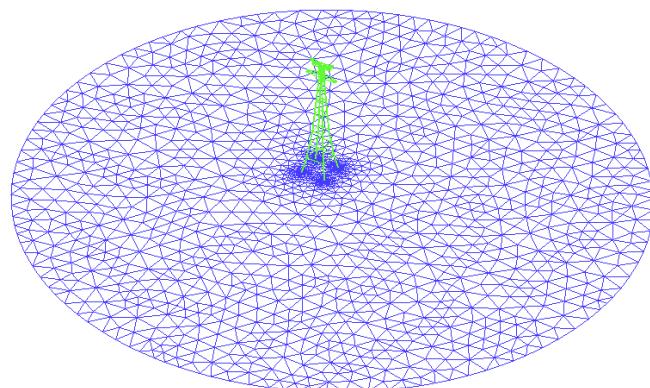


图 3.5：输电塔周围计算流域网格

设置输电塔结构表面的压强积分值为求解监测值，迭代过程中当残差和压强积分检

测值趋于稳定时结束计算。20 m高度处流场剖面速度矢量分布和结构表面风压云图分别见图3.6和图3.7所示。后处理提取输电塔梁柱表面受到的风压，格式为风压点坐标及风压值，见表。

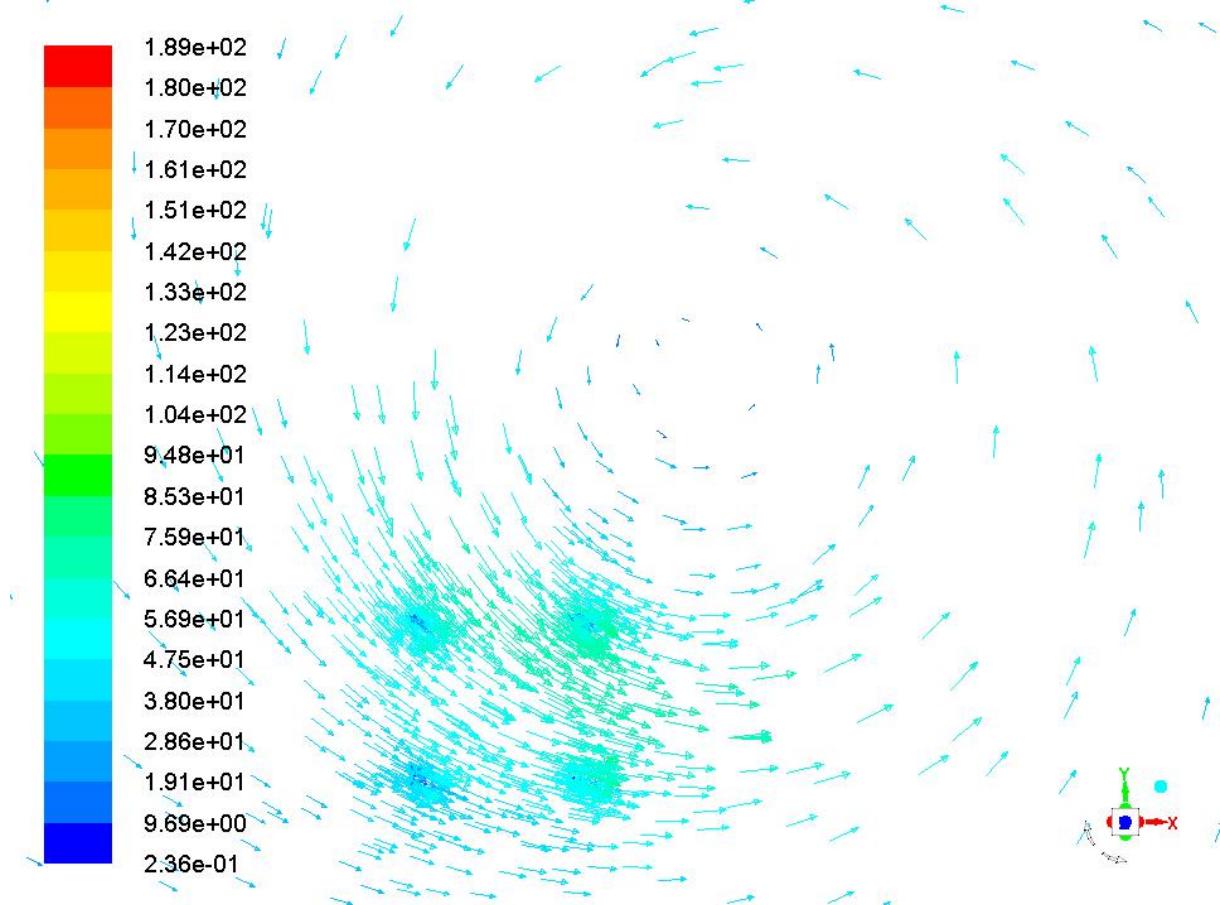


图 3.6: 20 m高度处风速矢量图

表 3.2: 输电塔表面 CFD 风压输出

$X$ (m)	$Y$ (m)	$Z$ (m)	Pressure(Pa)
-94.756	-95.510	0.000	1.906E+03
-45.910	-94.756	0.000	-1.664E+03
⋮	⋮	⋮	⋮
-69.484	-95.910	249.707	8.067E+02

### 3.2.3 龙卷风风压转化为输电塔梁单元节点集中力

在 ANSYS Mechanical APDL 中采用梁单元模拟输电塔结构，这就带来了 CFD 计算得到的龙卷风风压如何施加到梁单元上的问题。设计如下算法以实现风压转化为梁单元

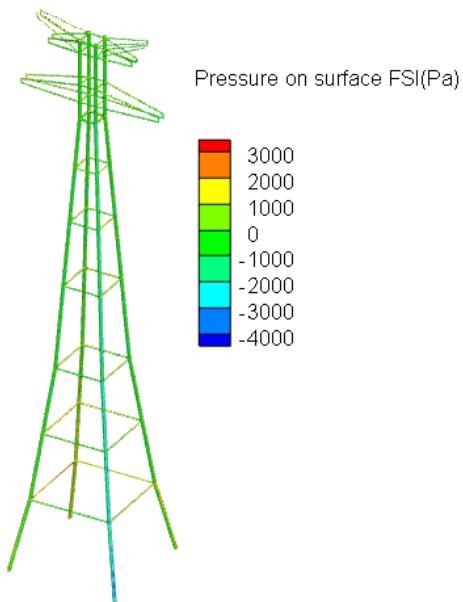
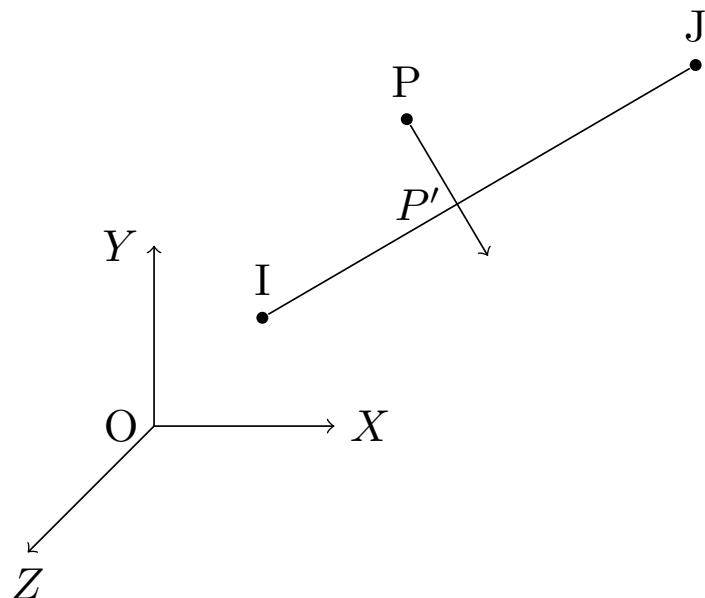


图 3.7: 输电塔表面风压

节点集中力。由于流场网格对刚性输电塔表面的离散，使得风压点的位置与实际的输电塔结构表面存在偏差。因此需要设计算法实现如下功能：

图 3.8: CFD 风压点  $P$  与梁单元  $IJ$  示意图

- 判别每个 CFD 风压点作用于哪个有限元梁单元。
- 将单个 CFD 风压点的风压（垂直于该风压点作用的梁单元的表面）分解到整体坐标系中。

- 将单个有限元梁单元所受所有 CFD 风压点的压力进行合成，并分配到该单元节点上。

任意 CFD 风压点  $P$  与某个梁单元  $IJ$  示意图见图3.8，图中点  $P'$  为风压点  $P$  在梁单元轴线  $IJ$  上的投影。由于本文研究的输电塔为钢管塔，即梁  $IJ$  的表面为柱面，设其外径为  $R_{IJ}$ ，则  $PP'$  即为风压作用于梁  $IJ$  的方向。首先通过如下准则判断风压点  $P$  是否作用于梁单元  $IJ$  上：

- $P'$  是否在线  $IJ$  内部？
- $PP'$  是否近似等于单元  $IJ$  外径？

当同时满足这两个条件时，认为风压点  $P$  作用于梁单元  $IJ$  上，数学表达见式(3.2.3)。

$$\begin{aligned} \mathbf{P}'\mathbf{I} \cdot \mathbf{P}'\mathbf{J} &< 0 \\ |PP' - R_{IJ}| &< \epsilon \end{aligned} \quad (3.1)$$

式中点  $P'$  的坐标可由式(3.2)计算，

$$\mathbf{OP}' = \mathbf{OI} - \left( \frac{\mathbf{PI} \cdot \mathbf{IJ}}{|\mathbf{IJ}|^2} \right) \mathbf{IJ} \quad (3.2)$$

风压点  $P$  作用于梁单元  $IJ$  上的风压在整体坐标系下的分量为

$$(p_x, p_y, p_z) = p \frac{\mathbf{PP}'}{|\mathbf{PP}'|} \quad (3.3)$$

根据上述判别法则，对每个 CFD 风压点与每根梁单元进行判别，可确定每根梁单元所受的所有 CFD 风压点及各自的风压分量。下面介绍将单个有限元梁单元所受所有 CFD 风压点的压力进行合成，并分配到该单元节点上的方法。

1. 计算单个有限元梁单元  $IJ$  受到的所有风压点处风压分量的平均  $\bar{p}_x, \bar{p}_y, \bar{p}_z$ ；
2. 将风压根据梁表面面积转化为合力  $F_x = 2\pi R_{IJ} |IJ| \bar{p}_x$ ， $Y, Z$  方向类似；
3. 将风压合力分量平分到梁单元  $I, J$  节点上。

至此，完成了将 CFD 风压传递给有限元梁单元节点荷载的算法。

## 测试算例

设计如图3.9所示的算例测试该算法的有效性。悬臂钢管柱外径  $R = 1.0 \text{ m}$ ，高度  $H = 9 \text{ m}$ ，单侧受到径向压强，分布为  $p_r(y) = p_0 \frac{y}{H}$ ,  $p_0 = 100 \text{ Pa}$ 。据此编程生成风压点及相应的压强值，作为本文算法的输入，输出各节点施加的集中力见表3.3所示。计算各节点集中力的合力见表3.3，与理论合力  $F_x = \int_0^H \int_{\pi/2}^{3\pi/2} p_r(y) \cos(\theta + \pi) R d\theta dy = p_0 RH = 900 \text{ Pa}$  误差很小。

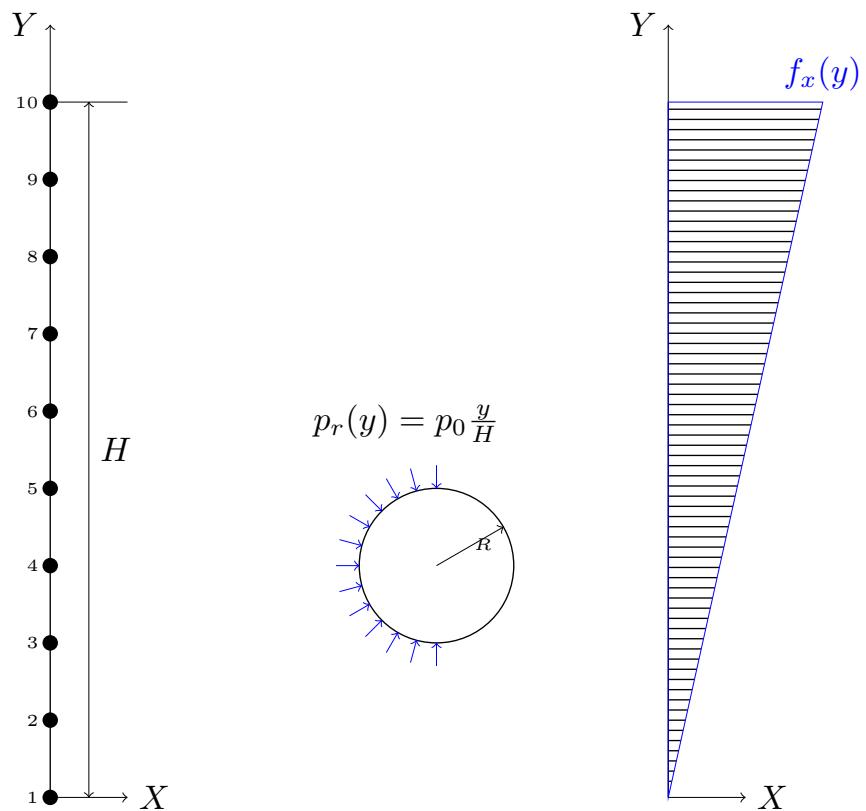


图 3.9: 测试算例示意图

表 3.3: 测试算例输出节点集中力

Node	$F_X(\text{N})$	$F_Y(\text{N})$	$F_Z(\text{N})$
1	5.527	0.000	0.000
2	22.526	0.000	0.000
3	44.996	0.000	0.000
4	66.994	0.000	0.001
5	88.994	0.000	0.001
6	110.991	0.000	0.000
7	132.990	0.000	-0.002
8	154.990	0.000	-0.001
9	176.987	0.000	0.002
10	93.992	0.000	0.002
$\sum$	898.987	0.000	0.003

### 3.2.4 输电塔支撑构件的龙卷风荷载计算

利用 APDL 命令流从输电塔结构有限元模型中提取相应于支撑构件的梁单元节点编号及坐标。并通过下述方法计算支撑构件梁单元所受龙卷风荷载的方法。

首先，支撑构件梁单元某节点受到的风荷载可由下式计算<sup>[30]</sup>:

$$\mathbf{F}_w = \frac{1}{2} \rho_a C_d A |U| \mathbf{U} \quad (3.4)$$

式中， $\rho_a$  为空气密度， $C_d$  为体型系数，本位取为 1.0， $A$  为该节点迎风投影面积， $\mathbf{U}$  为风场在该节点处的风速矢量。编制 fluent UDF 程序提取任意支撑节点  $P(x, y, z)$  在第 3.2.2 节模拟风场中的速度，算法如下：

1. 首先判断出点  $P$  所在的计算流域网格控制体（可通过点  $P$  与某控制体各表面形心连线的向量与控制体表面法向量的关系判断点是否属于该控制体）；
2. 提取该控制体的中心  $C$  点坐标  $(x_c, y_c, z_c)$  和  $C$  处的流场速度分量和速度梯度分量（将速度和各方向速度梯度矢量记为  $\mathbf{U}_C$  和  $\mathbf{G}_{CX}$ 、 $\mathbf{G}_{CY}$ 、 $\mathbf{G}_{CZ}$ ）；
3. 利用下式计算点  $P$  处  $X$  方向速度分量为

$$U_{PX} = U_{CX} + (\mathbf{OP} - \mathbf{OC}) \cdot \mathbf{G}_{CX} \quad (3.5)$$

$Y$  和  $Z$  方向速度分量可类似计算。

## 3.3 输电塔龙卷风荷载计算的规范方法

### 3.3.1 龙卷风风场处理

输电塔在龙卷风风场中的水平投影示意图如图 3.10 所示。输电塔直角坐标系  $\{O : XYZ\}$  的建立方法见第 3.1.1 节。 $abcd$  为输电塔处于同一水平剖面的节点。下文主要展示推导  $d$  节点处龙卷风风速的方法，其余节点类似。龙卷风中心在坐标系  $\{O : XYZ\}$  中的位置用极坐标  $(R, \theta)$  表示。输电塔节点  $d$  相应于龙卷风核心的极坐标为  $(R_{fd}, \theta_{fd})$ ， $d$  节点受到的龙卷风切向、径向风速分别为  $V_{td}$ 、 $V_{rd}$ ，以及图 3.10 未明确表示的竖向风速  $V_{ad}$ 。

### 输电塔节点相应于龙卷风中心位置的极坐标

假设  $d$  节点在输电塔坐标系  $\{O : XYZ\}$  中的坐标为  $(x_d, y_d, z_d)$ ，下文将推导节点  $d$  相应于龙卷风中心的极坐标  $(R_{fd}, \theta_{fd})$ 。

龙卷风中心  $T(R, \theta)$  在输电塔坐标系  $\{O : XYZ\}$  中的直角坐标为  $(R \cos \theta, R \sin \theta)$ ，则节点  $d$  相应于龙卷风中心  $T$  的向量为：

$$\vec{Td} = \vec{Od} - \vec{OT} = (x_d - R \cos \theta, y_d - R \sin \theta) = R_{fd}(\cos \theta_{fd}, \sin \theta_{fd}) \quad (3.6)$$

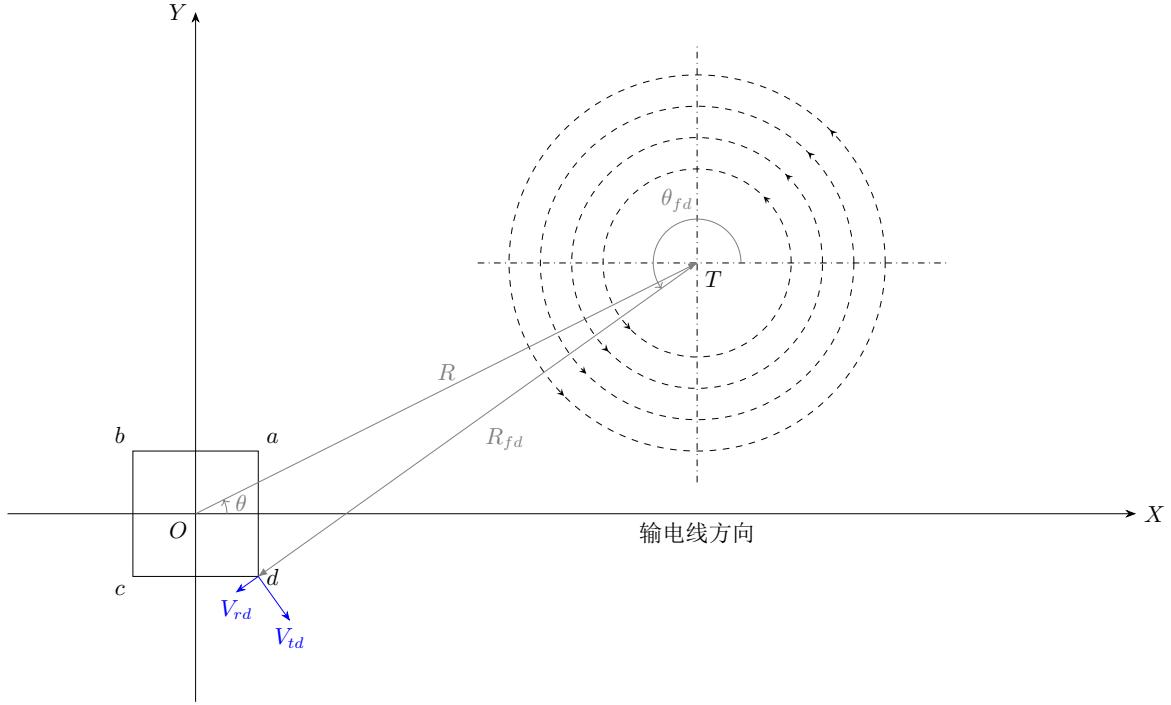


图 3.10: 输电塔在龙卷风风场中的水平投影示意图

式中,

$$\begin{aligned} R_{fd} &= \sqrt{(x_d - R \cos \theta)^2 + (y_d - R \sin \theta)^2} \\ \theta_{fd} &= \arctan \frac{y_d - R \sin \theta}{x_d - R \cos \theta} \end{aligned} \quad (3.7)$$

### 龙卷风风场在直角坐标系下的分量

第2.4节模拟的龙卷风风场是定义在极坐标系下的，而施加风荷载采用直角坐标系下的风速分量较为简单，因此需要将龙卷风风场从极坐标系转化为直角坐标系。

输电塔节点  $d$  受到的龙卷风径向风速  $V_{rd}$  与  $X$  轴正方向的夹角为  $\theta_{fd}$ （图3.10），切向风速  $V_{td}$  与  $X$  轴正方向的夹角为  $(\theta_{fd} + \pi/2)$ ，进行速度的分解如下：

$$\begin{aligned} V_{xd} &= V_{rd} \cos \theta_{fd} + V_{td} \cos(\theta_{fd} + \pi/2) \\ &= V_{rd} \cos \theta_{fd} - V_{td} \sin(\theta_{fd}) \\ V_{yd} &= V_{rd} \sin \theta_{fd} + V_{td} \sin(\theta_{fd} + \pi/2) \\ &= V_{rd} \sin \theta_{fd} + V_{td} \cos(\theta_{fd}) \\ V_{zd} &= V_{ad} \end{aligned} \quad (3.8)$$

有了上述准备工作，就可以计算输电塔上任意节点受到的龙卷风风速在直角坐标系下的分量了。

## 龙卷风风场中任意节点处风速分量

输电塔节点  $d$  相应于龙卷风中心的实际位置为  $(R_{fd}, \theta_{fd})$  (见第3.3.1节), 此节点对应于缩尺龙卷风风场  $V_r(r, z)$ 、 $V_t(r, z)$  和  $V_a(r, z)$  (见第2.4节) 中的位置为  $(R_{md}, Z_{md})$ , 且

$$\begin{aligned} R_{md} &= R_{fd}/L_s \\ Z_{md} &= z_{fd}/L_s \end{aligned} \quad (3.9)$$

在缩尺龙卷风风场中, 由位置  $(R_{md}, Z_{md})$  可提取缩尺龙卷风风场径向、切向和竖向风速分量分别为  $V_{rmd}$ 、 $V_{tmd}$  和  $V_{amd}$ 。根据缩尺龙卷风速度相似比  $V_s$  可将其转化为足尺龙卷风风场中的速度分量:

$$\begin{aligned} V_{rd} &= V_{rmd} \times V_s \\ V_{td} &= V_{tmd} \times V_s \\ V_{ad} &= V_{amd} \times V_s \end{aligned} \quad (3.10)$$

最后根据第3.3.1节的方法即可将输电塔节点  $d$  受到的极坐标系下的足尺龙卷风风速分量转化为直角坐标系下的风速分量。

### 3.3.2 输电塔结构龙卷风风荷载计算

#### ASCE 输电塔荷载规范风荷载计算方法

ASCE 主编的输电塔荷载规范 Guidelines for electrical transmission line structural loading<sup>[54]</sup> 中输电塔风荷载计算公式为:

$$F = \gamma_w Q K_z K_{zt} (V_{50})^2 G C_f A \quad (3.11)$$

其中:

$F$  顺风向风荷载

$\gamma_w$  考虑平均重现期的风荷载调整系数。平均重现期为 50 年时,  $\gamma_w = 1.0$ ; 平均重现期为 100 年时,  $\gamma_w = 1.15$

$V_{50}$  平均重现期为 50 年规定的风速基准值 (基本风速)

$K_z$  风速压力暴露系数

$K_{zt}$  地形系数

$Q$  将风速转化为速度压的常数,  $Q = 1/2\rho_a = 0.613 \text{ kg/m}^3$

$G$  阵风系数

$C_f$  风压系数

$A$  迎风面构件的投影面积

各量中文翻译参考刘刚的论文<sup>[55]</sup>。

下面介绍 ASCE 规范中输电塔结构所受风荷载的风压系数  $C_f$  的计算方法。

风压系数是密实度系数 (solidity ratio)  $\Phi$  的函数，定义为：

$$\Phi = \frac{A_m}{A_o} \quad (3.12)$$

其中：

$A_m$  迎风面构件的投影面积

$A_o$  塔架的轮廓面积

风压系数与密实度系数  $\Phi$  的关系表见图3.11<sup>[54]</sup> 方形截面的风压系数根据图3.11中 Table 2-4 计算，圆形截面的风压系数根据 Table 2-4 的系数再乘上 Table 2-5 中的系数。

## 中国架空输电线路设计规范风荷载计算方法

中国《110～750kV 架空输电线路设计规范》<sup>[56]</sup> 中杆塔风荷载的计算公式为：

$$W_s = W_0 \cdot \mu_z \cdot \mu_s \cdot B_2 \cdot A_s \cdot \beta_z \quad (3.13)$$

$$W_0 = V^2 / 1600 \quad (3.14)$$

式中：

$W_s$  杆塔风荷载标准值 (kN);

$W_0$  基准风压标准值 ( $\text{kN}/\text{m}^2$ )；

$V$  基准高度为 10 m 的风速 ( $\text{m}/\text{s}$ );

$\mu_z$  风压高度变化系数

$\mu_s$  构件的体型系数，杆塔取  $1.3(1 + \eta)$ ，环形截面钢筋混凝土杆取 0.7;

$B_2$  杆塔构件覆冰风荷载增大系数，5 mm 冰区取 1.1，10 mm 冰区取 1.2，15 mm 冰区取 1.6，20 mm 冰区取 1.8，20 mm 以上冰区取  $2.0 \sim 2.5$ ;

$A_s$  迎风面构件的投影面积计算值 ( $\text{m}^2$ );

$\eta$  塔架背风面荷载降低系数，按表3.4选用;

$\beta_z$  杆塔风荷载调整系数。

Table 2-4. Force Coefficients,  $C_f$ , for Normal Wind on Latticed Truss Structures Having Flat-Sided Members

Solidity Ratio, $\Phi$	Force Coefficient, $C_f^a$	
	Square-Section Structures	Triangular-Section Structures
<0.025	4.0	3.6
0.025–0.44	4.1 – 5.2 $\Phi$	3.7 – 4.5 $\Phi$
0.45–0.69	1.8	1.7
0.70–1.00	1.3 + 0.7 $\Phi$	1.0 + $\Phi$

Source: "Minimum design loads for buildings and other structures." ASCE 7-88 (revision of ANSI A58. 1-1982).

<sup>a</sup> $C_f$  values account for both the windward and leeward faces, including shielding of the leeward face.

Table 2-5. Correction Factors for Normal Wind on Round-Section Members in Latticed Truss Structures

Solidity Ratio, $\Phi$	Correction Factor
<0.30	0.67
0.30–0.79	0.67 $\Phi$ + 0.47
0.80–1.00	1.00

Source: "Guide for design of steel transmission towers." (ASCE 1988).

图 3.11: 风压系数

表 3.4: 塔架背风面荷载降低系数  $\eta$

$b/a$	$A_s/A$	$\leq 0.1$	0.2	0.3	0.4	0.5	$> 0.6$
$\leq 1$		1.0	0.85	0.66	0.50	0.33	0.15
2		1.0	0.90	0.75	0.60	0.45	0.30

## 中美规范计算输电塔龙卷风荷载参数取值

美国输电塔荷载规范 Guidelines for electrical transmission line structural loading<sup>[54]</sup> 针对输电塔受到的龙卷风风荷载的建议为：考虑 F2 等级的龙卷风荷载，因为 F2 等级龙卷风发生的概率较高，且能够在经济投入允许的情况下加以设防；由于龙卷风风场速度为阵风风速，故风速压力暴露系数  $K_z$  和阵风系数  $G$  取为 1.0，即利用龙卷风风场的实际风速代入公式计算，不利用系数  $K_z$  对其进行修正；由于龙卷风荷载是一种极端荷载情况，故考虑平均重现期的风荷载调整系数  $\gamma_w$  取为 1.0。

文献<sup>[6][57][32]</sup>等建议地形系数  $K_{zt}$  取为 1.0，因为龙卷风多发生在平坦开阔的平原。

参考美国输电塔荷载规范计算龙卷风荷载的参数取值建议，中国《110～750kV 架空输电线路设计规范》的相关参数建议为：忽略覆冰荷载的影响，故杆塔构件覆冰风荷载增大系数取为 1.0；忽略龙卷风的风振效应，将杆塔风荷载调整系数取为 1.0。

## 输电塔龙卷风荷载施加方法

将输电塔分为多层，见图3.12所示，某具体层示意图见图3.13。输电塔节点 a, b, c 和 d 上受到的龙卷风荷载的计算步骤如下：

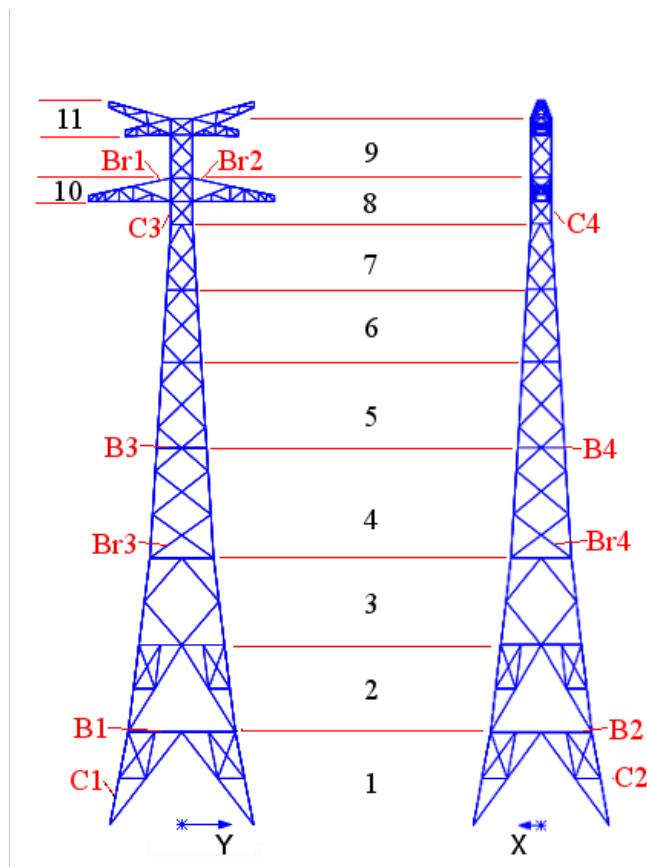


图 3.12: 输电塔分层示意图

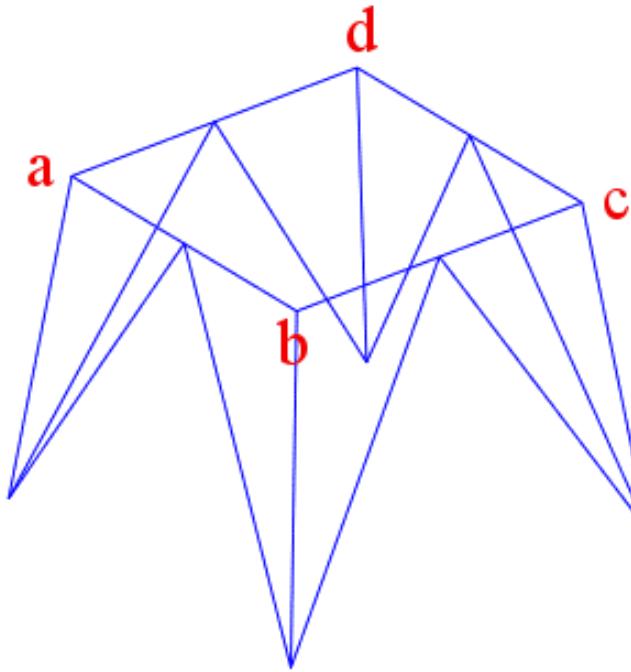


图 3.13: 输电塔典型层示意图

1. 根据第2.4节计算输电塔节点 a, b, c 和 d 处龙卷风速度分量  $V_x$  和  $V_y$ ;
2. 分别沿 X 和 Y 方向计算风速风量的均值  $V'_x$  和  $V'_y$ ;
3. 计算输电塔节点 a, b, c 和 d 处所在层龙卷风荷载, 值得注意的是公式中各物理量采用 SI 单位制, 即风速单位为m/s, 风荷载单位为N。

根据美国 ASCE 规范, 该层 X 和 Y 方向龙卷风荷载  $F_{wx}$  和  $F_{wy}$  为

$$F_{wx} = 0.613(V'_x)^2 C_{fx} A_x \quad (3.15)$$

$$F_{wy} = 0.613(V'_y)^2 C_{fy} A_y \quad (3.16)$$

其中,  $A_x$  和  $A_y$  分别为该层迎风面构件沿 X 和 Y 方向的投影面积。风压系数由3.11计算。

根据中国规范, 该层 X 和 Y 方向龙卷风荷载  $F_{wx}$  和  $F_{wy}$  为

$$F_{wx} = 0.625(V'_x)^2 \mu_{sx} A_x \quad (3.17)$$

$$F_{wy} = 0.625(V'_y)^2 \mu_{sy} A_y \quad (3.18)$$

体型系数  $\mu_s = 1.3(1 + \eta)$ ,  $\eta$  由表3.4计算。

可知中美规范计算龙卷风荷载的主要区别如下: 中国将风速转化为速度压的系数为  $0.625 \text{ kg/m}^3$ , 美国为  $1/2\rho_a = 0.613 \text{ kg/m}^3$ , 中国规范稍微偏保守; 二者

的主要差别为体型系数（风压系数）的计算：对于圆形截面输电塔， $\Phi < 0.025$  的层，美国规范的风压系数为  $C_f = 4.0 \times 0.67 = 2.68$ ，中国规范为  $\mu_s = 1.3(1 + \eta) = 1.3 \times (1 + 1.0) = 2.6$ ，相差不大，美国规范偏保守。

#### 4. 迎风面和背风面上风荷载分配

中国规范根据塔架背风面荷载降低系数  $\eta$  对某层输电塔所受风荷载进行分配，即迎风面节点在  $X$  和  $Y$  方向所受风荷载分量分别为  $1/(1 + \eta)F_{wx}$  和  $1/(1 + \eta)F_{wy}$ ；背风面节点在  $X$  和  $Y$  方向所受风荷载分量分别为  $\eta/(1 + \eta)F_{wx}$  和  $\eta/(1 + \eta)F_{wy}$ ；

#### 5. 迎（背）风面节点间风荷载分配

迎（背）风面上的节点根据各节点的投影面积进行迎（背）风面上风荷载的分配。

### 3.3.3 索的悬链线理论及输电线作用于塔的荷载

#### 索的悬链线理论基本假设

索由高强钢丝束束而成，相对抗弯刚度很小，其受力特点可以认为是完全柔性。在自重和张力作用下分析其线形和力学参数时，基本假设如下：

- 索是理想柔性，既不能受压也不能受弯；
- 索的材料符合胡克定律；
- 索的横截面积在外荷载作用下的变化量十分微小，可忽略不计。

为了确定重力作用下索的线形，以弦左端点为原点、竖直向上为  $Y$  轴正方向建立右手直角坐标系。则索受到的重力沿  $Y$  轴负向。假设单位长度索的质量恒定，且不随张力变化。

#### 符号约定

$s$  从索左端点（坐标系原点）开始计算的索长度；

$\mu$  单位长度索的质量（假设是恒定的）；

$T(s)$  索长度为  $s$  处的索张力（根据柔性索假设，张力沿索的切线方向）；

$T_y(s)$  索长度为  $s$  处的索张力的  $Y$  向分量；

$T_x$  张力的  $X$  向分量（任取索段进行受力分析，由  $X$  向平衡方程可知  $T_x$  沿索长是均匀的）；

$\theta(s)$  索切向量与  $X$  轴正向的夹角。

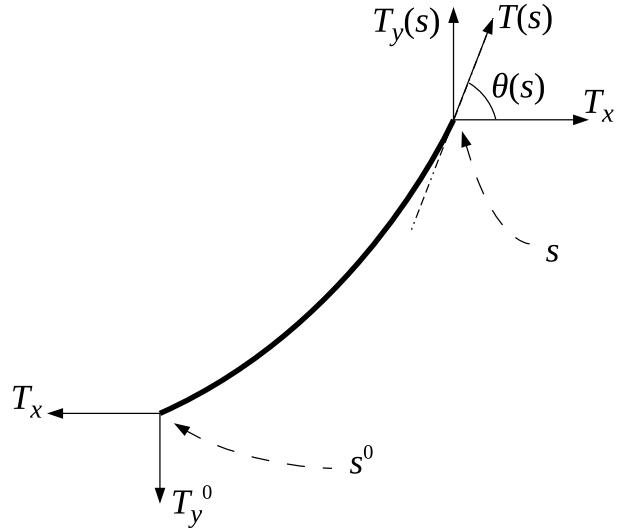


图 3.14: 索段计算示意图

自重作用下的单索线形求解

索段竖向的平衡方程为:

$$\begin{aligned}
 T_y(s) &= g \int_{s^0}^s \mu ds + T_y^0 \\
 T_x \tan(\theta(s)) &= g\mu \int_{s^0}^s ds + T_y^0 \\
 T_x \frac{dy}{dx} &= g\mu \int_{s^0}^s \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} dx + T_y^0 \\
 \frac{d^2y}{dx^2} &= \frac{g\mu}{T_x} \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2}
 \end{aligned} \tag{3.19}$$

此二阶微分方程的解析解为:

$$y = \frac{T_x}{g\mu} \cosh \left( \frac{g\mu}{T_x} x + c_1 \right) + c_2 \tag{3.20}$$

式中,  $c_1$  和  $c_2$  为由边界条件确定的积分常量。代入边界条件:  $x = 0, y = 0; x = L, y = C$  (见图3.15)。

$$\begin{cases} \beta = \frac{g\mu L}{2T_x} \\ c_1 = \sinh^{-1} \left( \frac{\beta C/L}{\sinh \beta} \right) \\ c_2 = -\frac{T_x}{g\mu} \cosh(c_1) \end{cases} \tag{3.21}$$

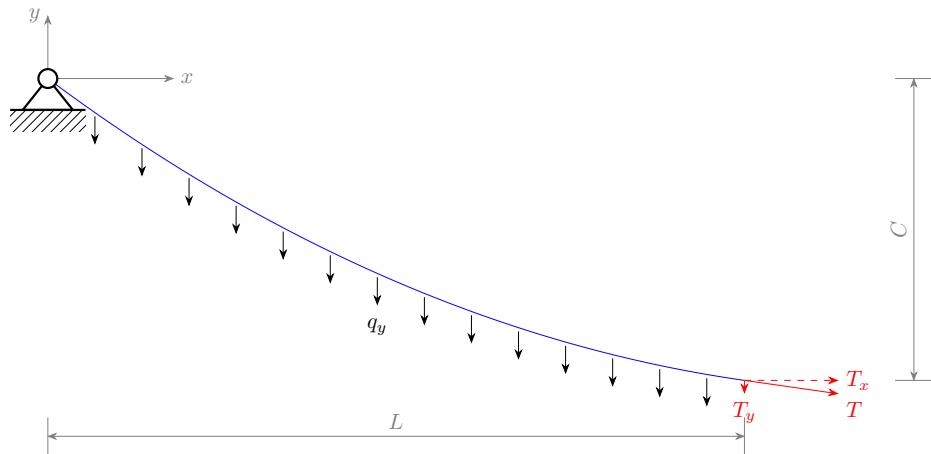


图 3.15: 单缆尺寸及边界条件示意图

悬链线索的形状长度  $S$  和无应力长度  $S_0$  分别为:

$$S = \frac{T_x}{g\mu} \left[ \sinh \left( \frac{g\mu L}{T_x} + c_1 \right) + \sinh(c_1) \right] \quad (3.22)$$

$$\begin{aligned} S_0 &= S - \Delta S \\ &= S - \frac{T_x}{EA\mu} \left[ \frac{1}{2}g\mu L + \frac{1}{8}T_x (e^{2(c_1+2\beta)} - e^{-2(c_1-2\beta)} - e^{2c_1} + e^{-2c_1}) \right] \end{aligned} \quad (3.23)$$

### 输电线施加在输电塔的荷载求解

跨越塔之间输电线跨度为  $L = 1770$  m, 右侧支座比左侧支座高度相同, 即  $C = 0$ , 跨中矢高  $f = 132.4$  m, 单位长度质量  $\mu = 3219$  kg/km。索的弹性模量  $E = 108\,070$  MPa, 截面积  $A = 729$  mm<sup>2</sup>。假设在外荷载作用下两支座的间距及高差保持不变。主要任务是利用上述悬链线理论计算输电线对输电塔施加的荷载。

主要思路: 输电线在自重和张力作用下, 其线形为悬链线, 故可采用悬链线经典公式来进行求解。采用直接建模的方式, 单缆采用 LINK1 单元模拟, 单元水平长度为 1 m。分析时, 首先假定水平力大小, 根据悬链线方程求解节点坐标, 由此建立节点和单元, 并分析单缆在自重作用下的内力和线形。如果求解获得的水平力与假定水平力之间的误差较大或者单缆变形较大, 则返回重新计算, 直至满足误差要求。计算框图如图3.16所示。

计算的 APDL 和 MATLAB 程序见附录??。单缆最大位移为 12.7 mm, 相比于跨径  $L = 1770$  m 该变形已足够小, 认为已满足精度要求。

对于跨越塔和锚塔之间的输电线对跨越塔的荷载计算采用相同的方法, 在此不一一列举。

跨越塔受到的两侧输电线传来的张力的示意图见图3.17所示。

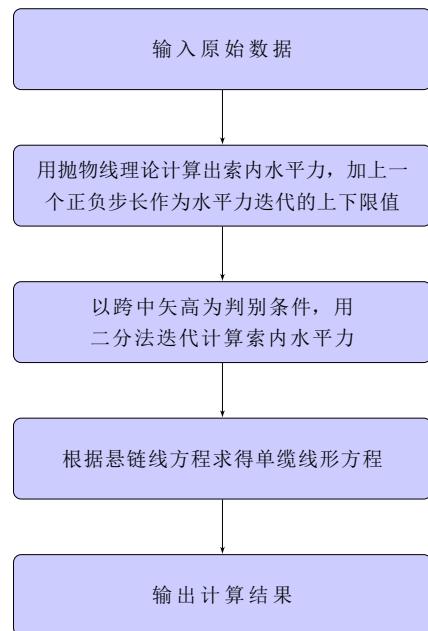


图 3.16: 单缆线形和力学参数计算框图

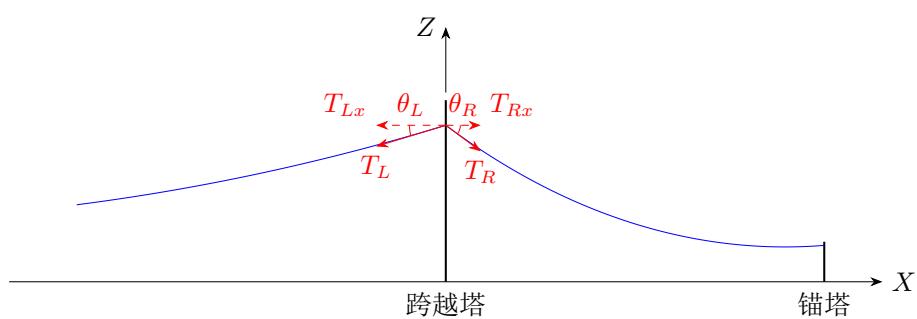


图 3.17: 跨越塔受到输电线的张力示意图

经过附录??程序的计算，图3.17中各量为：

$$\begin{aligned} T_{Lx} &= 93.31 \text{ kN}, \quad \theta_L = 16.89^\circ \\ T_{Rx} &= 21.33 \text{ kN}, \quad \theta_L = 36.70^\circ \end{aligned} \quad (3.24)$$

### 3.4 FSI 方法与规范方法的对比

为了考虑最不利工况，将龙卷风核心距离输电塔中心的径向距离设置为龙卷风核心半径  $R_T = r_{c,\text{mat}} = 120 \text{ m}$ ， $\theta_T$  分别取  $0^\circ$ 、 $45^\circ$  和  $90^\circ$ 。分别根据单向流固耦合方法（FSI 方法）和规范方法计算并施加龙卷风荷载，进行输电塔结构的静态响应分析。输电塔结构最大轴向压力和位移响应随袭击角  $\theta_T$  的变化见图3.18和图3.19所示。代表性构件（见图3.12所示）的轴向力取得极值的工况见表3.5所示。

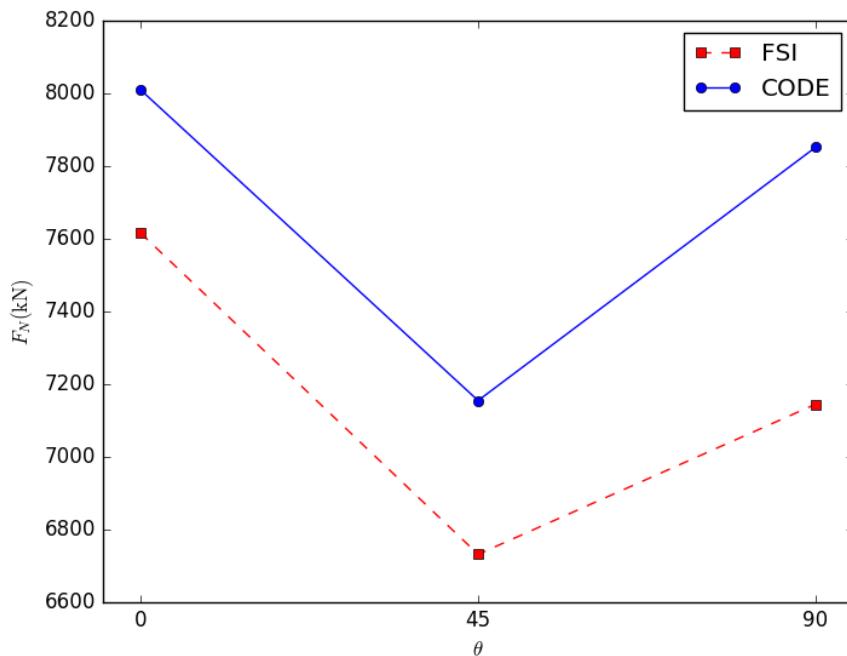


图 3.18: 输电塔构件最大轴向压力随袭击角的变化

采用单向流固耦合和规范方法计算得到的输电塔结构响应整体上吻合较好，表3.5所列构件中，二者最大误差不超过 50%。

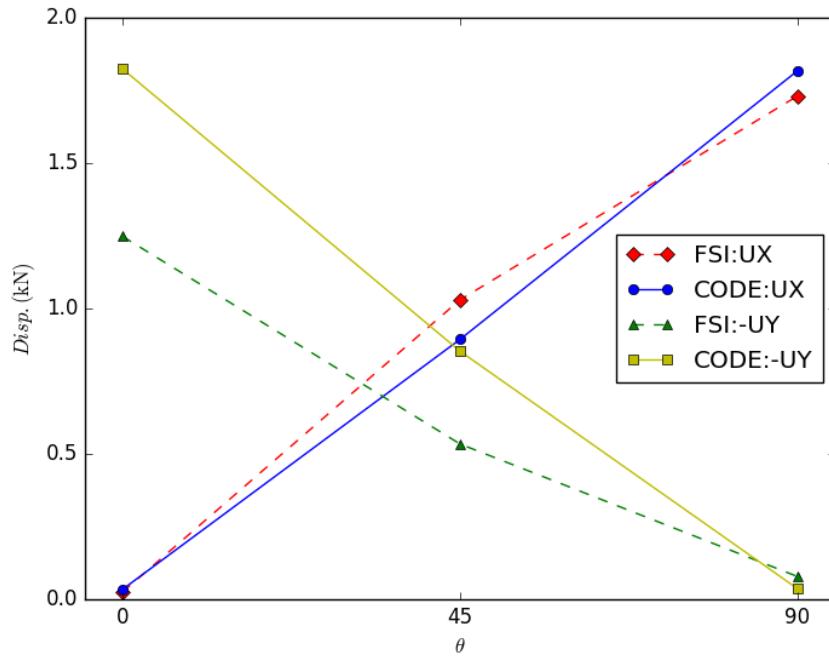


图 3.19: 输电塔构件最大位移分量随袭击角的变化

表 3.5: 输电塔代表构件的轴向力

构件		单向流固耦合		规范方法	
编号	类型	轴向内力 (kN)	角度 (°)	轴向内力 (kN)	角度 (°)
C1	柱	-6485	90	-7803	90
C2	柱	7739	0	8154	0
C3	柱	-4958	90	-5024	90
C4	柱	5700	0	5762	0
B1	梁	328	90	488	90
B2	梁	-274	0	-316	0
B3	梁	87	0	120	90
B4	梁	-123	90	-130	90
Br1	支撑	-27	45	-51	45
Br2	支撑	-42	45	-71	45
Br3	支撑	318	90	588	90
Br4	支撑	-268	0	-371	0

## 第四章 考虑龙卷风平移的动态响应分析

第三章忽略了龙卷风平移运动的影响，分别在 $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 和 $90^\circ$ 工况下进行静力非线性分析。本章考虑龙卷风平移运动的影响，假定其移动轨迹后计算输电塔结构各节点荷载时程，进行动力时程分析，分析其动态响应。

### 4.1 动态龙卷风模型

根据第3.1.1建立整体坐标系，如图3.10所示。龙卷风相应于输电塔结构做平移运动的示意图见图4.1所示。

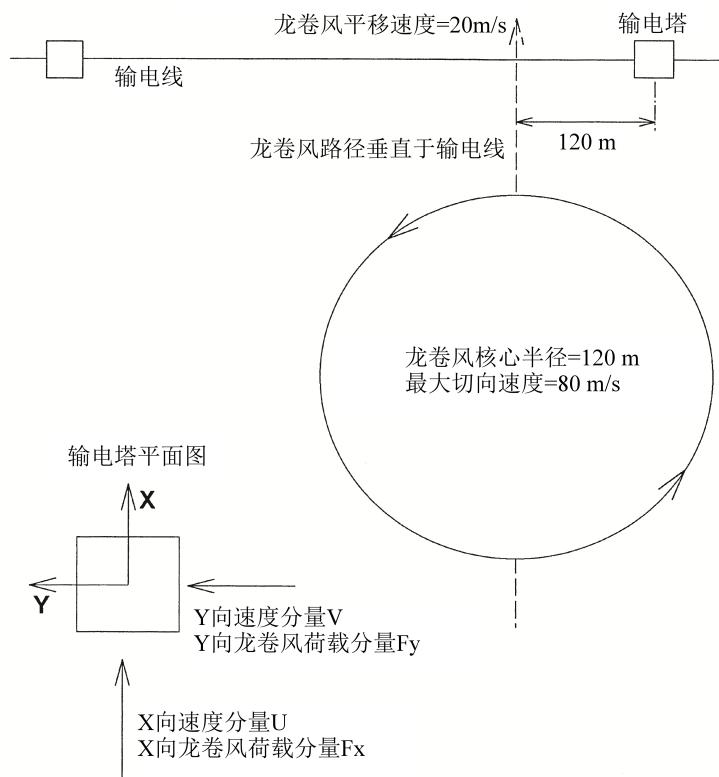


图 4.1: 龙卷风相应于输电塔做平移运动的示意图

#### 4.1.1 龙卷风路径

假定龙卷风核心在地面上做匀速直线运动，描述其路径的关键参数为核心初始位置和运动速度。

为了使得初始时刻输电塔结构所受龙卷风荷载较小，需要将龙卷风核心初始位置设置在距离输电塔较远的地方。若初始时刻龙卷风核心距离输电塔很近，结构会受到量值很大的突加荷载的影响，与实际情况不符。初始位置在整体坐标系中的位置记为 $(x_0^T, y_0^T)$ 。

关于龙卷风的平移速度在第2.2.2节已有介绍，我国《三十万千瓦压水堆核电厂安全重要土建结构抗龙卷风设计规定》中A类龙卷风平移速度为22.4 m/s，文献<sup>[30][57]</sup>中选用龙卷风平移速度为20.0 m/s，二者差别较小，本文为计算简便选用 $v^T = 20.0 \text{ m/s}$ 。确定龙卷风路径还需龙卷风平移速度的方向，设平移速度相对于输电线、即X轴正向的夹角为 $\theta^T$ 。

综上，龙卷风运动轨迹 $(x^T(t), y^T(t))$ 可表示为：

$$\begin{cases} x^T(t) = x_0^T + (v^T \cos \theta^T) t \\ y^T(t) = y_0^T + (v^T \sin \theta^T) t \end{cases} \quad (4.1)$$

龙卷风的平移运动引起了龙卷风核心相对输电塔位置 $(x^T(t), y^T(t))$ 随时间变化，进而使得输电塔受到了随龙卷风位置变化的荷载时程，需进行动力时程分析计算结构响应。

本文假设龙卷风风场结构不随时间变化（实际中龙卷风会随其运动衰减，本文忽略这一现象），即采用第2.5.2中模拟的足尺龙卷风风场作为任一时刻动态龙卷风的风场。

## 4.2 动态龙卷风风速及荷载时程

在任意时刻 $t$ ，利用第3.3节中规范方法施加该时刻的龙卷风荷载。由于第3.3节已编制了计算龙卷风荷载并施加到输电塔结构的APDL程序，在动力分析中，改变龙卷风核心相应于输电塔中心的极坐标 $(R, \theta)$ （见第3.3.1节），调用龙卷风荷载施加子程序，即可完成动态荷载施加过程。

### 4.2.1 典型龙卷风运动工况

龙卷风平移运动的两种典型工况见图4.2和图4.3。图4.2中龙卷风运动路径平行于输电线，下文简称为龙卷风平行运动工况；图4.3中龙卷风运动路径垂直于输电线，下文简称为龙卷风垂直运动工况。

平行运动工况（图4.2）中，龙卷风核心初始位置选为 $x_0^T = 1500 \text{ m}$ ,  $y_0^T = 120 \text{ m}$ ；平移速度 $v^T = 20.0 \text{ m/s}$ ,  $\theta^T = \pi$ 。满足初始时刻龙卷风距离输电塔较远，龙卷风荷载较小，且在运动过程二者距离取得龙卷风核心半径 $r_c = 120 \text{ m}$ ，受到龙卷风荷载较大。

类似选取垂直运动工况（图4.3）的参数，龙卷风核心初始位置选为 $x_0^T = 120 \text{ m}$ ,  $y_0^T = 1500 \text{ m}$ ；平移速度 $v^T = 20.0 \text{ m/s}$ ,  $\theta^T = -\frac{1}{2}\pi$ 。

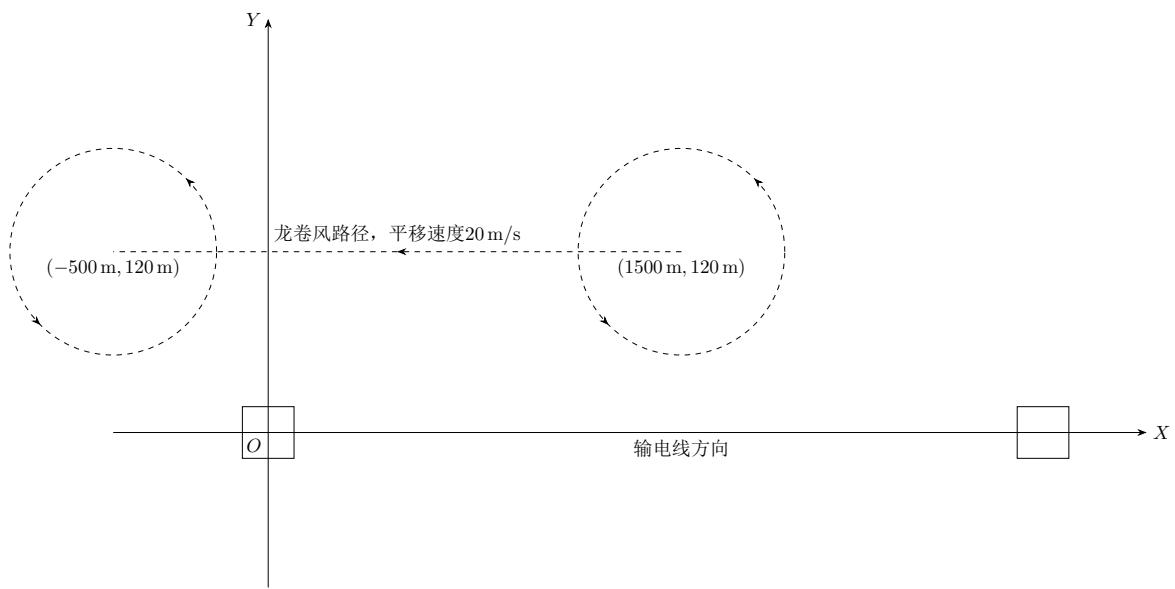


图 4.2: 龙卷风平行运动工况

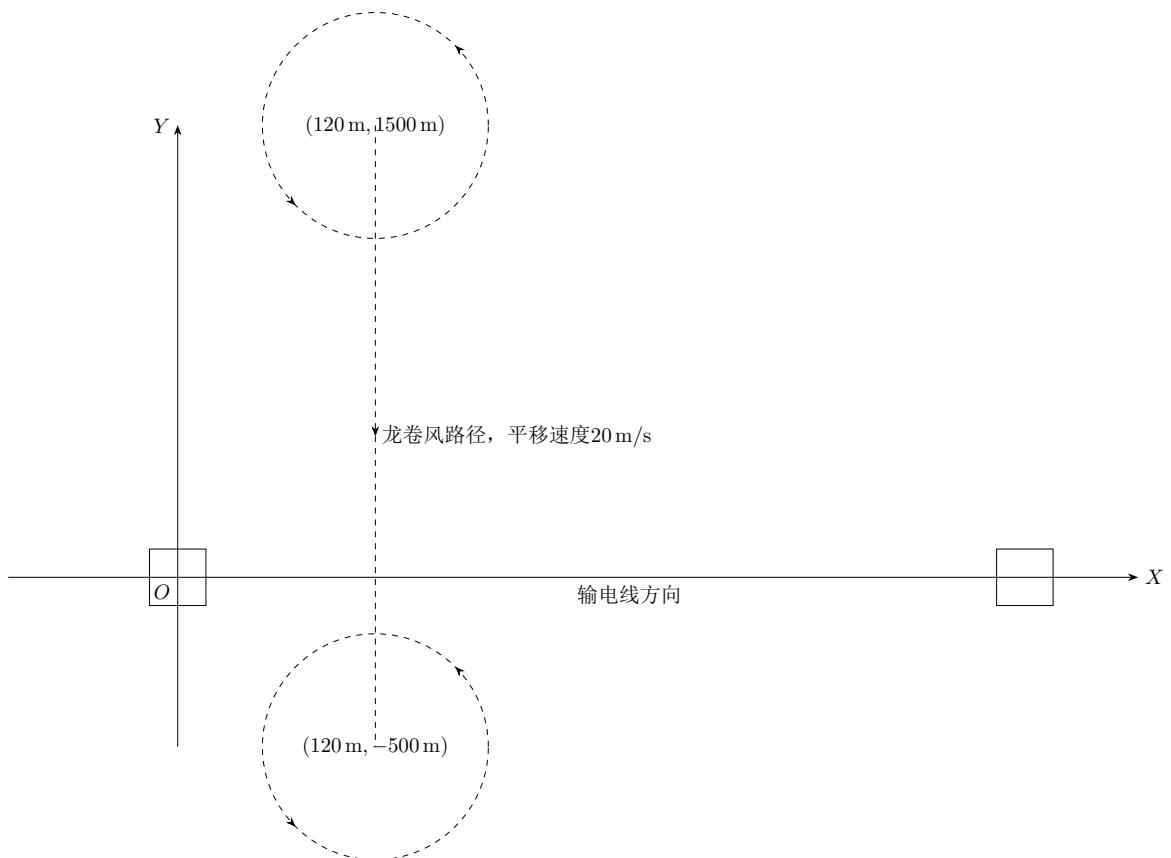


图 4.3: 龙卷风垂直运动工况

### 4.2.2 动态龙卷风风速时程

随着龙卷风移动位置的变化，输电塔结构各节点受到风速时程的作用。现选取塔顶节点，平行工况和垂直工况时塔顶节点风速时程分别如图4.4、图4.5所示。

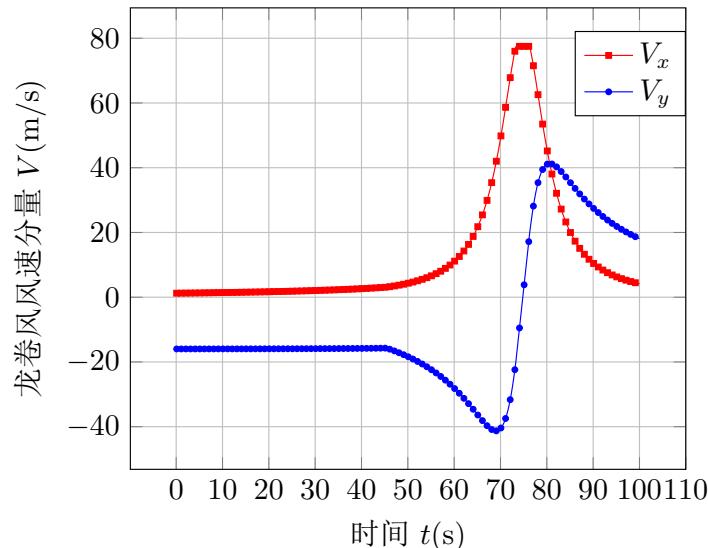


图 4.4: 龙卷风运动平行工况塔顶节点风速时程

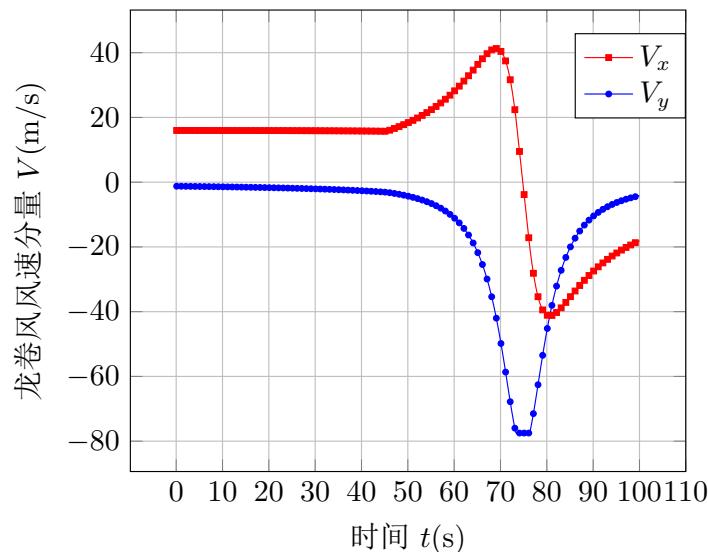


图 4.5: 龙卷风运动垂直工况塔顶节点风速时程

### 4.2.3 动态龙卷风荷载时程

在龙卷风移动过程中，任一时刻确定龙卷风位置后，根据规范方法（第3.3节）计算输电塔结构受到的龙卷风荷载。并将结构有限元模型所有节点受到的龙卷风荷载在  $X$  和  $Y$  轴的分量进行求和，绘制龙卷风荷载分量合力的时程曲线，如图4.6和4.7所示。

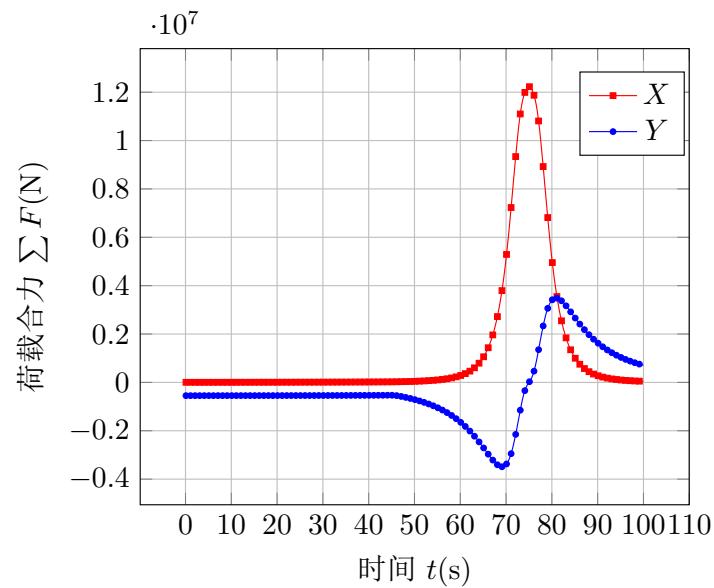


图 4.6: 龙卷风运动平行工况荷载分量合力时程

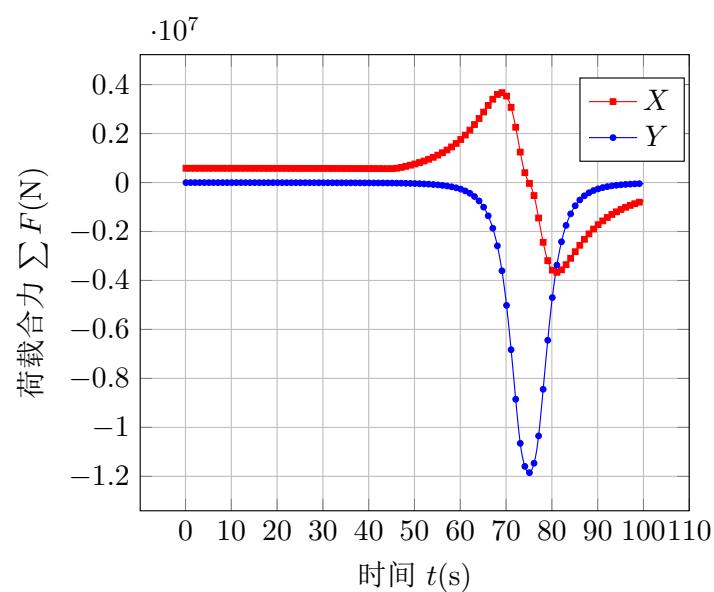


图 4.7: 龙卷风运动垂直工况荷载分量合力时程

## 4.3 输电塔结构动力时程分析

对输电塔进行风荷载动态响应分析，常采用时程分析方法，即将动态龙卷风荷载施加到结构上，利用数值方法求解动力运动方程，可全面了解结构在龙卷风动态荷载作用时间内的动力响应状况，求解精度较高。本文采用时程分析方法分析输电塔结构在龙卷风作用下的动态响应。

由于时程分析方法计算量较大，故本节不考虑输电塔结构材料非线性和几何非线性的影响。由于输电线与塔结构的耦合效应机理复杂，本文忽略这一效应的影响。时间步长初选为0.10 s，并进行时间步长的敏感性分析，发现当时间步长减小为0.05 s时结构动态响应差别较小。这说明0.10 s的时间步长是足够精确的。

### 4.3.1 动力方程及其求解

输电塔结构在考虑移动效应的龙卷风荷载时程作用下的动力方程为：

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{F}(t) \quad (4.2)$$

式中： $\mathbf{M}$ 、 $\mathbf{C}$  和  $\mathbf{K}$  分别为输电塔结构总体质量矩阵、阻尼矩阵及刚度矩阵； $\ddot{\mathbf{u}}$ 、 $\dot{\mathbf{u}}$  和  $\mathbf{u}$  分别为节点的加速度、速度及位移向量； $\mathbf{F}$  为输电塔受到的龙卷风荷载时程。

对结构的时程分析一般采用逐步积分方法。从积分格式的形式上可划分为隐式方法与显式方法；从计算格式的稳定性上可划分为无条件稳定方法与条件稳定方法。评价逐步积分方法的优劣包括稳定性、精度、高频能耗及幅值超越性。其中稳定性占有重要地位。无条件稳定的逐步积分方法在应用时，其计算时间步长不受方法本身所控制，而仅由计算精度要求确定；条件稳定的逐步积分方法的计算时间步长，不但要受计算精度要求的控制，而且还受其稳定条件的限制。隐式逐步积分方法与显示方法的区别在于计算格式所形成的线性方程组的耦联与否。显式方法一般为条件稳定，故只在某些领域如离散网格中波动的研究中采用。隐式逐步积分方法的研究成果较多，在结构计算中得到应用的有常平均加速度方法、Newmark 法和 Wilson-θ 法等。

本文采用隐式的直接积分方法 Newmark 法对输电塔体系进行动力时程分析求解。

Newmark 法假设  $t + \Delta t$  时刻的速度和位移为：

$$\dot{\mathbf{u}}_{t+\Delta t} = \dot{\mathbf{u}}_t + [(1 - \gamma)\ddot{\mathbf{u}}_t + \gamma\ddot{\mathbf{u}}_{t+\Delta t}] \quad (0 \leq \gamma \leq 1) \quad (4.3)$$

$$\mathbf{u}_{t+\Delta t} = \mathbf{u}_t + \dot{\mathbf{u}}_t \Delta t + \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{1}{2} - \beta \right) \ddot{\mathbf{u}}_t + \beta \ddot{\mathbf{u}}_{t+\Delta t} \right] \Delta t^2 \quad \left( 0 \leq \beta \leq \frac{1}{2} \right) \quad (4.4)$$

由式(4.4)可以解得：

$$\ddot{\mathbf{u}}_{t+\Delta t} = \frac{1}{\beta \Delta t^2} (\mathbf{u}_{t+\Delta t} - \mathbf{u}_t) - \frac{1}{\beta \Delta t} \dot{\mathbf{u}}_t - \left( \frac{1}{2\beta} - 1 \right) \ddot{\mathbf{u}}_t \quad (4.5)$$

将式(4.5)代入式(4.3), 然后共同代入式(4.2), 则得到从  $\mathbf{u}_t$ 、 $\dot{\mathbf{u}}_t$  和  $\ddot{\mathbf{u}}_t$  计算  $\mathbf{u}_{t+\Delta t}$  的两步递推公式为:

$$\begin{aligned} & \left( \mathbf{K} + \frac{1}{\beta \Delta t^2} \mathbf{M} + \frac{\gamma}{\beta \Delta t} \mathbf{C} \right) \mathbf{u}_{t+\Delta t} = \mathbf{F}_{t+\Delta t} + \\ & \mathbf{M} \left[ \frac{1}{\beta \Delta t^2} \mathbf{u}_t + \frac{1}{\beta \Delta t} \dot{\mathbf{u}}_t + \left( \frac{1}{2\beta} - 1 \right) \ddot{\mathbf{u}}_t \right] + \\ & \mathbf{C} \left[ \frac{\gamma}{\beta \Delta t} \mathbf{u}_t + \left( \frac{\gamma}{\beta} - 1 \right) \dot{\mathbf{u}}_t + \left( \frac{\gamma}{2\beta} - 1 \right) \Delta t \ddot{\mathbf{u}}_t \right] \end{aligned} \quad (4.6)$$

Newmark 方法中, 当参数  $\gamma \geq 0.5$ ,  $\beta \geq 0.25 (0.5 + \gamma)^2$  时, 算法是无条件稳定的, 即时间步长  $\Delta t$  的大小不影响解的稳定性。

### 4.3.2 输电塔结构的阻尼

阻尼能耗散动力系统能量, 使自由振动的振幅随时间衰减。影响结构动力响应的阻尼主要有粘性阻尼、滞后阻尼、库伦阻尼等<sup>[58]</sup>。结构动力分析的阻尼通常足够小, 不考虑其实际来源, 将其看做粘性阻尼, 可足够精确模拟阻尼对结构的影响。

描述粘性阻尼的方法通常称为比例阻力(又称 Rayleigh 阻尼)和模态阻尼。在使用直接积分法求解结构动力方程时, 通常采用比例阻尼。比例阻尼矩阵定义为结构总体质量矩阵和刚度矩阵的线性组合, 即:

$$\mathbf{C} = \alpha_1 \mathbf{M} + \alpha_2 \mathbf{K} \quad (4.7)$$

式中:  $\alpha_1$  和  $\alpha_2$  分别为质量和刚度阻尼系数。具体表达式为:

$$\begin{cases} \alpha_1 = \frac{2(\zeta_i \omega_j - \zeta_j \omega_i)}{\omega_j^2 - \omega_i^2} \omega_i \omega_j \\ \alpha_2 = \frac{2(\zeta_j \omega_j - \zeta_i \omega_i)}{\omega_j^2 - \omega_i^2} \end{cases} \quad (4.8)$$

其中  $\omega_i$ 、 $\omega_j$  分别为结构的第  $i$ 、 $j$  阶固有频率;  $\zeta_i$ 、 $\zeta_j$  分别为结构的第  $i$ 、 $j$  阶振型的阻尼比。通常工程计算中取前两阶。

在计算大跨越输电塔的结构阻尼时, 文献<sup>[54][59][60][61]</sup>建议只考虑其第一阶振型及频率, 且不考虑质量矩阵对阻尼的影响, 即取  $\alpha_1 = 0$ ,  $\alpha_2 = 2\zeta/\omega$ , 取结构的阻尼比  $\zeta = 0.04$ <sup>[59]</sup>, 由此可计算处结构的阻尼矩阵。

### 4.3.3 输电塔动态响应结果

龙卷风动态荷载作用下, 输电塔塔顶节点动态位移响应见图4.8和图4.9所示。

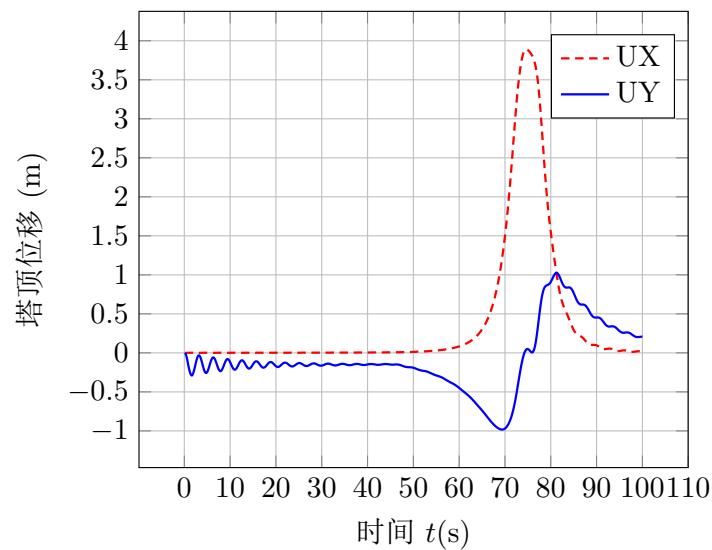


图 4.8: 龙卷风运动平行工况塔顶节点位移响应时程

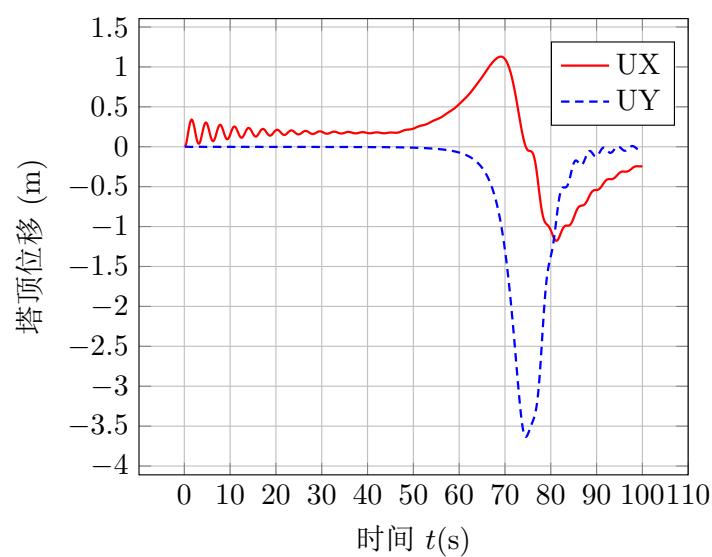


图 4.9: 龙卷风运动垂直工况塔顶节点位移响应时程

## 参考文献

- [1] 维基百科. 2016 年江苏盐城龙卷风 [EB/OL]. <https://zh.wikipedia.org/wiki/2016%E5%B9%B4%E6%B1%9F%E8%8B%8F%E7%9B%90%E5%9F%8E%E9%BE%99%E5%8D%B7%E9%A3%8E>. 2016-08-18.
- [2] Oceanic National and Administration Atmospheric. The Online Tornado FAQ[EB/OL]. <http://www.spc.noaa.gov/faq/tornado/>. 2017-01-13.
- [3] 刘燕辉. 中国气象年鉴 [EB/OL]. 2007.
- [4] 澎湃新闻. 江苏盐城遭龙卷风袭击 [EB/OL]. [http://www.thepaper.cn/newsDetail\\_forward\\_1488127](http://www.thepaper.cn/newsDetail_forward_1488127). 2016-06-23.
- [5] 张勇. 输电线路风灾防御的现状与对策 [J]. 华东电力, 2006, 34(3):28–31.
- [6] Hamada A., El Damatty A.A., Hangan H., et al. Finite element modelling of transmission line structures under tornado wind loading[J]. Wind and Structures, 2010, 13(5):451–469.
- [7] Alexander Curtis R and Wurman Joshua. The 30 May 1998 Spencer, South Dakota, storm. Part I: The structural evolution and environment of the tornadoes[J]. Monthly weather review, 2005, 133(1):72–97.
- [8] Kuai Le, Haan Jr Fred L, Gallus Jr William A, et al. CFD simulations of the flow field of a laboratory-simulated tornado for parameter sensitivity studies and comparison with field measurements[J]. Wind and Structures, 2008, 11(2):75–96.
- [9] Chang CC. Tornado wind effects on buildings and structures with laboratory simulation[C]. In: Proceedings of the Third International Conference on Wind Effects on Buildings and Structures. 1971. 231–240.
- [10] Ward Neil B. The exploration of certain features of tornado dynamics using a laboratory model[J]. Journal of the Atmospheric Sciences, 1972, 29(6):1194–1204.
- [11] Church CR, Snow JT, and Agee EM. Tornado vortex simulation at Purdue University[J]. Bulletin of the American Meteorological Society, 1977, 58(9):900–908.
- [12] Mishra AR, James DL, and Letchford CW. Physical simulation of a single-celled tornado-like vortex, Part B: Wind Loading on a cubical model[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2008, 96(1):1258–1273.

- [13] Haan Jr FL, Balaramudu Vasanth Kumar, and Sarkar PP. Tornado-induced wind loads on a low-rise building[J]. Journal of Structural Engineering, 2009, 136(1):106–116.
- [14] Jischke MC and Light BD. Laboratory simulation of tornadic wind loads on a rectangular model structure[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1983, 13(1-3):371–382.
- [15] Sabareesh Geetha Rajasekharan, Matsui Masahiro, and Tamura Yukio. Dependence of surface pressures on a cubic building in tornado like flow on building location and ground roughness[J]. Journal of wind engineering and industrial aerodynamics, 2012, 103:50–59.
- [16] Rajasekharan Sabareesh Geetha, Matsui Masahiro, and Tamura Yukio. Characteristics of internal pressures and net local roof wind forces on a building exposed to a tornado-like vortex[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 112:52–57.
- [17] 王锦, 周强, 曹曙阳, et al. 龙卷风风场的试验模拟 [J]. 同济大学学报: 自然科学版, 2014, 42(11):1654–1659.
- [18] Lewellen WS, Lewellen DC, and Sykes RI. Large-eddy simulation of a tornado' s interaction with the surface[J]. Journal of the Atmospheric Sciences, 1997, 54(5):581–605.
- [19] Nolan David S and Farrell Brian F. The structure and dynamics of tornado-like vortices[J]. Journal of the Atmospheric Sciences, 1999, 56(16):2908–2936.
- [20] Selvam R Panneer and Millett Paul C. Computer modeling of tornado forces on buildings[J]. Wind and Structures, 2003, 6(3):209–220.
- [21] Alrasheedi NH and Selvam RP. Computing Tornado Forces on Different Building Sizes[C]. In: Proceedings of the 13th International Conference on Wind Engineering (ICWE13), Amsterdam, Netherlands. 2011.
- [22] Natarajan Diwakar and Hangan Horia. Large eddy simulations of translation and surface roughness effects on tornado-like vortices[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2012, 104:577–584.
- [23] 陈艾荣, 刘志文, 周志勇. 大跨径斜拉桥在龙卷风作用下响应分析 [C]. 见: 第十一届全国结构风工程学术会议论文集. 2004.
- [24] 甘文举. 低层房屋龙卷风荷载分析及抗风设计研究 [D]: [硕士学位论文]. 湖南大学, 2009.
- [25] 刘伟. 漏斗模型下房屋龙卷风荷载分析 [D]: [硕士学位论文]. 河北大学, 2011.

- [26] 汤卓, 张源, 吕令毅. 龙卷风风场模型及风荷载研究 [J]. 建筑结构学报, 2012, 33(3):104–110.
- [27] 徐枫, 肖仪清, 李波, et al. 龙卷风风场特性的 CFD 数值模拟 [J]. 空气动力学学报, 2013, 31(3):350–356.
- [28] 唐飞燕, 汤卓, 吕令毅. 龙卷风场中沙粒对结构冲击作用的研究 [J]. 工程建设, 2013, 45(3):19–23.
- [29] 王兆勇, 汤卓, 吕令毅. 不同平移速度龙卷风对高层双坡屋面的作用研究 [J]. 建筑结构学报, 2015, 36(1):150–156.
- [30] Savory Eric, Parke Gerard AR, Zeinoddini Mostafa, et al. Modelling of tornado and microburst-induced wind loading and failure of a lattice transmission tower[J]. Engineering Structures, 2001, 23(4):365–375.
- [31] Langlois Sébastien. Design of overhead transmission lines subject to localized high intensity wind[C]. In: Masters Abstracts International. 2007.
- [32] Altalmas A. and El Damatty A.A. Finite element modelling of self-supported transmission lines under tornado loading[J]. Wind and Structures, 2014, 18(5):473–495.
- [33] 任超. 极端环境条件下大跨越输电塔线体系的动态响应分析 [D]: [硕士学位论文]. 苏州大学, 2010.
- [34] 白俊峰, 鞠彦忠, 曾聪. 龙卷风作用下空间桁架的受力分析 [J]. 东北电力大学学报, 2011, 31(5):46–51.
- [35] Marshall Timothy P, McDonald JR, and Forbes GS. The enhanced Fujita (EF) scale[C]. In: Preprints, 22d Conf. on Severe Local Storms, Hyannis, MA, Amer. Meteor. Soc., CD-ROM 3B.2. 2004.
- [36] Doswell Charles A., Brooks Harold E., and Dotzek Nikolai. On the implementation of the enhanced Fujita scale in the USA[J]. Atmospheric Research, 2009, 93(1):554–563.
- [37] 中华人民共和国核工业标准. EJ 420-89, 三十万千瓦压水堆核电厂安全重要土建结构抗龙卷风设计规定 [S]. 北京: 核工业标准化所, 1989.
- [38] Depperman C. E. Notes on the origin and structure of Philippine typhoons[J]. Bull. Amer. Meteor. Soc, 1947, 28:399–404.
- [39] U. S. Nuclear Regulatory Commission. Design-Basis Tornado and Tornado Missiles for Nuclear Power Plants[S]. NRC's Public Document Room, 2007.

- [40] Church C. R., Snow J. T., Baker G. L., et al. Characteristics of tornado-like vortices as a function of swirl ratio: A laboratory investigation[J]. *Journal of the Atmospheric Sciences*, 1979, 36(9):1755–1776.
- [41] Davies-Jones Robert P. Laboratory simulations of tornadoes[C]. In: *Proceedings of the Symposium on Tornadoes: Assessment of Knowledge and Implications of Man*. Boston: , 1976. 151–174.
- [42] Lewellen W.S. Tornado vortex theory[J]. *The Tornado: Its Structure, Dynamics, Prediction, and Hazards*, 1993, pages 19–39.
- [43] Snow John T. A review of recent advances in tornado vortex dynamics[J]. *Reviews of Geophysics*, 1982, 20(4):953–964.
- [44] Hangan H. and Kim J-D. Swirl ratio effects on tornado vortices in relation to the Fujita scale[J]. *Wind and Structures*, 2008, 11(4):291–302.
- [45] Baker GL. Boundary layers in laminar vortex flows[D]: [PhD thesis]. Ph. D. dissertation, Purdue University, 1981.
- [46] Fluent ANSYS. *ANSYS Fluent 16.0 User's Guide*[M]. 2015.
- [47] Launder Brian Edward. Second-moment closure and its use in modelling turbulent industrial flows[J]. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 1989, 9(8):963–985.
- [48] Fluent ANSYS. *ANSYS Fluent 16.0 Theory Guide*[M]. 2015.
- [49] Smith David R. Effect of boundary conditions on numerically simulated tornado-like vortices[J]. *Journal of the atmospheric sciences*, 1987, 44(3):648–656.
- [50] Wurman Joshua. The multiple-vortex structure of a tornado[J]. *Weather and forecasting*, 2002, 17(3):473–505.
- [51] Alexander Curtis R. and Wurman Joshua. The 30 May 1998 Spencer, South Dakota, storm. Part I: The structural evolution and environment of the tornadoes[J]. *Monthly weather review*, 2005, 133(1):72–97.
- [52] Wurman Joshua and Alexander Curtis R. The 30 May 1998 Spencer, South Dakota, storm. Part II: Comparison of observed damage and radar-derived winds in the tornadoes[J]. *Monthly weather review*, 2005, 133(1):97–119.
- [53] Sarkar Partha, Haan Fred, Gallus Jr William, et al. Velocity measurements in a laboratory tornado simulator and their comparison with numerical and full-scale data[C]. In: *37th joint meeting panel on wind and seismic effects*. 2005.

- [54] Wong C. Jerry and Miller Michael D. Guidelines for electrical transmission line structural loading (third edition)[S]. Reston, Virginia: American Society of Civil Engineers(ASCE), 2009.
- [55] 刘刚. 中国与美国规范风荷载计算分析比较 [J]. 钢结构, 2010, (12):47–52.
- [56] 中华人民共和国国家标准. GB 50545-2010, 110 ~ 750kV 架空输电线路设计规范 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2010.
- [57] Hamada A. and El Damatty A.A. Behaviour of guyed transmission line structures under tornado wind loading[J]. Computers & Structures, 2011, 89(11):986–1003.
- [58] Chopra, Anil K, 谢礼立. 结构动力学理论及其在地震工程中的应用 [M]. 北京: 高等教育出版社, 2007.
- [59] Loredo-Souza AM and Davenport AG. The influence of the design methodology in the response of transmission towers to wind loading[J]. Journal of wind engineering and industrial aerodynamics, 2003, 91(8):995–1005.
- [60] Madugula Murty KS. Dynamic response of lattice towers and guyed masts[M]. ASCE Publications, 2001.
- [61] Ostendorp Markus. Damping characteristics of a steel lattice structure[C]. In: Building to Last:. 1997. 358–362.





心於至善

---

---

