



同濟大學

TONGJI UNIVERSITY

博士学位论文

基于输电塔失效的输电线路
台风易损性研究

姓 名：蔡云竹

学 号：1410237

所在院系：土木工程学院结构防灾减灾工程系

学科门类：工学

学科专业：土木工程

指导教师：薛松涛

副指导教师：谢强

二〇一九年十一月



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

A dissertation submitted to

Tongji University in conformity with the requirements for
the degree of Doctor of Philosophy

**Typhoon Fragility for Electric Transmission
Line Based on the Failure of Transmission
Towers**

Candidate: CAI Yunzhu

Student Number: 1410237

School/Department: School of Civil Engineering

Discipline: Engineering

Major: Civil Engineering

Supervisor: XUE Songtao

Co-supervisor: XIE Qiang

November, 2019

学位论文版权使用授权书

本人完全了解同济大学关于收集、保存、使用学位论文的规定，同意如下各项内容：按照学校要求提交学位论文的印刷本和电子版；学校有权保存学位论文的印刷本和电子版，并采用影印、缩印、扫描、数字化或其它手段保存论文；学校有权提供目录检索以及提供本学位论文全文或者部分的阅览服务；学校有权按有关规定向国家有关部门或者机构送交论文的复印件和电子版；在不以赢利为目的的前提下，学校可以适当复制论文的部分或全部内容用于学术活动。

学位论文作者签名：

年 月 日

同济大学学位论文原创性声明

本人郑重声明：所呈交的学位论文，是本人在导师指导下，进行研究工作所取得的成果。除文中已经注明引用的内容外，本学位论文的研究成果不包含任何他人创作的、已公开发表或者没有公开发表的作品的内容。对本论文所涉及的研究工作做出贡献的其他个人和集体，均已在文中以明确方式标明。本学位论文原创性声明的法律责任由本人承担。

学位论文作者签名：

年 月 日

摘要

输电线路结构体系具有显著的风敏感特征。有效评估输电线路在风作用下的安全可靠性是保障线路及电网正常运行的基础。在众多风灾事件中，输电塔破坏是最为严重的线路破坏情况。本文以基于输电塔失效的线路破坏形式为研究对象，以台风作用为考查点，对输电线路台风易损性开展研究。

输电线路通常跨域或覆盖某一区域，具有空间变化性。输电塔作为输电线路的支撑结构，其所受风作用不仅取决于塔体本身还受输电线影响显著。台风则具有大尺度时空变化和小尺度非平稳变化的特征。鉴于这些特点，本文首先以输电塔-线体系为分析对象，考虑线路的空间性和台风的时空及非平稳性，通过有限元建模和台风风场模拟，实现塔-线体系在台风作用下的数值模拟，探讨塔-线体系台风荷载及响应的特点。通过分析得到，塔-线风荷载受台风时变特征和线路空间特性的联合影响；该联合影响主要体现在平均风速和风向角的时变性上。其中，平均风速的时变性影响着脉动风谱和动荷载的时变特征，风向角则体现了线路走向和风向的变化。

基于塔-线体系台风作用分析，文章进一步以输电塔结构为研究对象，通过引入台风平均风高度变化系数和动力放大（调整）系数，获得台风等效静风荷载，并将其应用于塔结构的抗风承载力分析。以风向角和线路水平档距为参变量，采用非线性准静力逐级加载的方法，对输电塔开展多工况下的抗风极限承载力计算及分析。分析得到，风向角和水平档距共同影响着输电塔的抗风承载力，其中风向角的影响更为显著；输电塔的失效模式受到荷载成分的影响，即结构破坏形态受塔身风荷载与导地线传递风载两者所占比重的影响。

基于输电塔抗风承载力分析，本文提出基于多参数的输电塔抗风能力面表达。能力面被分别表示为关于环境三参数（即风速、风向角和线路水平档距）和关于风荷载三成分（即塔身垂线路向、顺线路向风载和导地线传递风载）的函数，并被分别命名为 θ_L 能力面和 θ_H 能力面。这两种能力面表达具有等效性。以 θ_L 能力面和 θ_H 能力面为依据，本文建立了相应的基于多参数的输电塔抗风极限状态方程。以实际输电塔为例，对 θ_L 能力面和 θ_H 能力面进行了求解。求解结果表明， θ_L 能力面可表示为关于风向角的三阶和水平档距的二阶多项式函数；随着导地线传递风荷载所在比重的增大， θ_H 能力面表现出越来越明显的非线性特征。

考虑到易损性分析中，结构的不确定性将造成了输电塔抗风能力面的不确定性。如何高效求解不确定性能力面集成为输电塔易损性分析的关键技术点。本文采用高斯随机过程来近似拟合不确定性能力面函数，以 Kriging 数学方法为基础，

通过创建补点集、优化补点集和模型验证来构建自适应替代建模框架，从而在确保能力面替代模型精度的前提下完成高效建模。针对 θ_L 能力面和 θ_H 能力面下界面的替代建模结果表明，能力面集的概率分布参数的变化率随着自适应循环的推进趋于收敛。由此说明基于 Kriging 的能力面自适应替代建模方法的有效性。

以输电塔抗风能力面替代模型和基于能力面的多参数结构极限状态方程为基础，考虑外部环境参数（包括风速、风向角和线路档距）和结构不确定性参数的影响，运用蒙特卡洛方法，本文构建出适用于输电线路台风易损性分析的输电塔结构风易损模型，并探讨风向角和线路档距对输电塔结构易损性的影响。分析发现，随着风向角和水平档距的增大，输电塔所能承受的极限风速均值迅速减小；极限风速的离散程度整体呈递减趋势并伴随波动现象。此外，通过应用分析，将塔结构风易损模型运用到输电线路中来，实现了具有时空特性的输电线路台风事件易损性评估。

本文以获取适用于线路台风易损性分析的台风风场概率模型为目的，以我国气象局提供的热带气旋统计资料为依据，采用非参数核密度估计法，通过构建台风状态参数变化率的马尔可夫链模型，对西北太平洋区域开展了台风全过程随机模拟研究（包括台风起始、行进和终止模拟）。将模拟结果与历史统计相比较，验证了模拟的有效性和合理性。结合台风过程随机模拟结果和台风风场数值模拟，本文获得了目标地区的台风风速年极值及其风向的概率分布。然后，以实际输电线路为研究对象，结合输电塔风易损性模型，利用概率可靠度方法，实现了基于输电塔失效的输电线路台风概率易损性评估。通过台风概率易损性评估，鉴别出了线路中失效风险高的输电塔和线路区段，进而获得整条线路的易损情况，为预防线路台风灾害和线路抗台风加固提供了参考。

关键词：输电塔-线，台风作用，输电塔抗风能力，台风易损性

ABSTRACT

Electric transmission line is known as a kind of wind-sensitive structures. Wind damages to transmission line are common worldwide. Typhoon is a serious danger for power networks in southeast of China. In order to ensure the power network functions well, it is necessary to assess the safety/reliability of transmission line that impacted by strong winds. The wind-induced damage of transmission towers is the worst damage for transmission line. This thesis focuses on the failure of transmission towers and explores the fragility of transmission line that subjected to typhoons.

A transmission line usually goes through or covers a region, which is characterized by spatiality. As the support structure of the transmission line, wind loading to transmission towers is influenced not only by the tower itself but also by conductors and ground wires. Meanwhile, Typhoon is a temporal-spatial event and the wind field caused by typhoons is characterized by non-stationarity. Given these issues, the thesis first dose the research on the numerical simulation of a transmission tower-line system that impacted by the typhoon, in which the finite element model of tower-line system and typhoon simulation are involved. Numerical simulation results show that the typhoon-induced wind load on the tower-line system is significantly related to the time-varying mean wind speed and the yaw angle between the wind and line.

Based on the numerical research on the tower-line system subjected by typhoon, the equivalent static wind loads acting on or transferred to the transmission tower are calculated and further used for the wind-resistant capacity analysis on the transmission tower. Taking the yaw angle and line horizontal span as the variables, the limit capacity of the transmission tower is calculated using the non-linear quasi-static loading simulation. The results indicate that the yaw angle and horizontal span jointly influence the limit capacity of tower and the yaw angle takes the more significant role; the failure modes of tower are influenced by the combination of the wind load components, i.e., different ratios between the wind load that acting on the tower structure directly and the wind load transferred from conductors result in different failure modes for the transmission tower.

In the light of the limit capacity analysis on the transmission tower, multi-parameters-based capacity surfaces are proposed to describe the tower

wind-resistant capacity. The capacity surface is first expressed by three environmental parameters, i.e. the wind speed, yaw angle and horizontal span of line, and then equivalently expressed by three wind load components, i.e. the cross-line and along-line wind loads on the tower structure and the wind load transferred from conductors. The two capacity surfaces are named as θ_L capacity surface and θ_H capacity surface, respectively. According to the capacity surfaces, the limit state functions for the tower structure are defined for the tower fragility analysis. Taking a practical tower as the example, the θ_L capacity surface and θ_H capacity surface are fitted by a series of nonlinear quasi-static loading simulation. The fitted results show that the yaw angle has more significant influence in the tower limit capacity than the horizontal span; the θ_H capacity surface becomes nonlinear with the increasing of the ratio of the wind load transferred from conductors.

The capacity surface is a high-dimensional expression especially when the structural uncertainty is involved. Instead of using high-fidelity models (e.g., finite element simulation), the kriging surrogate is adopted to approximate the tower capacity surface with the structural uncertainties. The surrogate modeling focuses on establishing an adaptive system which can select and optimize the support points and do the validation for the surrogate model. With the adaptive modeling system, we can obtain the surrogate model of the capacity surface using the least simulation consumption as well as achieving the expected accuracy. The surrogate modeling of θ_L capacity surface and the lower bound of θ_H capacity surface demonstrate that the change rate of the probability distribution of the capacity surface becomes less and less and tends to be stable with the adaptive modeling going on.

According to the surrogate model of capacity surfaces and the capacity-surface-related limit state functions, the wind fragility model for the transmission tower, which takes the wind speed, yaw angle, horizontal span and structural uncertainties into account simultaneously, is established using the Monte Carlo method. According the tower fragility model established, it is found that the larger the yaw angle and horizontal are, the less the mean value of the limit wind speed that the tower structure can sustain is; the standard deviation of the limit wind speed shows the tendency of decreasing and fluctuates slightly with the yaw angle and horizontal span increasing. Applying the tower fragility model to a transmission line, the typhoon scenario fragility assessment is accomplished to the transmission line.

In order to obtain the probability distribution of the wind field caused by

typhoon, researches are done on the stochastic process simulation of typhoon using the non-parametric kernel density estimation method and the Markov Chain method. A 10000-year stochastic simulation of typhoon is implemented on Northwest Pacific and the simulation results are checked by comparing with the history data. Using the stochastic simulation result and the numerical simulation method of typhoon wind field, we can finally obtain the probability distribution of the annual extreme wind speed and wind direction for the region of interest.

Depending on above achievements, the probabilistic fragility assessment on a transmission line is done using the probability-based reliability method. The assessment result figures out the critical transmission towers and transmission line segments who has the high risk of failure in the future, which gives the reference for the structural enhance of the transmission line. The application study demonstrates the effectiveness and feasibility of the researches that done in the thesis.

Key Words: Electric transmission tower-line, typhoon loading, wind-resistant capacity of transmission tower, typhoon fragility

目录

第 1 章 绪论	1
1.1 输电线路风灾概况	1
1.1.1 引言	1
1.1.2 输电线路风致倒塔事故	1
1.1.3 灾害调查：台风“彩虹”致输电塔倒塌	4
1.2 输电塔抗风研究现状	8
1.2.1 输电塔风荷载及抗风设计研究现状	8
1.2.2 输电塔抗风极限承载力研究现状	10
1.3 输电塔风易损性研究现状	12
1.4 台风数值模拟研究现状	14
1.4.1 台风风场模拟研究现状	15
1.4.2 台风过程随机模拟	20
1.5 本文主要内容	24
第 2 章 输电塔-线体系的台风作用分析	27
2.1 引言	27
2.2 输电塔-线体系有限元建模	27
2.2.1 输电塔模型	28
2.2.2 导、地线模型	29
2.2.3 塔-线体系模型	33
2.3 台风风场数值模拟	34
2.3.1 台风径向剖面	34
2.3.2 近地表台风风速	40
2.3.3 平均风速剖面	42
2.3.4 脉动风模型	43
2.3.5 台风风场模拟	45
2.4 输电塔-线体系风荷载计算	48
2.4.1 塔-线体系台风风场	48
2.4.2 塔-线体系风荷载	52
2.5 输电塔-线体系台风作用模拟结果	54
2.5.1 塔-线体系风荷载	55
2.5.2 塔-线体系响应	61
2.6 本章小结	63
第 3 章 输电塔抗风能力分析	65
3.1 引言	65

3.2	台风等效静风荷载.....	66
3.2.1	塔身风荷载.....	66
3.2.2	导地线传递风荷载.....	69
3.2.3	台风荷载参数.....	71
3.3	风荷载工况及计算.....	72
3.4	输电塔抗风承载力模拟.....	75
3.4.1	三成分工况组.....	77
3.4.2	风向角工况组.....	78
3.4.3	水平档距工况组.....	81
3.5	输电塔抗风能力面.....	83
3.5.1	能力面表达.....	83
3.5.2	能力面求解.....	85
3.6	本章小结.....	88
第 4 章	输电塔抗风能力面替代建模研究.....	89
4.1	引言.....	89
4.2	Kriging 数学方法.....	89
4.3	基于 Kriging 的自适应替代建模.....	92
4.3.1	补点集生成.....	92
4.3.2	补点集优化.....	94
4.3.3	Kriging 模型验证.....	96
4.4	输电塔 θ_L 能力面替代建模.....	99
4.4.1	问题描述.....	99
4.4.2	自适应替代建模.....	100
4.4.3	能力面拟合.....	103
4.5	输电塔 θ_H 能力面下界替代建模.....	105
4.6	本章小结.....	108
第 5 章	输电塔风易损性研究.....	111
5.1	引言.....	111
5.2	输电塔风易损性建模.....	112
5.2.1	结构不确定性传播.....	112
5.2.2	输电塔易损性计算.....	113
5.3	输电塔风易损性分析.....	116
5.3.1	风向角影响.....	117
5.3.2	水平档距影响.....	119
5.3.3	联合影响.....	121
5.4	案例分析.....	122
5.4.1	工程背景.....	122
5.4.2	基于输电塔失效的输电线路台风事件易损性评估.....	125

5.5 本章小结	128
第 6 章 输电线路台风概率易损性评估	131
6.1 引言	131
6.2 台风过程随机模拟	132
6.2.1 台风参数总体概率分布	132
6.2.3 全过程随机模拟方法	135
6.2.4 西北太平洋区域台风过程随机模拟	146
6.3 台风风场概率分布	149
6.4 台风概率易损性评估	152
6.4.1 输电塔概率易损性	152
6.4.2 输电线路概率易损性	155
6.5 本章小结	159
第 7 章 结论与展望	161
7.1 结论	161
7.2 进一步工作的方向	163
致谢	165
参考文献	167
附录 A Emanuel 台风物理参数模型	177
A.1 旋涡外部非对流区	177
A.2 旋涡内部对流区	179
附录 B Kriging 数学模型	183
B.1 模型推导	183
B.2 模型构建	184
个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果	189

第1章 绪论

1.1 输电线路风灾概况

1.1.1 引言

从风灾评估方面来看，架空输电线路或输电线网络通常跨域或覆盖某一区域，具有明显的空间变化特性。从而造成：线路中不同位置处线路空间信息（包括线路走向和跨度）、地理信息存在差异。此外，常见的风灾事件（例如台风、龙卷风和飚线风）具有明显的时空变化特性。从而进一步造成：输电线路中不同位置处和不同时刻的风场信息（包括风速和风向角）存在差异和变化。线路的空间特性与强风事件的时空特性共同导致线路所受风效应的差异和变化，进而对输电线路的抗风安全评估提出了基于时空的要求。那么，在基于时空的输电线路风灾评估中，如何有效考虑各环境参数（例如线路走向、跨度、风速、风向）的变化对线路抗风安全的影响是输电线路或网络风灾评估的重要关注点之一。

从结构方面来看，输电线路由输电塔、导（地）线、绝缘子和金具等部分组成。输电塔为高柔结构，导线则具有强几何非线性，两者在风的作用下相互影响，形成复杂的耦联体系。这使得输电塔线体系成为一种风敏感结构。输电线路作为电网的一个组成部分，其结构抗风性能直接影响电网的安全运行。输电线路的风灾类型可以分为四个种。首先是风偏跳闸。这是输电线路风灾中最常见的事故类型，主要是指导线在风的作用下发生偏摆，然后由于电气间隙距离的不足导致放电跳闸。第二类是绝缘子及金具破坏。绝缘子和金具在微风振动或者大风作用下，会发生磨损甚至是断裂。第三类是导地线断股和断线。断股是指导地线局部绞合的单元结构（一般为铝股）发生破坏。断线则是指导地线的铝股和钢芯都完全破坏。第四类是输电塔的损坏。输电塔倒塌破坏是风灾事故最严重的后果，会造成输电线路长时间故障停运，且需要消耗大量的人力和物力来恢复。

本文以输电塔风致破坏这一线路失效模式作为研究对象，以台风风灾为考查点，对输电线路的台风易损性评估开展研究。接下来，本节从历史风致倒塔事故和台风灾害两个方面对输电塔风致破坏情况进行讨论和说明。

1.1.2 输电线路风致倒塔事故

受自然灾害的影响，我国输电线路的倒塔次数和基数呈现增长趋势^[1-2]。例如，1989年8月13日华东500kV江斗线镇江段4基输电塔因受强风影响倒塌^[3]；

1992年和1993年,500kV高压输电线路两次发生风致倒塔事故,特别是葛双回路一次串倒七基输电塔^[4];1998年8月22日华东500kV江南I线江都段4基输电塔因强风倒塌;2005年4月20日,位于江苏盱眙的同塔双回路500kV双北线发生风致倒塔事故,一次倒塌8基^[5];2005年6月14日,国家“西电东送”和华东、江苏“北电南送”的重要通道——江苏泗阳500kV任上5237线发生风致倒塔事故,一次性串倒10基输电塔,造成大面积的停电^[6]。统计数据显示:仅2005年,全国因风(主要是飏线风、龙卷风、台风)共造成500kV输电线路倒塔18基,110kV及以上线路倒塔60基^[7]。2014年7月18日台风“威尔逊”在广东省徐闻县龙塘镇登陆,登陆时达到超强台风等级,中心附近最大风力达17级(60m/s),造成220kV雷州至闻涛输电线路13基输电杆塔倒塌。2015年10月4日强台风“彩虹”登陆湛江,造成湛江电网损失严重:风灾造成45基220kV输电塔破坏,33基110kV输电杆塔破坏,总计78基110kV及以上输电杆塔破坏。2016年9月15日,超强台风“莫兰蒂”对厦门电网造成严重破坏,共有2基500kV和12基220kV输电塔倒塌,多条线路受损。强风所造成的输电线路倒塔事故不仅限于中国。日本的统计表明:由自然现象引起的电网故障中70%是由架空输电线路故障导致^[8]。例如:1991年19号台风造成高压输电塔和其它电力设施严重损坏;2002年10月1日,21号台风造成茨城县10基高压输电塔连续倒塌^[9]。美国、澳大利亚、南非等多个国家的统计数据显示:自然灾害所导致的输电线路破坏中,有80%以上是由于区域性的强风暴(飏线风、龙卷风、飓风等)引起^[10-11]。因此,在全球范围内,输电线路防御重大自然灾害,特别是风灾的形势非常严峻。

从风灾情况来看,台风、飏线风、龙卷风以及局部强对流天气都会对输电线路及输电塔的安全造成严重威胁。台风发源于热带海面。我国地处太平洋西北岸,是台风多发区域。尤其在东南沿海地区,如海南、广东、福建、台湾、浙江等地,台风登陆频繁。在台风登陆点附近的沿海区域,面向海口和高坡上风口的输电塔在台风作用下易出现倾倒破坏。特别是线路方向与台风风向接近垂直的情况下,输电塔倒塌最多。此外,台风通常伴随着强降雨,会对地表造成强烈冲刷甚至导致泥石流或山体滑坡。这些情况容易引起输电塔基础受损,进而造成塔体倾倒。飏线风属于一种雷暴天气。飏线风风速沿高度的变化规律不同于普通近地风,呈现出中间大两端小的葫芦状分布。风速从地表往上迅速增长,在距离地面60m高度左右达到最大,然后又沿着高度迅速减小。在大量输电线路中,导、地线高度一般在20~60m范围内,这一范围正好是风速急剧增大的风剖面高度。因此,飏线风是对输电线路威胁最大的一种强风暴。龙卷风通常发生于地面,是大气中最强烈的气旋。与飏线风破坏性相似,龙卷风一般会造成输电线路风偏跳闸和输电塔倒塌。局部强对流天气是指因特殊地理位置、地形或地表性质等影响而产生

的具有地方特征的中、小尺度风系。局部强对流天气对电网造成的灾害以风偏跳闸居多。但是，当其强度达到一定程度，同样会造成输电塔的倒塌破坏。

图 1.1 进一步给出了各种强风暴作用下输电塔的现场破坏情况。



图 1.1 强风作用下输电塔倒塌破坏

从以上输电塔倒塌情况来看，不同的强风风暴造成的塔体破坏情况既存在相似之处又存在相异之处。例如：从台风、飏线风和强对流天气导致的倒塔情况来看，塔体的倾倒方向接近垂直线路方向。然而，相对于其它强风风暴来说，龙卷风导致的输电塔破坏则更为彻底：塔体在倒塌过程中，不仅发生倾倒行为还会伴随扭转行为，从而造成薄弱部位杆件的扭转和压缩。从图 1.1 中所示的最终倒塌情况来看，输电塔的抗风薄弱部位并不确定，可能出现在塔腿、塔身下部或塔身中部。输电塔倒塌破坏形态具有复杂多样性，其不仅受到风场特性的影响，还受到塔体结构特征、设计强度、线路特征和地理特征的影响。

风场过强造成输电塔所受风效应超过了结构本身的设计极限抗力是导致输电塔倒塌的主要因素。这种倒塌通常表现为两类：一是塔体强度不足引发主要构件屈曲失效；二是输电塔基础薄弱引发整体倾倒。此外，由于输电塔和导地线在风作用下是一个耦联系统，输电导线和地线所受的风效应会传递至塔体。传递的风效应大小与线路档距直接相关。这就造成档距大的塔与档距小的塔破坏特征不同。再有，大风作用下线路中某基塔若先倒塌，会造成两侧导地线张力剧增，从而影响到相邻的输电塔，最终可能导致相邻输电塔损坏甚至倒塌。这种现象通常称为受累破坏或连续性倒塌。

本文的研究要点是台风作用下线路中输电塔的抗风能力。为此，接下来以2015年台风“彩虹”造成的输电线路倒塔事故为例，对台风引起的输电塔破坏进行详细介绍说明。

1.1.3 灾害调查：台风“彩虹”致输电塔倒塌

台风“彩虹”于2015年10月1日2时形成于西北太平洋菲律宾群岛，之后持续向西北方向移动，强度不断加强；3日14时加强为台风级，23时加强为强台风级；4日14时10分前后以强台风级在广东省湛江市坡头区沿海登陆（风力15级，50米/秒）；之后继续向西北方向移动，横穿湛江市区、遂溪、廉江、吴川，在湛江地区持续6个小时之久；18时前后移入广西境内；5日14时中央气象台对其停止编号。之后台风年鉴将其登陆强度修改为16级，即最大平均风速52m/s，成为1949年以来10月份登陆我国的最强台风。图1.2给出了台风“彩虹”的从发生到终止的整体路径情况。

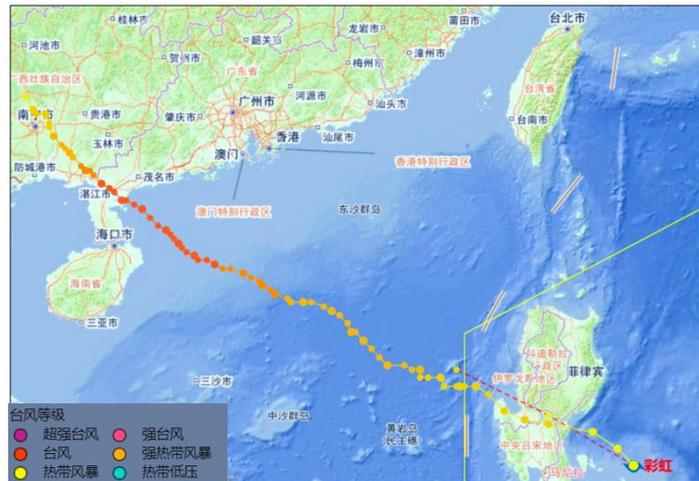


图 1.2 台风“彩虹”路径信息

此次强台风从生成到登陆仅用了 57 小时，并出现了在近海区突然加强的异常现象。其从 10 级热带风暴加强为 15 级强台风仅用了 14 个小时，具有强台风

生成速度快的特征。此外，台风“彩虹”在登陆和过境时具有超强风力，尤其是瞬时风力。“彩虹”是1949年以来登陆湛江的第三强台风（第一为1996年台风“莎莉”，第二为2014年台风“威马逊”）。虽然其登陆的平均强度不及前两位，但是瞬时风速很大，从而导致严重的台风灾害。依据湛江地区的6个国家气象站和15个自动气象站的观测数据，统计发现有2个站点（麻章区湖光镇、麻章区麻章镇）测得的瞬时风速超过56.1m/s（17级），其中最大瞬时风速达到67.2m/s，创历史纪录。再者，在台风登陆和过境湛江时，测量获得其45m/s风圈半径为8km，40m/s风圈半径为14km，35m/s风圈半径为21km。从这个数据来看，台风的影响范围较为集中，主要是湛江市区及周边。图1.3给出了“彩虹”在登陆和过境时，引起的湛江市及周边区域10m高10min平均最大风速空间分布情况。



图 1.3 台风“彩虹”10分钟平均最大风速空间分布

综合以上可知，台风“彩虹”具有生成强台风速度快、风力强和影响范围集中三大特征。正是这三项特征最终造成了湛江市及周边受灾严重。据统计，强台风“彩虹”造成湛江全市12个县（市、区）受灾，受灾人口345万人，转移安置人口11.7万人，且因灾造成5人死亡，全市直接经济损失高达210亿元。受“彩虹”影响，广东、广西、海南等地先后出现强风暴雨天气，造成三省（区）99县（市、区）约789万人受灾，直接经济损失约256亿元。此外，在广东汕尾衍生出龙卷风，并导致番禺、顺德6人死亡215人受伤。龙卷风还导致广州市大面积停电，其中广州市海珠区、番禺区大片街道社区停水停电、交通灯失灵、停车场拥堵。

湛江电网在此次台风事件中也受到重创。湛江市区就有三分之二的区域遭遇停电事故，其中三分之一的地方断电长达3天之久。在输电线路方面，台风“彩虹”直接造成湛江26条线路（220kV10条、110kV16条）损坏，共70基输电铁塔倒塌（塔70基、电杆8根）。表1.1进一步给出了输电塔受损率的统计结果。

表 1.1 台风“彩虹”致湛江地区输电塔受损情况

电压等级	500kV			220kV			110kV		
	塔数	受损数	受损率	塔数	受损数	受损率	塔数	受损数	受损率
>25m/s	283	0	0.00%	1009	45	4.46%	2025	25	1.23%
>30m/s	265	0	0.00%	859	45	5.24%	1322	25	1.89%
>35m/s	171	0	0.00%	533	43	8.07%	777	24	3.09%
>40m/s	0	0	-	228	9	3.96%	399	13	3.26%
>45m/s	0	0	-	0	-	-	64	3	4.68%

从表中统计数据可发现：在此次事件中，220kV 输电塔的受损率要高于 110kV。这一现象由三方面原因导致：一是 220kV 受损线路投产时间较早、设计标准偏低、老旧路线集中；二是 220kV 受损输电塔均为铁塔，而 110kV 受损输电塔以电杆居多，电杆的抗风能力相较于格构式铁塔来说略强；三是从设计资料来看，110kV 线路设计的裕度要高于 220kV 线路。从诱发输电塔倒塌的原因来看，输电塔受损可分为三类：一是实际风速大于输电塔所能承受的极限风速；二是基础承载力不足，引起塔体整体倾覆；三是输电塔风致倒塌造成临近输电塔牵连受损或倒塌。依据受损输电塔的现场勘查和校验结果，湛江地区共有 70 基输电塔倒塌（40 基 220kV、30 基 110kV）是由于实际风速超过输电塔抗风极限能力引起，占倒塔总数的 90%；有 1 基 220kV 输电塔是由于基础薄弱而造成整体倾覆；有 7 基输电塔（4 基 220kV、3 基 110kV）是由于临近输电塔倒塌引起的牵连效应而致使其倒塌或受损，占倒塔总数的 9%。接下来，结合输电塔受损的现场图片，对各类受损情况进行说明讨论。

图 1.4 给出了湛江市区某些直线输电塔倒塌情况。直线塔的主要作用是支撑输电线，通常是线路中所占比例最高的输电塔类型。其结构设计以所受最大风效应（即设计风荷载）为依据，是输电塔线体系抗风安全的关键组成成分，也是风灾中最易受损的输电塔类型。图中直线塔均是由于结构抗风极限承载力不足而倒塌。这类倒塌破坏占此次风灾倒塔的绝大多数。从破坏情况来看，直线塔的倾倒方向接近垂直线路方向，且塔体薄弱部位出现在塔腿以上第三至第四节间（即塔身中部）。这是此次直线塔风致倒塌的共有特征。



图 1.4 直线塔风致倒塌情况

图 1.5 给出了此次风灾中由于基础薄弱而造成整体倾覆的直线塔破坏情况。从整体倒塌情况来看，塔体最终的破坏点出现在塔腿根部，表现为塔腿主材屈曲。最值得注意的是，受拉侧塔基出现明显的上拔破坏，且发生明显的侧移。由此可判断，此次倒塔是由于基础薄弱造成。灾后通过实地勘察并对其基础开挖，发现该基塔的基础在施工时少浇筑了一阶基础台阶，从而造成基础的承载能力不及其当初的设计值。因此，这一破坏最终归因为施工质量问题。

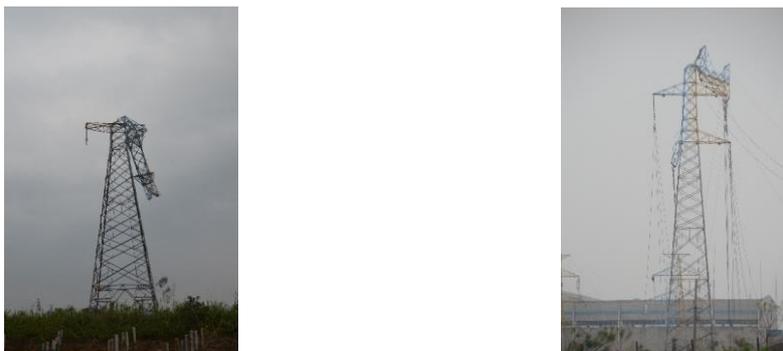


图 1.5 基础薄弱引起的塔体倾覆

图 1.6 给出了因风致倒塔引起的牵连倒塔和塔体受损情况。这种破坏被称为受累倒塌或者次级破坏。图 1.6a 所示的是耐张塔的受累倒塌破坏。耐张塔通常位于线路的转角处，需要承受两侧导地线的张力作用。耐张塔的设计依据是导地线张力荷载，而非风荷载。这类塔的高度通常比直线塔低且刚度较大，有着较高的抗风承载能力，在风灾事故中极少出现风致倒塌的情况。在此次灾害中，耐张塔的倒塌均是由于临近直线塔风致倒塌时引起导线张力剧增，从而造成其受累倒塌。从现场的破坏情况来看，塔体的薄弱部位出现在塔腿及塔腿以上第一节间。耐张塔受累倒塌在以往的风灾事故中很罕见，由此可见此次台风之强、危害之大。图 1.6b 所示的是直线塔因临近塔倒塌而遭受的次级破坏。这种破坏在风灾事故中较为常见，主要表现为塔头和横担的损坏。此类次级破坏表明了结构设计时塔头和横担承载能力的不可忽视性。



(a) 耐张塔受累倒塌



(b) 直线塔次级受损

图 1.6 输电塔受累倒塌和次级破坏

从上述输电塔破坏情况来看，台风“彩虹”对湛江市及其周边输电线路所造成的破坏是极其严重的。对于输电线路而言，输电塔倒塌破坏是风灾事故最严重的后果，会造成输电线路长时间故障停运，且需要消耗大量的人力和物力来修复。对于我国东南沿海区域来说，因台风登陆频繁且危害巨大，如何有效评估且提高输电线路抗台风性能及其安全可靠性的仍是一个严峻的问题和挑战。

1.2 输电塔抗风研究现状

1.2.1 输电塔风荷载及抗风设计研究现状

输电线路风荷载计算包括两方面内容：一是输电线风荷载；二是塔身风荷载。由于输电线跨度较大，其所受到的风效应是线路整体所受风效应的主要组成。而且，输电线上的风荷载还将进一步传递至输电塔，因此也是输电塔抗风设计的主要考虑荷载。输电线路风荷载计算最早可追溯到由 Scholes^[12]提出的输电塔线结构风荷载计算准则。该准则沿用了当时风车结构的风荷载设计方法。之后，Davenport^[13]、Goodwin 等人^[14]结合阵风因子法提出了基于可靠度的输电线路风荷载计算方法。阵风因子法由于能够考虑风荷载对结构的动力放大效应且计算简便，而被广泛应用于工程设计。ASCE 74 (“Guidelines for Electrical Transmission Line Structural Loading”)^[15]和美国国家电力安全准则（NESC）^[16]将阵风荷载因子列入输电线路设计规程，推荐在杆塔设计过程中使用。另外一部重要的输电线路风荷载规范是国际电工技术委会提供的设计标准，即 IEC 60826^[17]。这部规范用到了与 ASCE 74 相似的基本风参数，但是它对风振因子的计算与 ASCE 74 不同。IEC 60826 标准被加拿大国家标准（CAN/CSA-C22.3）^[18]采用。我国相关输电线路的设计规范也都是参照 IEC 60826 标准。此外，Helen Volpe^[19]整理出巴那威利电力管理局（BPA）自 1979 年起 7 年中有关输电线上的风荷载的研究结果，

搜集了 1979~1985 年期间西北太平洋地区七个场所的风速数据,通过计算分析得出了电线高度、跨距、电线直径及表面粗糙度等参数对风荷载调整系数(Wind Adjustment Factor, 简称 WAF)的影响。WAF 是计算导地线风荷载时考虑跨度和阻力系数综合影响的一个系数,其值等于实测风荷载与风荷载在导地线上产生的阻力之比。在各国杆塔设计规范中, WAF 在计算导(地)线风荷载时均得以采用。我国《架空送电线路杆塔结构设计技术规定 DL/T5154-2012》^[20]中采用 β_c 表示风荷载调整系数,其意义与 WAF 相同。Deng 等人^[21]将中国发布的最新输电线路风荷载设计计算要求与其它各国设计规范进行了全面的比较和分析。Leticia 等人^[22]通过数值模拟,获得了输电线在 3D 风场下的响应情况,探讨了规范 IEC 60826 中考虑扩展风压的风荷载计算是否合理,并对风作用的随机性进行了参数分析。

从各国风荷载规范来看,中国、加拿大、美国、日本与欧洲的一些国家的输电塔抗风设计规程对风基本参数的取值和分析方法不尽相同,同一个塔按不同国家的规范来计算,其风荷载存在较大差异。有些国家则没有专门的设计规范,而是参照一般结构的设计规范或准则。与一般的结构比较,输电线路结构有其特殊性:①狭长的输电线路一般都暴露在容易受强风作用的野外;②导地线张力对风的作用很敏感,且会传递至输电塔;③一条线路中,必须设计建造重量相对较轻的很多基铁塔。针对这些特性,一些国家对于输电铁塔的结构设计设定了专门的规范或标准。例如:区别于普通建筑的荷载设计规范(例如 ASCE 7-05^[23]),美国土木工程师学会(ASCE)还制订了专门针对输电线路的荷载设计指南(ASCE 74-91)^[15]和输电杆塔设计指南(ASCE 10-97)^[24]。最近几年,日本又根据最新的研究进展,拟定了新的关于输电塔线体系的风荷载规范。其中最显著的特点就是按照风向的不同来确定荷载计算值,而且考虑了局部地形对风场的影响。德国依据长期的观测结果,给出了针对不同档距和导地线风压的荷载折减系数,并且已经应用到标准 DIN-VDE^[25]中。加拿大标准化协会(CSA)则制订了《架空输电系统》(CAN/CSA-C22.3 No.1-01)^[18]。国际电气联合会(IEC)、英国、法国和意大利经过多年的共同研究,发布了《架空输电线路设计准则》(即前文中提及的 IEC 60826^[17])、《架空线路结构的荷载试验》(即 IEC 60652^[26])等标准。我国在输电线路设计方面也颁布了两部规程:《110kV~750kV 架空送电线路设计规范》^[27]和《架空送电线路杆塔结构设计技术规程》^[20]。《110kV~750kV 架空送电线路设计技术规程》(即 GB 50545-2010)与我国《钢结构设计规范》^[28]和《高耸结构设计规范》^[29]衔接,将输电塔结构设计方法从容许应力设计法改为概率极限状态设计法。关于塔架的内力计算,在我国工程界普遍采用小变形和线性弹性材料假定,按空间桁架位移法来计算杆件内力^[30]。大量工程实践和试验表明,

这种分析设计方法基本上可以满足工程设计的要求。以上两部规程目前是我国输电线路设计的主要指导文件。但是在这两部规程中，对于输电塔设计的构造要求以及导地线的风荷载计算方法均是参考了前面所提及的国外规范和国际条文规定。这主要是我国在此方面的研究投入不足，没有积累足够的试验和观测数据。谢强等人在对我国 2005 年两起 500kV 输电塔倒塌的现场调查发现我国现有的输电塔设计规程中可能存在一些问题^[5-6]。并且，通过输电塔线耦联体系的精细化数值建模分析^[31]，对输电塔塔身横隔面的设置方式^[32]、导地线的风荷载调整系数以及输电塔主材内力计算方法分别提出了改进建议^[33]。

值得强调的一点是，以上提及的输电线路设计风荷载规范或准则都是针对大尺度气流系统，也就常说的良态风或者大陆风。然而，在风灾评估中，输电线路通常遭受的是其它类型风暴，例如台风、飏线风和龙卷风。本文所关注的台风，因其气旋尺度较大，所以依旧采用以上规范方法对风荷载进行计算。飏线风和龙卷风则属于中等尺度或者小尺度风暴，通常被称为高强风。高强风一般是由剧烈的大气热力活动引起，并常常伴随着雷暴和飏线。其风场特征以及所导致的风效应无法再用一般的荷载规范来衡量和计算。为此，国际大电网会议（CIGRE）提供了一系列的技术参考规程，来处理高强风问题^[34-36]。

1.2.2 输电塔抗风极限承载力研究现状

输电塔作为输电线的支撑结构，保证其抗风安全是保障输电线路安全运行的基础，也是关键。对于格构式输电铁塔来说，因其空间特性显著且存在大量冗余约束，结构在接近极限状态时通常表现出复杂的力学行为和特征。此外，从风荷载角度来看，输电塔结构所受风效应不仅与塔体本身有关还与输电线结构特性有关；不仅与输电线结构特性有关，还与输电线空间信息有关（例如线路档距）；不仅与风速大小有关还与风向角密切相关。综合这些复杂性，如何获得输电塔结构在风作用下的极限承载能力并预估其破坏形式是许多学者的研究关注点。这个问题也是实现输电塔风灾易损性评估的基础环节。

输电塔的破坏问题归根到底是主要受力杆件承载力不足。研究人员开展了大量输电塔杆件受力特性研究。Kemp 等人^[37]基于规范计算公式，通过静力加载试验，对输电塔斜材的受力特性进行了研究。研究认为：由于主材和节点的影响，交叉斜材的力学行为很是复杂，受力偏心和螺栓连接个数对其性能有重要影响。Moon 等人^[38]考虑等效风载作用，对塔段进行了逐级加载试验，在 2.7 倍极限风载下，约束较弱的主材发生了局部屈曲，研究认为该局部屈曲主要是由偏心荷载和杆件变形导致。Rao 等人^[39-40]通过静力足尺试验，研究分析了多种类型输电塔的极限失效模式和杆件受力情况。Xie 等人^[41-42]对塔段进行了静力加载试验和受

力分析, 研究结果认为输电塔主材屈曲是导致塔体破坏的主要因素, 并通过试验考查了塔段在添加横隔面前后受力性能的改变。除了试验研究, 研究人员基于对输电塔受力特性和杆件材料属性的基本认知, 并结合各种力学分析方法, 运用数值模拟来探究输电塔的破坏和极限承载情况。Albermani(1992)^[43]采用大位移空间桁架法对两个塔架的力学行为进行了研究, 结论认为结构几何非线性的影响随着塔体高度、柔度及荷载的增大而增大, 并建议在输电塔结构设计时进一步考虑几何非线性的影响。此外, Albermani(2003)^[44]把输电塔架当作空间刚架来分析, 并以薄壁型截面梁单元为基础推导出几何非线性单元刚度矩阵。该方法可以考虑初应力和初变形的影响, 具有较高的计算精度, 计算结果也和试验结果符合得较好。之后, Albermani 等人(2009)^[45]将其提出的非线性计算方法应用于输电塔破坏分析并与足尺试验结果相比较, 验证了其合理性。Rao 等人^[39]采用梁单元和板单元来模拟输电塔构件, 利用非线性有限元分析软件 NE-NASTRAN 建立了输电塔模型, 有效预测了输电塔的极限荷载和失效模式。Lee 等人^[46]基于数值建模对塔体进行了侧向和竖向逐级加载, 并考虑结构的刚度非线性, 以此来研究塔杆件的受力变化和极限承载情况。Tapia 等人^[47]考虑不同国家输电塔风荷载计算方法, 对输电塔结构开展了基于有限元建模的推覆模拟, 进而对结构的失效部位和极限承载情况进行了对比分析。随着极端风场研究的发展和深入, 研究人员陆续通过数值模拟来分析输电线路在强风暴下的振动特性、受力特性甚至破坏情况。Fu 等人^[48]以飏线风为考查对象, 考虑结构的材料非线性、大变形、接触等因素, 采用通用设计软件 ANSYS 和显式动力分析软件 LSDYNA 建立了输电塔的有限元模型, 并通过动力分析得到了输电塔杆件的动应力、临界荷载和塔体倒塌过程。Savory 和 Shehata 等人^[11,49]通过数值建模, 分析了输电塔在飏线风和龙卷风作用下的破坏特征。Shehata 等人^[50]结合遗传算法和有限元方法, 对引起输电塔杆件最大内力的飏线风关键参数进行了研究, 确定了输电塔中最容易失效的杆件位置。Hamada 等人^[51]考虑导、地线和拉线的非线性特性, 建立了五塔六线的三维有限元模型, 研究了拉线塔内力随龙卷风位置和尺度的变化情况。

综合以上研究背景, 输电塔抗风极限承载能力及其破坏可通过两种手段获得。一是试验加载, 二是数值模拟。对输电塔全塔进行试验建模和加载是极其昂贵的。这类试验不仅对试验设备要求较高, 而且对场地、人工等因素也要求很高, 因此不适用于批量研究。在试验研究方面, 我们常常看到的是关于塔段的建模及其承载能力和破坏研究。这类试验可以有效探究输电塔中各类杆件在荷载作用下的行为特征和失效方式, 但是无法获得输电塔结构的整体承载能力和破坏形式。数值模拟则在一定程度上解决了全塔试验研究的不可批量化和塔段试验研究结果的局限性。随着计算机技术的发展, 数值模拟逐渐成为众多研究人员的研究手

段，并且数值模拟技术的准确性、有效性和复杂性在逐步提高和改善。对于输电线路风灾评估来说，其涉及的往往不是某基输电塔，而是线路中所有输电塔；其所关心的不是塔体中某些失效杆件的具体力学行为，而是整基塔的抗风极限能力。因此，本文以数值模拟为基本研究手段，对输电塔结构进行抗风极限承载能力分析。

1.3 输电塔风易损性研究现状

结构易损性是指特定环境作用下结构或结构体系的失效概率。那么，风易损性就是指结构或者结构体系在风荷载作用下的失效概率。易损性问题是一个概率问题，易损性研究则是基于概率方法的工程研究。风易损性的不确定性体现在两个方面：一是结构的不确定性；二是风荷载的不确定性。风荷载的不确定性可进一步延伸到风场的不确定性。结构的不确定则通常包括材料不确定性和几何不确定性。如何求解结构的风易损性？也就是，如何获得结构在风作用下的失效概率？首先会运用易损性曲线（或者是易损方程）来描述易损性问题^[52-53]。风易损性曲线的横轴表示风效应强度变化（即风速大小或者风荷载大小），纵轴则表示相应强度下结构的累积失效概率。结构风易损性曲线（或方程）可通过以下4个途径获得：①基于实地观察数据的统计方程；②基于试验测量数据的拟合方程；③基于数值模拟数据的近似方程；④基于工程设计经验的假定方程。通常而言，基于实地观察的易损方程具有最高的适用性。但是，其准确性必须以大量灾害调研与合理分类统计为前提。试验测量方法通常用于结构构件分析。针对结构体系的试验研究往往造价高且可实施性低，因此应用于易损性研究的可能性和经济性偏低。随着数值方法和计算软件的更新与发展，数值模拟是目前较为高效且适用性较广的易损性分析手段。其准确性可通过合理构建结构模型和精进力学算法得以改善。基于工程经验的易损性方程来自于工程师的人为判断，准确性往往偏低，但是快速且经济。本文将采用的数值模拟方法，开展对输电塔结构的风易损研究。

以数值模拟为研究手段，一条易损性曲线可采用 Monte Carlo 或其它随机模拟方法来获得^[54]。值得注意的是，易损性曲线横轴并未包含概率信息，也就是说易损性曲线仅考虑了结构的不确定性，而没考虑风作用的不确定性。因此，我们通常将这类易损性曲线称为结构易损性曲线。那么，如何进一步将环境作用的不确定性考虑进来？这就通常会用到概率可靠度方法。概率可靠度方法是将所有不确定性因素同时考虑进来，同时建立风荷载（或是风场）和结构抵抗能力的概率模型，进而求解结构的失效概率。该失效概率可表示位公式 1.1。

$$P_f = \int_0^{\infty} F_R(v) f_v(v) dv \quad (1.1)$$

其中, v ——风荷载(或是风场)不确定性参数;

F_R ——结构易损性累积概率分布函数;

f_v ——风荷载(或是风场)不确定性参数的概率密度函数。

公式 1.1 中 F_R 实际就是结构易损性曲线(方程)。为了区分易损曲线与概率可靠度,我们将易损性曲线对应的结构失效概率称为易损性失效概率,通过公式 1.1 积分求得的结构失效概率称为可靠度失效概率。

不同的结构或结构体系具有不同的工程特性和结构特性。这就造成,在对不同结构进行易损性分析时,会遇到不同的问题和技术难点。例如:对于低矮房屋而言,结构的风致破坏往往体现在因压力过大而导致的屋面损坏;对于中、高层楼房而言,风灾通常引起外围护结构的损坏以及因外围护结构脱离主体结构而造成临近构筑物的次级破坏;对于悬索或斜拉桥而言,因其跨度大、构件类型多且相互影响明显,在风作用下呈现出更为复杂和多样的破坏形式。因此研究人员针对不同结构的抗风问题,开展相应的易损性分析。

在结构风易损性研究方面,目前研究得最多的是低矮房屋在强风下的易损性问题^[55-56]。低矮房屋最常见的风致破坏为屋面因所受风压过大而被掀开。因此,对于低矮房屋来说,有效计算屋面在极端风场下的压力分布,并合理判断屋面所能承受的风压极值是实现易损性分析的前提条件。在进行不确定性分析时,则需重点考察屋面材料和屋面材料的连接方式对结构失效概率的影响。此外,对于低矮房屋来说,还存在另一个不可忽视的现象,即:受损屋面的残骸在风场作用下会脱离原结构,并沿某路径在空中运动,最终会撞向临近的建、构筑物或者落在空旷的地表。当残骸撞向临近的建、构筑物,会造成临近结构的次级破坏,而次级破坏又可能引发后续的次级破坏,这就使问题变得复杂。尤其是对于一个低矮房屋群来说,在极端风作用下,其破损残骸的后续影响不可忽视。对于中、高层建筑来说,其风灾问题与低矮房屋有相似之处。首先,中、高层楼房的风致破坏主要表现为围护结构在过大风压作用下的破损,例如外围护玻璃、阳台等。其次,围护结构的破损残骸同样可能由于风场的持续作用脱离原结构,进而撞击附近的建、构筑物,从而引发次级破坏。相较于低矮房屋来说,中、高层建筑因高度较高且建筑密度较大,风灾下的残骸飞落问题更为严重。在处理残骸的次级破坏问题时,对残骸飞行路径的估计和不确定性分析成为难点。对此,有许多学者对居民楼的风易损性和风灾危险性进行了研究分析^[57-59]。

在基础设施方面,关于桥梁结构,其风易损性分析则存在不同于低矮房屋和中、高层楼房的问题和难点。首先,对于大跨桥梁来说,其风致问题具有复杂多样性。现代大跨桥梁一般由桥塔、桥面板、拉索等部分组成,其中任意一个部分都可视为风敏感部件。例如,桥面板因其长厚比很大以及其横截面几何特征,在

风作用下存在静风失稳、涡激振动和颤振破坏等现象；索构件则存在驰振损坏和疲劳损伤等问题。此外，在风场作用下，整个桥梁结构体系中的各个部分存在复杂的相互作用。因此，在进行桥梁风易损性分析时，如何处理这些问题成为研究的难点。目前，关于桥梁结构的风易损性研究还不多。Lonetti 和 Pascuzzo^[60]以斜拉-悬索桥为研究对象，以索构件的风致行为及破坏为考查点，对桥梁的风致失效进行了数值模拟研究，并以索构件破坏为依据，对不同破坏形式展开了风易损性分析。Sun 等人^[61]以斜拉桥的桥面板为研究对象，结合风洞试验，探讨了桥面板的气弹稳定能力，并引入不确定参数，讨论了桥面板气弹稳定能力的概率特征。Ovett 等人^[62]以斜拉桥为研究对象，建立了全桥数值模型，并对桥梁的风致破坏进行了较为全面的分析探讨。基于桥梁的几种失效模态，引入概率特征，最终构建了斜拉桥的风易损性评估框架。

在电网方面，由于电力对现代社会的重要性，电力系统在强风下的易损性和可靠性一直是研究关注的重点。但是，研究人员更多的是关注电力网络在风灾下的系统安全性^[63-64]，以及电网的可恢复性和优化策略^[65-66]。在这些研究中，电气问题是主要关注点，而结构问题常常用简化模型甚至是单一参数来描述。输电线路结构作为输电系统中重要的组成，其在强风下的安全可靠同样不容忽略。对于输电线路结构来说，它类似于现代大跨桥梁，也属于一种结构体系。它有两个重要组成部分：一个是输电塔结构，另一个是输电线结构。这两个组成成分都具有风敏感性。输电塔为高柔结构，在风作用下存在一定的风振效应，而且作为输电线的支撑结构还需要承受从输电线传递过来的风效应。输电线为强几何非线性结构，在风的作用下存在静风风偏、微风振动和舞动等问题。目前，针对输电线路结构体系的风易损性研究还很少。Fu 等人^[67]以风雨作用为研究要点，对输电塔结构的易损性进行了分析。该研究的重点在于风、雨荷载的分析，并引入输电塔结构的不确定性，最终通过大量模拟获得输电塔在风雨作用下的易损曲线。这一研究将输电塔脱离于输电线路，将塔结构视为独立的结构体。因此，其研究获得的易损性曲线无法直接应用于输电线路的风灾易损性评估。对于输电线路中的输电塔结构来说，其所受风效应由塔体结构特性、输电线结构特性、线路空间特性和风场特性共同决定。本文将考虑输电塔与输电线路的相关性，以实现基于输电塔结构失效的输电线路台风易损性评估为目标，对输电塔结构的风易损性进行讨论、研究和建模。

1.4 台风数值模拟研究现状

从工程应用的角度来说，台风数值模拟包括两方面内容：一是台风风场模拟；

二是台风过程模拟。台风风场模拟是通过结合台风旋涡特性与边界层空气运动特性，来建立适用于边界层风场计算的数值模型。通过台风风场模拟，可以获得目标位置的具体风场情况。台风过程模拟则是指对台风的起始、行进和终止进行随机模拟。通过台风过程随机模拟，可以获得某海域或地域在一定周期内（例如10000年）的台风发生和路径情况。结合台风风场模拟与台风过程模拟，可以最终获得目标区域的台风风场概率模型，进而应用到结构或结构体系的台风易损评估中来。接下来，分别从台风风场模拟和台风过程模拟两个方面，对台风数值模拟研究现状进行讨论说明。

1.4.1 台风风场模拟研究现状

在气象领域，台风旋涡模拟以台风形成和发展机制为根本依据，考虑大气运动特性和热动力特性，进而从理论上对台风结构进行描述^[68]。气象模型虽然能够较细致地描述台风内部结构和运行机制，但其工程应用性不佳。这主要表现在两个方面：一是模型涉及的参数众多，方程表达复杂，求解困难；二是模型尺度很大，无法精细考虑边界层内近地面处或近海区域台风风场情况。目前，在土木工程领域，气象台风模型的应用还很少见。在工程应用研究中，研究人员更偏爱表达简单且易求解的台风经验模型。随着台风实测技术的发展和历史数据的增多，研究人员不断改进和完善台风经验模型，并且逐步结合台风物理特性，将模型向半经验半理论的方向推进。

基于台风物理特性的经验建模研究可追溯到1980年Batts等人^[69]提出的第一代台风风场模型。不同于早前的全经验模型^[70]，该模型其以气压梯度平衡为前提，导出了台风最大梯度风速与中心气压差的关系式，并建立了距台风中心 r 米远且距海平面10米高位置处台风风速经验公式。

Shapiro^[71]和Chow^[72]基于Navier-Stokes方程的动量表达推导出了边界层台风风场模型。该模型表现出持久的生命力，到目前为止仍是台风工程应用研究的主流模型，并吸引了大量学者从事相关的求解和参数研究工作。该方法以地球为参照系，以空气微团为对象，构建了边界层空气平均运动方程，如公式1.2。

$$\frac{d\mathbf{v}}{dt} = -\frac{1}{\rho} \nabla p - 2\boldsymbol{\Omega} \times \mathbf{v} + \nabla \cdot (K_H \nabla \mathbf{v}) - F(C_D, h, \mathbf{v}) \quad (1.2)$$

其中， \mathbf{v} 为边界层平均风速矢量(m/s)； t 为时间(s)； ρ 为空气密度(kg/m³)； p 为气压(hPa)； $\boldsymbol{\Omega}$ 为地球自转角速度(rad/s)； ∇ 为梯度算子； K_H 为水平涡旋粘性系数； F 为表面摩擦引起的加速度(m/s²)； C_D 为表面阻力系数； h 为边界层厚度(m)。

公式1.2所示的大气平均运动方程实际是风速关于时间和空间的非线性偏微分方程组。Shapiro^[71]在以台风中心为原点的柱坐标系中表示该方程组，运用截

断谱法求解数值风场。Chow^[72]则是在直角坐标系中表示该方程组，运用有限差分法求解数值风场。其中，气压 p 是用 Holland^[73]提出的经验公式来表示，如公式 1.3。

$$p(r) = p_0 + \Delta p \exp\left[-(r_m/r)^B\right] \quad (1.3)$$

其中， p_0 为台风中心气压(hPa)； B 为 Holland 气压剖面参数； Δp 为中心压差，即环境大气压 p_∞ 与中心气压的差值。

公式 1.3 所示的台风气压剖面模型因其表达简单，并且可有效地应用于公式 1.2 所示的 Navier-Stokes 动量方程，而被工程界广泛沿用至今。目前，台风风场数值建模研究主要是在公式 1.2 和公式 1.3 构成的基本框架下进行。

在台风风场模型的求解方面，许多学者开展了相关研究。Georgiou^[74]将台风风场从高到低分成三个部分：首先依据梯度平衡导出 2.5 km 高度处台风梯度风的径向经验表达式，其中对 Holland 气压剖面参数 B 取值为 1；再将 2.5 km 高度处的最大梯度风近似等效为 500 m 高度的台风最大风速；然后利用 Shapiro 风场模型，求解地表至 500 m 高度范围内风速的平均。Vickery 等人^[75-76]分别运用 Shapiro 和 Chow 的风场数值模型，结合 Holland 气压径向剖面，对台风风场进行求解，并比较了两种模型数值解的差异。Meng 等人^[77-78]将台风风速表示为梯度风与摩擦产生的反向风之和，一并代入 Navier-Stokes 动量方程进行求解。通过方程拆分，不受摩擦力影响的梯度风可通过气旋平衡方程求得，摩擦产生的反向风则可通过摩擦扰动方程迭代求得。该求解方法给出了台风风场的解析解，计算简便高效，且具有不错的精度，因此受到国内学者和工程人员的青睐。在我国，随着台风实测数据的增多，学者们持续对 Shapiro 模型和 Meng 模型开展了深入的改进工作和应用研究^[79-82]。

值得注意的是，公式 1.2 所示的运动方程为边界层空气的平均运动方程，无法描述边界层内任意高度处的台风风速。因此，需要结合实测数据，通过引入经验系数或假定风速竖向剖面将求解的风速平均值转换为相应高度的风速值。当海面台风作用于陆地时，因表面粗糙情况不一样，地表风速与海面风速会有差别。因此，需要对风速进行海陆转换。另外，公式 1.2 和公式 1.3 构成的边界层台风风场模型包含多种非定常参数，例如表面阻力系数 C_D 、边界层厚度 h 、台风最大风速对应的半径 r_m 和 Holland 气压剖面参数 B 。这些参数都会对风场的数值求解产生不可忽视的影响。因此，需要依据台风实测数据，结合参数的物理特性，通过引入一些假定或近似方法，对它们进行估计。为了推动数值台风风场在工程中的应用，研究人员纷纷对以上问题和参数开展了基于实测数据的台风研究。

(1) 边界层台风风速沿高度的转换

公式 1.2 所示的空气动量方程，虽然考虑了海面或地表的摩擦阻力作用，但

无法精细考虑该作用对边界层任意高度造成的影响。通过公式 1.2 求解的台风风速为边界层厚度内的风速平均值。若不考虑表面摩擦作用,依据梯度平衡原理求解的台风梯度风速更是无法体现边界层内台风风速沿高度的变化情况。处理这个问题最早的思路是:引入折减因子^[83-85],即:将台风梯度风速或者边界层厚度内平均风速转化为距表面 10 m 高度处台风风速,进而应用到工程问题中。这种传统的处理方式到现在仍旧被普遍采纳。不同的研究人员根据自己掌握的台风实测数据,对折减因子提出了不同的参考值^[106]。统计研究还发现:距台风中心不同距离处,表面风速的折减程度会有差异^[83-84]。也就是说,不同台风风速下,折减系数存在差异。为此,Georgiou^[83]构建了海面台风风速转换关系的经验模型,如公式 1.3。

$$V_{10}(r, \alpha) = \phi V_{500}(r, \alpha) \quad (1.3)$$

其中, V_{10} 为距海面 10 m 高度处台风风速; V_{500} 为 500 m 高度处台风风速,即台风边界层内平均风速; ϕ 为转换系数; r 为台风半径; α 为方位角。Pande^[85]依据 Georgiou^[83]给出的 ϕ 的变化曲线,拟合获得了公式 1.4。

$$\phi = \begin{cases} 1.0 & r/r_m = 0 \\ 0.825 & 0.5 \leq r/r_m < 2 \\ 0.825 - 0.075 \sin[(r - 2r_m)\pi/6] & 2 \leq r/r_m < 5 \\ 0.75 & r/r_m \geq 5 \end{cases} \quad (1.4)$$

随着台风实测技术的改进,研究人员开始依据竖向观测数据来探究台风风速的竖向剖面,以此来获得边界层台风风速沿高度的变化情况。这种处理方式需要以大量的实测数据为依据,对观测方法依赖性较强。在不同的径向范围内(例如在外围大风区和在旋涡风雨区),所测得的剖面特征可能会存在明显差异。另外,针对不同的台风,其竖向剖面也可能存在差异。Powell 等人^[86]研究认为边界层风速沿高度变化情况受到表面粗糙度影响,并提出了如公式 1.5 所示的对数律方程。

$$U(z) = \frac{u_*}{k} \ln \left(\frac{z}{z_0} \right) \quad (1.5)$$

此后, Vickery^[87]在这方面做了较多基于实测数据的统计研究。研究认为:在 100 m 以内对数律可以较好地描述台风风速的竖向变化特征;当高度达到 300 m 及以上时,对数律可能会失去其适用性;对数律的适用的范围很大程度上受边界层厚度的影响。基于此认知, Vickery 以 Powell 提出的对数表达为基础,提出了如公式 1.6 所示的竖向剖面修正经验公式:

$$U(z) = \frac{u_*}{k} \left[\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) - a \left(\frac{z}{h} \right)^n \right] \quad (1.6)$$

其中, $U(z)$ 为高度 z 处, 指定时间周期的平均风速; u_* 为摩擦速度, $u_*^2 = C_D V_{10}^2$; k 为 Karman 系数, 取值 0.4; z_0 为表面粗糙度长度; h 为边界层厚度; a 和 n 为经验拟合参数。

(2) 台风风速海陆转换

表 1.2 最右侧一栏还给出了海面台风风速与地表风速的转换系数。该转换系数体现了台风在海面引起的风速与对地表产生的风速之间的差异。造成这种差异的主要原因是表面粗糙度不同。Batts 等人^[69]经统计研究, 给出了 10 m 高度处 10 分钟平均风的海陆转换系数, 其估算方法如公式 1.7 所示。

$$U^{land}(10) = U^{sea}(10) \cdot \frac{1}{0.2\tau \ln \left(\frac{10}{z^*} \right)} \quad (1.7)$$

其中, $U^{land}(10)$ 为地表 10 m 高度处, 10 分钟平均风速; $U^{sea}(10)$ 为海面 10 m 高度处, 10 分钟平均风速; τ 为阻滞系数, 取值 0.83; z^* 为地面粗糙度长度, 取值 0.0005 m。

Gergiou 等人^[83]则建立了海陆风速转换系数与陆地距离的关系, 表示如公式 1.8。

$$\gamma = \frac{U^{land}}{U^{sea}} = \begin{cases} 1 - 0.015D & 0 \leq D < 10 \\ 0.875 - 0.0025D & 10 \leq D < 50 \\ 0.75 & D \geq 50 \end{cases} \quad (1.8)$$

其中, γ 为地表风速与海面风速比值; D 为以海岸线为起点, 到内陆目标点的距离, 单位 km。

(3) 表面阻力系数 C_D

关于表面阻力系数 C_D , 研究认为: 海面阻力系数主要与海面台风风速相关。Vickery 等人^[87]依据 Large 和 Pond^[89]提出的阻力系数模型, 基于台风实测数据, 经统计研究获得如公式 1.9 所示的海面阻力系数计算方法。

$$C_{D_s} = \begin{cases} (0.5 + 0.064U_{10}) \times 10^{-3} & 0 \leq U_{10} < 25 \\ 0.0021 & 25 \leq U_{10} \end{cases} \quad (1.9)$$

其中, U_{10} 为距海面 10 m 高度处, 指定时间周期的台风平均风速; 并给出了海面表面阻力系数 C_{D_s} 的极值范围, 如公式 1.10。

$$C_{D_s, \max} = (0.0881r + 17.77) \times 10^{-4}, \quad 0.0019 \leq C_{D_s, \max} \leq 0.0025 \quad (1.10)$$

Donelan 等人^[90]通过补充强台风实测数据, 并结合海浪风致运动特性, 给出了公式 1.11 所示的海面阻力系数计算公式。

$$C_{Ds} = \begin{cases} 6.16 \times 10^{-4} & V_{10} \leq 6m/s \\ 5.91 \times 10^{-5} V_{10} + 2.614 \times 10^{-4} & 6 \leq V_{10} \leq 35.4m/s \\ 2.4 \times 10^{-3} & V_{10} \geq 35.4m/s \end{cases} \quad (1.11)$$

其中, V_{10} 为距海面 10 m 高度处, 台风风速;

地表阻力系数 C_{Dg} 则与地面粗糙情况 (即粗糙度长度 z^*) 相关。Meng 等人^[77-78]依据风速竖向剖面服从对数律的假定, 提出的地面阻力系数计算方法, 如公式 1.12。

$$C_{Dg} = \frac{k^2}{\left\{ \ln \left[\frac{h^* + 10 - d}{z^*} \right] \right\}^2} \quad (1.12)$$

其中, k 为 Karman 系数, 取值 0.4; z^* 为地面粗糙度长度; h^* 为地面粗糙元的平均高度, 取 $h^* = 11.4(z^*)^{0.86}$ ^[91-93]; d 为零平面位移, 取 $d = 0.75 h^*$ ^[94]。

值得注意的是, 表面阻力系数 C_D 是一个描述摩擦效应的参数, 针对不同的高度, 海面或地表对台风风场的摩擦阻力效应会有差异。为此, 有学者针对阻力系数进行了详细研究^[95], 并对边界层内阻力系数沿高度的转换进行了探讨^[96-97]。

(4) 最大风速半径 r_m 和气压剖面参数 B

公式 1.3 所示的气压径向剖面包含两个关键参数: 一个是最大风速半径 r_m , 另一个是气压剖面参数 B 。这两个参数值的有效性和准确性将直接决定台风数值求解的正确与否^[98]。相较于测量气压, 准确测量最大风速半径 r_m 并不是一件容易的事。因此, 研究人员会用各种经验公式, 来近似估计最大风速半径。例如: Vickery 等人^[88]依据台风实测信息发现最大风速半径与中心压差和纬度 φ 存在相关性, 并给出了如公式 1.13 所示的拟合公式。

$$\ln r_m = 2.636 - 0.00005086 \Delta p^2 + 0.0394899 \varphi \quad (1.13)$$

在我国, 台风实测数据库还无法提供有效的最大风速半径信息。对此, 李小莉等人^[99]依据实测的台风风圈半径信息, 给出了一种最大风速半径估计方法, 如公式 1.14。

$$r_m = r_6 \left(\frac{V_6}{V_m} \right)^k \quad (1.14)$$

其中, r_6 为六级风圈半径(km); V_6 为六级风速, 取值 10.8 m/s; V_m 为台风最大风速; k 为经验拟合系数, 取值范围 1/0.5~1/0.7。

关于气压剖面参数 B , 它本身就是一个复合经验参数, 其值的估计和求解就更为困难。依据 Holland 台风径向剖面理论^[73, 100], 参数 B 可表示为公式 1.15。

$$B = \frac{e \rho V_m (V_m + f r_m)}{\Delta p} \quad (1.15)$$

其中, e 为自然对数底数; ρ 为空气密度(kg/m^3)。由上式可知, 参数 B 是同时关于最大风速 V_m 、最大风速半径 r_m 、科氏系数 f 和中心压差 Δp 的函数。Vickery 等人^[88]依据 Georgiou^[85]给出的非对称梯度风计算公式, 利用台风实测数据, 计算获得参数 B 样本集。并研究发现: 当 $\Delta p > 25 \text{ hPa}$ 时, 参数 B 与最大风速半径和中心压差存在以下弱相关性。Powell 等人^[101]则基于 Willoughby 等人^[102]的研究结果, 获得了参数 B 与最大风速半径和纬度之间的相关性。Harper 和 Holland^[103]基于澳大利亚台风历史数据, 得到参数 B 与中心气压存在线性关系。Holland^[104]基于北大西洋的台风气象观测数据, 拟合得到参数 B 关于台风强度的计算公式。

此外, 研究结果对比发现: 参数 B 的取值范围与地理区域有关。例如: Holland^[73]依据澳大利亚海岸有限的台风实测数据, 得出参数 B 的取值范围为 1.0~2.5。这一结果与我国依据东南沿海台风数据, 估算出的参数 B 值相符, 即 $B > 1$ 。然而, Cardone 等人^[105], 依据美国海岸台风数据, 估算出的参数 B 的取值范围为 0.5~2.5, 并指出 $B = 0.5$ 的情况很少见而 $0.75 \leq B \leq 1.0$ 的情况出现频繁。这一结果与 Vickery 等人^[76]和 Willoughby 等人^[102]的研究结果相符。

综合以上关于台风风场的研究发展, 可以归纳出目前台风风场数值建模研究具有以下几个特点:

- ①. 台风数值建模完全以空气运动学为依据, 未考虑其热力学特性;
- ②. 对 Holland 气压剖面经验模型的沿用, 很大程度上增加了参数分析的工作, 即对最大风速半径 r_m 和气压剖面参数 B 的分析研究;
- ③. 边界层台风风场特性是工程应用研究的重要内容, 目前主要依赖大量的实测数据来对边界层风场进行参数化描述和经验建模;
- ④. 为了实现并完善边界层台风风场的参数化表达, 针对相关参数 (例如表面阻力系数 C_D 、边界层厚度 h 和海陆转换系数) 的估计或计算方法研究是必不可少。

1.4.2 台风过程随机模拟

到目前为止, 历史台风记录数据达到几十年。即便如此, 在进行区域风险评估时仍存在历史台风样本不足的问题, 尤其是百年一遇及以上的超强台风历史样本不足。这就对台风过程的数值模拟提出了需求, 以此来解决历史样本不足的问题。值得强调的一点是, 此处所说的台风过程模拟并非是基于物理机制的路径预测和台风旋涡变化预测, 而是基于历史样本资料及其概率统计规律的台风过程随机模拟。该随机模拟的根本目标是依据有限的历史观测数据, 运用随机模拟方法, 生成大量的台风样本集, 从而解决样本不足的问题并为结构或系统的可靠性评估、区域风险评估等工程问题服务。

台风作为一个具有季节性、区域性的气象事件, 其时空分布特征是台风过程

随机模拟的关注点。从长时间尺度来看,台风的时间性包括台风的发生频率、季节特征和周期特征;从短时间尺度来看,台风的时间性则是指一次台风事件的持续时长。关于空间特性,从大空间尺度来看,台风的空间性是指台风的区域特性(例如不同海域、不同纬度,台风的发生情况);从小空间尺度来看,台风的空间性往往是指台风的路径特征(例如台风的移动趋势、历经地点等)。由于台风在时间和空间上的变化和差异,依据不同区域的台风统计数据开展台风过程随机模拟,其所获得的结果也必将存在差异。由此说明了台风区域分析的重要性。

1.4.2.1 随机模拟方法

从过程上来说,台风模拟包括起始模拟、行进模拟和终止模拟。起始模拟的初始步就是依据历史记录模拟年发生率。台风年频次的取值方法可分为参数法、非参数法和历史样本随机抽取法等。参数法是依据已有的年发生数据,依据其统计特征,采用某一或某些概率分布函数(例如泊松分布^[107]、负二项分布^[76])对年频次进行参数模型拟合。非参数法是依据台风发生的时间特征,采用直方图来描述各季节的台风发生情况,再依据该直方图进行发生量的抽样^[107-109]。非参数法模拟结果往往对直方图的时间区间设置很敏感。历史样本随机抽取法则是直接从历史数据库中随机抽取一个发生频次值,作为年发生率用于起始模拟^[79]。台风起始点位置模拟是以历史起始点的空间分布为依据,采用核密度估计或历史样本随机抽取方法来实现^[109,79]。核密度估计是采用二维核函数拟合台风起始点分布,再通过蒙特卡洛模拟随机生成台风起始位置。历史样本法则是直接从统计样本中抽取起始位置,该方法虽然简单易实现但是不适宜生成大量的起始点样本。台风起始强度通常采用参数法,通过分布拟合和随机抽样来实现。

行进模拟的关键点是如何获得台风在下一个时刻点的位置信息、强度信息和移动信息等。行进模拟是台风过程模拟的核心部分,其包括台风路径模拟和台风物理特性沿路径的变化模拟,是判断和评估台风是否对目标点或目标区域产生影响及产生多大影响的关键。其模拟方法大致包括自回归法、马尔可夫链法、非参数核密度法等。自回归方法以台风当前位置为中心,考虑路径上一个时刻点与下一个时刻点的相关性,并引入随机偏差来保证行进模拟的连续性^[108,110-111]。该方法虽然有效考虑了台风路径点的相关性,但是模拟的连续性欠佳。马尔可夫链法则是建立当前点与下一个时刻点的条件概率关系^[109,112-113],虽然忽视了上一个和下一个时刻点的相关性,但是有效的确保了行进的连续性。非参数核密度法是将分类思想与核密度函数结合起来,对不同类别台风,采用不同的非参数核密度分布^[92,114]。该方法使台风路径更随机,但是分类准则尚需进一步探讨(例如通过聚类或者路径相似性来分类)。以上三种方法各有优缺点,如何将方法的优势最大化、劣势最小化,避免或尽可能减少模拟结果中的异常路径是这些方法在台风

模拟应用中需要解决的问题。

终止模拟是指根据台风当前的位置信息、强度信息和移动信息等，判断行进是否终止。终止点的判断可通过两种方法来实现：一是基于空间概率分布的终止模型；二是基于强度衰减的终止模型。

1.4.2.2 工程应用研究

如前面所述，台风过程模拟的根本目的是补充台风样本，用以结构或系统的可靠性评估和区域的危险性分析。通过台风随机模拟，可以获得某地区或地点在一定时间周期内（如 50 年、100 年）台风情况，进而统计出目标地区的台风分布情况，用来开展安全可靠性研究、危险性分析和风险评估等。基于这一工程应用目标，目前台风过程模拟的思路方法可以分为两种。第一种是以某地点为研究对象，统计与该地点相关的台风历史数据，生成相关参数分布，进而通过 Monte Carlo 模拟随机生成台风路径及台风参数。历史台风样本的选取办法包括模拟圆法和海岸线分割法。模拟圆法是以研究点为中心画一个圆，凡是出现过在该圆区域的台风路径点都作为历史台风样本点，用于构建台风参数分布。海岸线分割法以研究点所对应的海岸为基准，向上、下延伸一段距离，并分段划分选取的海岸线。被划分的海岸线用直线近似替代，构成虚拟海岸线。凡是穿越该虚拟海岸线的台风路径点被认为会对研究点产生影响，进而被纳入历史样本用于构建参数分布。无论是模拟圆法还是海岸线分割法，都是以研究点为中心，通过划定局部范围来构建台风路径参数分布。这类模拟往往不严格涉及台风起始模拟和终止模拟，仅涉及部分行进模拟，并将台风的移动方向角和台风中心距研究点最小距离作为路径基本参数（图 1.7），以此来模拟台风过程。

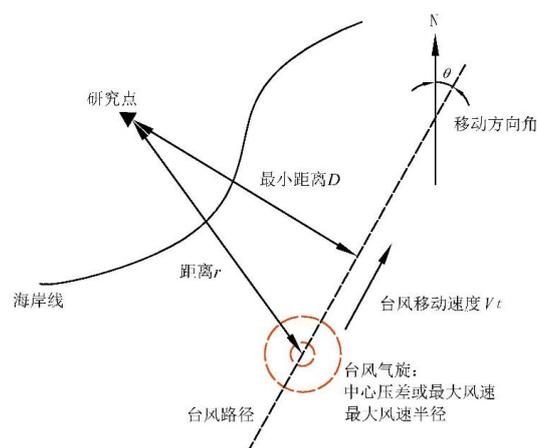


图 1.7 台风局部路径模拟示意图

这种局部路径模拟方法，因其易操作性和高效性，被广泛用于应用研究。例如，Georgious 和 Vickery 等人^[74,97]采用模拟圆法对墨西哥湾海岸线进行了台风危

险性分析; Batts 和 Russell 等人^[69,115]则采用海岸线分割法对美国德克萨斯州海岸线进行了台风危险性分析。在我国,也有大量的学者采用这一局部模拟方法对某特定区域进行台风概率分析和台风极值风速估计^[116-117]。在这些应用研究中,台风过程模拟所涉及的台风参数通常包括中心压差、最大风速半径、台风移动速度、中心距研究点最小距离和移动方向角(图 1.8)。基于这些关键参数的统计分布,通过随机抽样便可模拟生成台风参数样本。

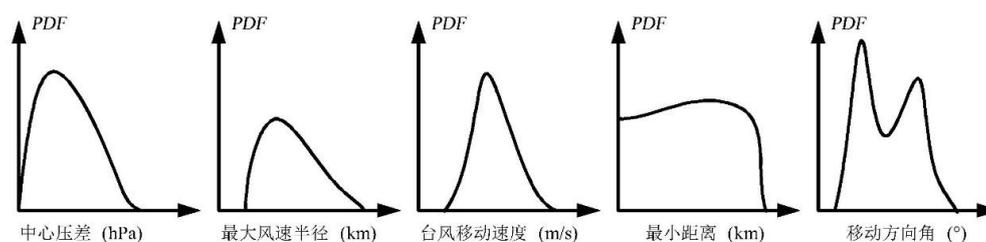


图 1.8 台风局部路径模拟的关键参数分布

台风局部路径模拟所采用的关键参数分布是以与研究点相关的台风历史数据为基础,因此只适用于单个地点或局部区域。另外,局部区域的台风样本点不足(例如强台风数据不足)会给局部路径模拟带来局限性,随机模拟结果的比较和验证工作也会受到限制。因此,局部路径模拟方法虽然曾经被高度关注,成为炙手可热的台风应用研究方法,且如今还持续发挥着其优势,但是随着台风实测技术的发展,台风历史数据库越来越丰富,而且随着人类社会的进步,工程问题越来越复杂,这就使得相关应用研究对台风全过程模拟表现出越来越明显的需求。Vickery 等人^[88]以大西洋海域为研究对象,开展了台风全路径模拟应用研究。在研究中,对台风发生率、发生时间和地点、移动速度及方向角、台风强度等参数进行分区的统计和概率分布拟合。该台风过程模拟考虑了台风的初始状态、行进状态及相关性,并且考虑了台风在登陆前后行进规律的变化,最终实现了整个海域的台风全过程随机模拟。其模拟结果不仅仅局限于某个地点或局部区域,而是适用于整个海岸线的任一点或区域。之后,Vickery 等人^[118]基于台风历史样本数据的扩充,对其全过程模拟又开展了修正优化工作。台风全过程模拟思路及方法被美联邦应急管理机构(FEMA)编入美国飓风灾害技术手册,并逐步应用于保险分析。许多学者也纷纷开展台风全过程模拟的应用研究,尝试将随机概率方法与台风物理特性有效结合起来,从而改进或提高全过程模拟的合理性、有效性和高效性^[109,111,119-120]。

在结构或体系的安全可靠性评估和区域危险性分析中,通常会涉及到台风极值风速的概念。台风极值风速是指某一时间周期内台风风速最大值。这里的时间

周期可以是1小时、10分钟或者更短，也可以是1天、1年或者更长。因此，台风极值风速与其极值样本的取样周期有关。研究人员一般会依据所持有的台风风速样本量，设置取样周期，从而获得极值风速样本集。有了极值风速样本集，便可获得相应的极值风速分布情况。基于该极值风速分布，可获得对应于某重现周期的台风风速最大值。理论上而言，重现周期要比极值风速的取样周期短。目前各大台风监测机构所掌握的台风历史数据只有几十年。可是，在进行社会基础设施建设或重大工业建设时，我们通常要求结构或体系的使用寿命在几十年，甚至是一百年以上。如此一来，我们目前所具有得台风实测样本是远远不足的。这个时候，台风数值模拟的意义就显现出来。结合台风过程随机模拟与台风风场数值模拟，可以计算获得某地点或区域在任一长时间内（例如1000年）的台风风速情况。依据模拟结果，可以拟合出台风极值风速分布，进而获得所需重现期内（例如100年）台风风速最大值。目前常用的几种极值风速分布类型有：极值I型分布（即Gumbel分布）、极值II型分布（即Fréchet分布）和极值III型分布（即三参数Weibull分布）。Georgiou^[74]对美国墨西哥湾和大西洋海岸的台风极值分布模型进行了研究，结果表明极值III型分布的拟合效果比极值I型更好。Vickery^[88]和Rosowsky^[120]则采用非参数分布来拟合台风极值序列。通常来说，当模拟的台风样本足够多时，非参数分布会比以上三种基于参数的分布函数更有效。因为非参数分布无需对分布尾部的形状和特征做任何假定。不过，相比于以上三种极值分布模型，非参数分布在进一步的工程应用和推广上不够便利。

1.5 本文主要内容

本文以实际输电线路和输电塔为对象，依次对输电塔-线体系台风作用、输电塔抗风能力、输电塔风易损性建模和输电塔、线台风易损性评估开展了相关研究。各部分内容层层递进，最终实现了基于输电塔失效的输电线路台风易损性评估。

本文所探讨的输电塔失效为线路中直接由风作用引起的塔体失效，不包括临近输电塔倒塌引起的受累倒塔或塔体次级损坏。针对这类失效的输电塔易损性分析包含三方面要素：一是台风对结构的作用效应，即台风荷载；二是输电塔抗风极限承载能力；三是结构不确定性。本文输电塔风易损性建模的最大特点是将输电塔结构放在线路中考虑，分析风场信息、线路信息和结构信息对输电塔易损性的影响。这是一个基于多参数的易损性问题。因此，在对上述三方面要素进行分析探讨时，如何将多参数同时且有效地考虑进来，并提高输电塔风易损性计算效率，是本文研究的技术难点。此外，本文通过开展台风风场数值模拟和台风过程

随机模拟，再结合构建的输电塔风易损性模型，最终实现了基于输电塔失效的输电线路台风事件易损性评估和台风概率易损性评估。从文章的基本架构出发，本文的主要研究工作可以概括为以下5点：

- (1) 以三塔两跨输电塔-线体系为研究对象，结合塔-线体系的空间特性与台风风场的时空性及非平稳性，运用数值模拟方法，对输电塔-线体系及其在台风作用下的荷载和响应进行建模、计算和分析。
- (2) 以输电塔结构为研究对象，以塔-线体系台风作用分析结果为依据，获取台风等效静风荷载。以等效静风荷载为依据，将风场参数（包括风速和风向）和线路空间参数（包括线路走向和水平档距）考虑进来，对输电塔在不同风荷载工况下的极限承载能力进行准静力模拟和计算。进而，提出可描述输电塔在多参数影响下的抗风能力面表达，并建立基于多参数的输电塔抗风极限状态方程。
- (3) 以输电塔抗风能力面为研究对象，引入结构的不确定性。结构的不确定性导致能力面的不确定性。为了有效求解输电塔不确定性能力面集，本文以 **Kriging** 数学方法为基础，构建能力面自适应替代建模方法，从而实现替代建模在效率和精度上的平衡。
- (4) 以基于输电塔抗风能力面的结构极限状态方程为基础，考虑台风作用的时空特性和线路的空间特性，运用输电塔抗风能力面替代模型，构建出适用于线路台风易损性评估的输电塔风易损性模型。并将该易损模型应用于实际输电线路和台风事件。
- (5) 以输电线路为分析对象，以实现线路台风概率易损性评估为目标，首先开展台风过程随机模拟研究，计算获得目标区域台风风速极值和风向的概率分布；然后结合输电塔风易损性模型，对目标输电线路进行概率易损性计算和评估。通过此案例分析，说明本文研究内容的有效性和工程应用性。

第 2 章 输电塔-线体系的台风作用分析

2.1 引言

输电塔作为输电线路的支撑结构,其所受风作用不仅取决于塔体结构还受输电线结构影响显著。因此,我们在讨论输电塔所受风荷载时通常会将输电线考虑进来,由此构成输电塔-线体系。输电塔-线体系由三部分组成:输电塔、输电线(包括导线和地线)和绝缘子。其中,输电塔与输电线通过绝缘子连接,进而在风环境下相互影响且协同作用。由于输电线的存在,输电塔-线体系具有了明显的空间特性(例如输电线跨度和走向的变化)。

关于台风,首先它是一个具有时空特性的风事件。随着时间的推移,台风中心发生移动且台风状态发生变化。随之,目标地点的风场特性也将随时间发生变化(例如风速和风向的变化),进而引起目标输电塔、线所受风荷载的变化。其次,在台风事件的时空历程中,小尺度下(即目标输电塔、线处)台风风场的脉动(即紊流)特性会随着平均风沿时间的变化而变化。这一特征通常被称之为台风风场的非平稳性。台风作用下,输电塔-线体系正是处于这样一种大尺度时空变化和小尺度非平稳变化的风场环境中。

本章将结合输电塔-线体系的空间性与台风风场的时空性及非平稳性,运用数值模拟方法,对输电塔-线体系及其在台风作用下的风荷载及响应进行模拟、计算和分析。

2.2 输电塔-线体系有限元建模

本章以我国广东省湛江市某 220kV 双回路架空输电线路为工程背景,选取线路中某三塔两跨体系作为研究对象,运用 ABAQUS 有限元软件,构建输电塔-线体系有限元模型。

湛江市位于我国大陆南端,广东省西南部,属于热带北缘季风气候,常年遭受台风侵袭,是我国抗台风灾害重点城市之一。目标输电线路始于湛江市坡头区变电站,终于湛江市霞山区变电站,全长 31.119 公里。线路共有 109 基输电塔,包含直线塔、耐张塔和终端塔三类。其中,耐张塔和终端塔的结构设计由导线张力控制,直线塔则由风荷载控制。直线塔 ZY 是线路中占最大比例的塔型,是抗台风研究的主要关注对象。表 2.1 列出了所选三塔两跨体系(即直线塔 ZY 和输电线)的设计信息。

表 2.1 输电塔、线设计参数

塔 ZY 结构信息	
类型	双回路角钢直线塔
总高 (m)	45.5
呼高 (m)	30
杆件钢材型号	Q345, Q235
根开 (m)	6.4
导、地线结构信息	
类型	LGJQ-300/40 (两分裂导线)、LGJQ-95/55 (地线)
线密度 (kg/m)	2.2660 (导线)、0.7077 (地线)
等效直径 (mm)	47.88 (导线)、16 (地线)
线路信息	
跨度 (m)	300 (左)、243 (右)
走向 (顺时针方位角 °)	126.29
设计风速* (m/s)	33.5
场地类别	B 类 ^[130]
平均气温 (°C)	20

注：设计风速为 10 米高度处 10 分钟平均风速，对应的重现期为 15 年。

2.2.1 输电塔模型

输电塔由 L 型开口长细杆件构成。此处，以 ABAQUS 有限元平台为基础，选用三维梁单元模拟输电塔构件。单元节点存在三向平动和三向转动六个自由度。采用二次插值求解构件沿长度方向的应力应变分布。单元质量恒定且连续。每根塔构件等分成两个及以上的单元建模。

钢材材性采用双线性模型，用以同时考虑材料的弹性和塑性特征。如表 2.1 中所示，ZY 塔杆件的钢材型号有 Q345 和 Q235 两种。其弹性模量取值 206000 MPa，泊松比取值 0.3，屈服后切线模量取值 4120MPa。屈服强度则取相应钢材型号的标准值，即：对于 Q345 钢，取 345MPa；对于 Q235 钢，取 235MPa。钢材密度取值 7850kg/m³。

输电塔结构的塔腿底部与基础相连。在实际情况中，塔腿底部通过厚型钢板等构件与混凝土基础连接，连接处运用了共同浇筑和高强螺栓栓接两种形式，连接刚度较大。因此，在有限元建模时，采用塔腿底部四点固定的约束方式。

输电塔有限元模型及其局部节间模型如图 2.1 所示。输电塔模型总质量为 8153.793 kg；质心高度为 20.62 m。有限元模型的单元总数为 1592；节点总数为 4068。

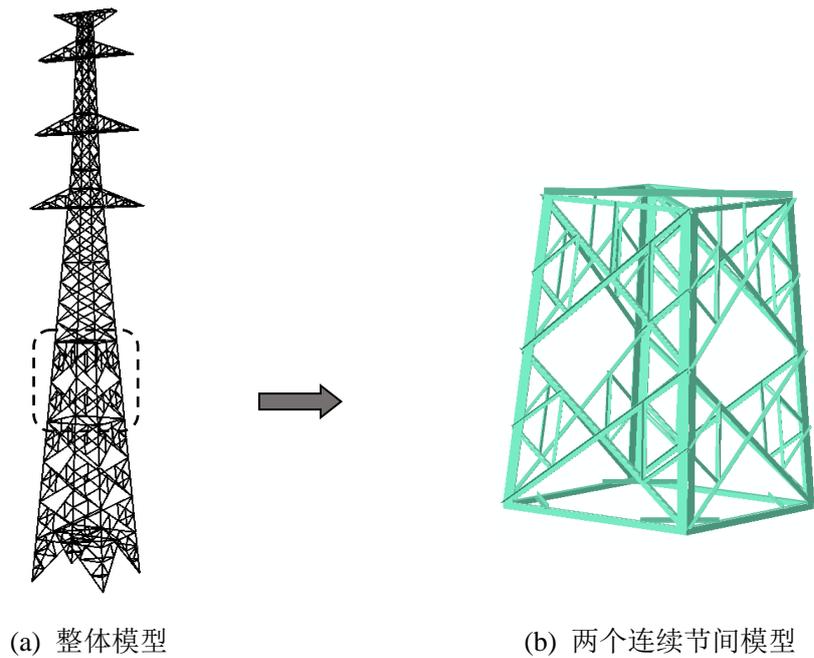


图 2.1 输电塔有限元模型

2.2.2 导、地线模型

导、地线由钢芯稀土铝绞线集束而成，其横截面尺寸与纵向长度的比值很小，因此截面的抗弯刚度在模拟和计算中不予考虑。此处，将导、地线视为完全柔性索。在自然状态下，导、地线因均布重力作用，存在初始应变和初始张力。因此，在有限元建模之前，需先依据导、地线的端点、弧垂和线密度值，确定导、地线沿纵向的位置信息，即找形；再依据导、地线在重力作用下的变形及其截面刚度，计算获得初始应力。在有限元建模时，依据找形结果构建导、地线几何形态，并对其施加初始应力。本文采用分段悬链线理论^[121]计算导、地线在重力作用下的几何形态和初始应力。

2.2.2.1 分段悬链线计算方法

分段悬链线方法将整跨索分为有限个连续区段来考虑，通过对每个区段进行力平衡分析，并结合整跨索的初始边界条件，最终通过联合求解获得各区段几何位置及张力。相比于传统的抛物线理论，分段悬链线方法可以有效获得索在各区段的应力状态（即索沿纵向的应力分布情况），并且适用于非均布分布荷载情况。在此，先取一个索段为分析对象，图 2.2 给出了其受力及几何参数。

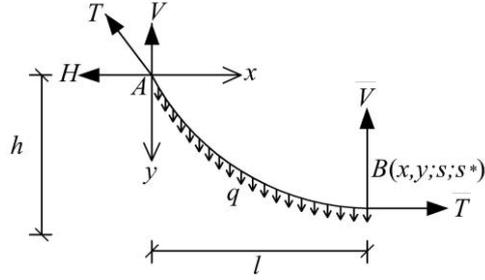


图 2.2 索段受力示意图

索段在笛卡尔坐标系内的位置用 (x, y) 表示。假定索段在无应力状态下的初始长度为 s ；在均布重力作用下的长度为 s^* 。 V （或 \bar{V} ）和 H 分别表示索段端点所受水平力和竖向力； T （或 \bar{T} ）为索段端点处张力； q 为索单位长度的重力。 l 和 h 分别为索段的水平长度和受重力后两端的竖向相对高差。定义无应力状态下，沿索段初始长度的坐标为 s （即初始拉格朗日坐标）；定义重力作用下，索段变形后长度的坐标为 s^* （即变形后拉格朗日坐标）。依据上述定义，首先索段满足公式 2.1 所示的几何约束条件。

$$\left(\frac{dx}{ds^*}\right)^2 + \left(\frac{dy}{ds^*}\right)^2 = 1 \quad (2.1)$$

依据质量守恒及力平衡条件，可得到如公式 2.2 所示的方程组：

$$T \frac{dx}{ds^*} = H \quad (2.2a)$$

$$T \left(-\frac{dy}{ds^*}\right) = V - q \cdot s \quad (2.2b)$$

依据胡克定律，张力与应变的关系如公式 2.3：

$$T = EA \left(\frac{ds^* - ds}{ds}\right) \quad (2.3)$$

结合公式 2.1 和公式 2.2，可得到任意拉格朗日坐标 s 处的竖向力和索张力，如公式 2.4：

$$V(s) = T \cdot \left(-\frac{dy}{ds^*}\right) = V - qs \quad (2.4a)$$

$$T(s) = \left[H^2 - (V - qs)^2 \right]^{0.5} \quad (2.4b)$$

依据公式 2.2 和公式 2.3，可得到水平坐标 x 和竖向坐标 y 分别与拉格朗日坐标 s 的微分关系，通过积分可获得如公式 2.5ab 所示的关系式。

$$x(s) = \frac{Hs}{EA} + \frac{H}{q} \left\{ \ln \left[V + \sqrt{H^2 + V^2} \right] - \ln \left[V - qs + \sqrt{H^2 + (V - qs)^2} \right] \right\} \quad (2.5a)$$

$$y(s) = \frac{qs^2 - 2Vs}{2EA} - \frac{1}{q} \left[\sqrt{H^2 + V^2} - \sqrt{H^2 + (V - qs)^2} \right] \quad (2.5b)$$

同时, 还可获得索段在 $[0, s]$ 区间的伸长量, 如公式 2.5c:

$$\Delta(s) = \frac{1}{2EAq} \left\{ V\sqrt{H^2 + V^2} - (V - qs)\sqrt{H^2 + (V - qs)^2} + H^2 \left[\ln \frac{V + \sqrt{H^2 + V^2}}{V - qs + \sqrt{H^2 + (V - qs)^2}} \right] \right\} \quad (2.5c)$$

以图 2.2 所示的索段为对象, 将 $s = S$ 代入公式 2.5, 可以得到索段末点 B 处的笛卡尔坐标 (l, h) 以及索段的伸长量 $\Delta(S)$ 的计算公式, 如式 2.6。

$$l = \frac{HS}{EA} + \frac{H}{q} \left\{ \ln \left[V + \sqrt{H^2 + V^2} \right] - \ln \left[V - qS + \sqrt{H^2 + (V - qS)^2} \right] \right\} \quad (2.6a)$$

$$h = \frac{qS^2 - 2VS}{2EA} - \frac{1}{q} \left[\sqrt{H^2 + V^2} - \sqrt{H^2 + (V - qS)^2} \right] \quad (2.6b)$$

$$\Delta(S) = \frac{1}{2EAq} \left\{ V\sqrt{H^2 + V^2} - (V - qS)\sqrt{H^2 + (V - qS)^2} + H^2 \left[\ln \frac{V + \sqrt{H^2 + V^2}}{V - qS + \sqrt{H^2 + (V - qS)^2}} \right] \right\} \quad (2.6c)$$

在导、地线建模时, 先对 l 进行取值 (即 l 已知), 然后通过求解每个索段的 h 值来实现导、地线找形; 并通过求解 $\Delta(S)$ 来计算每个索段的应力状态。由公式 2.6b 和公式 2.6c 可以看出, 求解 h 和 $\Delta(S)$ 时存在三个未知量 (索单位长度重量 q 已知), 即索段始点 A 处水平力 H 、竖向力 V 和索段初始长度 S 。由于 l 已知, 依据公式 2.6a 可以将索段初始长度 S 表示为关于未知量 H 和 V 的方程。那么, 还剩下两个未知量, 即水平力 H 和竖向力 V 。

将整跨索作为分析对象, 可以引入如公式 2.7 所示的边界条件 (参照图 2.3)。

$$x=0 \text{ 时, } y=0; \quad x=0.5L \text{ 时, } y=f; \quad x=L \text{ 时, } y=-c \quad (2.7)$$

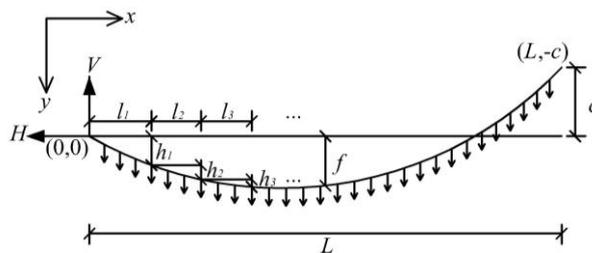


图 2.3 整跨索边界条件及分段示意图

L 为整索跨度。若将整跨索分为 n 个索段（如图 2.3），那么可以通过依次递推各索段中 h 关于水平力 H 和竖向力 V 的函数关系，得到跨中（ $x = 0.5L$ ）和跨末端（ $x = L$ ）处 y 坐标关于起点 $(0, 0)$ 处水平力 H 和竖向力 V 的关系式。进而依据公式 2.7 所示的边界条件，可获得关于水平力 H 和竖向力 V 的两个非线性方程。再结合公式 2.6a，最终得到关于水平力 H 、竖向力 V 和索段初始长度 S 三个未知量的三个非线性方程。运用二分法或牛顿迭代法，可实现以上非线性方程组的数值求解。将数值解代入公式 2.6b 和公式 2.6c，从而获得整跨索的线形和应力沿纵向变化情况。计算结果的准确性则取决于每个索段的长度，长度越小结果精确度越高。值得一提的是，在进行连续两跨导、地线计算时，需要进一步引入两跨交点处水平力 H 平衡这一条件。

2.2.2.2 导、地线有限元模型

依据设计资料，三塔两跨体系中导、地线的基本信息如表 2.2 所示。

表 2.2 导、地线设计参数

几何参数		左跨	右跨
跨度 (m)		300	243
高差 (m)		0.00	0.00
观测垂度 (m)	导线	6.141	4.028
	地线	3.624	2.404
材料参数		导线	地线
线重度 (N/m)		22.207	6.935
截面面积 (mm ²)		677.98	152.81
弹性模量 (MPa)		206000	206000

将导、地线左跨和右跨共划分为 200 个连续的区段，采用以上分段悬链线方法，计算导、地线各个区段的竖向坐标 y 和伸长量 Δ ，进而得到导、线在均布重力作用下的线形和应力分布。计算结果如下图 2.4 所示。

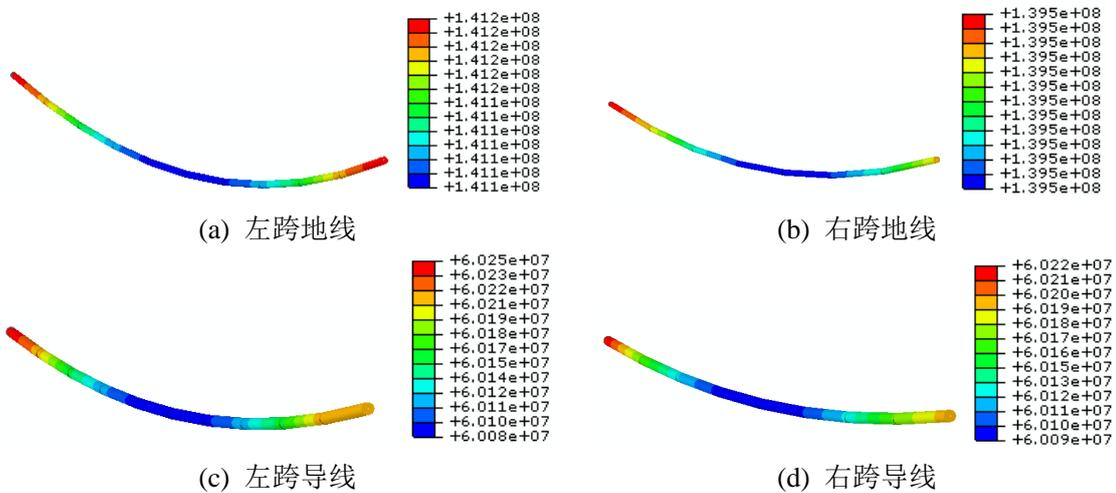


图 2.4 导、地线有限元模型（应力云图 Pa）

基于 ABAUQS 软件平台，导、地线模型的单元类型选为杆单元（即单元节点为铰接，且仅承受拉力）。导、地线每跨端点处的约束方式为铰接。

2.2.3 塔-线体系模型

在塔-线体系中，地线直接与输电塔顶部横担相连；导线则通过绝缘子与输电塔各相横担连接。从受力来看，绝缘子仅受到轴力作用。在风作用下，绝缘子受两侧导线的影响，会发生偏摆。输电塔-线体系中，绝缘子的具体几何和力学参数如表 2.3 所示。此处，采用单个杆单元来模拟绝缘子，其与导线和塔体的连接方式均设置为铰接。

表 2.3 绝缘子设计参数

型号	长度	截面面积	单根总重	密度	弹性模量
FXBW4-220/160-5	2.24 m	1355.96 mm ²	13.6 kg	4477.59 kg/m ³	1460000 MPa

结合输电塔模型（图 2.1）、导地线模型（图 2.4）和绝缘子模型，依据各部分之间的连接属性，可组装获得输电塔-线体系，如图 2.5 所示。图 2.5 所示的三塔两跨有限元模型中，中间位置输电塔和两跨输电线路为本章考查对象，两端输电塔则被作为目标塔-线体系的边界条件。

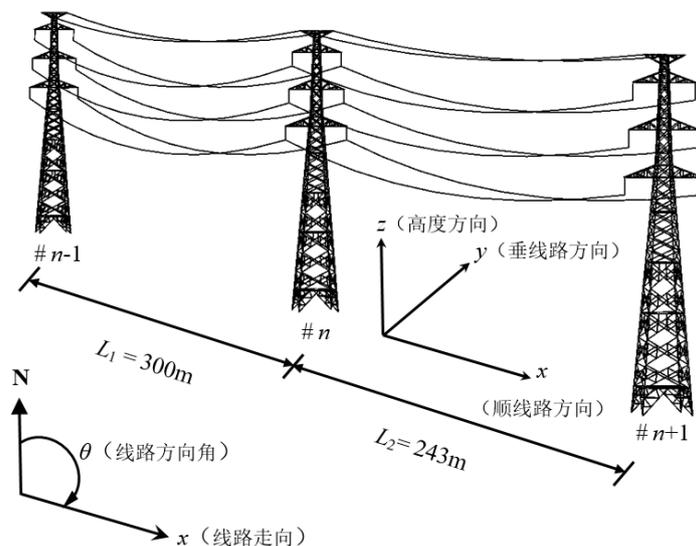


图 2.5 塔-线体系有限元模型

参照图 2.5，塔-线体系在三维空间中通常由三个方向来描述，即：顺线路方向 x 、垂线路方向 y 和高度方向 z 。在输电线路中，依据输电塔的依次编号，来定义线路走向（如图 2.5）。线路走向所对应的方位角（从正北顺时针转动）即为相应线路区段的线路方向角，用 θ 表示。线路方向角是决定塔-线体系所受风向角的要素之一，将影响风荷载计算。

2.3 台风风场数值模拟

从大尺度来看,台风风场具有时空特性。随着台风的移动和物理参数的变化,其对目标地点造成的风速和风向也会随着时间变化。从小尺度来看,台风风场具有非平稳特性。该非平稳性表现为:近地表平均风和脉动风特性随时间的变化。本节将对台风风速与风向以及近地表平均风与脉动风开展数值模拟。并且,以2015年登陆广东省湛江市的台风“彩虹”为例,生成可用于输电塔-线体系台风作用分析的台风风场时程。

2.3.1 台风径向剖面

台风径向剖面是台风应用研究的重要内容之一。其工程应用可以追溯到一位名叫 William Rankine 的苏格兰工程师。因工程要求,他采用了较早的台风风速径向剖面经验模型并被 Schloemer 修正和沿用^[123]。这一剖面模型被称作 Rankine 剖面,其具体表达式如公式 2.8:

$$V = \begin{cases} V_m (r/r_m), & r < r_m \\ V_m (r_m/r)^x, & r \geq r_m \end{cases} \quad (2.8)$$

V 为台风旋涡风速; V_m 为最大旋涡风速; r 表示台风旋涡半径; r_m 为最大风速 V_m 所对应的旋涡半径; x 为剖面修正参数。对于一个理想的 Rankine 旋涡, x 取值为 1。实际情况中, x 为一个小于 1 的值。在此之后,有许多台风研究机构或学者提出了基于 Rankine 剖面的变形表达式,此处不再一一列举。

Schloemer 在修正和沿用 Rankine 模型时,提出:台风气压径向剖面可以用一条修正的矩形双曲线来近似^[123]。Holland 等人^[73]基于这一结论,提出了气压剖面的经验表达式,如公式 2.9:

$$p(r) = p_0 + \Delta p \exp\left[-(r_m/r)^B\right] \quad (2.9)$$

p_0 为台风中心气压(hPa); B 为剖面修正参数,其变化范围为 0.5~2.5; Δp 为中心压差,即环境大气压 p_∞ 与中心气压的差值。公式 2.9 正是如今为工程界广泛应用的 Holland 气压径向剖面模型^[73,100]。基于该气压剖面,结合风速与压强的关系,可以得到相应的风速剖面经验表达式,如公式 2.10:

$$V(r) = \left\{ \left(\frac{r_m}{r} \right)^B \frac{100B\Delta p \exp\left[-(r_m/r)^B\right]}{\rho} + \frac{r^2 f^2}{4} \right\}^{1/2} - \frac{fr}{2} \quad (2.10)$$

其中,

$$B = \frac{e\rho(V_m^2 + fV_m r_m)}{100\Delta p} \quad (2.11)$$

ρ 为空气密度； e 为对数底数； $f = 2\Omega\sin\varphi$ 为科氏系数， $\Omega = 7.292 \times 10^{-5} \text{rad/s}$ 为地球自转角速度， φ 为台风中心所在纬度。Holland^[100]在台风风速径向剖面的最新研究中指出：公式 2.10 中指数 1/2 可用非定常经验参数替代，并通过实测数据来拟合此经验参数。

可以看到，无论是 Rankine 模型还是 Holland 模型，它们均为经验剖面模型。从运动学和热力学出发，Emanuel 则提出了基于物理参数的台风径向剖面模型。Emanuel 模型将台风旋涡沿径向分成内、外两个区域。在旋涡外部区域，空气不存在明显的竖向对流情况，边界层内空气的平均运动可以通过 Ekman 动力平衡理论和气流的连续性来描述。在旋涡内部区域（即云墙区域），空气存在较强的竖向对流情况，气团间产生的峰生效应不可忽视，而且气团角动量的竖向湍流通量会引起边界层顶部以上空气的下行。因此，在台风最大风速半径附近，Ekman 动力平衡理论不再适用。此时，则通过边界层角动量平衡和热熵准平衡原理来构建台风径向模型。Emanuel 径向模型的具体推导可参见附录 A，此处不再进行详细说明。公式 2.12 给出了 Emanuel 台风径向剖面表达式。

$$\text{外部区域:} \quad \frac{\partial M^{outer}}{\partial r} = \frac{2C_D}{w} \frac{(rV)^2}{r_0^2 - r^2} \quad (2.12a)$$

$$\text{内部区域:} \quad \left(\frac{M^{inner}}{M_m} \right)^{2-\xi} = \frac{2(r/r_m)^2}{2-\xi + \xi(r/r_m)^2} \quad (2.12b)$$

其中

$$M = rV + \frac{1}{2}fr^2 \quad (2.13)$$

M 表示单位气团关于台风中心的角动量； C_D 为海面或地表阻力系数； w 为自由对流层空气的下沉速率； $\xi = C_k/C_D$ ，为表面热熵交换系数与表面阻力系数的比值； r_0 为台风尺度， $V(r_0) = 0$ ； M_m 为台风最大风速处角动量值， $M_m = r_m V_m + 1/2fr_m^2$ 。

2.3.1.1 Emanuel 台风径向剖面求解

假定台风径向剖面内、外部交界处，空气角动量以及角动量关于半径的偏导是连续的。那么，通过引入如公式 2.14 所示的内、外部交界处空气角动量连续性条件，可最终获得对台风全径向剖面模型。该全径向剖面模型由公式 2.12 和公式 2.14 共同构成。

$$M_a^{outer} = M_a^{inner} \quad (2.14a)$$

$$\left(\frac{\partial M^{outer}}{\partial r}\right)_{r=r_a} = \left(\frac{\partial M^{inner}}{\partial r}\right)_{r=r_a} \quad (2.14b)$$

r_a 和 M_a 为台风旋涡外部与内部的交界点及其角动量， $M_a = r_a V_a + 1/2 f r_a^2$ 。

由以上可知，Emanuel 台风径向剖面模型涉及 3 个环境参数（即：海面或地表阻力系数 C_D 、台风外部区域自由对流层空气的下沉速率 w 和表面热熵交换系数与表面阻力系数的比值 ξ ）和 6 个台风参数（即：台风最大风速 V_m 及其对应的半径 r_m ，内、外区域交点处半径 r_a 及对应的风速 V_a 、台风尺度 r_0 和台风中心所在纬度 ϕ ）。其中，3 项环境参数的取值或计算方法采用表 2.4 所示的建议值或表达式。

表 2.4 Emanuel 台风径向剖面环境参数

表面阻力系数 C_D	海面 ^[90]	$C_{Ds} = \begin{cases} 6.16 \times 10^{-4} & V \leq 6m/s \\ 5.91 \times 10^{-5} V + 2.614 \times 10^{-4} & 6 \leq V \leq 35.4m/s \\ 2.4 \times 10^{-3} & V \geq 35.4m/s \end{cases}$
	地面 ^[77]	$C_{Dg} = \frac{\kappa^2}{\left\{ \ln \left[\frac{(h^* + 10 - d)}{z^*} \right] \right\}^2}$ <p>κ 为 karman 常数，取值 0.4；z^* 为地面粗糙度长度，可依据场地类别取值；h^* 为地面粗糙元的平均高度，取 $h^* = 11.4(z^*)^{0.86[91-93]}$；$d$ 为零平面位移，取 $d = 0.75 h^*[94]$。</p>
空气下沉速率 w	2 mm/s	
表面热熵交换系数与表面阻力系数的比值 ξ ^[124]	$\xi = 0.00055V_m^2 - 0.0259V_m + 0.763$ 且 $\xi \leq 1$	

接下来，通过引入台风外围观测点(r^* , V^*)（例如七级风圈半径），采用内、外部联合求解的方法，可获得台风全径向剖面。其具体计算步骤可概括为：

(1) 求解外部径向剖面

将角动量表达式（公式 2.13）代入外部剖面模型（公式 2.12a），得到公式 2.15，如下：

$$V + r \frac{\partial V}{\partial r} = \frac{2C_D}{w} \frac{(rV)^2}{r_0^2 - r^2} - fr \quad (2.15)$$

公式 2.15 为风速关于半径的一阶偏微分方程。由于台风尺度 r_0 无法有效测得，此处通过引入台风外围观测点(r^* , V^*)（例如七级风圈半径），运用中心差分法来求解 r_0 。求得 r_0 值并代入公式 2.15，便获得了台风风速外部径向剖面。

(2) 求解内、外部交点(r_a , V_a)和内部径向剖面

引入交点 a 处的连续性条件（公式 2.14），结合公式 2.12，可获得如下非线性方程组（公式 2.16）：

$$\text{公式 2.12b} \Rightarrow V_a^{inner} = \left(\frac{r_m V_m}{r_a} + \frac{f r_m^2}{2 r_a} \right) \left(\frac{2(r_a/r_m)^2}{2 - \xi + \xi(r_a/r_m)^2} \right)^{\frac{1}{2-\xi}} - \frac{1}{2} f r_a \quad (2.16a)$$

$$\text{公式 2.14a} \Rightarrow V_a^{outer} = V_a^{inner} \quad (2.16b)$$

公式 2.14b \Rightarrow

$$\left(r_m V_m + \frac{1}{2} f r_m^2 \right) \frac{4 r_a r_m^2}{[(2-\xi)r_m^2 + \xi r_a^2]^2} \left[\frac{2(r_a/r_m)^2}{2-\xi+\xi(r_a/r_m)^2} \right]^{2-\xi-1} = \frac{2C_D}{w} \frac{(r_a V_a)^2}{r_0^2 - r_a^2} \quad (2.16c)$$

以上方程组包含三个方程和三个未知量（即 r_m 、 r_a 和 V_a ）。已知台风外部径向剖面（即已知 V_a^{outer} 的求解方法），便可采用中心差分法，通过内、外部联合求解，获得这三个未知量。解得 r_m 值，并将其代入公式 2.12b，可最终获得台风外部径向剖面。

（3）依据步骤（1）、（2）获得的外部剖面、内部剖面以及交点值，实现内、外部径向剖面的衔接。

以四个不同强度等级的台风点为例（如表 2.5），依据气象观测数据，运用外部径向剖面和内部径向剖面的联合求解方法，对风速的全径向剖面进行求解。表中时间点和台风参数均为台风登陆前信息。依据蒲福风级标准，七级风对应的风速范围为 13.9 m/s~17.1 m/s。此处，分别采用七级风速范围的上、下限值，来对台风径向剖面进行求解。也就是说，外部径向剖面观测点分别设置为 $(r^*, V^*) = (r_{\text{force7}}, 13.9)$ 和 $(r^*, V^*) = (r_{\text{force7}}, 17.1)$ 。

表 2.5 台风点信息

台风名称	2015 鲸鱼	2015 杜鹃	2017 天鸽	2014 威马逊
登陆地点	海南万宁	福建泉州	广东珠海	广东徐闻
时间	06.22 18:00	09.29 8:00	08.23 10:00	07.18 14:00
强度等级	强热带风暴	台风	强台风	超强台风
中心气压 (hPa)	982	970	945	915
最大风速 (m/s)	25	35	48	60
七级风圈半径 (km)	200	300	280	300
中心位置	19.0°N/110.7°E	25.0N°/119.4°E	21.8°N/114.1°E	19.9°N/111.3°E

图 2.6 给出了以上四个台风点的风速径向剖面求解结果。其中，完整径向剖面 1 对应的七级风速为 13.9 m/s，完整径向剖面 2 对应的七级风速为 17.1 m/s。

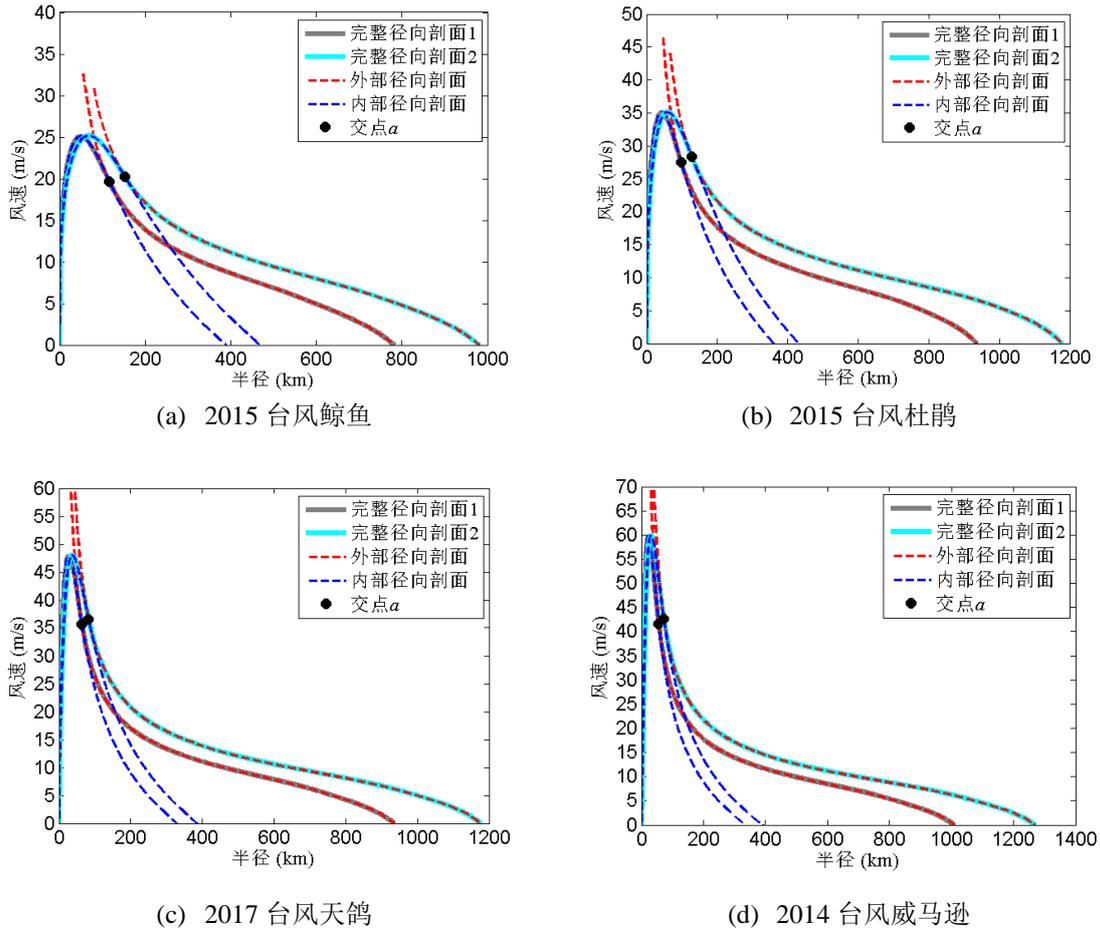


图 2.6 台风风速径向剖面

从图 2.6 所示的求解结果可以看到：外部径向剖面虽然可以完整地描述最大风速半径以外的台风风速径向变化情况，但是无法有效表达最大风速半径附近及以内的风速情况；内部径向剖面则能很好的给出最大风速半径附近的风速变化，但是会低估台风外围风速值；利用内、外部交点的连续性条件，可以实现台风外部径向剖面与内部径向剖面的有效衔接。另外，当七级风速取值不同时，台风径向剖面的求解结果存在一定差异。这说明台风外围观测点的测量精度会一定程度上影响台风风速全径向剖面的求解结果。

2.3.1.2 台风径向剖面比较

以表 2.5 中台风点为例，分别采用 Rankine 模型、Holland 模型和 Emanuel 模型对台风风速径向剖面进行求解和比较分析。Rankine 模型和 Holland 模型需要对最大风速半径 r_m 值进行预设，而该值无法从台风实测信息中直接获得。于是，此处采用 Emanuel 模型求解的 r_m 值，对 Rankine 剖面和 Holland 剖面进行求解。图 2.7 给出了三种模型的求解结果。其中，修正 Rankine 径向剖面对经验参数 x 的取值为 $0.5^{[125]}$ 。在对 Emanuel 径向剖面求解时，七级风速取值为 15.5 m/s ，

即七级风上、下限值的均值。

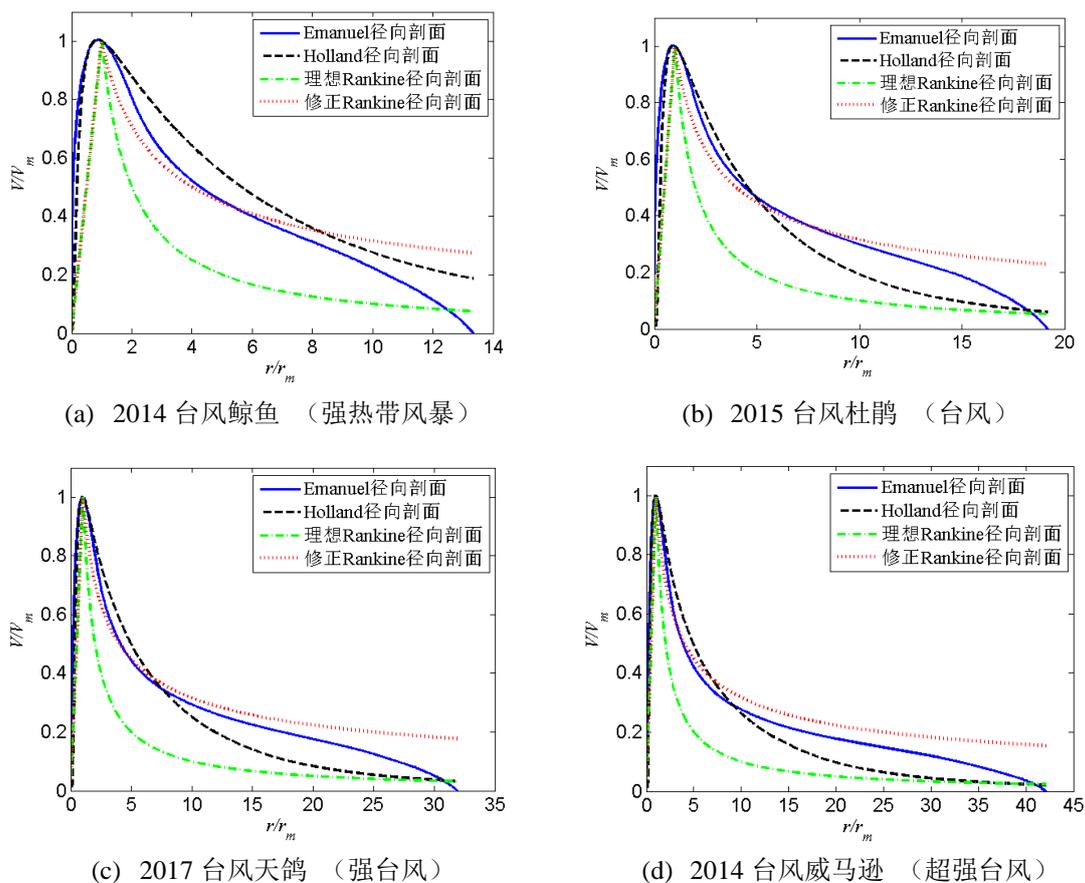


图 2.7 台风风速径向剖面对比

由图 2.7 可得：当台风强度偏低时（即图 2.7a），Holland 风速剖面模型的计算结果要大于其它两种模型；随着台风强度的增大，Emanuel 模型与 Holland 模型对台风内部区域的计算结果越来越相近；但是，Emanuel 模型对台风外围区域的计算结果要明显大于 Holland 模型。理想 Rankine 模型的计算结果要明显小于其它两种模型。Rankine 剖面经修正之后，其对台风内部区域的计算结果与 Emanuel 模型相近，对台风外围区域的计算结果则要大于其它两种模型。通过与 Holland 剖面和修正 Rankine 剖面相比较，发现：Emanuel 台风径向剖面介于 Holland 剖面 and 修正 Rankine 剖面之间；随着台风强度的增大，Emanuel 模型对台风外围区域的计算结果要比 Holland 模型偏安全（Holland 模型对台风外围区域的风速估计偏低）。

综合以上分析可见，与 Rankine 剖面和 Holland 剖面相比，基于 Emanuel 理论的台风径向剖面模型及其求解有以下五方面特征：①Rankine 模型和 Holland 模型本质上是经验模型，Emanuel 模型则为结合空气运动特性和热力特性的物理参数模型；②模型将台风径向剖面分成内、外两个区域，分别考虑其特性并建模；③Emanuel 径向剖面直接将边界层摩擦阻力效应和热熵交换效应与边界层顶部

及以上空气特性联系起来,构建出可直接应用于边界层台风计算的剖面模型。从而,无需再结合 Navier-Stokes 动量方程来求解边界层台风风速;④引入台风尺度参数来构建台风旋涡外部径向剖面,并通过由外向内求解径向剖面来有效避免对最大风速半径 r_m 值的需求 (r_m 的观测难度要大于台风外围点的观测难度);⑤ Emanuel 模型以台风物理特性为前提,得出了台风径向剖面关于环境参数和台风参数的表达式,从而避免了经验参数的引入。鉴于以上特征,在后续的研究中,本文将采用 Emanuel 径向剖面模型对台风进行模拟。

2.3.2 近地表台风风速

基于 Emanuel 理论的台风径向剖面模型假定台风旋涡是稳态的且具有对称性。然而,在实际情况下,由于台风的移动和环境影响,台风旋涡往往具有非对称性。将 Emanuel 台风模型计算获得的台风风速直接作为表面台风风速是不全面且不准确的。此处,将表面风分成两个组成部分:一是与台风旋涡相关的轴对称旋涡风 \vec{V}_r ;二是与局部环境相关的表面背景风 \vec{V}_t 。表面风 \vec{U} 则表示为两个成分的有权加和,如公式 2.17。

$$\vec{U} = \alpha_r \vec{V}_r + \alpha_b \vec{V}_t \quad (2.17)$$

其中 α_r 为旋涡风的折减系数, α_b 为背景风的参与系数。其中,旋涡风 \vec{V}_r 的大小由 Emanuel 台风径向剖面模型计算获得,并且引入流入角 α 对其方向进行修正。流入角 α 由公式 2.18 计算获得。该经验计算公式由 Phadke 等人^[126]提出,并被美国国家气象局引用。

$$\alpha = 10^\circ \left(1 + \frac{r}{r_m} \right), \quad 0 \leq r < r_m \quad (2.18a)$$

$$\alpha = 20^\circ + 25^\circ \left(\frac{r}{r_m} - 1 \right), \quad r_m \leq r < 1.2r_m \quad (2.18b)$$

$$\alpha = 25^\circ, \quad r \geq 1.2r_m \quad (2.18c)$$

背景风 \vec{V}_t 的大小等于台风的移动速度 V_t , 并引入旋转角 β 对其方向进行修正。以 Lin 等人^[127]的统计研究结果为依据,对于北半球台风, β 取逆时针转 20° 。综合以上说明,北半球台风引起的表面风可通过图 2.8 来描述。图中 T 代表目标位置。依据图 2.8 所示的表面风换算,可以获得表面台风风速及其风向信息。

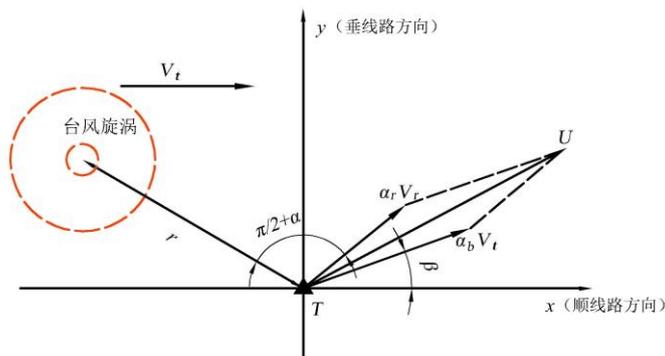


图 2.8 台风表面风示意图

在对 T 位置进行表面风计算时，需要先对距离 r 进行判断：当 $r \geq r_a$ ，采用台风外部径向剖面模型计算台风旋涡风速 V_r ；当 $r < r_a$ ，采用台风内部径向剖面模型计算台风旋涡风速 V_r 。台风径向模型求解的旋涡风速为边界层厚度内的风速平均值。然而，通常所需的表面风速为距离海面或地表 10 m 高度处的风速。因此，将旋涡风转换为表面风时，引入了折减系数 α_r ，取值为 0.85^[127]。背景风 V_t 的参与系数 α_b 取值 0.55^[127]。由于缺乏专门针对陆地台风的相关统计研究，台风登陆后，仍采用海上台风的 α_r 经验值 0.85 和 α_b 经验值 0.55。

在多数情况下，输电塔-线体系位于陆地表面而非海面。在计算地表风而非海面风时，需要考虑的另一个问题是：台风中心位置的不同（即台风是位于海面之上还是地面之上）是否会对地表风计算有影响。答案是肯定的。这种影响表现为两个方面：第一是台风由海面移动到地面，台风模型涉及的环境参数会发生变化，包括表面阻力系数和表面热熵交换系数与阻力系数的比值；第二是当台风中心位于海面上时，依据公式 2.17 计算获得的海洋表面风场需要进一步转化为陆地表面风场，进而应用于陆地上建、构筑物的安全分析。针对第一个方面，此处采用更新环境参数的办法来区分海上台风和陆地台风的计算。台风登陆前后，表面阻力系数 C_D 和表面热熵交换系数与阻力系数之比 ζ 的计算方法参照表 2.4。针对第二个方面，此处引入折减系数 0.85，将计算获得的海面台风风速转换为地表台风风速。

另外值得注意的是：目前我国台风气象数据给出的是 2 分钟平均测量值。在实际应用中，通常采用的是 10 分钟平均风速。这就要求对公式 2.17 计算获得的表面风速做一个时距换算。此处，采用 Simiu 等人^[128]给出的风速时距转换关系式，如公式 2.19。

$$U_t(z) = U_{3600}(z) \left[1 + \frac{\varepsilon^{0.5} c(t)}{2.5 \ln(z/z_0)} \right] \quad (2.19)$$

公式 2.19 的右侧项下标 3600 表示时距，单位为秒； z 为高度，单位为米； z_0 为

表面粗糙度长度； ε 为与粗糙度长度相关的经验系数； $c(t)$ 为与时距相关的统计参数，当 $t = 2 \text{ min}$ 时 $c = 0.956$ ，当 $t = 10 \text{ min}$ 时 $c = 0.36^{[128]}$ 。那么，10 m 高度处 10 分钟平均风速与 2 分钟平均风速的换算关系可进一步表示为公式 2.20。

$$U_{600}(10) = U_{120}(10) \left[\frac{2.5 \ln(10/z_0) + 0.36\varepsilon^{0.5}}{2.5 \ln(10/z_0) + 0.956\varepsilon^{0.5}} \right] \quad (2.20)$$

其中， ε 依据 z_0 取值^[128]。

综合以上可知：近地表台风风速的计算主要是基于统计研究，来构建经验参数，从而将台风风速转换为表面风。换算得到的表面风既包含平均风速大小又包含风向信息。

2.3.3 平均风速剖面

平均风速竖向剖面表述的是平均风沿高度的变化规律。目前最常用的竖向剖面形式有指数律和对数律两种。其中，指数律认为平均风速 U 与高度 z 存在一个幂指数 α_0 的关系，如公式 2.21。

$$\frac{U(z_1)}{U(z_2)} = \left(\frac{z_1}{z_2} \right)^{\alpha_0} \quad (2.21)$$

其中， $U(z_1)$ 和 $U(z_2)$ 为高度 z_1 和 z_2 处指定时间周期（通常为 10 分钟）的平均风速；幂指数 α_0 取值与地面粗糙度有关^[129]。

从台风风场统计研究来看^[86-87]，边界层平均风速沿高度变化情况可以通过对数律函数来描述，如公式 2.22。

$$U(z) = \frac{u_*}{k} \ln \left(\frac{z}{z_0} \right) \quad (2.22)$$

其中， $U(z)$ 为高度 z 处，指定时间周期（通常为 10 分钟）的平均风速； u_* 为摩擦速度； k 为 Karman 系数，取值 0.4； z_0 为表面粗糙度长度。Vickery^[87] 依据台风实测结果，进一步研究认为：在 100 m 以内对数律可以很好地描述台风风速的竖向变化特征；当高度达到 300 m 及以上时，对数律可能会失去其适用性；对数律的适用的范围很大程度上受边界层厚度的影响。并且，以公式 2.22 所示的对数表达为基础，提出了如公式 2.23 所示的竖向剖面修正经验公式：

$$U(z) = \frac{u_*}{k} \left[\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) - a \left(\frac{z}{h} \right)^n \right] \quad (2.23)$$

其中， h 为边界层厚度； a 和 n 为经验拟合参数。

本文将采用对数律来计算不同高度处的台风平均风速。以公式 2.22 为依据，高度 z_1 和高度 z_2 处平均风速 $U(z_1)$ 和 $U(z_2)$ 存在如公式 2.24 所示的关系：

$$\frac{U(z_1)}{U(z_2)} = \frac{\ln(z_1/z_0)}{\ln(z_2/z_0)} \quad (2.24)$$

由于台风的时空特性, 平均风速还会随时间变化。因此, 不同时刻、不同高度处, 平均风速存在差异。于是, 将平均风速进一步表示为公式 2.25, 如下:

$$\bar{U}(z, t) = U(z) \times f(t) \quad (2.25)$$

上式表示, 在高度 z 处 t 时刻的平均风速 \bar{U} 等于平均风速竖向剖面与时间函数 $f(t)$ 的乘积。时间函数 $f(t)$ 被称作平均风速的时程剖面。设定 $U(z)$ 为台风历程中高度 z 处的最大平均风速值, 那么时程剖面 $f(t)$ 为一个小于等于 1 的函数。时程剖面 $f(t)$ 的具体表达受台风在整个历程中的时空特性影响。

2.3.4 脉动风模型

台风的脉动风通常被视作非平稳随机过程。此处, 将其假定为高斯非平稳过程, 并采用演变功率谱密度方法 (EPSD) [130] 来模拟脉动风。首先, 假设脉动风的频率构成在整个台风历程中是不变的。从而, 脉动风可以表示为经幅值调制的平稳随机过程, 如公式 2.26:

$$u(z, t) = A(z, t) \cdot \bar{u}(z, t) \quad (2.26)$$

$u(z, t)$ 表示高度 z 处 t 时刻台风脉动风速; $A(z, t)$ 为调制方程, 且 $A(z, t) = I_u \bar{U}(z, t)$, 其中 I_u 为恒定湍流强度; $\bar{u}(z, t)$ 表示一个平稳高斯随机过程, 其标准差为 1。关于平稳高斯过程 $\bar{u}(z, t)$, 其存在如公式 2.27 所示的时频转化关系 [130]:

$$\bar{u}(z, t) = \int_{-\infty}^{\infty} e^{i\omega t} dZ(z, \omega) \quad (2.27)$$

ω 表示圆频率; $Z(z, \omega)$ 为一个零均值的正交增量过程, 其具有如公式 2.28 所示的性质:

$$E \left\{ dZ(z_1, \omega) \times \overline{dZ(z_2, \omega)} \right\} = \tilde{S}(z_1, z_2, \omega) d\omega \quad (2.28)$$

当 $z_1 = z_2$, $\tilde{S}(z_1, z_2, \omega)$ 表示 $\bar{u}(z, t)$ 的自功率谱密度; 当 $z_1 \neq z_2$, $\tilde{S}(z_1, z_2, \omega)$ 表示 $\bar{u}(z_1, t)$ 与 $\bar{u}(z_2, t)$ 的互功率谱密度。依据公式 2.26~公式 2.28, 非平稳脉动风速的时频转换关系和演变功率谱密度函数可表示为公式 2.29 和公式 2.30。

$$u(z, t) = \int_{-\infty}^{\infty} A(z, t) e^{i\omega t} dZ(z, \omega) \quad (2.29)$$

$$S(z_1, z_2, \omega, t) = A(z_1, t) \overline{A(z_2, t)} \tilde{S}(z_1, z_2, \omega) \quad (2.30)$$

当 $z_1 = z_2$, $S(z_1, z_2, \omega, t)$ 表示 $u(z, t)$ 的自演变功率谱密度; 当 $z_1 \neq z_2$, $S(z_1, z_2, \omega, t)$ 表示 $u(z_1, t)$ 与 $u(z_2, t)$ 的互演变功率谱密度。由公式 2.30 可知, 非平稳脉动风的演

变功率谱密度可以通过调制函数与某一平稳过程功率谱密度来表示。其中，平稳过程功率谱 \tilde{S} 的互功率谱密度可通过自谱密度来求得，如公式 2.31：

$$\tilde{S}(z_1, z_2, \omega) = \text{Coh}(z_1, z_2, x_1, x_2, \omega) \sqrt{\tilde{S}(z_1, \omega) \tilde{S}(z_2, \omega)} \quad (2.31)$$

$\tilde{S}(z_1, \omega)$ 和 $\tilde{S}(z_2, \omega)$ 表高度 z_1 和 z_2 处的自功率谱密度； $\text{Coh}(z_1, z_2, x_1, x_2, \omega)$ 为相干函数。此处采用 Davenport^[131] 提出的相干函数形式，如公式 2.32：

$$\text{Coh}(z_1, z_2, x_1, x_2, \omega) = \exp\left(-\frac{\omega}{2\pi} \cdot \frac{\sqrt{\lambda_z^2 (z_1 - z_2)^2 + \lambda_x^2 (x_1 - x_2)^2}}{0.5[U(z_1) + U(z_2)]}\right) \quad (2.32)$$

以上相干函数同时考虑了脉动风在空间两点沿竖向 z 和水平向 x 的相关性。其中，指数衰减系数 λ_z 和 λ_x 分别取建议值 10 和 16。由此，平稳过程 $\bar{u}(z, t)$ 的功率谱 \tilde{S} 可进一步表示为 $\tilde{S}(z_1, z_2, x_1, x_2, \omega)$ 。

综合以上，并结合结构空间考查点，可以最终获得台风非平稳脉动风速的演变功率谱密度矩阵，如公式 2.33：

$$\mathbf{S}(\omega, t) = \mathbf{A}(t) \tilde{\mathbf{S}}(\omega) \bar{\mathbf{A}}^T(t) \quad (2.33)$$

$$\text{其中， } \mathbf{A}(t) = [A(z_1, t), A(z_2, t), \dots, A(z_n, t)]; \quad \tilde{\mathbf{S}}(\omega) = \begin{bmatrix} \tilde{S}_{11}(\omega) & \tilde{S}_{12}(\omega) & \dots & \tilde{S}_{1n}(\omega) \\ \tilde{S}_{21}(\omega) & \tilde{S}_{22}(\omega) & \dots & \tilde{S}_{2n}(\omega) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \tilde{S}_{n1}(\omega) & \tilde{S}_{n2}(\omega) & \dots & \tilde{S}_{nn}(\omega) \end{bmatrix};$$

$\tilde{S}_{ij}(\omega) = \tilde{S}(z_i, z_j, x_i, x_j, \omega)$; $i, j = 1, 2, \dots, n$; n 为空间考查点个数； $\bar{\mathbf{A}}^T(t)$ 为向量 $\mathbf{A}(t)$ 的共轭转置向量。

公式 2.31 中平稳过程功率谱的自谱密度函数 $\tilde{S}(z, \omega)$ 采用 Kaimal 谱。Kaimal 谱由 Kaimal 提出，其为考虑了高程影响的水平脉动风速谱，并经 Simiu 修正如式 2.34 所示，适用于各类建筑结构和跨度结构等。

$$\frac{\omega S(z, \omega)}{U_*^2} = \frac{200f}{(1+50f)^{5/3}} \quad (2.34)$$

$$\text{其中， } f = \frac{\omega z}{U(z)}; \quad U_*^2 = \frac{kU(z)}{\ln(z/z_0)};$$

f 为相似律坐标； $U(z)$ 为高度处的平均风速； U_* 为气流摩阻速度； k 为 Von Karman 常数，取 0.4； z_0 为地面粗糙长度。

基于以上脉动风谱，利用基于三角级数叠加的谐波合成法来模拟脉动风的非平稳过程。谐波合成法方法的发展有以下几个阶段：Shinozuka 将谐波合成法方法发展为可模拟多变量、非平稳高斯过程；Yang 把快速 FFT 变换技术引入到模

拟过程中, 提高了模拟效率; Deodatis 提出了双索引频率的概念, 改善了模拟精度, 并模拟了各态历经的多变量平稳高斯过程。此处运用 Deodatis 谐波合成法^[132]模拟输电塔-线体系的脉动风场。

公式 2.33 中功率谱密度矩阵 $\tilde{\mathbf{S}}(\omega)$ 属于自共轭矩阵, 通过 Cholesky 分解, 可将其表示为 $\tilde{\mathbf{S}}(\omega) = \mathbf{H}(\omega)\bar{\mathbf{H}}^T(\omega)$ 。 $\mathbf{H}(\omega)$ 矩阵为一个下三角阵, 其元素定义为

$$H_{jk}(\omega) = |H_{jk}(\omega)| \exp[i\theta_{jk}(\omega)]。其中, j = 1, 2, \dots, n; k = 1, 2, \dots, j; j \geq k;$$

$$\theta_{jk}(\omega) = \tan^{-1} \{ \text{Im}[H_{jk}(\omega)] / \text{Re}[H_{jk}(\omega)] \}。$$

令 $t = p\Delta t$, $\omega_{ml} = (l-1)\Delta\omega + (m/n)\Delta\omega$ 。其中, $m = 1, 2, \dots, n; l = 1, 2, \dots, N; \Delta\omega = \omega_u/N$; ω_u 为上截断频率, 当 ω 大于该值时矩阵 $\tilde{\mathbf{S}}(\omega)$ 中元素等于 0。再令 N 趋于无穷 (即 $\Delta\omega$ 足够小), 那么平稳随机过程 $\bar{u}(z, t)$ 可以表示为如公式 2.35 所示的级数叠加函数。

$$\bar{u}(z_j, p\Delta t) = \text{Re} \left\{ \sum_{m=1}^j g_{jm}^{(i)}(q\Delta t) \exp[i(m\Delta\omega/n)(p\Delta t)] \right\} \quad (2.35)$$

其中, $p = 0, 1, \dots, n \times M - 1$; q 为 p/M 的余数; $M = 2N$; 且

$$g_{jm}^{(i)}(q\Delta t) = \sum_{l=0}^{M-1} B_{jm}(l\Delta\omega) \exp[i(l\Delta\omega)(q\Delta t)] \quad (2.36)$$

$$B_{jm}(l\Delta\omega) = \begin{cases} 2 |H_{jm}(l\Delta\omega + m\Delta\omega/n)| \cdot \sqrt{\Delta\omega} \\ \cdot \exp[-i\theta_{jm}(l\Delta\omega + m\Delta\omega/n)] \cdot \exp(i\tilde{S}_{ml}^{(i)}) & 0 \leq l < N \\ 0 & l \geq N \end{cases} \quad (2.37)$$

由公式 2.36 和公式 2.37 可以看到, $B_{jm}(l\Delta\omega)$ 与 $g_{jm}(q\Delta t)$ 是一对傅里叶变换, 进而可采用傅里叶变换技术对公式 2.35 进行求解。最终, 结合公式 2.26, 可获得非平稳脉动风时程; 结合公式 2.33, 可获得非平稳脉动风的演变功率谱。

2.3.5 台风风场模拟

本小节以台风“彩虹”为例, 以上述台风模型为依据, 开展台风风场模拟。台风“彩虹”于 2015 年 10 月 3 日以强台风等级登陆广东湛江, 且直径穿过湛江市区, 造成湛江市灾情严重。此处, 考虑“彩虹”临登陆前至登陆后连续 6 小时的台风作用, 如图 2.9 所示。图中给出了这 6 个小时的台风气象数据, 并标示了台风靠近、登陆、穿越和远离湛江市区的过程。图中蓝色和红色线段所标示的是跨越市区的某输电线路。本章所选取的输电塔线-体系正是该线路的组成部分。

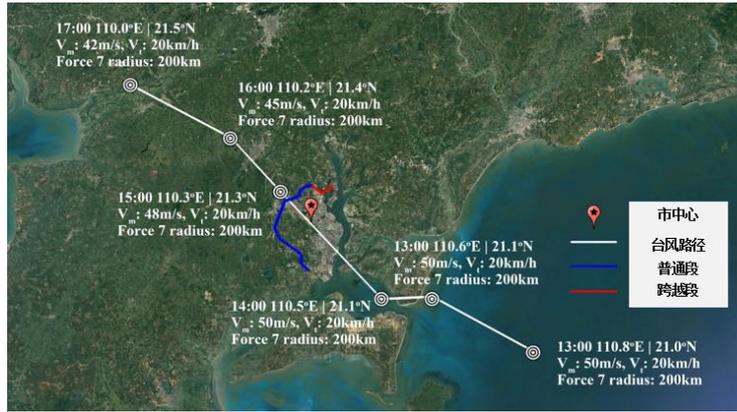


图 2.9 台风“彩虹”信息

以湛江市中心（21.26°N，110.37°E）为目标地点，运用 2.3.1 节中的 Emanuel 台风径向剖面模型和 2.3.2 节中的近地表台风风速转化方法，结合图 2.9 中连续 6 小时的台风气象数据，可模拟获得距地表 10 米高度处 10 分钟平均风速时程和风向时程。风向为以正北为起始的顺时针方位角。模拟结果如图 2.10 所示。

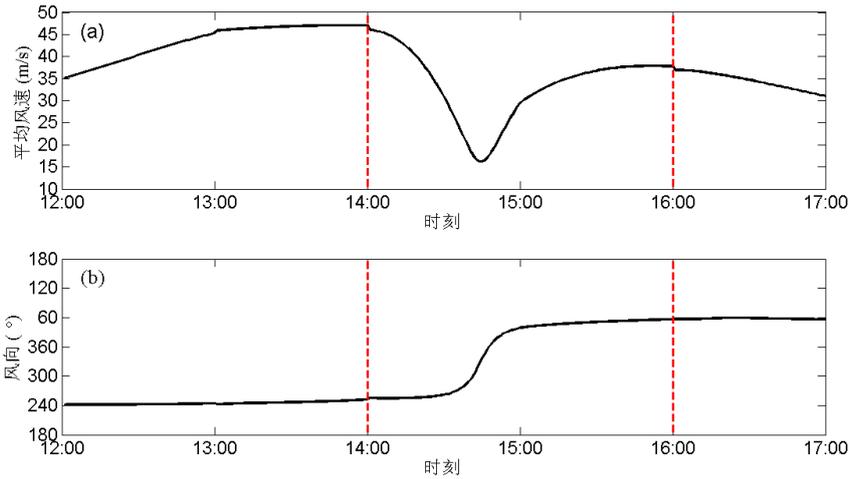


图 2.10 台风时程 (a) 距地表 10m 处 10min 平均风速；(b) 风向

由于台风“彩虹”直接穿越湛江市区，市中心位置台风平均风速出现了由强到弱再到强的过程。在接下来的台风模拟和后续的塔-线体系台风作用分析中，选取 14:00~16:00（即台风登陆前 1 小时至台风登陆后 1 小时）为考查时段，进行风场模拟和结构分析。

依据 2.3.3 中平均风竖向剖面模型，结合 14:00~16:00 时段 10m 高度处 10min 平均风速时程，可得到台风平均风速竖向剖面（如公式 2.38）。参考表 2.1 中输电塔-线体系所在场地类别，地面粗糙度长度 z_0 取 0.02。

$$U(z) = 6.215 \times \ln(z/0.02) \times U(10) \quad (2.38)$$

以 14:00~16:00 时段 10m 高度处 10min 平均风速最大值为基准，可得到平均风速

时程剖面 $f(t)$ 的变化规律 (如图 2.11)。

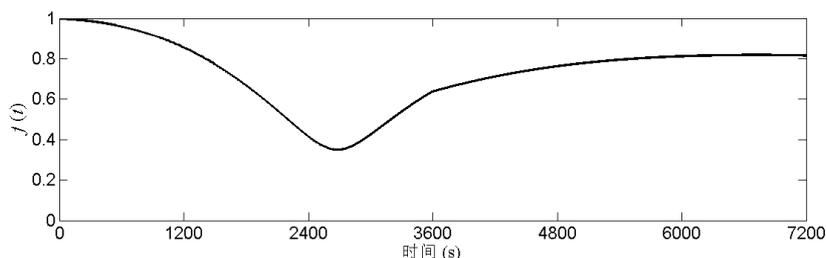
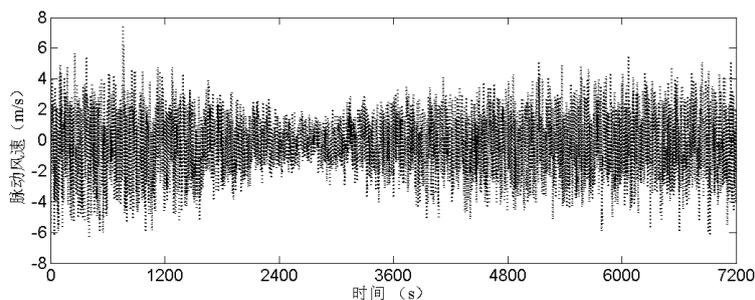


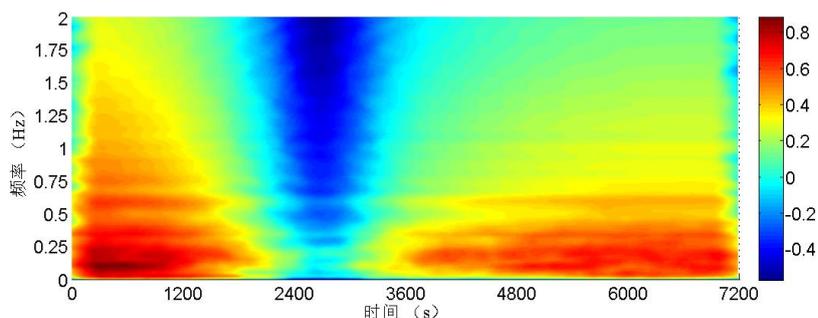
图 2.11 平均风速时程剖面

已知平均风速竖向剖面 and 时程剖面, 依据公式 2.25 可计算获得任意高度处台风平均风速关于时间的变化情况, 即 $\bar{U}(z, t)$ 。

依据 2.3.4 节中台风脉动风模型, 可进一步生成 14:00~16:00 时段空间任意一点的脉动风时程。依据表 2.1 中输电塔-线体系所在场地类别, 湍流强度 I_u 取 0.25。市中心距地表 10 米高度处, 脉动风速的模拟结果如图 2.12 所示。



(a) 脉动风速时程



(b) 脉动风演变功率谱

图 2.12 非平稳脉动风速

由图 2.12b 所示的脉动风演变功率谱可以看到, 不同时刻脉动风的频率构成是高度相似的, 主要频率成分集中在 0~0.25Hz; 不同频段功率谱密度沿时间的变化特征与平均风速的时变特征 (即图 2.11) 相符。这些现象与前文中将脉动风表示为经幅值调制的平稳随机过程这一假定相一致。由此说明了模拟结果的正确性。

综合以上, 可最终获得的湛江市区在 14:00~16:00 时段的台风风场情况。图 2.13 给出了市中心 10m 高度处台风总风速及风向时程。接下来, 该风场将应用

于输电塔-线体系台风荷载及结构响应计算。

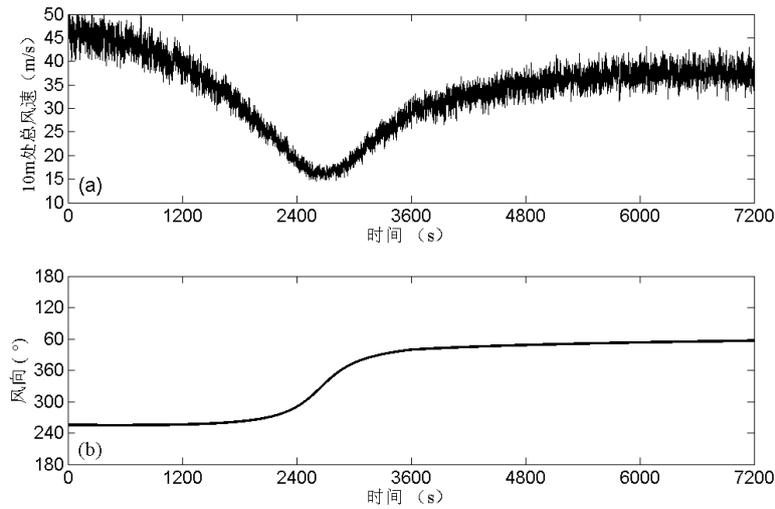


图 2.13 非平稳台风风场 (a) 风速 (b) 风向

2.4 输电塔-线体系风荷载计算

2.4.1 塔-线体系台风风场

以 2.2 小节中输电塔-线体系为对象，其所处风场信息包括来流的平均风 \bar{U} 、脉动风 u 和来流风向 ψ 以及垂直于来流风向的横风向脉动风速 v 和 w ，如图 2.14。

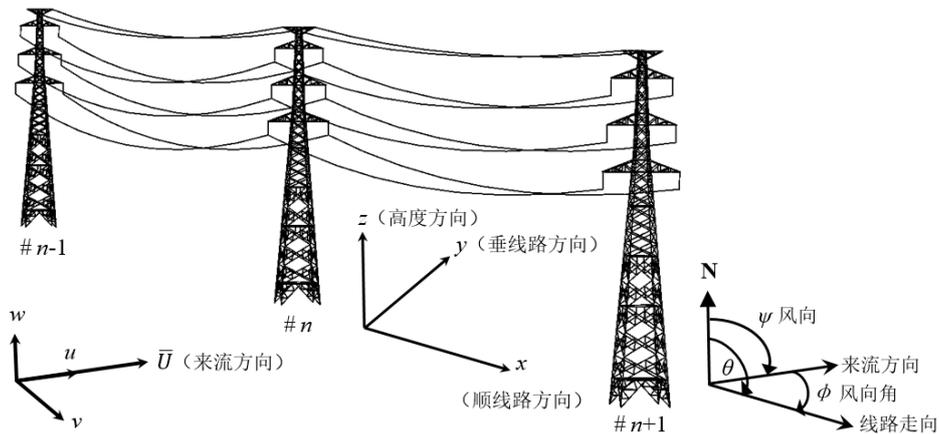


图 2.14 输电塔-线体系风场信息示意图

本文暂不考虑横风向脉动风，即认为 $v = 0$ ， $w = 0$ 。图 2.14 中风向 ψ 为来流风向的方位角（以正北为起始的顺时针方位角），线路方向角 θ 为线路走线的方位角，风向角 ϕ 为来流方向与线路走向的夹角。

输电塔-线体系位于湛江市区，首先设定目标输电塔（即三塔两跨体系的中

间塔) 位置处 10m 高的台风总风速时程和风向时程如图 2.13 所示。进而, 依据 2.3 小节中的台风风场模拟方法, 可计算获得塔-线体系中各点处的风速时程。在生成塔-线体系空间各点风速时, 为了简化计算, 将输电塔从下往上分成 7 个连续的塔段计算塔体风速时程; 并且将左、右两跨输电线分别分成 10 个和 8 个连续的区段来计算导、地线风速时程。输电塔的塔段划分情况如图 2.15a。塔-线体系所在风场的风速计算空间点分布如图 2.15b 所示。

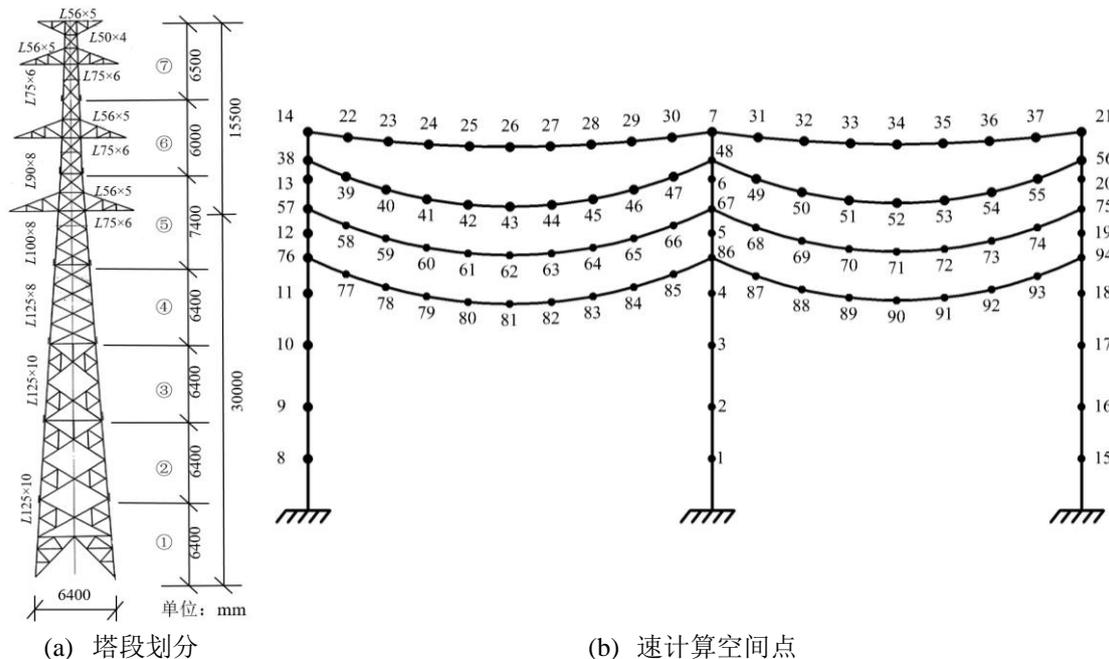
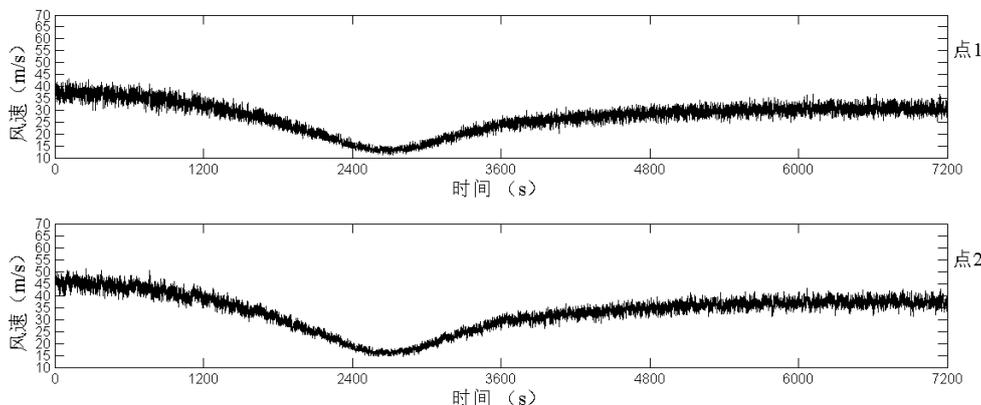


图 2.15 输电塔塔段划分及塔-线体系模拟风速场空间点

图 2.16 所示为中间塔的 7 个塔段代表点 (即图 2.15 中点 1~点 7) 的台风风速模拟结果。图 2.17 给出了导、地线跨中 (即点 26、点 34、点 43、点 52、点 62、点 71、点 81 和点 90) 的台风风速模拟结果。



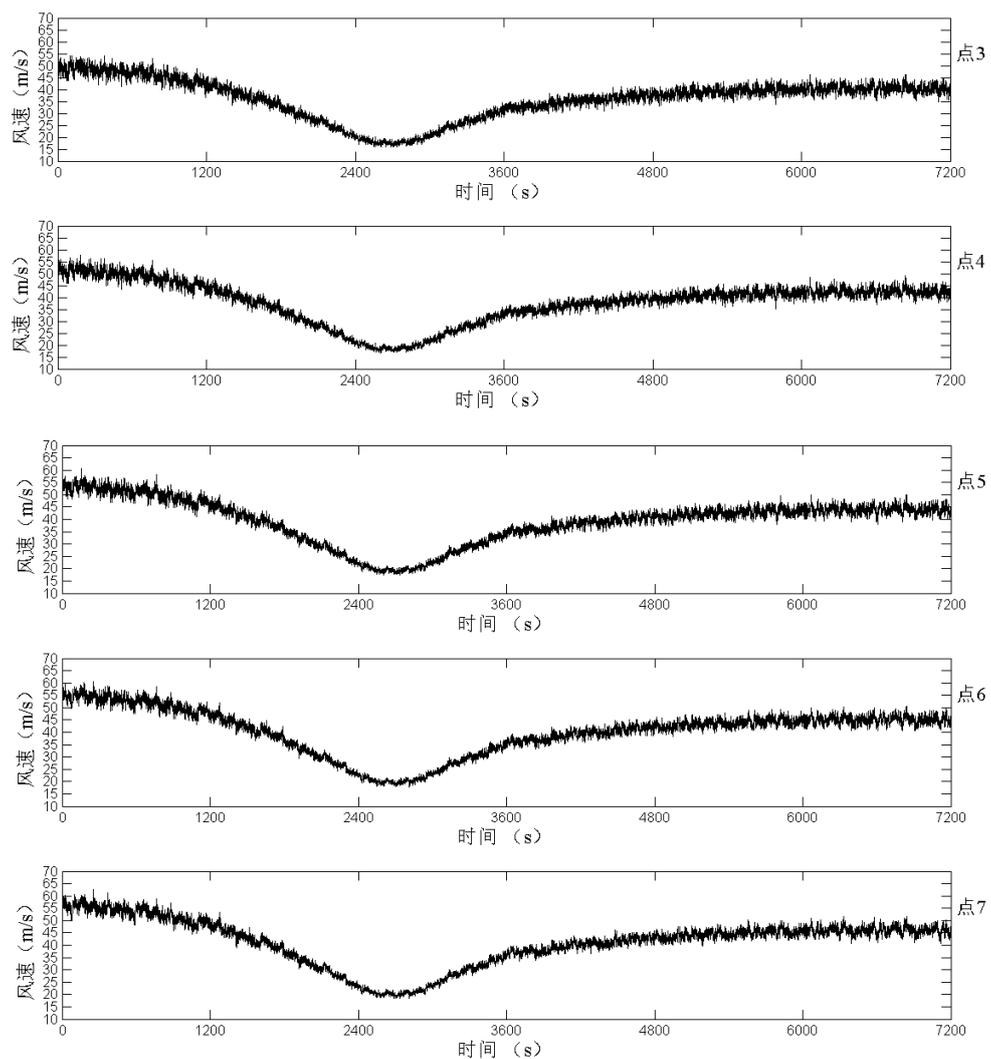
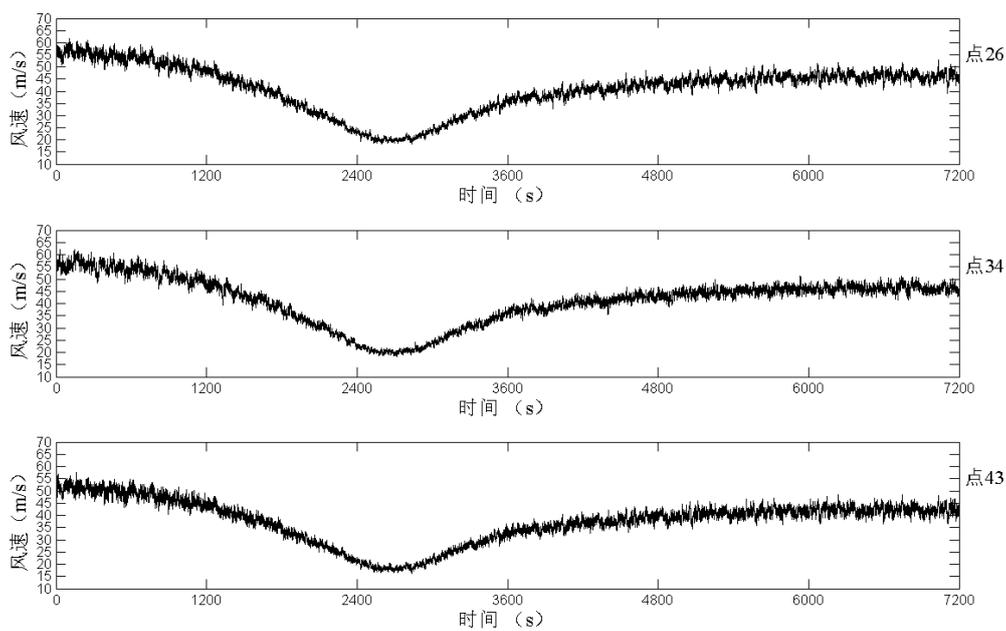


图 2.16 输电塔台风风速时程



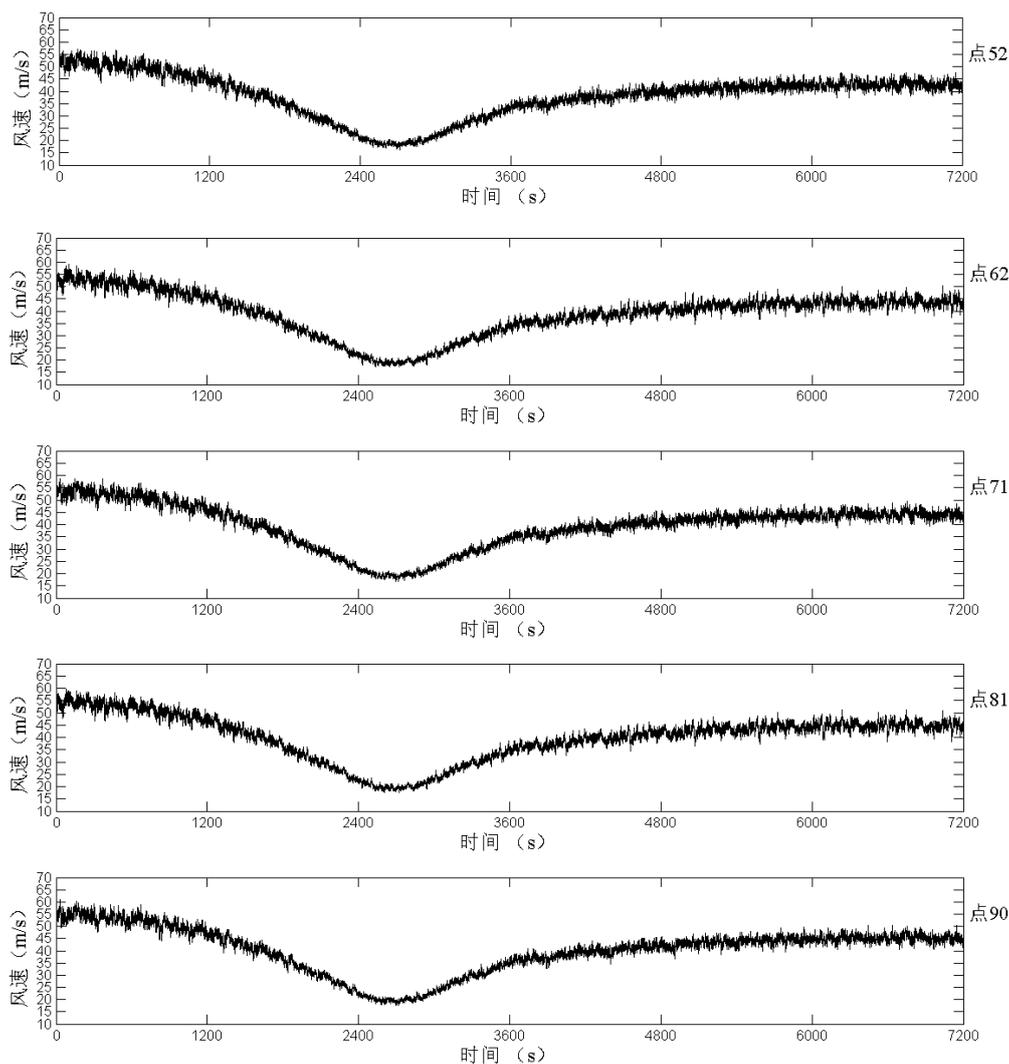


图 2.17 输电导、地线跨中台风风速时程

在考虑台风作用时，值得注意的是：由于台风的时空特性，风向 ψ 会随时间发生明显变化。这将造成输电塔-线体系所受风向角 ϕ （即风向与线路方向的夹角）发生变化。风向角的变化将直接影响到塔-线体系所受风荷载。因此在进行输电塔-线体系台风作用分析时，风向角时程也是所需关注的要素之一。风向角由风向和线路走向共同决定。依据图 2.13b 所示的风向时程和线路走向（线路方向角为 126.29° ），可计算获得如图 2.18 所示的风向角时程。

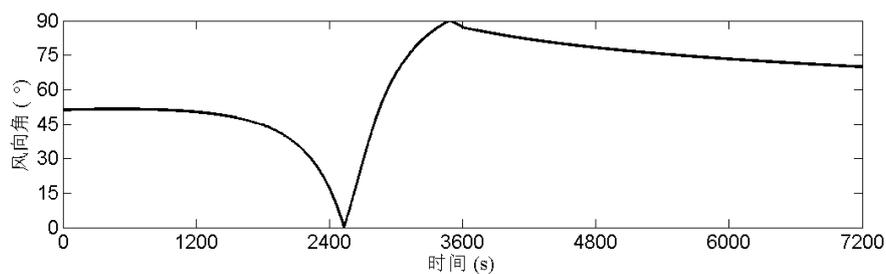


图 2.18 风向角时程

2.4.2 塔-线体系风荷载

风与结构之间存在复杂的相互作用关系。该关系涉及到风场特性、结构特征以及流固耦合效应。例如，输电塔构件形状和空间布局会对来流造成扰动，由此可能引起横风向荷载；输电线由于横截面尺寸远小于纵向长度且几何非线性明显，具有复杂的气动弹性问题（如驰振、舞动）。本文对这些复杂问题不做进一步探究，将研究范畴设定在塔-线体系的顺风向抖振。

依据准定常理论^[133]，结构风荷载可由公式 2.39 计算获得。

$$F_w = \frac{1}{2} \rho_{air} (\bar{U} + u - \dot{X})^2 \cdot C_D A_s \quad (2.39)$$

其中， $\rho_{air} = 1.25 \text{kg/m}^3$ 为标准大气压下空气密度； \bar{U} 为结构空间点来流的平均风速； u 为来流脉动风速； \dot{X} 为结构空间点沿来流方向的速度响应； C_D 为结构阻力系数； A_s 为结构的有效受风面积。由公式 2.39 看到，结构风荷载不仅与风速大小有关还与结构的速度响应有关，其值大小取决于风速与结构振动的相对速度。这种特性被称之为抖振下风与结构的气动效应。结构阻力系数 C_D 受结构尺寸、形状和遮挡率等因素影响，一般通过风洞实验获得。对于不同的结构形态，阻力系数 C_D 的计算方法不同。结构有效受风面积 A_s 通常取结构沿来流方向的投影面积。

此处，依据我国 110kV~750kV 架空输电线路设计规范 GB 50545-2010^[27] 和中国建筑荷载规范 GB 50009-2012^[134]，对输电塔及导、地线的阻力系数和有效受风面积进行计算。参照规范，考虑风向角 ϕ 的变化，输电塔第 i 塔段或横担阻力系数 C_{Di}^i 与有效受风面积 A_s^i 的乘积可表示为公式 2.40：

$$C_{Di}^i A_s^i = [1 + 0.2 \sin^2(2\phi^*)] (\mu_{s,t}^i A_{s,t}^i \cos^2 \phi^* + \mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \sin^2 \phi^*) \quad (2.40)$$

其中， $\phi^* = 90^\circ - \phi$ ； $A_{s,t}$ 和 $A_{s,l}$ 分别为塔段在垂线路方向和顺线路方向上的投影面积； $\mu_{s,t}$ 和 $\mu_{s,l}$ 分别为塔段在垂线路方向和顺线路方向上的体型系数； $1 + 0.2 \sin^2(2\phi^*)$ 项为与风向角相关的放大系数，当风向角为 45° 时达到最大值 1.2。公式 2.40 考虑了塔身垂线路向与顺线路向风效应的相互影响，以塔身两个相互垂直面上的组合阻力参数为依据，并引入了与风向角相关的附加放大系数。由此，第 i 塔段或横担风荷载可由公式 2.41 计算获得，荷载方向与来流方向（即 \bar{U} 方向）一致。

$$F_T^i(t) = 0.625 \times [\bar{U}(z_i, t) + u(z_i, t) - \dot{X}^i(t)]^2 \times [1 + 0.2 \sin^2(2\phi^*)] (\mu_{s,t}^i A_{s,t}^i \cos^2 \phi^* + \mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \sin^2 \phi^*) \quad (2.41)$$

z_i 表示第 i 塔段高度； $\dot{X}^i(t)$ 表示第 i 塔段在 t 时间的速度响应。在荷载施加时，依据风向角 ϕ 值，进一步将公式 2.41 计算获得的塔段或横担荷载分解为垂线路

向风荷载和顺线路向风荷载两个成分，如公式 2.42:

$$F_{T,t}^i(t) = F_T^i(t) \times \cos \phi^* \quad (2.42a)$$

$$F_{T,l}^i(t) = F_T^i(t) \times \sin \phi^* \quad (2.42b)$$

参照规范，考虑风向角 ϕ 的变化，导、地线各区段风荷载可由公式 2.43 计算获得。

$$F_L^j(t) = 0.625 \times [\bar{U}(z_j, t) + u(z_j, x_j, t) - \dot{X}^j(t)]^2 \times \sin^2 \phi \times \mu_{s,w}^j \times d_j \times l_j \quad (2.43)$$

其中， j 代表导、地线区段节点编号； z_j 表示节点 j 的高度； x_j 表示节点 j 的水平坐标； $\dot{X}^j(t)$ 表示节点 j 在 t 时间的速度响应。 $\mu_{s,w}$ 为导、地线体型系数； d 为导、地线等效外径（不考虑覆冰）； l 为区段长度。公式 2.43 所示风荷载的方向垂直于线路方向，即仅考虑来流对导、线垂线路向的作用，因此公式中引入了 $\sin^2 \phi$ 项对有效受风面积进行修正。

以目标输电塔-线体系为对象（参见图 2.15），依据我国规范，公式 2.41 和公式 2.43 中各项风荷载参数的取值如表 2.6 和表 2.7 所示。

表 2.6 塔段及横担风荷载参数

塔段编号	高度 z (m)	体型系数		投影面积 (m ²)	
		垂线路向 $\mu_{s,t}$	顺线路向 $\mu_{s,l}$	垂线路向 $A_{s,t}$	顺线路向 $A_{s,l}$
1	6.4	0.3055	0.3055	4.5330	4.5330
2	12.8	0.3334	0.3334	4.2195	4.2195
3	19.2	0.3561	0.3561	3.7107	3.7107
4	25.6	0.4091	0.4091	3.3701	3.3701
5	33.0	0.4871	0.4871	3.2804	3.2804
6	39.0	0.5708	0.5708	2.2000	2.2000
7	45.5	0.6338	0.6338	2.0585	2.0585
横担（顶）	45.5	0.4846	0.5952	0.2074	0.5952
横担（上）	42.0	0.5491	0.6165	0.3318	1.2040
横担（中）	36.0	0.3780	0.5595	0.3218	1.3406
横担（下）	30.0	0.3305	0.5726	0.3849	1.4252

表 2.7 导、地线风荷载参数

导、地线编号	高度 z (m)	跨中与两端水平坐标 x (以中间塔为原点)		体型系数 $\mu_{s,w}$	等效外径 d (mm)	区段长度 l (m)	
		左跨	右跨			左跨	右跨
地线	45.5			1.2	16	30	24.3
导线（上）	39.76	-150（跨中） -300（跨端）	121.5（跨中） 243（跨端）	1.1	47.88	30	24.3
导线（中）	33.76			1.1	47.88	30	24.3
导线（下）	27.76			1.1	47.88	30	24.3

由公式 2.41 和公式 2.43 看到，塔-线体系所受风荷载不仅与风速有关，还与相应结构的速度响应有关，是风与结构相对速度的时间函数。在进行塔-线体系台风作用模拟时，本文基于 ABAQUS 应用平台，针对该问题，建立了动力计算模型。该模型通过调用和编译 UAMP 用户子程序来获得各增量步下结构的速度响应，进而求解下一个增量步的风荷载和结构响应。结构的基本动力方程可表示为公式 2.44 和公式 2.45。

$$M\ddot{X}_{t+\Delta t} + C\dot{X}_{t+\Delta t} + F_{t+\Delta t}^r = F_{t+\Delta t}^w + F^G \quad (2.44)$$

$$F_{t+\Delta t}^w = \frac{1}{2} \rho_{air} (\bar{U} + u - \dot{X}_t)^2 \cdot C_D A_s \quad (2.45)$$

其中， $F_{t+\Delta t}^r$ ， $F_{t+\Delta t}^w$ 和 F^G 分别表示在时间步 $t+\Delta t$ 下结构的恢复力、风荷载和结构重力。此次模拟中， Δt 取 0.25s。UAMP 子程序可跟踪并提取结构在时间步 t 的速度响应 \dot{X}_t ，进而带入公式 2.44，求解结构在下一时间步（即 $t+\Delta t$ ）的风荷载值并返回至主程序。具体计算流程如图 2.19。对于塔段风荷载，速度响应取相应塔段顶部和底部主材节点速度的均值，并将计算获得的塔段风荷载均匀施加到相应塔段的顶部和底部主材节点上；横担风荷载均匀施加到横担与塔体主材的连接点；导、地线各区段风荷载施加到相应节点。

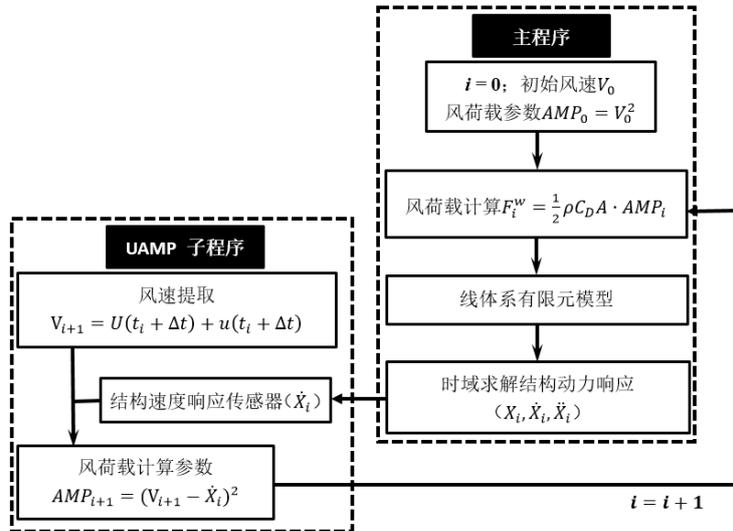


图 2.19 塔-线体系风致动力计算流程

2.5 输电塔-线体系台风作用模拟结果

基于 ABAQUS 有限元软件，依据以上风场和和风荷载计算方法，可实现输电塔-线体系的台风作用模拟。依据模拟结果，本节主要以输电塔为关注对象，分析塔-线系在台风作用下的荷载和响应情况。

2.5.1 塔-线体系风荷载

依据公式 2.41, 结合图 2.16 所示的输电塔台风风速时程、图 2.18 所示的风向角时程、表 2.6 所示塔身风荷载参数以及模拟过程中依据图 2.19 提取的出的结构速度响应, 可计算获得输电塔各塔段及横担的风荷载值, 如图 2.20 和图 2.21。荷载的采样频率为 5Hz。荷载均值的计算标准时长为 10 分钟。

从图 2.20 所示的各塔段风荷载时程图来看, 各塔段的荷载均值随时间的变化规律与图 2.11 所示的平均风速时程剖面高度相近。由图 2.20 中各塔段风荷载波动成分的演变功率谱可以看到: 从频谱在时间轴上的变化来看, 荷载的波动幅度受平均值影响, 荷载均值越大振幅越大 (即功率谱密度值越大)。因此, 各频段功率谱密度沿时间的变化规律与荷载平均值的时变规律相似。此外, 从频谱的分布来看, 与脉动风速的演变功率谱 (图 2.12b) 相比较发现: 除了 0.25Hz 以内的频率成分显著以外, 其它更高频率成分的表现有所增强。首先, 从塔段 1~塔段 4 的荷载演变功率谱可以观察到, 2Hz 附近的功率谱密度有较明显的增强。由输电塔结构模态计算可知, 塔体在垂线路和顺线路方向的一阶自振频率分别为 2.037Hz 和 2.047Hz。2Hz 附近功率谱密度的增强表明塔段风荷载的波动成分受到塔结构振动的影响。其次, 从塔段 7 的荷载演变功率谱可以较明显地观察到, 在 0.5Hz 附近至 1Hz 附近, 出现了数个较显著的频率成分。该频段所对应的是导、地线的结构自振频段 (导、地线的自振频率受张力影响)。参考图 2.15a, 可知塔段 7 通过横担连接了上部导线及顶部地线。因此认为, 塔段风荷载的波动成分还会受到导地线振动的间接影响。综合以上, 可以得到: ①塔段风荷载平均值的时变特征由台风平均风速时变特征决定; ②塔段风荷载波动幅度随荷载均值的增大而增大、减小而减小; ③塔段风荷载波动成分的频谱特性受脉动风速、塔体振动与导地线振动的影响 (依据公式 2.41, 塔体振动的影响体现在速度响应 $\dot{X}^i(t)$ 上, 而导地线振动的影响是由塔-线耦联振动间接传递至塔体速度响应 $\dot{X}^i(t)$)。

图 2.21 进一步给出了下、中、上及顶部横担的风荷载情况。与塔段风荷载比较, 最显著的差异在于: 横担风荷载平均值沿时间的变化规律不同。如图 2.21 中的荷载时程: 当时间 $t > 3600$ s, 荷载均值随着时间推进的增幅明显变小。这是因为, 横担风荷载平均值的时变特征不仅受台风平均风速的时变性影响, 还受到风向角时变性的影响。依据表 2.6, 横担顺线路向的体型系数和投影面积要明显大于垂线路向体型系数和投影面积。因此, 当风速恒定, 风向角越大横担所受到的荷载越小。依据图 2.18, 在台风历程中, $t = 3600$ s 时风向角达到最大值, 且之后一直保持在较大值水平。于是, 虽然 $t > 3600$ s 时台风平均风速在增大, 但是由于风向角的变大, 横担荷载的增大幅度远不及平均风速的增大幅度。

输电塔作为线路支撑结构, 其受到的风荷载还包括导地传递风荷载。对于导

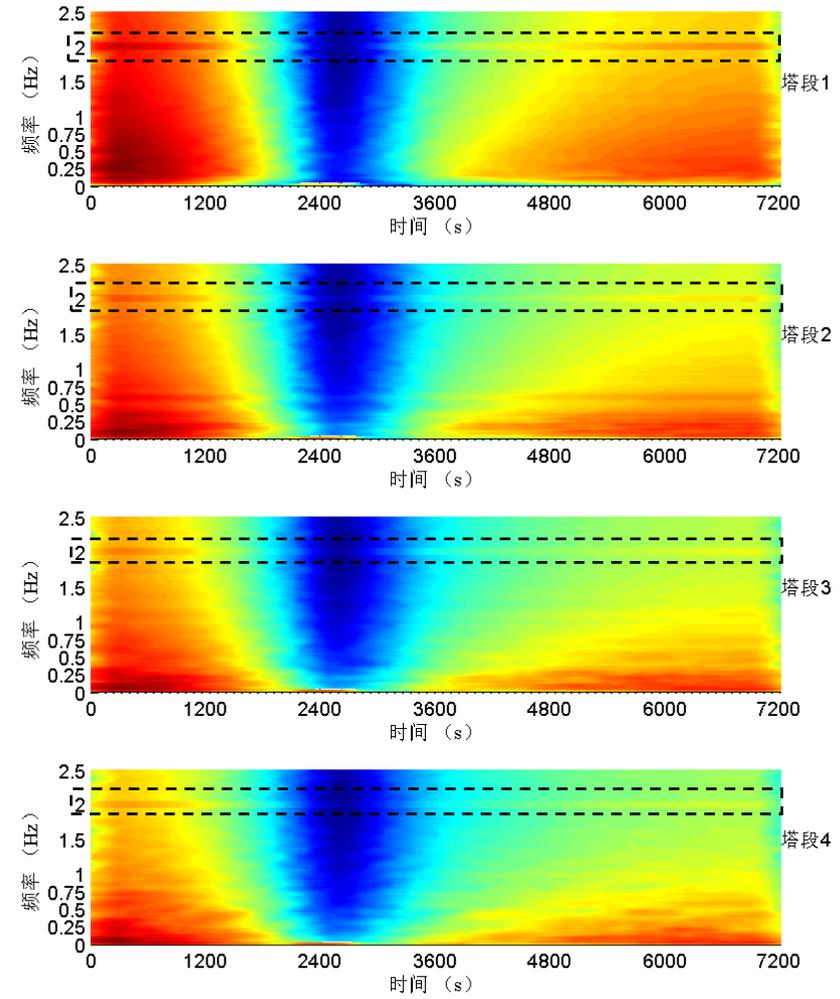
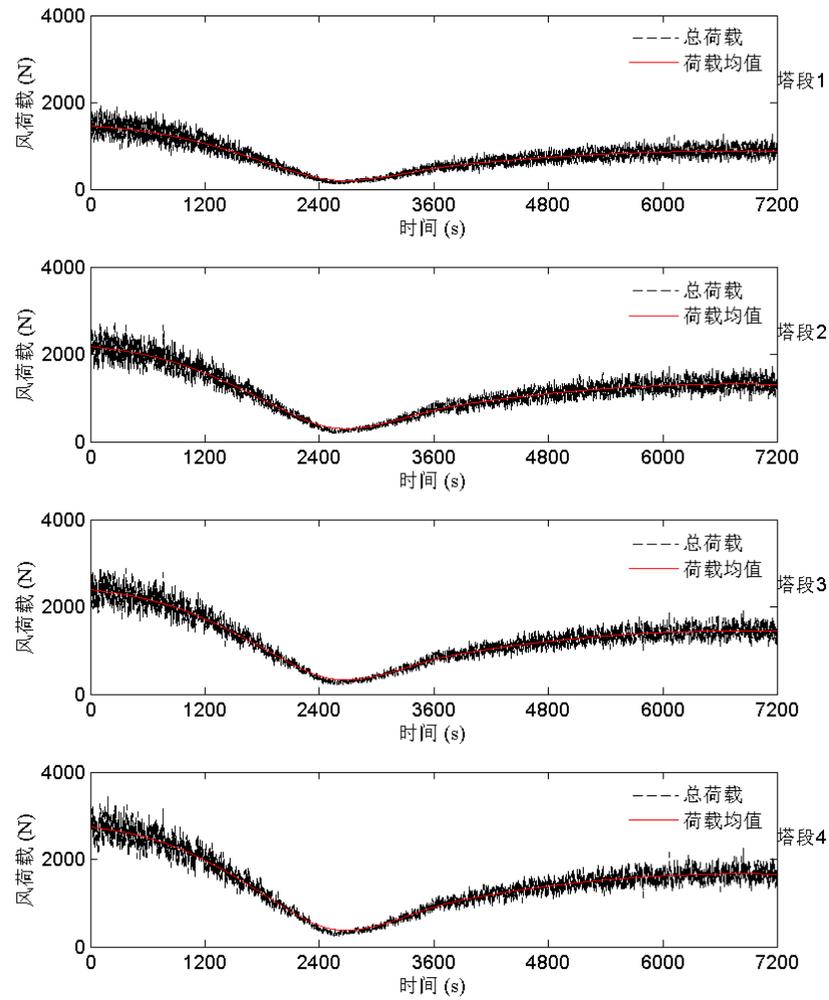
线传递风载，此处通过记录绝缘子的风偏角和绝缘子应力来换算获得。绝缘子风偏角是指绝缘子下端点相对于上端点的摆角。根据绝缘子应力和截面尺寸，可计算得到导线传递至塔体的荷载值。依据风偏角，计算得到的水平荷载即为导线传递风载，竖向荷载则为导线传递重力。地线传递荷载的计算与导线类似，将绝缘子替换成与塔体连接的地线单元。图 2.22 给出了各相导地线传递至输电塔的风荷载情况。

与图 2.11 所示的平均风速时程剖面对比，导地线传递风载平均值的时变特性与台风平均风速的时变特性存在差异。台风平均风速在最初时段为最大值，随着时间推进减小进而又增大，但是其增大幅度不超过最初时段。然而，导地线传递风载在后期的增大幅度到达最初时段，甚至超过最初时段（例如顶部地线传递风载）。这是因为，导地线风荷载同时受到风速大小和风向角的影响。依据公式 2.43，风向角越大导地线风荷载越大。于是，在台风历程的后段，随着风速的递增以及风向角的增大并维持在较大值水平（见图 2.18），导地线传递风载的增幅超过平均风速的增幅。

由图 2.22 所示的导线传递风载演变功率谱，可以看到：0.5Hz~1Hz 的频率成分显著，尤其是 0.5Hz 附近。这说明导线传递风载的波动成分受导线振动影响明显。此外，在 2Hz 附近，能观察到相对微弱的频率成分。这说明，塔体振动对导线传递风载的波动特性造成了一定的影响。从各频段在时间上的变化情况来看，功率谱密度的时变特性与荷载均值的时变特性相似。

综合以上关于塔段风荷载、横担风荷载和导地线传递风荷载的时频分析，可以概括出以下几点特征：

- (1) 输电塔所受台风风荷载的平均值受到平均风速和风向角的影响。其中，由于塔段在垂线路向和顺线路向的体型系数及投影面积相同，塔段风载均值的时变特性与平均风速的时变剖面一致；横担和导地线传递风载均值的时变特性则由平均风速和风向角的时变特性共同决定。
- (2) 塔段风荷载、横担风荷载和导地线传递风荷载的波动幅度受荷载均值的影响，即均值越大波动越大。于是，功率谱密的时变特性与荷载均值的时变特性有相似的增减规律。
- (3) 塔段风荷载、横担风荷载和导地线传递风荷载的波动成分的频谱特性受到脉动风速、塔体振动和导地线振动的共同影响。这是塔-线体系耦联振动特性在荷载上的体现。



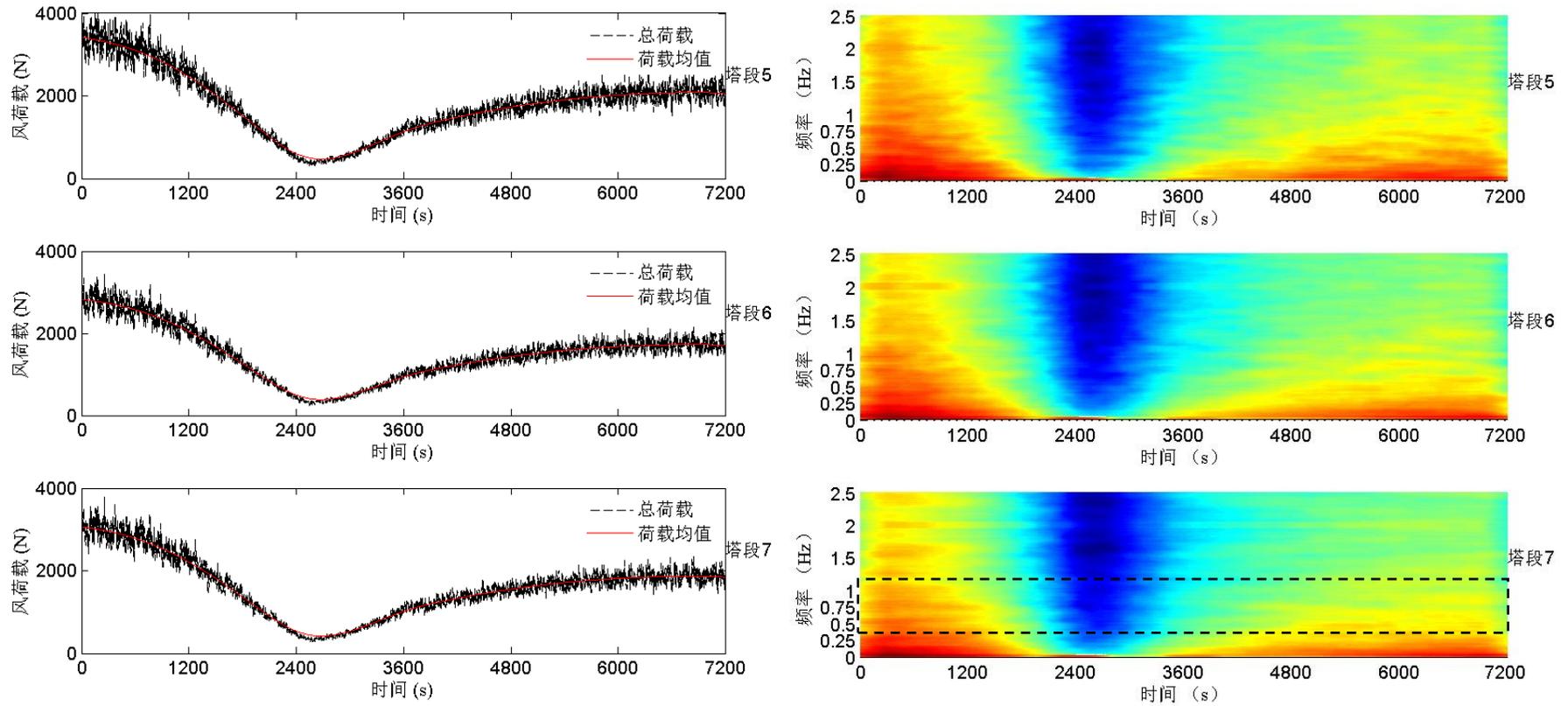


图 2.20 各塔段风荷载时程（左）与演变功率谱（右）

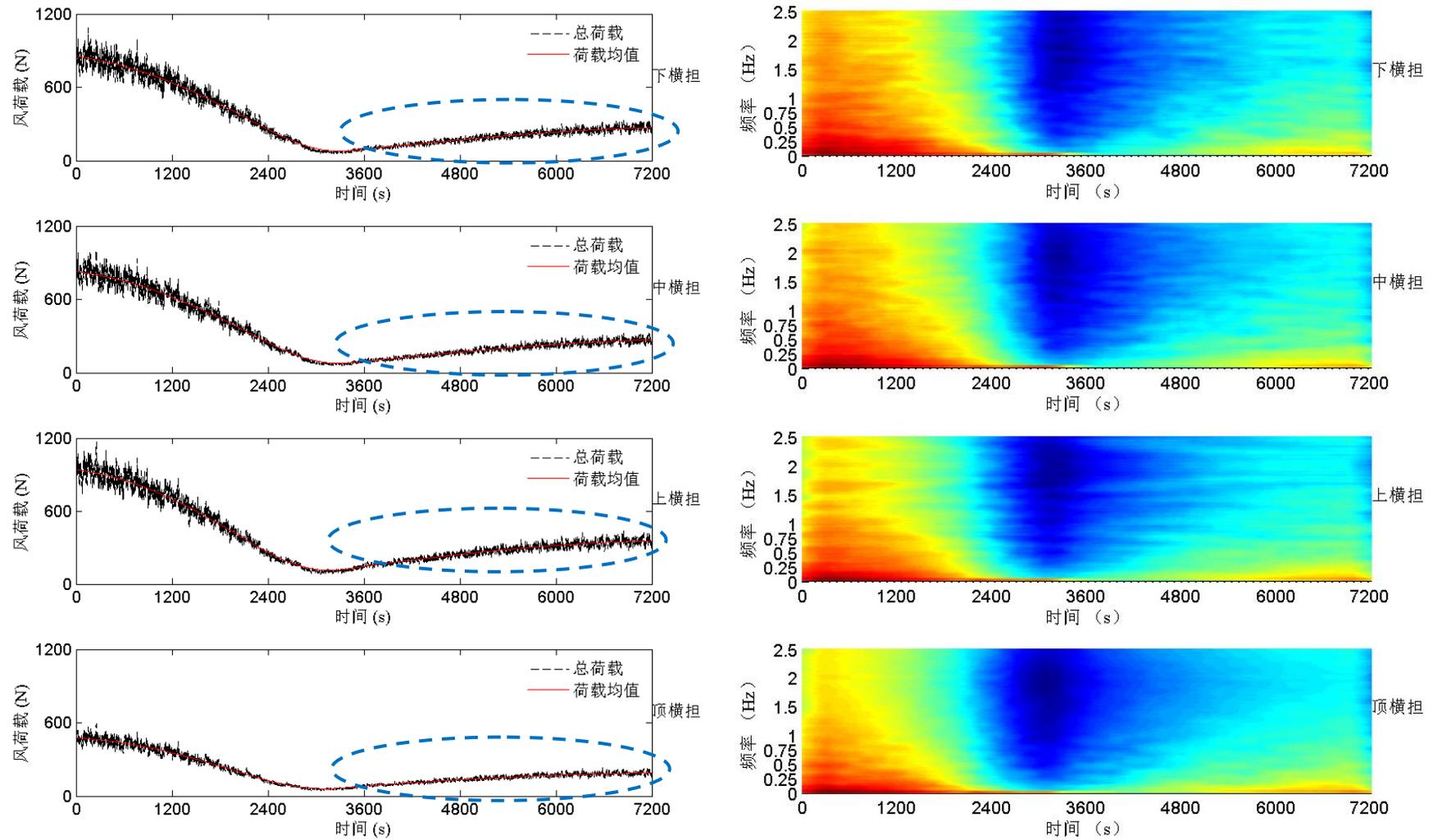


图 2.21 横担风荷载时程 (左) 与演变功率谱 (右)

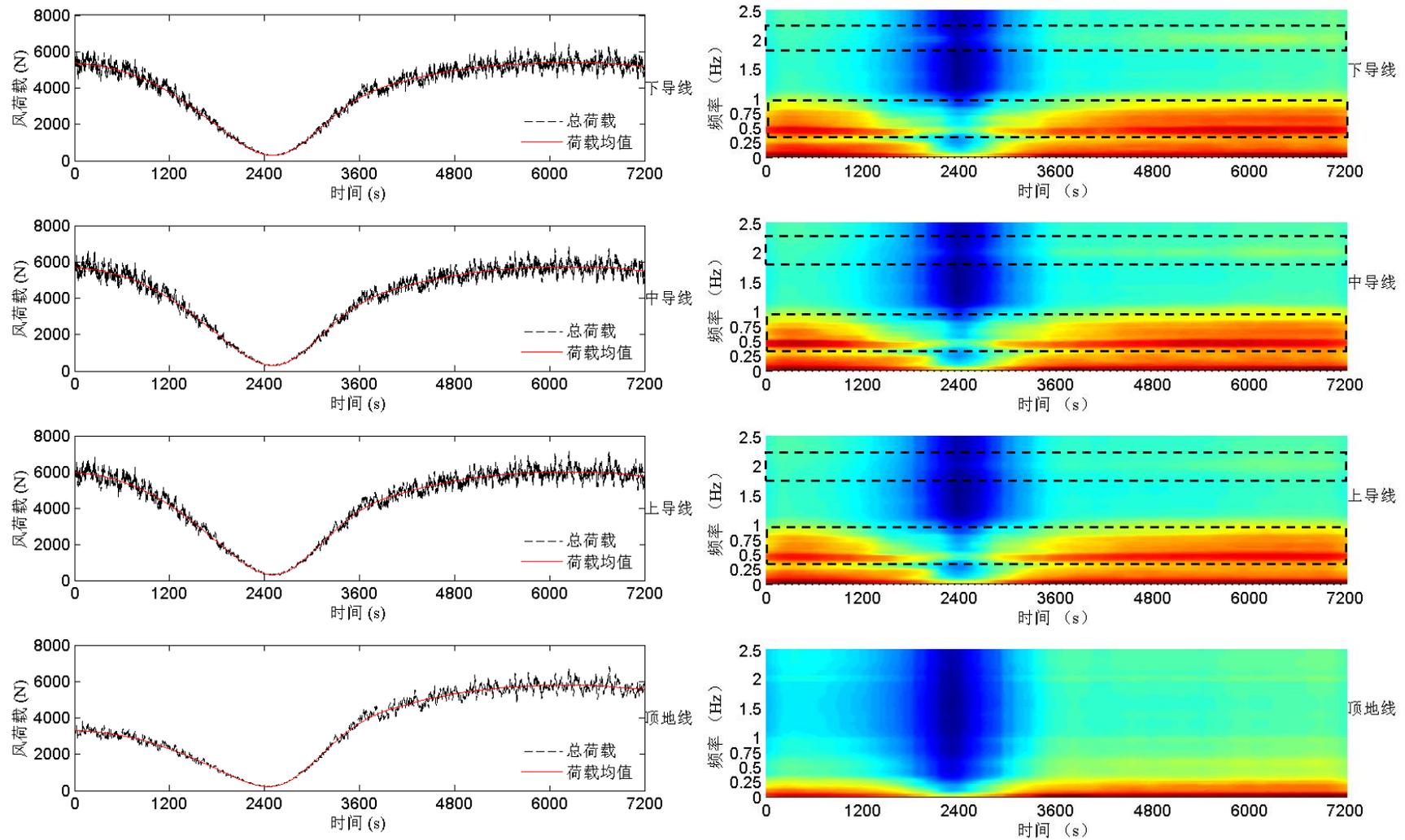
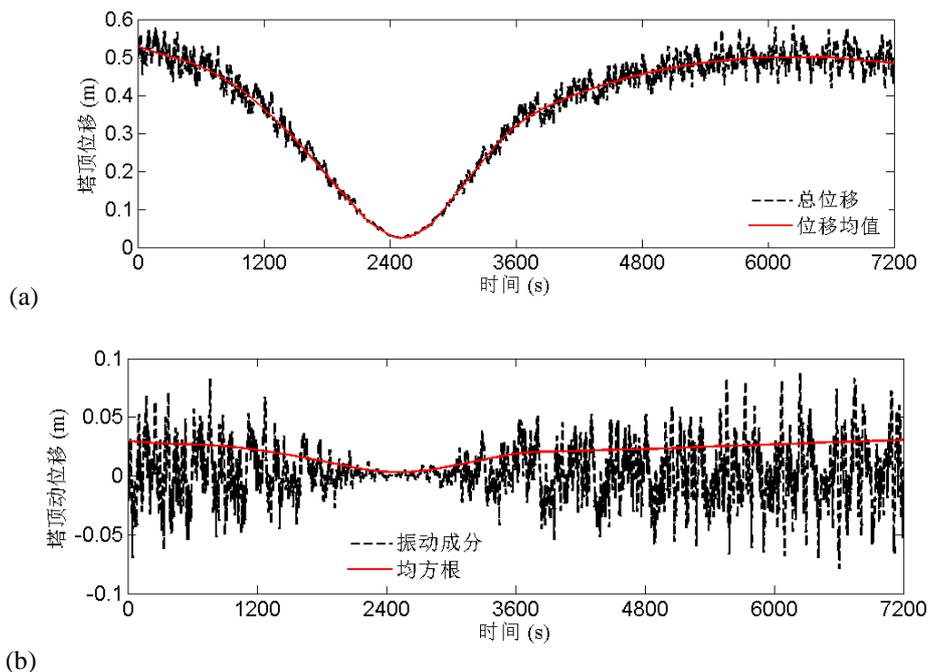


图 2.22 导地线传递风荷载时程（左）与演变功率谱（右）

2.5.2 塔-线体系响应

接下来以塔顶位移、绝缘子风偏和绝缘子动应力为考查对象，分析塔-线体系在台风历程中的响应特性。其中塔顶位移响应反映了塔体整体变形；绝缘子风偏（即绝缘子下 endpoint 相对于上 endpoint 的偏移）为连续两跨导地线风偏响应在与塔体连接处的体现；绝缘子应力则体现了导地线动应力传递至塔体的结果。绝缘子风偏和应力共同决定了导地线传递至塔体的荷载。

图 2.23 给出了塔顶水平位移的时程变化。结构响应的采样频率为 5Hz，响应均值的计算标准时长为 10 分钟。塔顶位移是塔段风荷载、横担风荷载和导地线传递风荷载共同作用的结果。因此，依据上一小节台风荷载分析可知，塔顶位移均值的时变规律受台风平均风速和风向角的联合影响。从图 2.23b 所示的振动成分来看，塔顶位移响应的均方根值在台风历程中并非恒定，而是具有非平稳特征。从图 2.23c 所示的振动成分演变功率谱来看，塔顶位移的振动受到三方面影响：一是脉动风（即 0.25Hz 以内的频率成分）；二是导地线振动（即 0.5Hz~1Hz 频段内的频率成分）；三是塔体自振（即 2Hz 附近的频率成分）。以输电塔为对象，那么脉动风和导地线振动为输电塔振动的外激励作用，塔体自振则为外激励作用引起的结构共振成分。值得一提的是，塔-线作为一个体系，在风作用下存在相互耦联效应，即导地线振动激励塔体振动的同时，塔体的振动也会反向影响到导地线的振动特性。



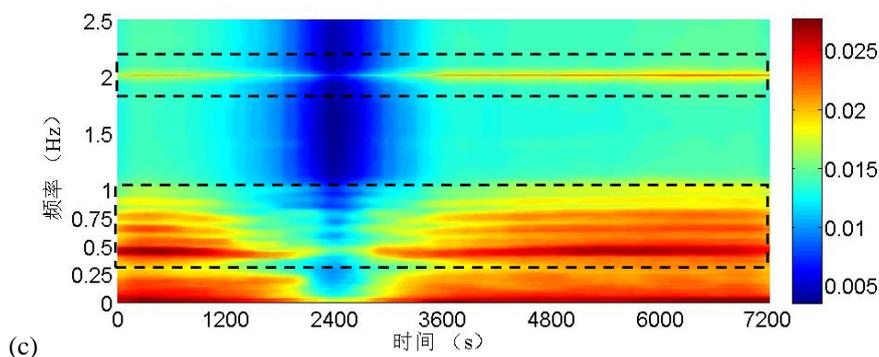


图 2.23 塔顶位移响应 (a) 总时程 (b)振动时程 (c)振动成分演变功率谱

以中部横担处绝缘子为例，图 2.24 和图 2.25 分别给出了绝缘子风偏和应力在台风历程中的变化情况。与塔顶位移响应相类似，首先两者均值的时变规律受台风平均风速和风向角的联合影响；其次，两者的均方根值在台风历程中呈现非平稳特征；再者，两者的振动特性受到脉动风、导线振动和塔体振动的共同影响。

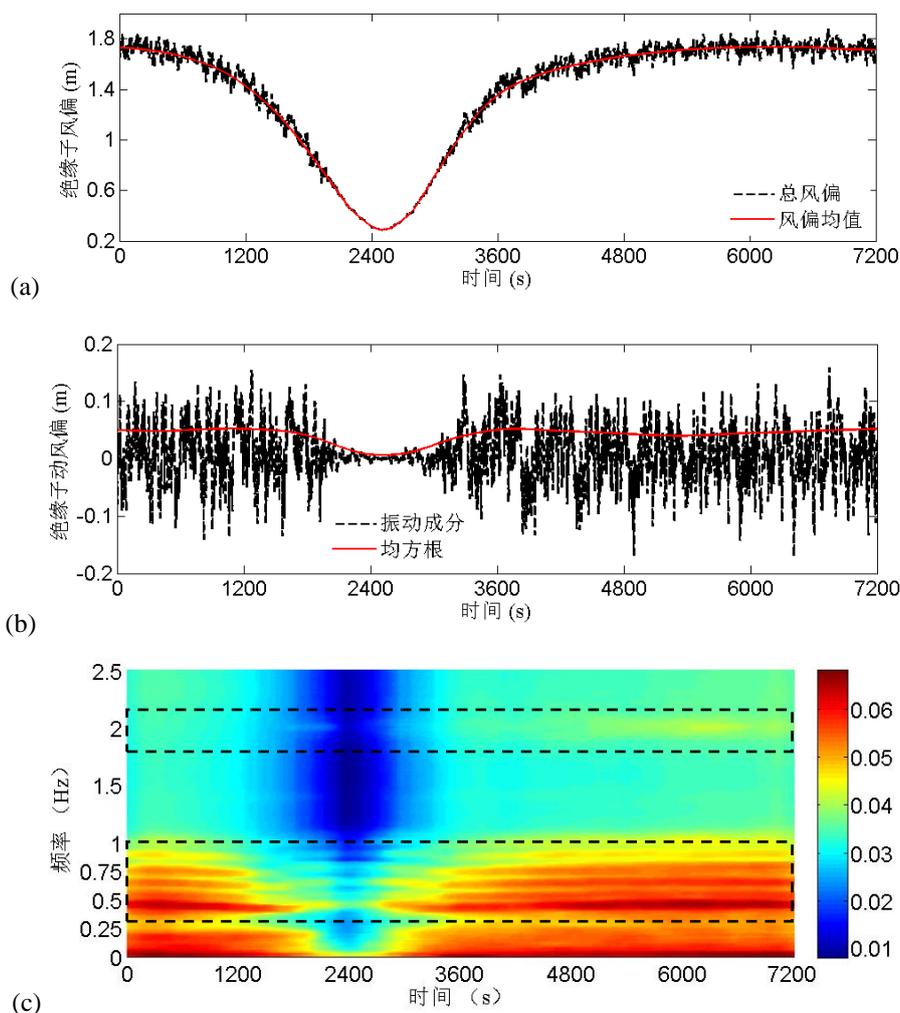


图 2.24 绝缘子风偏 (a) 总时程 (b)振动时程 (c)振动成分演变功率谱

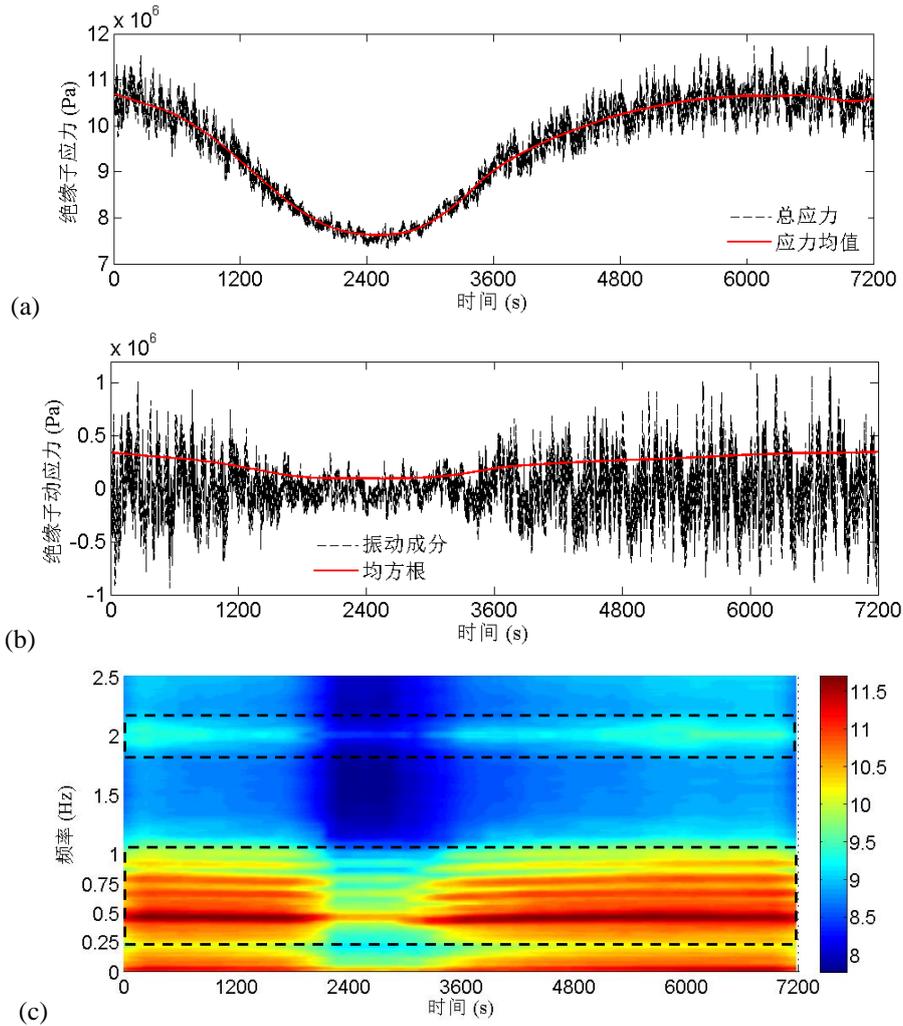


图 2.25 绝缘子应力 (a) 总时程 (b) 振动时程 (c) 振动成分演变功率谱

2.6 本章小结

本章以实际输电线路中的某三塔两跨体系为分析对象，建立了塔-线有限元模型；考虑台风历程的时空特性和风场的非平稳特性，运用 Emanuel 台风径向剖面模型、近地表台风风速换算方法以及台风风场模型（包括平均风竖向剖面和非平稳脉动风谱模型），并以实际台风事件为例，结合目标塔-线体系，通过数值模拟获得了塔-线体系台风风场信息；基于 ABAQUS 有限元软件，通过 UAMP 子程序实现了塔-线体系的台风作用模拟。

该塔-线体系台风作用模拟考虑了台风平均风速和风向的时变性、基于平均风时变性的非平稳性脉动风以及线路的空间特性（即跨度和走向）。依据模拟结果，本章以输电塔为主要关注对象，对塔-线体系台风荷载及响应进行了时域分析和基于演变功率谱的时频分析。分析结果表明：

- (1) 输电塔所受台风荷载（包括塔段风荷载、横担风荷载和导地线传递风荷载）

的平均值（即静风荷载）受平均风速和风向角的联合影响。风荷载均值的时变特性由平均风速和风向角的时变特性共同决定。

- (2) 台风荷载的波动幅度受荷载均值的影响，均值越大波动越大。荷载波动成分的功率谱密的时变特性与荷载均值的时变特性有相似的增减规律。
- (3) 台风荷载波动成分的频谱特性受到脉动风速、塔体振动和导地线振动的共同影响。这是塔-线体系耦联振动特性在荷载上的体现。
- (4) 与台风荷载相类似，塔-线体系台风响应（包括塔顶位移、绝缘子风偏及应力）的平均值受平均风速和风向角的联合影响。
- (5) 塔-线体系响应的振动成分在时域上呈现非平稳特性，即响应均方根非恒定。
- (6) 塔-线体系响应的振动频率受脉动风、导地线振动和塔体自振影响。

通过塔-线体系台风作用模拟，充分了解了台风对输电塔-线结构的作用过程和特征。塔-线风荷载受台风时变特征和线路空间特性的联合影响。该联合影响主要体现在平均风速和风向角的时变性上。平均风速和风向角的变化共同决定了静风荷载的变化，进而影响了结构响应均值。脉动风、动荷载及动响应的波动幅度分别与平均风速、静风荷载和响应均值呈正相关。塔-线体系风荷载和响应振动频率由脉动风、导地线振动和塔体自振三部分构成，从而体现了塔-线的耦联风振特性。

第3章 输电塔抗风能力分析

3.1 引言

空间格构式输电铁塔是本章的研究对象。它由一系列钢杆件组成，杆件类型可分为主材、斜材和辅材（如图 3.1）。主材和斜材是主要的受力杆件。其中，主材决定着塔体的整体稳定；斜材则为主材提供各向约束，使得杆件群在外力作用下协同工作。辅材可分为两类：一类是次级支撑（即竖向辅材），另一类是横隔面（即水平向辅材构成的辅助面）。在结构设计阶段，辅材的强度和承载力不被考虑，其主要功能是通过提供多余约束来增加塔体的整体稳定。

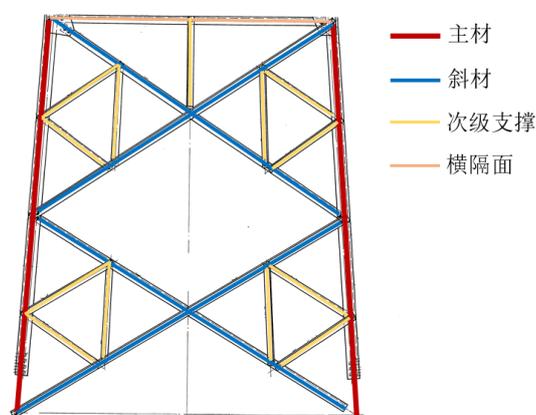


图 3.1 输电塔杆件分类

依据我国架空输电线路杆塔结构设计技术规程^[20]，输电塔钢杆件的设计方程如公式 3.1 所示。

$$\lambda R \geq \gamma_0 \left(\sum \gamma_{Gi} \cdot S_{Gik} + \varepsilon \sum \gamma_{Qj} \cdot S_{Qjk} \right) \quad (3.1)$$

λ 为材料强度折减系数，用来考虑细长杆件受压时的不利影响； R 为钢材的设计强度； γ_0 为输电线路重要度系数，取值 1.0； γ_{Gi} 为恒载组合系数，对输电塔重力取值 1.0，对输电线传递的等效重力取值 1.2； S_{Gik} 为设计恒载引起的结构应力响应； ε 为活载权重系数，取值 1.0； γ_{Qj} 为活载组合系数，取值 1.4； S_{Qjk} 为设计活载引起的结构应力响应。

作为输电线路的支撑结构，输电塔所受竖向荷载包括塔体自重以及输电线传递过来的等效重力；输电塔所受水平向风荷载包括塔体自身风荷载和输电线传递过来的等效风荷载。除此以外，本文不再考虑其它类型的荷载作用，例如覆冰和地震。

基于上一章输电塔-线体系台风作用分析结果,本章进一步采用静力分析方法,对不同风荷载工况下输电塔的抗风极限承载力进行模拟和计算。并且,以输电塔抗风极限状态为研究点,建立基于多参数的输电塔抗风能力面,从而获得出适用于风易损性分析的输电塔极限状态方程。

3.2 台风等效静风荷载

3.2.1 塔身风荷载

依据 2.4 节中输电塔-线体系风荷载计算和施加方法,塔身风荷载被分解为垂线路向和顺线路向两个分量,如公式 3.2 和公式 3.3。

$$F_{T,l}^i = 0.625 \times [\bar{U}(z_i, t) + u(z_i, t) - \dot{X}^i(t)]^2 (\mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \cos^2 \phi^* + \mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \sin^2 \phi^*) \times [1 + 0.2 \sin^2(2\phi^*)] \times \cos \phi^* \quad (3.2)$$

$$F_{T,l}^i = 0.625 \times [\bar{U}(z_i, t) + u(z_i, t) - \dot{X}^i(t)]^2 (\mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \cos^2 \phi^* + \mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \sin^2 \phi^*) \times [1 + 0.2 \sin^2(2\phi^*)] \times \sin \phi^* \quad (3.3)$$

其中, i 为塔段或横担编号。公式 3.2 和公式 3.3 所示的风荷载考虑了高度、风脉动以及结构响应的实时影响,称之为塔身的动力风荷载。令 $G = [\bar{U}(z_i, t) + u(z_i, t) - \dot{X}^i(t)]^2$ 并进一步展开,通过引入公式 2.24 和公式 2.25 中的台风平均风竖向剖面 and 时程剖面,可得到公式 3.4 所示形式。

$$\begin{aligned} G &= [\bar{U}(z_i, t)]^2 + 2\bar{U}(z_i, t)[u(z_i, t) - \dot{X}^i(t)] + [u(z_i, t) - \dot{X}^i(t)]^2 \\ &= \left[\frac{\ln(z_i/z_0)}{\ln(10/z_0)} \cdot U(10) \cdot f(t) \right]^2 + 2 \frac{\ln(z_i/z_0)}{\ln(10/z_0)} \cdot U(10) \cdot f(t) \cdot [u(z_i, t) - \dot{X}^i(t)] \\ &= U^2 \cdot \mu_z^i \cdot \beta_z^i \end{aligned} \quad (3.4)$$

其中,

$$U = U(10) \cdot f(t) \quad (3.5)$$

$$\mu_z^i = \left[\frac{\ln(z_i/z_0)}{\ln(10/z_0)} \right]^2 \quad (3.6)$$

$$\beta_z^i = 1 + \frac{2[u(z_i, t) - \dot{X}^i(t)]}{\sqrt{\mu_z^i} U} \quad (3.7)$$

考虑到脉动风与结构的相对速度远小于平均风速,公式 3.4 中 $[u(z_i, t) - \dot{X}^i(t)]^2$ 项视为 0。 z_0 为表面粗糙度长度,取值 0.02m; $U(10)$ 为距地表 10m 高度处平均风

速； $f(t)$ 为台风平均风速的时程剖面函数。依据公式 3.5~公式 3.7，公式 3.4 通过引入 U 、 μ_z^i 和 β_z^i 三项参数来表示 G 。其中， U 表示距地面 10m 高度处台风平均风速随时间的变化，是关于时间 t 的函数。与风压高度变化系数类似，参数 μ_z^i 描述了高度和地面粗糙度对局部风场的影响，此处将其称作台风高度变化系数。在地面粗糙度已知的情况下， μ_z^i 是关于高度 z 的函数。将参数 β_z^i 称作动力放大系数，描述了脉动风和结构振动所造成的荷载放大效应。在台风作用过程中，动力放大系数 β_z^i 还与 U 和 μ_z^i 有关，是关于时间 t 和高度 z 函数。

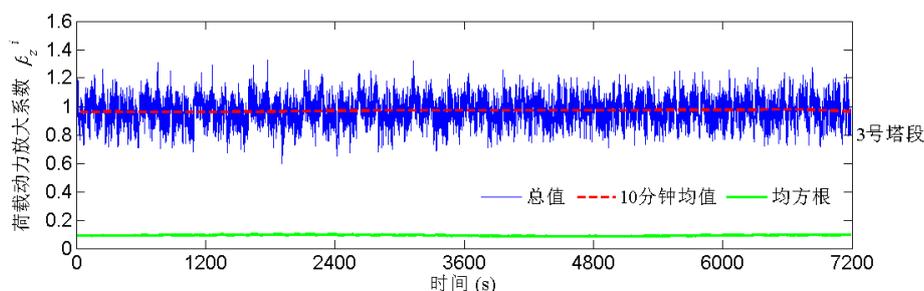
依据公式 3.4~公式 3.7，塔身所受台风荷载可等效表示为公式 3.8 和公式 3.9。荷载 H_t 和 H_l 为塔身垂线路向和顺线路向总风荷载。

$$H_t = 0.625 \times U^2 \times \sum_i \mu_z^i \beta_z^i \left(\mu_{s,t}^i A_{s,t}^i \cos^2 \phi^* + \mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \sin^2 \phi^* \right) \times \left[1 + 0.2 \sin^2(2\phi^*) \right] \times \cos \phi^* \quad (3.8)$$

$$H_l = 0.625 \times U^2 \times \sum_i \mu_z^i \beta_z^i \left(\mu_{s,t}^i A_{s,t}^i \cos^2 \phi^* + \mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \sin^2 \phi^* \right) \times \left[1 + 0.2 \sin^2(2\phi^*) \right] \times \sin \phi^* \quad (3.9)$$

公式 3.8 和公式 3.9 将实时动力风荷载表达为关于台风平均风速、平均风高度变化系数和动力放大系数的关系式。在此，将其称为台风等效静风荷载，并应用于后续的输电塔抗风承载能力分析。

计算输电塔台风等效静风荷载的过程就是求解台风平均风速 U 、平均风高度变化系数 μ_z （将编号 i 省略）和动力放大系数 β_z （将编号 i 省略）的过程。若已知台风路径和气象信息，台风平均风速 U 可运用 2.3.1 小节和 2.3.2 小节中的台风径向剖面模型和近地表台风风速模型求解获得。若已知目标输电塔线所在地表情况（即表面粗糙度长度已知），平均风高度变化系数 μ_z 可通过公式 3.6 求得。关于动力放大系数 β_z ，以 2.5 节输电塔-线体系台风作用模拟结果为基础，依据公式 3.7，来计算获得。以 3 号塔段、7 号塔段和中部横担为例（参照图 2.15a），图 3.2 给出了相应动力放大系数 β_z^i 的计算结果。



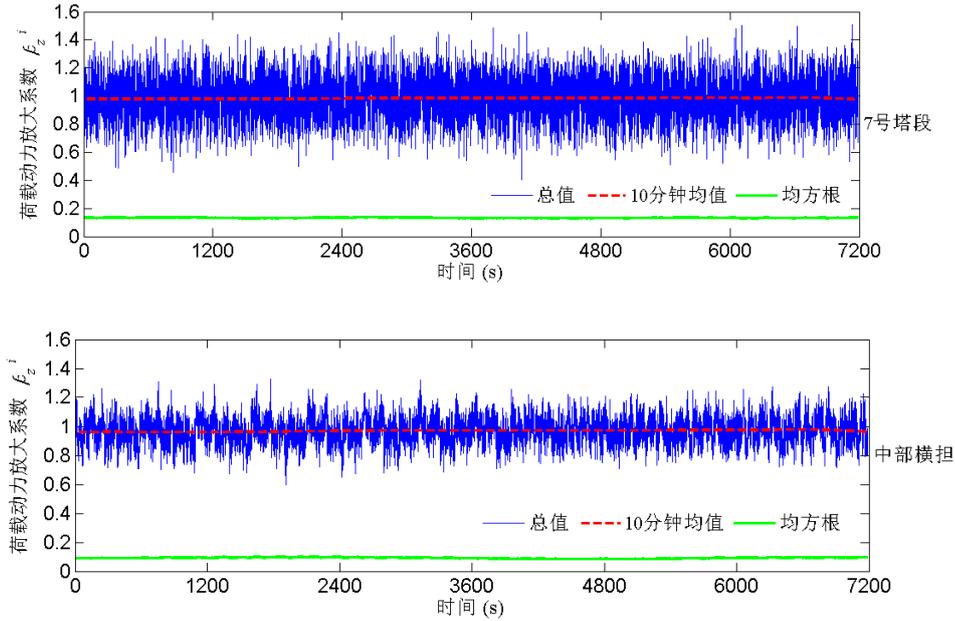


图 3.2 塔段及横担风荷载动力放大系数时程

由图 3.2 可以看到，塔段及横担的风荷载动力放大系数在台风历程中表现出平稳特性，即均值和标准差随时间不发生明显变化。这一特性与 2.5 节中风荷载及塔顶响应的非平稳特性不同。此外，塔段及横担风荷载动力放大系数的统计结果服从高斯分布。因此，此处采用 Davenport 提出的峰值因子法，来求解动力放大系数在 10 分钟标准时长下的极值期望（公式 3.10 和公式 3.11），并将该极值期望作为动力放大系数取值用于台风等效静风荷载的计算。

$$\tilde{\beta}_z^i = \bar{\beta}_z^i + \nu \cdot \sigma_{\beta_z^i} \quad (3.10)$$

$$\nu = \sqrt{2 \cdot \ln N_{cross}} + 0.5772 / \sqrt{\ln N_{cross}} \quad (3.11)$$

$\tilde{\beta}_z^i$ 表示第 i 塔段或横担风荷载动力放大系数的极值期望； $\bar{\beta}_z^i$ 为动力放大系数的 10 分钟均值； $\sigma_{\beta_z^i}$ 为动力放大系数的均方根值； ν 表示峰值因子； N_{cross} 为动力放大系数序列在标准时长内的均值穿越次数。表 3.1 列出了各塔段及横担风荷载动力放大系数的极值期望 $\tilde{\beta}_z^i$ 的求解结果。在塔段及横担台风等效静风荷载计算时，令 $\beta_z^i \approx \tilde{\beta}_z^i$ 。

塔身台风荷载动力放大系数与设计规范中的风振因子类似，两者均描述了脉动风和结构振动所造成的荷载放大效应。但是，值得注意的是：两者在估算方法上有本质的不同。风振因子是以结构响应为分析对象，依据响应在频域的背景和共振分量，并结合峰值因子法，来计算获得。然而，荷载动力放大系数是以动荷载为分析对象，基于准定常理论，依据塔-线体台风作用模拟结果，利用公式 3.7，并结合峰值因子法，来求解获得。为比较两者取值，表 3.1 进一步给出了我国输

电线路设计规范给出的输电塔结构风振因子值。

表 3.1 塔段及横担台风平均风高度变化系数和风荷载动力放大系数

塔段及横担编号	高度 z (m)	平均风高度变化系数 μ_z^i	动力放大系数 $\beta_z^i \approx \tilde{\beta}_z^i$	风振因子
1	6.4	0.8615	1.3336	1.4325
2	12.8	1.0810	1.3443	
3	19.2	1.2209	1.3609	
4	25.6	1.3254	1.3805	
5	33.0	1.4211	1.4092	
6	39.0	1.4859	1.4492	
7	45.5	1.5470	1.5473	
横担(顶)	45.5	1.5470	1.3579	
横担(上)	42.0	1.5152	1.3443	
横担(中)	36.0	1.4547	1.3347	
横担(下)	30.0	1.3848	1.3293	

注：依据 110kV~750kV 架空输电线路设计规范 GB 50545-2010，输电塔 ZY 总高不超过 60m，按塔体高度对其整体风振因子进行取值。

3.2.2 导地线传递风荷载

依据公式 2.43 所示的导地线各区段风荷载计算公式，并且参照输电杆塔设计规范^[20]，将导地线传递至塔体的台风等效静风荷载表示为公式 3.12。

$$H_w = 0.625 \times U^2 \times \sum_j \mu_z^k \alpha_z^k \mu_{s,w}^k d^k \times \sin^2 \phi \times L_h \quad (3.12)$$

其中， $\mu_{s,w}^k$ 和 d^k 分别为第 k 根导（地）线的体型系数和等效外径，其取值参见表 2.7。 U 为距表面 10m 高度处台风平均风速，计算方法与塔身风荷载一致。 μ_z^k 为第 k 根导地线处平均风高度变化系数，计算方法同公式 3.5。对于一根连续两跨的导（地）线，此处忽略其沿纵向（即线路方向）的高度变化，以其与横担连接处高度为准，计算相应的 μ_z^k 值。 L_h 为输电塔所在位置的线路水平档距，其值为输电塔左、右两侧导地线跨度均值之和（如图 3.3）。 α_z^k 为导地线传递至塔体的台风荷载的动力调整系数。值得注意的是，类似于塔段的动力放大系数 β_z^i ， α_z^k 描述了脉动风和塔-线体系振动所造成的影响。除此以外，由于导地线的水平跨度较大，风速沿水平方向存在较明显的不均性。于是， α_z^k 同时还包含了水平方向风速不均性对最终传递至塔体的导地线风荷载的影响。

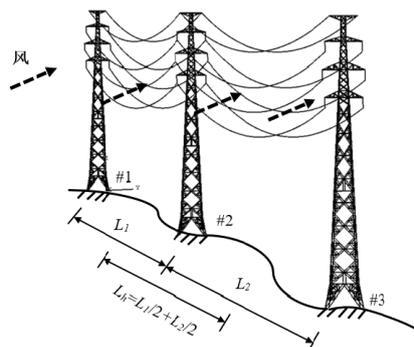


图 3.3 输电线路水平档距

依据 2.5.1 小节中导地线通过绝缘子传递至塔体的风荷载计算结果，再结合公式 3.12，可反向推算出每根导地线传递至塔体的台风荷载的动力调整系数 α_z^k 。图 3.4 给出了各相导线以及顶部地线风荷载动力调整系数 α_z^k 的计算结果。

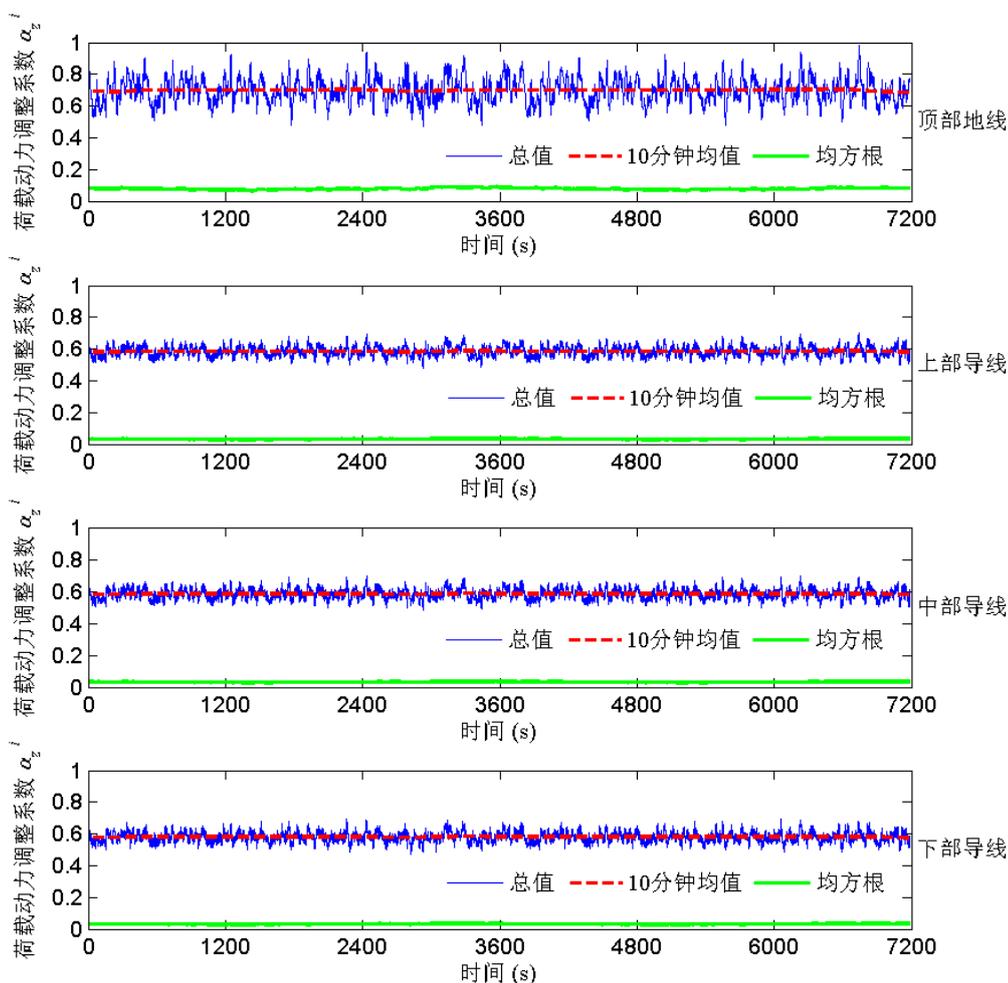


图 3.4 导地线风荷载动力调整系数时程

与塔段及横担的风荷载动力放大系数 β_z^i 相似，导地线传递风荷载动力调整系数 α_z^k 在台风历程中表现出平稳特性，即均值和均方根随时间不发生明显变化。

而且, 导地线传递风荷载动力调整系数的统计结果同样服从高斯分布。于是, 采用公式 3.10 和公式 3.11 所示的峰值因子法, 来求解动力调整系数在 10 分钟标准时长下的极值期望, 并将该极值期望作为动力调整系数取值用于导地线传递等效静风荷载的计算。各导地线传递风荷载动力调整系数 α_z^k 的估算值如表 3.2 所示。

依据输电线路和输电塔杆塔设计规范, 在导地线设计风荷载计算时, 一般通过引入风振因子和档距因子来考虑脉动风、结构动力响应和跨度方向风场不均性的影响。为了与本文求解的导地线传递风荷载动力调整系数相比较, 表 3.2 进一步给出了规范建议的导地线风荷载风振因子和档距因子值。

表 3.2 塔段及横担台风平均风高度变化系数和风荷载动力放大系数

导地线编号	高度 z (m)	平均风高度变化系数 μ_z^i	动力调整系数 α_z^k	风振因子	档距因子
顶部地线	45.5	1.5470	0.9737	1.0	1 ($U < 20$)
上部导线	39.76	1.4935	0.7079		0.85 ($20 \leq U < 27$)
中部导线	33.76	1.4299	0.7070		0.75 ($27 \leq U < 31.5$)
下部导线	27.76	1.3556	0.7012		0.7 ($U \geq 31.5$)

注: 依据 110kV~750kV 架空输电线路设计规范 GB 50545-2010^[27]: 电压等级小于 500kV 时, 导地线风振系数统一取 1.0; 档距因子 α 的取值与风速大小相关。

3.2.3 台风荷载参数

依据公式 3.8、公式 3.9 和公式 3.12 可知, 输电塔所受总体风效应可以表示为三个荷载成分的组合, 即: 垂线路向塔身风荷载 (H_l)、顺线路向塔身风荷载 (H_t) 和导地线传递风荷载 (H_w)。风载三成分之间并非相互独立, 而是有着共同的影响参数。例如: 三成分的大小均与风速 U 的平方成正比 (即与基本风压成正比); 三成分的组合情况 (即三成分组合比例) 受到风向角、水平档距等参数的影响; 此外, 从公式 3.8 和公式 3.9 可看到, 垂线路向塔身风荷载与顺线路向塔身风荷载的比值由风向角唯一决定, 两者之比是关于风向角的余切函数。

依据公式 3.8、公式 3.9 和公式 3.12 所示的台风等效静风荷载计算公式, 此处将影响输电塔所受总体风效应的参数分为两类: 一类是外部环境参数, 包括风速、风向角、水平档距和地形特征; 另一类包括平均风高度变化系数、荷载动力放大系数 (针对塔身风荷载)、荷载动力调整系数 (针对导地线传递风荷载)、体型系数和受风面积 (即投影面积), 将此类参数称为相互作用参数。相互作用参数考虑了不同因素对风场与荷载转化关系的影响, 例如: 平均风高度变化系数 μ_z 所表示的是高度和地面粗糙度对局部风场的影响; 荷载动力放大系数 β_z 和调整系数 α_z 所表示的是由于脉动风和结构振动所造成影响; 体型系数 μ_s 所表示的是结构形态的影响 (例如构件尺寸、形状和遮挡率)。

相互作用参数不仅与结构特征有关(例如:高度、投影面积、导地线外径等),还与外部环境有关(例如:场地类别、输电线跨度、风速等)。因此,外部环境参数与相互作用参数并非相互独立,而是具有相关性。换言之,外部环境与结构特征共同决定了相互作用参数。

依据以上讨论,可将影响输电塔所受风效应的参数进一步细分为四类,即:

- (1). 风场信息,包括风速和风向;
- (2). 线路空间信息,包括输电线路的跨度和走向;
- (3). 结构信息,包括输电塔、线的结构参数;
- (4). 地理信息,包括地形和地面粗糙情况。

已知以上信息,便可实现输电塔台风等效静风荷载计算。在本文后续的研究中,地理信息都将被视作已知常量。除此以外,其它信息将作为参变量或者是随机自由变量来考虑。本章暂且不考虑结构信息的不确定性(即将结构参数视为确定性常量),研究分析不同风场及线路情况下输电塔结构的抗风极限承载能力,进而构建适用于多参变量的输电塔抗风能力表达和极限状态方程。

3.3 风荷载工况及计算

在上一节输电塔等效静风荷载分析中,假定地理信息为已知常量(即场地类别恒定)且不考虑输电塔线结构的不确定(即塔线结构参数唯一确定),那么输电塔所受风荷载可以通过三项外部环境参数(即风速 U 、风向角 ϕ 和线路档距 L_h)来描述。也就是说,这三项环境参数代表了线路中输电塔所受风作用情况。

依据公式 3.8、公式 3.9 和公式 3.12,输电塔所受总体风荷载由垂线路向塔身风荷载 (H_t)、顺线路向塔身风荷载 (H_l) 和导地线风荷载 (H_w) 组成。令 $w = 0.625U^2$, w 所代表的是基本风压。为了方便后续风荷载计算及描述,此处引入风荷载系数 γ , 将公式 3.8、公式 3.9 和公式 3.12 进一步简化表示成公式 3.13。

$$H_t^i = w \cdot \gamma_t^i \quad (3.13a)$$

$$H_l^i = w \cdot \gamma_l^i \quad (3.13b)$$

$$H_w^j = w \cdot \gamma_w^j \quad (3.13c)$$

其中, i 代表塔段和横担编号; j 代表导地线编号。 γ_t^i 、 γ_l^i 和 γ_w^j 分别表示相应塔段或导地线的风荷载系数。公式 3.13 中风荷载系数可表示为公式 3.14:

$$\gamma_t^i = [1 + 0.2 \sin^2(2\phi^*)] \cos \phi \cdot \mu_z^i \beta_z^i (\mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \cos^2 \phi^* + \mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \sin^2 \phi^*) \quad (3.14 a)$$

$$\gamma_l^i = [1 + 0.2 \sin^2(2\phi^*)] \sin \phi \cdot \mu_z^i \beta_z^i (\mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \cos^2 \phi^* + \mu_{s,l}^i A_{s,l}^i \sin^2 \phi^*) \quad (3.14b)$$

$$\gamma_w^j = \sin^2 \phi \cdot \mu_z^j \alpha_z^j \cdot \mu_{s,w}^j d^j L_h \quad (3.14c)$$

若已知风向信息和线路空间信息（即档距信息和线路走向），结合表 2.6~表 2.7 和表 3.1~表 3.2 中的相互作用参数值，便可依据公式 3.14 计算获得各塔段和导地线的风荷载系数 γ 。由公式 3.14 可知，风荷载系数与风速 U 无关。对于一组确定的风向角和水平档距，各塔段和导地线的风荷载系数是恒定。在后续的分析中，将选取风向角 ϕ 和线路水平档距 L_h 两项参数来表述风荷载工况，通过逐级递增风速 U 来考查输电塔结构在各风载工况下的力学行为和极限承载情况。

首先假设三种理想的风荷载工况，即输电塔仅受到垂线路向塔身风荷载（ $H_t \neq 0, H_l=0, H_w=0$ ）、仅受到顺线路向塔身风荷载（ $H_t=0, H_l \neq 0, H_w=0$ ）和仅受到导地线传递风荷载（ $H_t=0, H_l=0, H_w \neq 0$ ）。将这三种工况称作三成分工况组，其风向角 ϕ 和线路档距 L_h 的取值依次为 $\phi = [90^\circ 0^\circ 90^\circ]$ 、 $L_h = [0m 0m 275m]$ （275m 为考查线路的平均水平档距值）。依据公式 3.14，各塔段、横担以及导地线风荷载系数计算结果如表 3.3 所示。

表 3.3 塔身与导地线风荷载系数（三成分工况组）

风荷载系数计算 (m ²)		工况 1 $\phi=90^\circ, L_h=0m$		工况 2 $\phi=0^\circ, L_h=0m$		工况 3 $\phi=90^\circ, L_h=275m$	
		垂线路向	顺线路向	垂线路向	顺线路向	垂线路向	顺线路向
塔段编号	7	2.9443	0.0000	0.0000	3.5332	0.0000	0.0000
	6	2.7062	0.0000	0.0000	3.2474	0.0000	0.0000
	5	3.2749	0.0000	0.0000	3.9299	0.0000	0.0000
	4	2.6183	0.0000	0.0000	3.1419	0.0000	0.0000
	3	2.3023	0.0000	0.0000	2.7628	0.0000	0.0000
	2	2.1700	0.0000	0.0000	2.6040	0.0000	0.0000
	1	1.9839	0.0000	0.0000	2.3807	0.0000	0.0000
横担编号	横担（顶）	0.2268	0.0000	0.0000	0.9594	0.0000	0.0000
	横担（上）	0.4014	0.0000	0.0000	1.9626	0.0000	0.0000
	横担（中）	0.2559	0.0000	0.0000	1.8935	0.0000	0.0000
	横担（下）	0.2534	0.0000	0.0000	1.9504	0.0000	0.0000
导地线编号	地线	0.0000		0.0000		8.3184	
	导线（上）	0.0000		0.0000		22.2862	
	导线（中）	0.0000		0.0000		21.2790	
	导线（下）	0.0000		0.0000		20.1464	
塔身风荷载 系数总和	垂线路向	19.1374		0.0000		0.0000	
	顺线路向	0.0000		28.3659		0.0000	
导地线风荷载系数总和		0.0000		0.0000		144.0599	

注：表中导地线荷载系数对应单根导地线，导地线风荷载系数总和对应双回路导地线。

为了分析不同风向角情况下输电塔结构的力学行为和抗风承载能力，本章设置了风向角工况组。在该工况组，水平档距取恒定值（即 $L_h=275m$ ），依次变化

第3章 输电塔抗风能力分析

风向角取值（风向角依次为 90° 、 75° 、 60° 、 45° 、 30° 、 15° 、 0° ）。另外，为了分析不同线路档距对输电塔抗风性能的影响，本章还设置了水平档距工况组。在该工况组，风向角取恒定值（即 $\phi = 90^\circ$ ），依次变化水平档距取值（水平档距依次为 150 m、275 m 和 400 m）。其中，275 m 为线路水平档距平均值。依据考查线路水平档距的变化区间，取 150 m 为水平档距下限值和 400 m 为水平档距上限值。风向角工况组和水平档距工况组的风荷载系数计算结果如表 3.4 所示。

表 3.4 塔身与导地线风荷载系数（风向角工况组和水平档距工况组）

风荷载系数计算 (m^2)		工况 1		工况 2		工况 3	
		$\phi = 90^\circ, L_h = 275m$		$\phi = 75^\circ, L_h = 275m$		$\phi = 60^\circ, L_h = 275m$	
		垂线路向	顺线路向	垂线路向	顺线路向	垂线路向	顺线路向
塔段编号	7	2.9443	0.0000	2.8821	0.7723	2.6774	1.5458
	6	2.7062	0.0000	2.6490	0.7098	2.4608	1.4207
	5	3.2749	0.0000	3.2057	0.8590	2.9780	1.7193
	4	2.6183	0.0000	2.5629	0.6867	2.3809	1.3746
	3	2.3023	0.0000	2.2536	0.6039	2.0935	1.2087
	2	2.1700	0.0000	2.1242	0.5692	1.9733	1.1393
	1	1.9839	0.0000	1.9420	0.5204	1.8040	1.0416
横担编号	横担（顶）	0.2268	0.0000	0.2596	0.0696	0.3364	0.1942
	横担（上）	0.4014	0.0000	0.4738	0.1270	0.6456	0.3727
	横担（中）	0.2559	0.0000	0.3372	0.0903	0.5332	0.3079
	横担（下）	0.2534	0.0000	0.3380	0.0906	0.5423	0.3131
导地线编号	地线	8.3184		7.7611		6.2388	
	导线（上）	22.2862		20.7933		16.7146	
	导线（中）	21.2790		19.8536		15.9593	
	导线（下）	20.1464		18.7968		15.1098	
塔身风荷载 系数总和	垂线路向	19.1374		19.0281		18.4253	
	顺线路向	0.0000		5.0986		10.6379	
导地线风荷载系数总和		144.0599		134.4097		108.0449	
风荷载系数计算 (m^2)		工况 4		工况 5		工况 6	
		$\phi = 45^\circ, L_h = 275m$		$\phi = 30^\circ, L_h = 275m$		$\phi = 15^\circ, L_h = 275m$	
		垂线路向	顺线路向	垂线路向	顺线路向	垂线路向	顺线路向
塔段编号	7	2.2902	2.2902	1.6930	2.9323	0.9042	3.3747
	6	2.1049	2.1049	1.5561	2.6952	0.8311	3.1017
	5	2.5473	2.5473	1.8831	3.2616	1.0058	3.7536
	4	2.0365	2.0365	1.5055	2.6076	0.8041	3.0010
	3	1.7908	1.7908	1.3238	2.2929	0.7071	2.6388
	2	1.6879	1.6879	1.2478	2.1612	0.6664	2.4872
	1	1.5431	1.5431	1.1408	1.9759	0.6093	2.2739
横担编号	横担（顶）	0.3991	0.3991	0.3774	0.6536	0.2338	0.8724
	横担（上）	0.7922	0.7922	0.7630	1.3216	0.4769	1.7798
	横担（中）	0.7132	0.7132	0.7173	1.2423	0.4574	1.7071

	横担（下）	0.7306	0.7306	0.7373	1.2771	0.4709	1.7576
导地线编号	地线	4.1592		2.0796		0.5572	
	导线（上）	11.1431		5.5715		1.4929	
	导线（中）	10.6395		5.3198		1.4254	
	导线（下）	10.0732		5.0366		1.3496	
塔身风荷载系数总和	垂线路向	16.6358		12.9450		7.1671	
	顺线路向	16.6358		22.4214		26.7478	
导地线风荷载系数总和		72.0299		36.0150		9.6502	
风荷载系数计算 (m ²)		工况 7		工况 8		工况 9	
		$\phi=0^\circ, L_h=275\text{m}$		$\phi=90^\circ, L_h=150\text{m}$		$\phi=90^\circ, L_h=400\text{m}$	
		垂线路向	顺线路向	垂线路向	顺线路向	垂线路向	顺线路向
塔段编号	7	0.0000	3.5332	2.9443	0.0000	2.9443	0.0000
	6	0.0000	3.2474	2.7062	0.0000	2.7062	0.0000
	5	0.0000	3.9299	3.2749	0.0000	3.2749	0.0000
	4	0.0000	3.1419	2.6183	0.0000	2.6183	0.0000
	3	0.0000	2.7628	2.3023	0.0000	2.3023	0.0000
	2	0.0000	2.6040	2.1700	0.0000	2.1700	0.0000
	1	0.0000	2.3807	1.9839	0.0000	1.9839	0.0000
横担编号	横担（顶）	0.0000	0.9594	0.2268	0.0000	0.2268	0.0000
	横担（上）	0.0000	1.9626	0.4014	0.0000	0.4014	0.0000
	横担（中）	0.0000	1.8935	0.2559	0.0000	0.2559	0.0000
	横担（下）	0.0000	1.9504	0.2534	0.0000	0.2534	0.0000
导地线编号	地线	0.0000		4.5373		12.0994	
	导线（上）	0.0000		12.1561		32.4163	
	导线（中）	0.0000		11.6067		30.9513	
	导线（下）	0.0000		10.9889		29.3038	
塔身风荷载系数总和	垂线路向	0.0000		19.1374		19.1374	
	顺线路向	28.3659		0.0000		0.0000	
导地线风荷载系数总和		0.0000		78.5781		209.5417	

注：表中导地线荷载系数对应单根导地线，导地线风荷载系数总和对应双回路导地线。

表 3.3 和表 3.4 还进一步列出了各个工况下垂线路向塔身风荷载系数总和 $\sum \gamma_t^i$ 、顺线路向塔身风荷载系数总和 $\sum \gamma_l^i$ 以及导地线风荷载系数总和 $\sum \gamma_w^j$ 。已知风荷载三成分（即 H_t 、 H_l 和 H_w ）的风荷载系数，便可确定风载三成分的组合比值。该组合比在风速递增的逐级加载模拟中是恒定的。换言之，一组确定的风向角和水平档距决定了的风载三成分的风荷载系数值以及风载三成分的组合比，进而对应了一种风荷载分布。

3.4 输电塔抗风承载力模拟

本章运用 ABAQUS 有限元软件建立输电塔有限元模型，并采用非线性准静

力逐级加载模拟和显式计算方法对输电塔在等效静风荷载下的力学行为进行模拟计算。输电塔有限元建模方法参见小节 2.2.1。准静力逐级加载模拟时，通过逐步增大风速来实现荷载的逐级递增，计算出各个每个加载步下荷载大小并施加到结构的相应作用点上。然后，运用显式计算方法求解结构在每个加载步下的响应。值得注意的是，显式计算方法是一种动态求解过程，当其应用于准静力问题时需要严格控制时间增量步。此处，通过实时监控结构内能与动能比来确保准静力加载的有效性。当变形材料的动能超过其内能的 5%，则认为模拟有误，进而缩小增量值重新模拟；若不超过，则认为模拟有效。

在对输电塔进行非线性准静力逐级加载模拟之前，将塔体自重和导地线传递的等效重力施加至输电塔有限元模型，并通过静力计算获得输电塔的初始受力状态。然后再对输电塔进行基于风速的逐级加载，计算其力学行为。在逐级加载时，起始风速设置为 0，每个加载步的风速增量为 1 m/s。

图 3.5 为输电塔等效静风荷载加载点及方向示意图。各塔段风荷载分别计算，并均等施加到相应塔段的顶部和底部主材节点上。横担风荷载施加到横担与塔体主材的连接处。导地线传递至塔体的风荷载则施加到横担与绝缘子的连接点处。塔段及横担风荷载分解为垂线路向和顺线路向加载，导地线传递风荷载则为垂线路向加载。

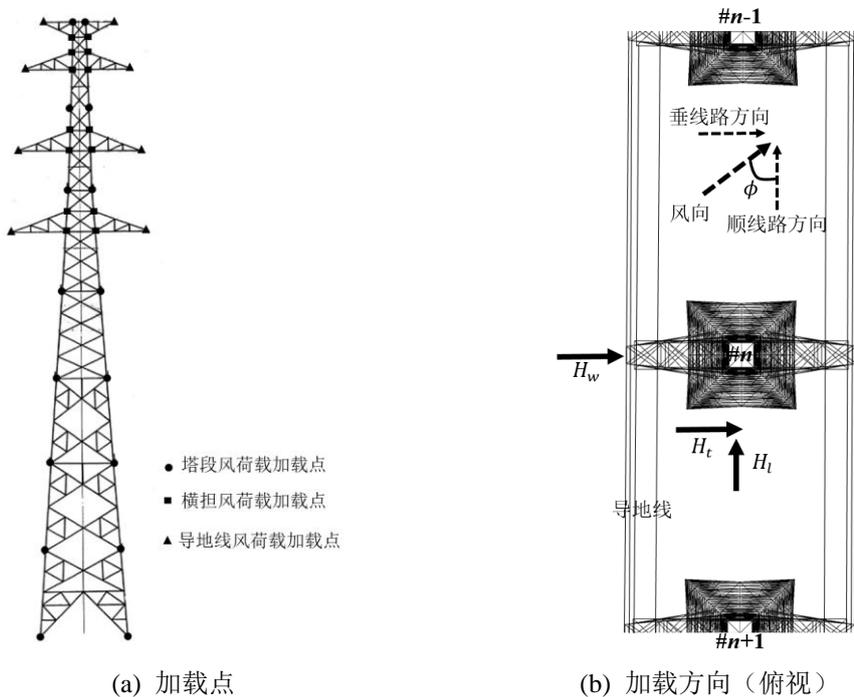


图 3.5 输电塔准静力逐级加载点及方向示意图

3.4.1 三成分工况组

考虑风载三成分各自单独作用（即 $H_t \neq 0, H_l=0, H_w=0$ ； $H_t=0, H_l \neq 0, H_w=0$ ； $H_t=0, H_l=0, H_w \neq 0$ ），图 3.6 给出了表 3.3 中三种工况下，输电塔结构的非线性准静力逐级加载模拟结果。图 3.6a 所示为风速-位移曲线；图 3.6b 为荷载-位移曲线。风速-位移曲线所表述的是随着风速的逐级增大，塔顶位移的变化情况。荷载-位移曲线中荷载表示输电塔底部总剪力，位移表示塔顶总位移。

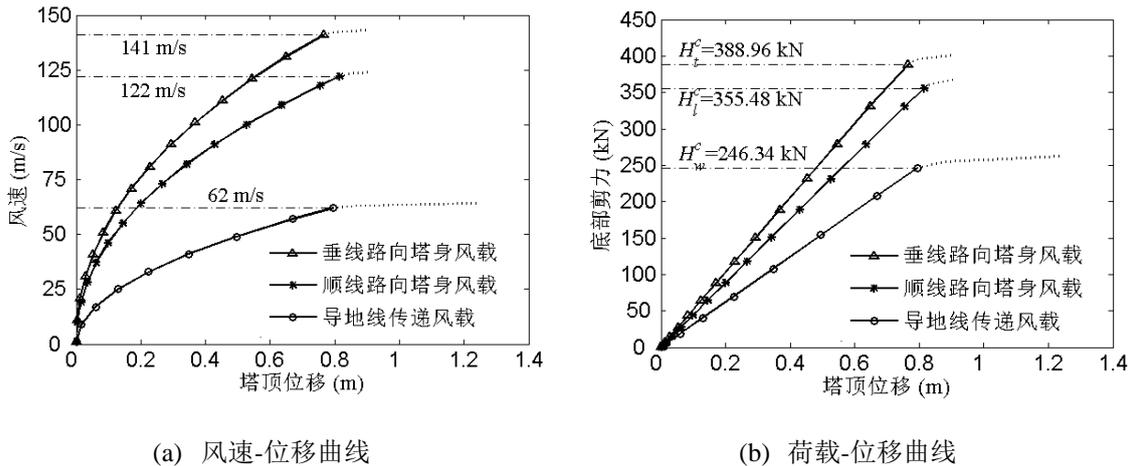


图 3.6 风载三成分作用下输电塔行为曲线

由图 3.6a 可以看到：风速-位移曲线表现出近似类抛物线特征；随着加载的推进，风速关于位移的变化趋势发生了明显转折。图 3.6b 所示的荷载-位移曲线反映出结构随荷载增长所表现出来的线性行为阶段和非线性行为阶段。采用一阶连续函数对荷载-位移曲线进行拟合，可获得结构从线性阶段到非线性阶段的过渡点。定义该过渡点所对应的底部剪力为结构抗风安全的极限荷载，对应的塔顶位移为极限位移，对应的风速为极限风速。值得注意的是，极限荷载和极限位移均具有方向性。而极限风速为标量，其方向特性通过风向角参数被包含在加载工况中。由图 3.6 可知：导地线传递风载工况为三者中最不利工况，结构安全所对应的极限值最小；相较于导地线风载工况，在垂线路向塔身风载和顺线路向塔身风载工况下，结构的极限承载能力相近。

图 3.7 给出了三种风载工况下，输电塔在非线形准静力逐级加载模拟中的失效情况。垂线路向塔身风载和顺线路向塔身风载作用下，输电塔的破坏形式为塔腿顶部节间主材的面外弯曲失效。导地线风载作用最终导致的是塔体中部节间的主材破坏。

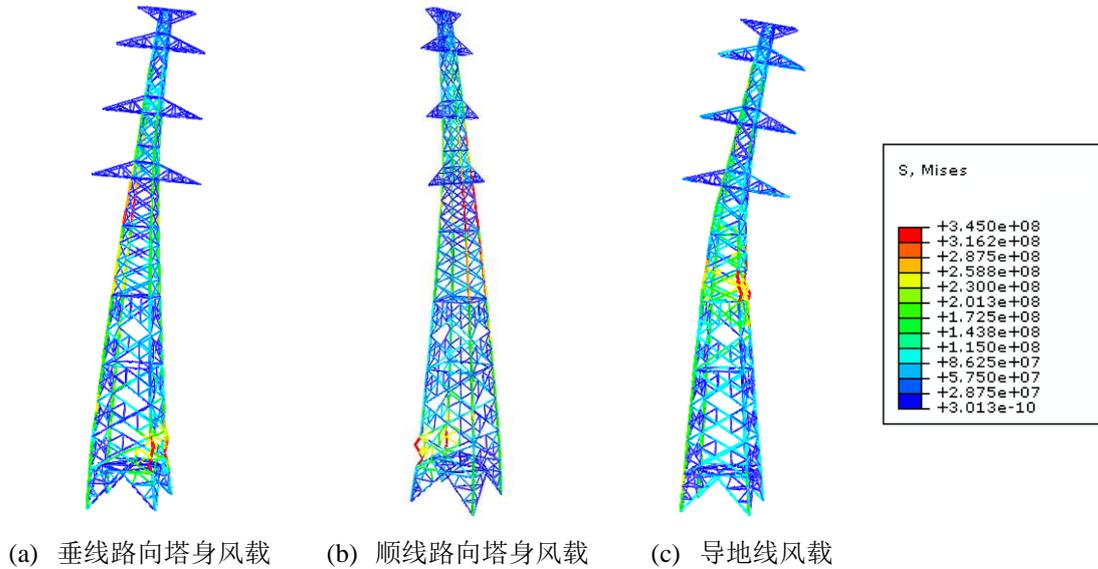


图 3.7 三成分作用下输电塔失效情况 (Mises 应力云图, 单位 Pa)

由以上模拟结果可知：不同的风载工况下，输电塔的极限承载能力不同，所引起的结构失效模式也不同。考查输电塔在不同风载工况下的抗风能力，是线路中输电塔风易损分析的前提。

3.4.2 风向角工况组

以风向角的变化为考查点，图 3.8a 给出了表 3.4 中工况 1~工况 7 下输电塔的风速-位移曲线。风速-位移曲线所表述的是随着风速的逐级增大，塔顶位移的变化情况。从图 3.8a 可以看到随着风速的增大，塔顶位移呈抛物线增长。该抛物线变化规律是由于风荷载与风速的平方成正比所致。通过非线性准静力逐级加载模拟，可以观察到结构的状态变化。依据图 3.8a，当塔顶位移（或风速）增大到一定值时，风速-位移曲线会发生明显转折，即：随着风速的进一步增大，塔顶位移大幅增长。随着加载的推进，结构整体发生几何大变形，计算终止。此处，定义曲线转折点为输电塔的极限承载能力点。比较不同风向角下风速-位移曲线，发现：随着风向角（风向与顺线路向夹角）的增大，输电塔所能承受的极限风速减小；极限承载能力点对应的塔顶位移，随着风向角的增大有所增大。假定曲线转折点标志着结构进入失效阶段，从转折点至加载终止点则描述了结构的破坏过程。从风速-位移曲线的转折段来看：随着风向角的增大，结构在失效阶段的变形能力增强。这意味着：随着风向角的增大，结构破坏表现为从延性破坏到脆性破坏的逐渐转变。

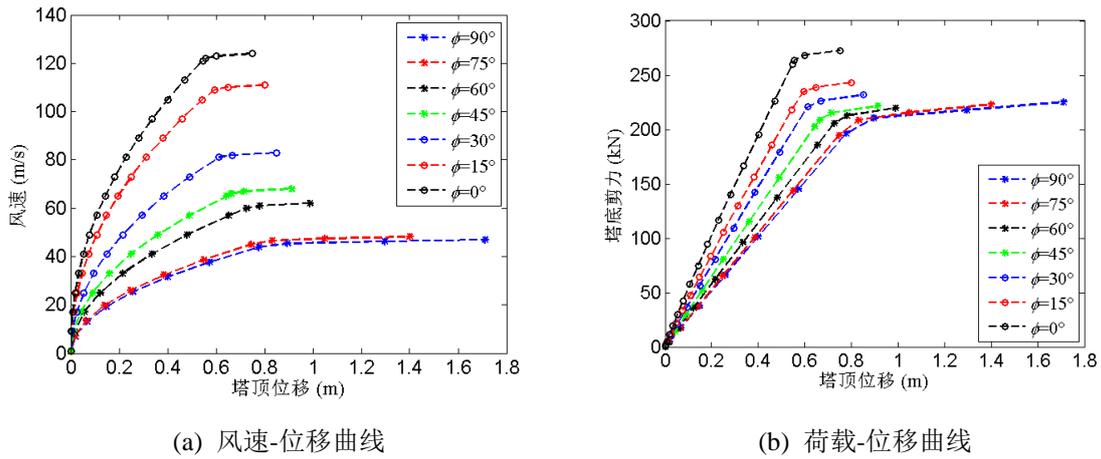


图 3.8 不同风向角下输电塔行为曲线

图 3.8b 进一步给出了不同风向角下，输电塔的荷载-位移曲线。荷载表示输电塔底部总剪力。通过荷载-位移曲线，可以明确地观察到输电塔结构的线性行为阶段和非线性行为阶段。线性阶段与非线性阶段的过渡点（也是风速-位移曲线的转折点）所对应的正是结构的极限承载能力点。比较输电塔在不同风向角工况下荷载-位移曲线，可看到：在不同风向角下，输电塔的整体刚度有明显差别。此处，整体刚度是指结构在线性阶段，荷载增长与相应位移增长的比值，即荷载-位移曲线在线性段的斜率。从图 3.8b 可以看到，随着风向角的增大，输电塔表现出来的整体刚度逐渐减小。

运用双折线来拟合荷载-位移曲线，可以得到结构行为从线性到非线性的过渡点（即结构的极限承载能力点）。定义极限承载能力点对应的荷载值为输电塔所能承受的极限荷载，所对应的风速值则为输电塔所能承受的极限风速。根据图 3.8 所示的计算结果，表 3.5 列出了输电塔在不同风向角工况下的极限承载能力情况（即极限风速和极限荷载）以及各加载工况下，风载三成分（即 H_t 、 H_l 和 H_w ）的组合情况和极限承载能力点对应的风载三成分值。

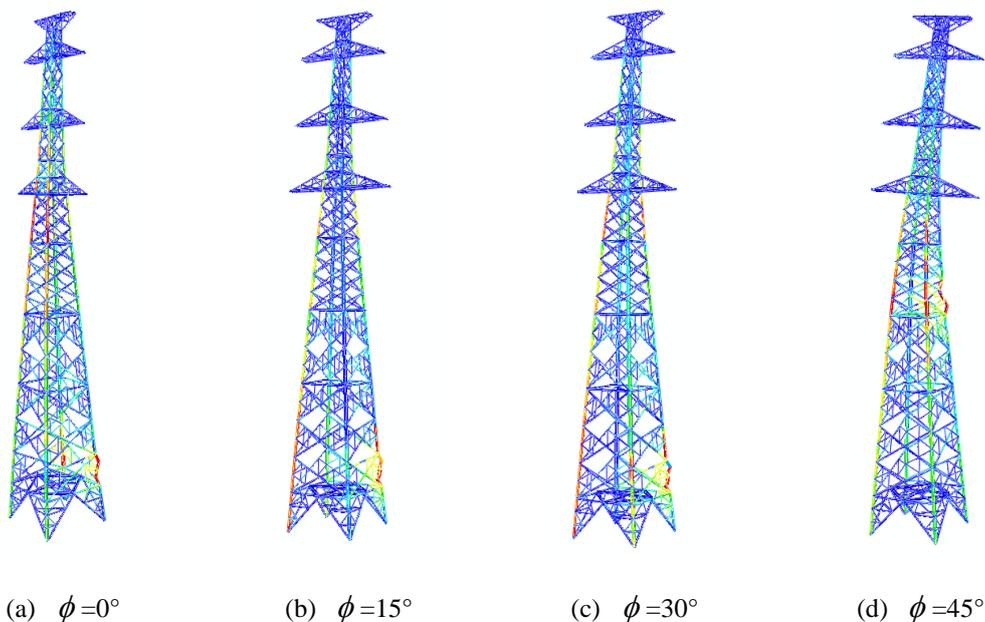
表 3.5 不同风向角工况下输电塔抗风极限承载力情况

水平档距工况	风载三成分组合 (H_t, H_l, H_w)	极限风速 (m/s)	风载三成分极限值(kN)			极限荷载 (kN)
			H_t	H_l	H_w	
$\varphi=90^\circ$	(0.1173, 0, 0.8827)	44.66	23.8562	0	179.5811	203.4372
$\varphi=75^\circ$	(0.1200, 0.0322, 0.8478)	46.40	25.6042	6.8607	180.8617	206.5799
$\varphi=60^\circ$	(0.1344, 0.0776, 0.7880)	51.00	29.9526	17.2932	175.6405	206.3191
$\varphi=45^\circ$	(0.1580, 0.1580, 0.6840)	61.05	38.7521	38.7521	167.7893	210.1453
$\varphi=30^\circ$	(0.1813, 0.3141, 0.5045)	81.00	53.0826	91.9418	147.6840	220.8178
$\varphi=15^\circ$	(0.1645, 0.6140, 0.2215)	109.20	53.4157	199.3487	71.9220	235.4770
$\varphi=0^\circ$	(0, 1, 0)	122.30	0	265.1731	0	265.1731

注：表中所示风载三成分组合为经单位正规化处理的风载三成分组合比。

从表 3.5 所示的输电塔抗风承载能力情况，可以看到：随着导地线风荷载成分所占比例的减小，结构的抗风极限承载能力逐渐增大。因此，从荷载的角度来看，导地线风荷载是决定输电塔抗风能力的主要因素。由公式 3.12 可知导地线风荷载同时受风向角和水平档距影响显著。进而认为，风向角和水平档距均为决定输电塔抗风承载能力的关键参数。这两个关键参数是由风向信息和线路信息共同决定。

依据工况 1~工况 7 下输电塔的非线性准静力逐级加载模拟结果，图 3.9 给出了不同风向角情况下输电塔的最终失效模式（即临近计算终止点的结构状态）。从图 3.9 中所示的失效情况来看，在 $0^\circ\sim 90^\circ$ 风向角变化范围内，输电塔存在两处薄弱部位：一是塔腿顶部节间（1 号塔段的上部）；二是塔身中部（4 号塔段的中下部）。当风向角为 $0^\circ\sim 30^\circ$ 时，破坏发生在塔腿顶部节间；当风向角为 $45^\circ\sim 90^\circ$ 时，破坏发生在塔身中部 4 号塔段。依据表 3.5，可见：风向角为 $0^\circ\sim 30^\circ$ 工况下，塔身风荷载（即垂线路向塔身风荷载和顺线路向塔身风荷载之和）所占比例达到或超过 0.5；风向角为 $45^\circ\sim 90^\circ$ 工况下，导地线风荷载所占比例超过 0.5。由此可推断：塔腿顶部破坏是由塔身风荷载主导的破坏形式；而塔身中部破坏是由导地线风荷载主导的破坏形式。值得一提的是：在不同风向角工况下，输电塔的破坏模式存在差别，有些破坏模式之间差别明显，有些则差别较小。但是，必然不存在两种或以上完全一致的破坏模式。换言之，加载工况与破坏模式存在一一对应的关系。



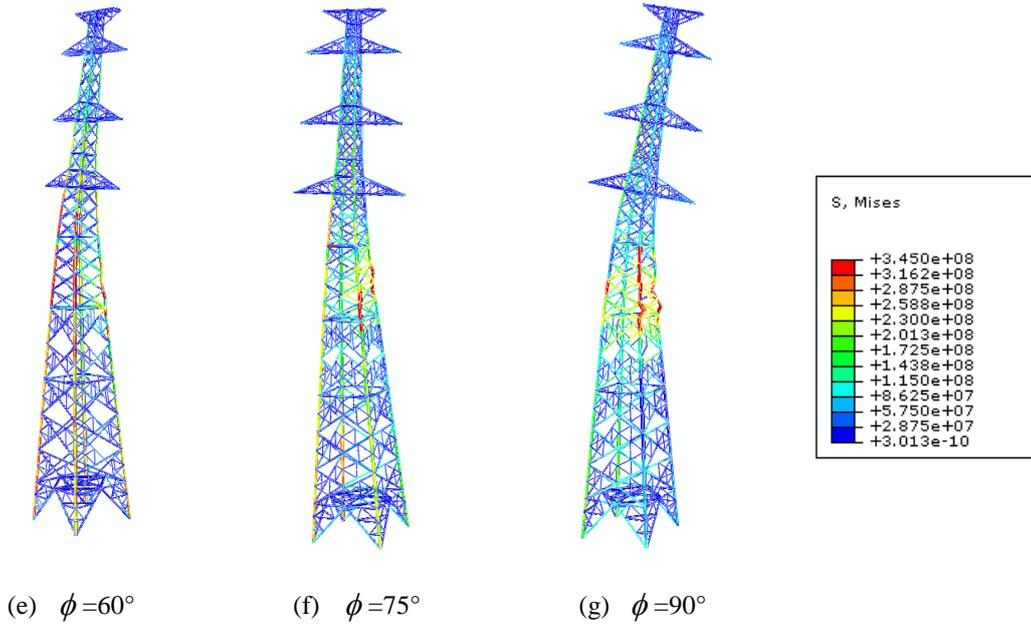


图 3.9 不同风向角下输电塔失效情况 (Mises 应力云图, 单位 Pa)

3.4.3 水平档距工况组

接下来, 以水平档距的变化为考查点, 图 3.10a 和图 3.10b 给出了表 3.4 中工况 1、工况 8 和工况 9 下输电塔的风速-位移曲线和荷载-位移曲线。从图 3.10a 所示的风速-位移曲线, 可以看到: 随着水平档距的增大, 输电塔的抗风极限承载能力 (即曲线转折点所对应的极限风速) 明显减小。从图 3.10b 所示的荷载-位移曲线, 可以看到: 输电塔所能承受的极限荷载会随着水平档距的增大而略有减小; 输电塔呈现出来的整体刚度也因水平档距的增大略有降低。

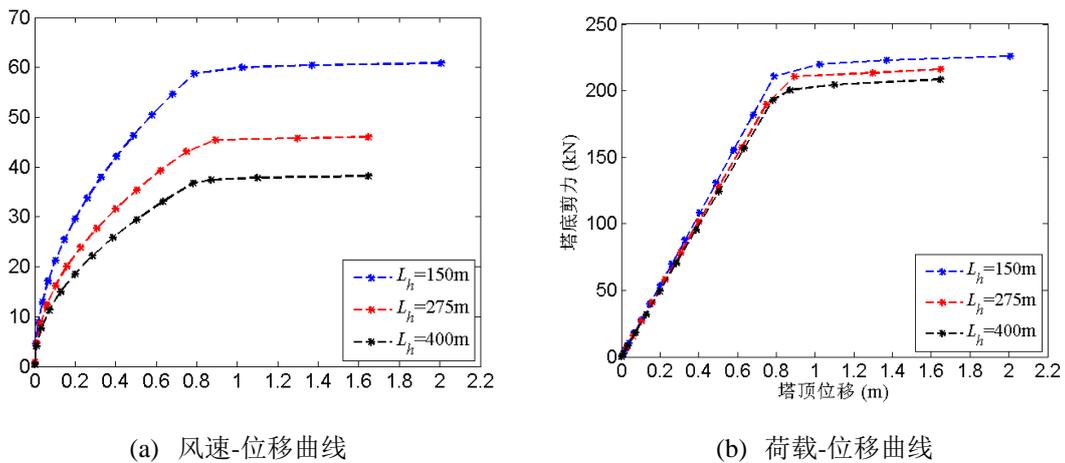


图 3.10 不同水平档距下输电塔行为曲线

表 3.6 进一步列出了输电塔在不同水平档距下的极限承载能力情况 (即极限

风速和极限荷载)，并给出了相应加载工况下风载三成分（即 H_t 、 H_l 和 H_w ）的组合情况，以及极限承载能力点所对应的风载三成分值。

表 3.6 水平档距工况下输电塔抗风极限承载力情况

水平档距工况	风载三成分组合 (H_t, H_l, H_w)	极限风速 (m/s)	风载三成分极限值(kN)			极限荷载 (kN)
			H_t	H_l	H_w	
$L_h = 150\text{m}$	(0.1958, 0, 0.8042)	58.75	41.2837	0	169.5108	210.7945
$L_h = 275\text{m}$	(0.1173, 0, 0.8827)	44.66	23.8562	0	179.5811	203.4372
$L_h = 400\text{m}$	(0.0837, 0, 0.9163)	36.73	16.1363	0	176.6820	192.8183

注：表中所示风载三成分组合为经单位正规化处理的风载三成分组合比。

依据表 3.6 所示的风载三成分组合情况，结合图 3.10b 所示的荷载-位移曲线，可以发现：随着导地线风荷载所占比例的增大和塔身风荷载所占比例的减小，塔体呈现出来的整体刚度逐渐减小。由此可见，在导地线风荷载作用下结构的整体柔度要大于在塔身风荷载作用下结构的整体柔度。

图 3.11 进一步给出了不同水平档距下，输电塔的破坏情况。从破坏形式来看，塔体的破坏部位为塔身中部（4 号塔段以及 3 号塔段与 4 号塔段的交界处）。从表 3.6 所示的风载三成分组合比可以看到，导地线风荷载占有很高比例。这种塔身中部破坏是由导地线风荷载主导的破坏形式。虽然破坏部位都发生在塔身中部，但是不同水平档距下输电塔的破坏模式仍旧存在一定程度的差别。

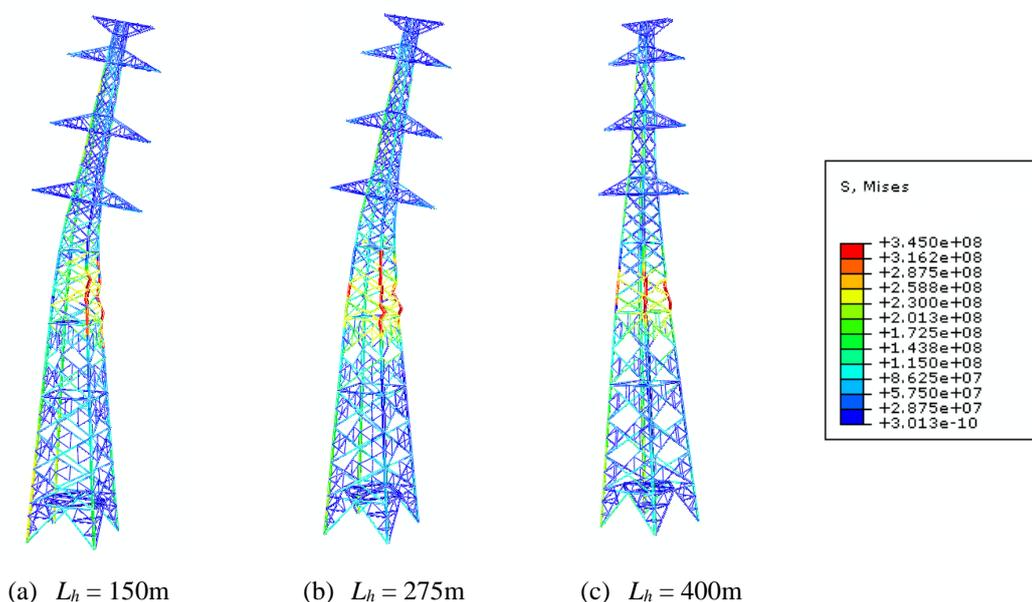


图 3.11 不同水平档距下输电塔失效情况（Mises 应力云图，单位 Pa）

由以上输电塔极限承载力模拟结果，可知：对于一基给定的输电塔，风向角和水平档距是决定风载工况的两项关键参数；一组风向角和水平档距对应一组确定的三成分风荷载系数（即风载分布规律）；同时对应结构极限状态下的风荷载三成分组合。输电塔的极限承载力和失效模式与风载三成分组合比关系密切。

3.5 输电塔抗风能力面

依据 3.2.3 小节对输电塔风荷载参数的讨论, 可知: 输电塔所受总体风效应是关于结构参数和外部环境参数的函数。3.4 节考虑了风场环境(即风速和风向)和线路空间特性(即线路走向和水平档距)的影响, 用风向角和水平档距来描述风载工况, 并引入风荷载系数, 对输电塔进行了基于风速递增的非线性准静力逐级加载模拟。进而得到: 风载工况(即风向角和水平档距)、风荷载沿塔体的分布规律、风荷载三成分组合比和输电塔失效模式之间存在的一一对应的关系。

基于以上分析可见, 线路中输电塔的抗风能力是一个多参数问题。为此, 本节提出基于多参变量的输电塔抗风能力表达, 从而建立适用于输电塔风易损性分析的结构极限状态方程。

3.5.1 能力面表达

从以往的输电塔风易损性分析来看^[66], 为了便于应用, 通常会通过建立与风场强度(即风速大小)有关的结构极限状态方程, 来计算易损性曲线。但是, 对于输电线路中的输电塔结构来说, 影响其抗风极限承载能力的因素不仅仅是风场强度, 还有风向信息和线路空间信息等。为了将这些因素考虑进来, 本节通过构建输电塔抗风能力面, 来建立适用于多参数的输电塔抗风极限状态方程。依据 3.4 节中输电塔抗风极限承载力分析, 可知: 风速、风向角(由风向和线路走向共同决定)和水平档距是影响输电塔抗风安全与否的三个关键外部环境参数。其中, 风向角和水平档距共同决定了风荷载沿塔体的分布规律, 风速则决定了风作用强度。基于这一认知, 此处提出如图 3.12 所示的输电塔抗风能力面。该能力面利用风速、风向角和水平档距三个环境参数来联合描述输电塔的抗风极限承载能力。

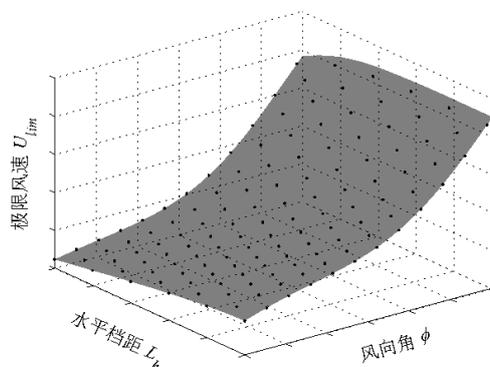


图 3.12 基于环境三参数的输电塔抗风能力面

图 3.12 所示曲面上任意点所表示的含义是：某风向角和水平档距下，输电塔所能承受的极限风速。对应的函数表达如公式 3.15 所示。

$$U_{lim} = \psi(\phi, L_h) \quad (3.15)$$

将风速 U 、风向角 ϕ 和水平档距 L_h 三个环境参变量，用向量 $\theta_L = [U \ \phi \ L_h]$ 来表示。那么，当 θ_L 代表的点位于图 3.12 所示的曲面上部时，结构失效；当 θ_L 代表的点位于曲面下部时，则结构安全。输电塔的抗风能力可通过公式 3.16 所示的方程来表示。

$$f_1(U, \phi, L_h) = 0 \quad (3.16)$$

f_1 所描述的是结构的极限状态。 $f_1 = 0$ 代表了输电塔抗风能力面，即公式 3.15。当 $f_1 < 0$ ，结构安全；当 $f_1 > 0$ ，结构失效。

根据 3.2 节~3.4 节中对风荷载和加载工况的讨论，可知：风对输电塔的总体作用可表示为三个风荷载成分的组合，即：塔身所受垂线路向风载 H_t 、塔身所受顺线路向风载 H_l 和导地线传递的风载 H_w 。风向角、水平档距和风速共同决定了风载三成分的组合情况及大小。将风荷载三成分用向量 $\theta_H = [H_t \ H_l \ H_w]$ 来表示。那么，对于一个确定的向量 θ_L ，必然存在一个确定的向量 θ_H 与之相对应。基于此认知，图 3.13 以风载三成分为度量，定义了基于荷载的输电塔抗风能力曲面。

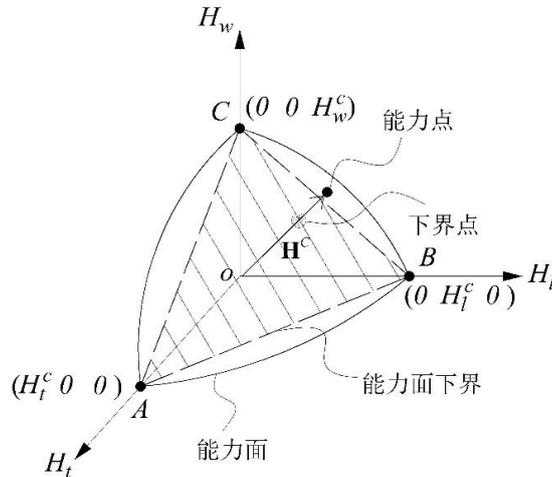


图 3.13 基于风载三成分的输电塔抗风能力面

依据图 3.13，连接坐标原点到曲面上任意一点，构成向量 \mathbf{H}_C 。 \mathbf{H}_C 的方向代表了一种风荷载三成分组合； \mathbf{H}_C 的大小则表示了在相应三成分组合下，输电塔的抗风承载能力。基于荷载的输电塔抗风能力面可用进一步由公式 3.17 表示。

$$f_2(H_t, H_l, H_w) = 0 \quad (3.17)$$

f_2 所描述的是基于荷载的结构极限状态。 $f_2 = 0$ 所表述的是输电塔抗风能力面。当 $f_2 < 0$ ，结构安全；当 $f_2 > 0$ ，结构失效。图 3.13 中能力曲面与三个坐标轴的交

点, 即 $A(H_t^c \ 0 \ 0)$, $B(0 \ H_l^c \ 0)$ 和 $C(0 \ 0 \ H_w^c)$, 分别表示仅有垂线路向塔身风载、仅有顺线路向塔身风载和仅有导地线风载作用下输电塔的极限承载力。这三种风载工况对应的风载三成分比 (即 $H_t : H_l : H_w$) 依次为 $1 : 0 : 0$ 、 $0 : 1 : 0$ 和 $0 : 0 : 1$ 。那么, 任一风荷载工况可以表示为这三种工况的组合。依次连接点 A 、 B 、 C , 构成一个平面。在 3.4 节的抗风承载力分析中, 定义荷载-位移曲线的线性段与非线性段的过渡点 (即线性段的终点) 为输电塔极限承载能力点。依据这种基于比例极限的极限承载力判定准则 (即荷载与结构受力状态为线性关系), 可知能力曲面上的点必然位于平面 ABC 及其以上。于是, 点 A 、 B 、 C 构成的平面可视为能力曲面的下界, 并可用公式 3.18 来表示。

$$\frac{H_t}{H_t^c} + \frac{H_l}{H_l^c} + \frac{H_w}{H_w^c} = 1 \quad (3.18)$$

值得一提的是, 图 3.13 中 H_t 轴、 H_l 轴和 H_w 轴所对应的风载工况在实际情况中未必存在。例如, 在实际输电线路中, 一般不存在 $L_h = 0$ 的情况。那么, 输电塔在受到垂线路向塔身风载作用时, 必然要受到导地线风载的作用。 H_t 轴和 H_w 轴所代表的工况在实际情况中不会出现。如此一来, 点 A 和点 C 只是理论上存在点而非实际中存在的点。

3.5.2 能力面求解

比较以上两种能力面表达, 可知: θ_L 能力面 (图 3.12) 直接构建了塔体极限承载力与风及线路信息的关系, 可便捷且快速地用于结构的失效判定, 进而可直接应用于结构的易损性分析; θ_H 能力面 (图 3.13) 则表示了不同风载三成分组合情况下输电塔的极限承载力, 可有效揭示输电塔在不同风荷载工况下的抗风能力差别, 进而适用于输电塔风致行为特征的探讨。从结构极限承载力的角度来看, 以上两种表达是等效的, 即: 两种能力面存在一一对应的关系。已知 θ_L 能力面, 则可依据风荷载计算公式和风荷载参数取值, 获得与之唯一对应的 θ_H 能力面, 反之亦然。

对于 θ_L 能力面, 风速、风向角和水平档距三个变量是相互独立的。风向角在 $0^\circ \sim 90^\circ$ 范围内取值, 水平档距的取值范围则可依据线路设计信息获得。此处依据线路信息, 分别取 150 m 作为水平档距下限值和 400 m 最为水平档距上限值。由此可见, θ_L 能力面的面域情况是直接显性的。对于 θ_H 能力面, 风载三成分 H_t 、 H_l 和 H_w 并非相互独立, 而是有着共同的影响参数。例如: 三成分的大小均与风速的平方成正比 (即与风压成正比); 三成分的组合情况 (即三成分组合比例) 受到风向角、水平档距等参数的影响; 垂线路向塔身风荷载与顺线路向塔身风荷载的比值由风向角唯一决定, 两者之比是关于风向角的余切函数; 通常情况下,

由于不存在 $L_h = 0$ 的情况，因此 θ_H 能力面不存在 $H_l = 0$ 且 $H_t \neq 0$ 的情况。因此，值得注意的是：实际情况中， θ_H 能力面并非如图 3.13 所示的全局曲面，而是其中的局部。

能力面上任意一点所表示的是输电塔在相应风载工况下的极限承载能力。从 3.4 节的输电塔抗风承载力分析可知，已知风荷载工况，对输电塔进行基于风速递增的非线性准静力加载模拟，便可获得相应工况下结构的荷载-位移曲线。依据荷载-位移曲线，采用双折线拟合，便可得到结构极限承载能力点（即线性阶段与非线性阶段的过渡点）。此处，将该荷载-位移曲线称作能力曲线（如图 3.14）。依据极限承载能力点所对应的风速值，可以获得 θ_L 能力面上的相应点。极限承载能力点所对应的风载三成分值则为 θ_H 能力面上的点。

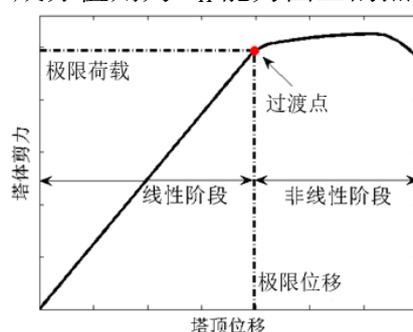


图 3.14 输电塔抗风能力曲线

通过一条能力曲线仅能获得能力曲面的上的一个点。想要获得完整的能力曲面，需要在风向角和水平档距取值范围内，对输电塔模型进行一系列非线性准静力逐级加载模拟，从而获得各个风载工况下输电塔能力曲线并提取出相应的极限承载能力点，然后再拟合获得输电塔抗风能力面。

此处，选取 7 个风向角值（ 0° 、 15° 、 30° 、 45° 、 60° 、 75° 、 90° ）和 6 个水平档距值（150m、200m、250m、300m、350m、400m），共组成 42 个加载工况，对输电塔依次进行非线性准静力逐级加载模拟。依据能力曲线，得到各加载工况下输电塔所能承受的极限风速值和风载三成分极限值，从而获得 θ_L 能力面和 θ_H 能力面上的 42 个点。 θ_L 能力面的计算结果如图 3.15 所示。从输电塔 θ_L 能力面的变化趋势来看，输电塔所能承受的极限风速随着风向角和水平档距的增大而减小。从 θ_L 能力面的形态变化来看，输电塔的抗风能力受风向角影响显著，受水平档距的影响则不及风向角影响明显。

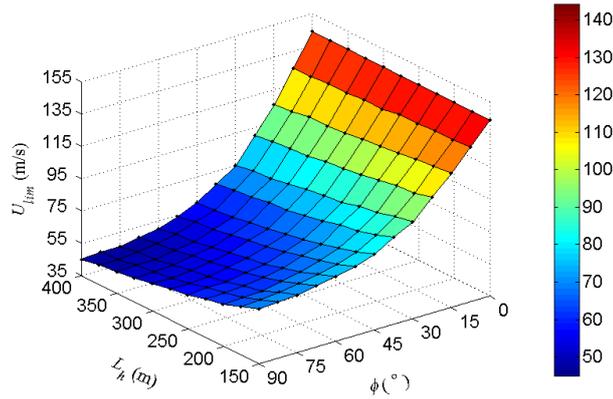


图 3.15 输电塔 θ_L 能力面

依据 θ_L 能力面形态特征，此处选取三阶多项式和二阶多项式，对极限风速关于风向角和水平档距的函数关系进行二维拟合，其拟合公式如式 3.19。

$$U_{lim} = a_{00} + a_{10}\phi + a_{01}L_h + a_{20}\phi^2 + a_{11}\phi L_h + a_{02}L_h^2 + a_{30}\phi^3 + a_{21}\phi^2 L_h + a_{12}\phi L_h^2 \quad (3.19)$$

该拟合公式最高考虑了风向角的三阶次影响和水平档距的二阶次影响。以 42 个模拟点为依据，拟合结果的均方根误差值为 1.405，平均绝对误差值为 0.758，拟合度指数达到 0.9988。

图 3.16 给出了 θ_H 能力面的计算结果。输电塔 θ_H 能力面并非如图 3.13 所示的全局包络面，而是一个自下往上，由窄变宽的部分曲面。从其变化趋势来看，该能力面近似为一个平面。但是，随着 H_t 和 H_l 值越来越小， H_w 所占比例越来越大，能力面呈现出越来越明显的非线性特征。依据 3.4 节中关于输电塔失效的讨论，初步推断：这是因为导地线风荷载主导的输电塔失效有较明显的延性特征，而塔身风荷载主导的输电塔失效具有脆性失效的特点。

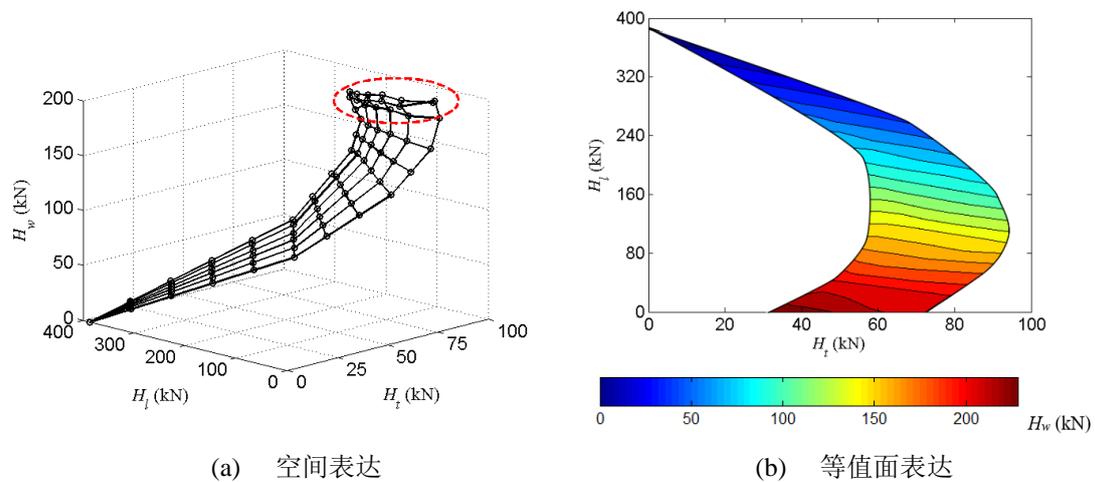


图 3.16 输电塔 θ_H 能力面

3.6 本章小结

以第2章塔-线体系台风作用模拟结果为依据,通过引入平均风高度变化系数和荷载动力放大(调整)系数,得到输电塔台风等效静风荷载(包括塔身风荷载和导地线传递风荷载)的计算式。输电塔所受总体风效应被表示为三个荷载成分的组合,即:垂线路向塔身风荷载(H_t)、顺线路向塔身风荷载(H_l)和导地线风荷载(H_w)。以风载三成分计算式为依据,将影响风荷载的参数分为四类,即:风场信息,包括风速和风向;线路空间信息,包括输电线路的跨度和走向;结构信息,包括输电塔、线的结构参数;地理信息,包括地形和地面粗糙情况。

考虑风场信息和线路空间信息的变化,采用风向角和水平档距两项参数来描述风荷载工况,并引入风荷载系数,对输电塔结构开展了基于风速递增的非线性准静力逐级加载模拟。利用风速-位移曲线和荷载-位移曲线描述输电塔的力学行为,进而获得结构的抗风极限承载能力点(即结构从线性行为到非线性行为的过渡点)。依据不同工况下,输电塔极限承载能力情况和失效情况,得到:

- (1) 风向角和水平档距是影响输电塔抗风承载能力的两个关键参数;
- (2) 对于一个给定的输电塔(即结构信息确定),一组风向角和水平档距对应了一种风荷载分布及风载三成分组合比;
- (3) 风载三成分组合比影响并决定输电塔的力学行为:导地线风载成分占主要比重时,结构的整体柔度偏大且在失效阶段表现为延性特征;塔身风载成分占主要比重时,结构则表现出相反的特征;
- (4) 导地线风载成分主导的塔体破坏与塔身风载成分主导的塔体破坏存在明显差别,即塔体薄弱部位不同。

依据多工况下输电塔抗风极限承载力分析结果,本章进一步提出了基于多参数的输电塔抗风承载力面表达,即 θ_L 能力面和 θ_H 能力面。 θ_L 能力面是关于风速、风向角和水平档距的函数,其面上的点表示:在某风向角与水平档距下,输电塔所能承受的极限风速。 θ_H 能力面是关于风荷载三成分的函数,其面上的点则表示:在任一风载三成份组合情况下,输电塔所能承受的极限荷载。 θ_L 能力面直接建立了结构极限承载力与风和线路信息的关系, θ_H 能力面则反映了结构在不同风载三成分组合下的抗风承载力差别。基于 θ_L 能力面和 θ_H 能力面,建立了适用于线路中输电塔风易损性分析的结构极限状态方程。

以实际输电塔为例,通过设置了一系列加载工况和塔结构非线性准静力逐级加载模拟,拟合得到输电塔 θ_L 能力面和 θ_H 能力面。从 θ_L 能力面的拟合结果来看,输电塔所能承受的极限风速可以表示为关于风向角的三阶和水平档距的二阶多项式函数。从 θ_H 能力面的拟合结果来看,随着导地线风荷载所占比例的增大,输电塔抗风能力面表现出越来越明显的非线性特征。

第4章 输电塔抗风能力面替代建模研究

4.1 引言

本文第3章对输电塔的抗风承载能力进行了讨论,将风场因素和线路因素考虑在进来,构建了基于多参数的输电塔抗风能力面函数,即公式3.4和公式3.5。在后续的易损性分析中,结构参数将作为随机自由变量来考虑。这意味着,在进行输电塔极限状态分析时,输电塔结构模型不再唯一。易损性评估要求对结构参数随机抽样,进而建立大量输电塔样本模型,并对这些样本模型开展多种风载工况下的非线性准静力逐级加载模拟,最终获得输电塔抗风能力面样本集。在3.5.2小节的能力面求解中,用了42个点来构造一个能力曲面,这已经是一个非常耗时的过程。结构的不确定性被考虑进来后,求解能力面集所需求的计算量将随着输电塔样本数量的增多呈级数增长。依次对每个样本塔模型展开多工况下的逐级加载模拟显然是不可取的。因此,本章以Kriging数学方法^[135-139]为基础,构建适用于输电抗风能力面的自适应替代建模方法。从而,实现替代模型精度与建模效率的平衡。并对该方法的有效性和适用性进行验证。

从结构角度来看,一组结构参数对应了一个确定的输电塔模型;一个确定的输电塔模型进而对应了一个确定的抗风能力面。因此,结构参数与输电塔抗风能力面存在一一映射的关系。此处,用向量 θ_s 代表结构参数,用向量 θ_c 代表能力面,那么 θ_c 必然可以表示为关于 θ_s 的函数,如公式4.1。

$$\theta_c \equiv \chi(\theta_s) \quad (4.1)$$

χ 表示从 θ_s 到 θ_c 的映射关系,其实质是一个方程组。对于输电塔这类空间桁架结构, χ 通常是隐性的,不易于直接推导求解。本章的目的正是运用Kriging方法来建立一个数学模型,并用该模型近似替代公式4.1所示的映射关系。

考虑到Kriging方法是本章能力面替代建模的基本数学方法,接下来先简单介绍该方法。然后,以构建高效精确的替代模型为目标,对输电塔抗风能力面的自适应替代建模开展研究。最后,以实际输电塔为对象,运用基于Kriging的自适应替代建模方法,求解输电塔抗风能力面集,并验证该替代建模方法的有效性和合理性。

4.2 Kriging 数学方法

设定 \mathbf{x} 为某映射关系(或函数关系)的自变量向量, \mathbf{y} 为因变量向量。Kriging

方法首先假设从 \mathbf{x} 到 \mathbf{y} 的映射关系可以用一个高斯随机过程来表示。该随机过程的均值和自协方差均是未知的，其最终取值由观测点 $\mathbf{X}=[\mathbf{x}^1 \dots \mathbf{x}^p]^T$ 和观测结果 $\mathbf{Y}=[\mathbf{y}^1 \dots \mathbf{y}^p]^T$ 共同决定。 p 为观测点的数量。观测点集 \mathbf{X} 由自变量向量组成；观测结果 $\mathbf{Y}=[\mathbf{y}^1 \dots \mathbf{y}^p]^T$ 是对应于观测点 \mathbf{X} 的因变量向量集，其值一般通过数值模拟或试验研究获得。观测点 \mathbf{X} 和相应的观测结果 \mathbf{Y} 被统称为实验集或者训练集。如何选取观测点并创建实验集是 Kriging 建模的第一步，该步骤被称为实验设计。点集 $\mathbf{Y}(\mathbf{X})$ 的实质就是满足映射关系的映射点。Kriging 方法正是基于这些已知映射点来构建高斯随机过程函数，并用该随机过程函数来近似替代映射关系。构建的替代函数一方面满足所有观测点与观测结果的映射关系，另一方面可用于预测任意点 \mathbf{x} 对应的 \mathbf{y} 值。

\mathbf{y} 关于 \mathbf{x} 的高斯随机过程函数表示为公式 4.2。

$$\mathbf{y}(\mathbf{x}) = \sum_{i=1}^m \beta_i f_i(\mathbf{x}) + z(\mathbf{x}) = \mathbf{f}(\mathbf{x})^T \boldsymbol{\beta} + z(\mathbf{x}) \quad (4.2)$$

等号右侧第一项为回归模型项： $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ 为回归函数， $\boldsymbol{\beta}$ 为回归系数， m 为回归模型中基本函数的个数；等号右侧第二项为平稳高斯过程项：该随机过程均值为 0，且具有恒定方差 σ_y^2 和平稳自相关函数 R 。平稳高斯过程的自协方差函数可进一步表示为公式 4.3。

$$\text{Cov}(\mathbf{x}, \mathbf{x}') = \sigma_y^2 R(\mathbf{x}, \mathbf{x}') \quad (4.3)$$

公式 4.2 中回归项的物理意义是：对映射关系在考查域范围内的回归拟合。公式 4.2 中平稳高斯项则表示：对回归拟合的偏差修正。公式 4.2 所示的替代函数的本质是：基于实验集，对映射函数关系进行插值拟合，插值拟合结果受实验设计的影响。这里的影响既包括实验点集所呈现的变化趋势，还包括实验点集所呈现的相关性。接下来从模型构建的角度，对 Kriging 方法进行简单说明。

依据公式 4.2 和公式 4.3，Kriging 替代函数由两部分组成：一是回归模型；二是高斯随机过程模型。回归模型由回归方程 $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ 和回归系数 $\boldsymbol{\beta}$ 组成；高斯随机过程模型由平稳自相关函数 R 和方差 σ_y^2 组成。模型构建的第 1 步就是选取适当的回归方程 $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ 和相关函数 R 。

回归方程通常采用多项式形式，常见的有 0 阶、一阶和二阶多项式函数。对于一般的最小二乘回归来说，回归模型中的基础方程个数越多和因变量向量维数越高，那么为达到相应回归精度所需的实验集规模就越大^[140]。因此，对于复杂的映射关系来说，为了实现建模效率与精度的平衡，低阶多项式回归模型会是更好的选择。此处，采用一阶多项式作为 Kriging 模型的回归函数，其具体表达形式如公式 4.4 所示。

$$\mathbf{f}(\mathbf{x}) = [1 \quad x_1 \quad x_2 \quad \cdots \quad x_m] \quad (4.4)$$

自相关函数 R 可以进一步表示为公式 4.5。

$$R(\mathbf{x}, \mathbf{x}') = \prod_{k=1}^n R_k(\theta, x_k - x'_k) \quad (4.5)$$

n 为自变量向量 \mathbf{x} 的维数； θ 为相关函数参数，其值越大表明自变量参数间的相关性衰减得越快； R_k 的函数形式可分为两类：一类是抛物线式（如高斯形式、立方形式和样条形式）；另一类是线性式（如指数形式、线性形式和球面形式）。抛物线式相关函数表示：相近实验点之间的相关性变化规律呈抛物线性。而线性式相关函数则表示：相近实验点间的相关性递减关系呈线性。在构建 Kriging 模型时，需要依据映射关系的可导性和周期性来选取相关函数形式^[140]。这就要求我们对映射函数特征有个基本的预判。如果映射函数具有连续可导性，通常会选取抛物线式相关函数；如果映射关系具有一阶线性特征，则通常会选取线性式相关函数^[141-142]。依据 3.5.2 小节中输电塔 θ_L 能力面的形态特征（图 3.15）和拟合结果可知，输电塔抗风能力面呈现出高阶且连续可导的特性。因此在对 θ_L 能力面进行 Kriging 替代建模时，更倾向采用抛物线式的相关函数形式，例如高斯形式。高斯形式的相关函数如公式 4.6 所示。

$$R_k = \exp\left(-\theta|x_k - x'_k|^2\right) \quad (4.6)$$

公式 4.6 中自变量元素均为经单位正规化后的自变量向量元素值。

选取好回归模型和自相关函数后，构建 Kriging 建模的第 2 步是获得模型所涉及的参数值或参数表达式，其中包括回归系数 $\boldsymbol{\beta}$ 、平稳高斯过程 z 的方差 σ_y^2 和相关函数参数 θ 。依据实验点集，运用最小二乘和最大似然估计方法，可以获得如公式 4.7 和公式 4.8 所示的回归系数估计值 $\hat{\boldsymbol{\beta}}$ 和方差 σ_y^2 。

$$\hat{\boldsymbol{\beta}} = (\mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{F})^{-1} \mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{Y} \quad (4.7)$$

$$\sigma_y^2 = \frac{1}{p} (\mathbf{Y} - \mathbf{F} \hat{\boldsymbol{\beta}})^T \mathbf{R}^{-1} (\mathbf{Y} - \mathbf{F} \hat{\boldsymbol{\beta}}) \quad (4.8)$$

其中， p 为实验点规模，即观测点和观测结果的数量； \mathbf{Y} 为观测结果向量集；

$$\mathbf{F} = [\mathbf{f}(\mathbf{x}^1) \quad \mathbf{f}(\mathbf{x}^2) \quad \cdots \quad \mathbf{f}(\mathbf{x}^p)]^T; \quad \mathbf{R} = \begin{bmatrix} R(\mathbf{x}^1, \mathbf{x}^1) & R(\mathbf{x}^1, \mathbf{x}^2) & \cdots & R(\mathbf{x}^1, \mathbf{x}^p) \\ R(\mathbf{x}^2, \mathbf{x}^1) & R(\mathbf{x}^2, \mathbf{x}^2) & \cdots & R(\mathbf{x}^2, \mathbf{x}^p) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ R(\mathbf{x}^p, \mathbf{x}^1) & R(\mathbf{x}^p, \mathbf{x}^2) & \cdots & R(\mathbf{x}^p, \mathbf{x}^p) \end{bmatrix}.$$

Kriging 模型中的相关函数参数 θ 描述了高斯过程 \mathbf{y} 的相关性衰减速度，其值越大相关性衰减越快，反之则反。 θ 取值通常涉及 Kriging 模型优化问题^[142-143]。

在实际的 Kriging 建模操作中, 我们首先给定一个 θ 初始值, 再以高斯过程函数 \mathbf{y} 的方差 σ_y^2 为考查指标, 通过变化 θ 值进行反复建模。当 σ_y^2 趋于稳定, 模型所对应的 θ 值将被选为最终的相关函数参数值。

Kriging 模型的重要作用是能够有效预测考查域内任意一点 \mathbf{x} 所对应的函数值 \mathbf{y} 。依据公式 4.7 和公式 4.8, 运用最大似然估计方法, 可以最终获得相应 Kriging 模型的预测模型。预测模型可通过公式 4.9 和 4.10 来表示。

$$\mu_{\mathbf{y}}(\mathbf{x}) = \mathbf{f}(\mathbf{x})^T \hat{\boldsymbol{\beta}} + \mathbf{r}(\mathbf{x})^T \mathbf{R}^{-1} (\mathbf{Y} - \mathbf{F}\hat{\boldsymbol{\beta}}) \quad (4.9)$$

$$\sigma_{\mathbf{y}}^2(\mathbf{x}) = \sigma_y^2 (1 - \mathbf{r}(\mathbf{x})^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{r}(\mathbf{x}) + \mathbf{u}(\mathbf{x})^T (\mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{F})^{-1} \mathbf{u}(\mathbf{x})) \quad (4.10)$$

其中, $\mathbf{r}(\mathbf{x}) = [R(\mathbf{x}, \mathbf{x}^1) \quad R(\mathbf{x}, \mathbf{x}^2) \quad \cdots \quad R(\mathbf{x}, \mathbf{x}^p)]^T$; $\mathbf{u}(\mathbf{x}) = \mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{r}(\mathbf{x}) - \mathbf{f}(\mathbf{x})$ 。公式 3.11 为 Kriging 模型对 \mathbf{y} 的预测均值, 公式 4.10 所表示的则是 Kriging 模型的预测误差方差。

以上内容给出了 Kriging 模型及其预测的几个关键方程。关于 Kriging 模型的具体推导可参见附录 B。

4.3 基于 Kriging 的自适应替代建模

由以上介绍可知, 依据实验点 (即观测点与观测结果) 信息, 便可运用 4.2 节所示的 Kriging 方法构建一个替代模型来近似映射函数。Kriging 替代模型的精度很大程度上受实验集的影响。实验集规模越大, 替代模型的准确度越高。但是, 创建一个很大规模的实验集意味着模拟计算成本或者试验成本的大幅提高, 这将使替代建模失去意义。所以, 本章采用补充实验点的方式, 开展 Kriging 自适应替代建模研究, 即: 通过循环补点, 使替代模型达到目标精度。如何创建合理的补点机制并检验模型精度是 Kriging 自适应替代建模的关键。

想要创建一个合理的补点机制, 首先要思考以下几问题: ①选点的依据, 即: 根据什么指标来选择补充点; ②补点数量与成效的平衡, 即: 如何避免选取到对模型改进效果相近的重复点; ③选点的技术, 即: 为了实现补点机制所采取的数学方法; ④模型精度验证, 即: 如何设置补点循环终止与否的判断准则。接下来, 依次从补点集生成、补点集优化和模型验证三个方面对 Kriging 自适应替代建模进行研究和讨论。

4.3.1 补点集生成

Kriging 替代模型在构建过程中, 既给出了预测均值 $\mu_{\mathbf{y}}$ 的计算方法 (公式 4.9) 又给出了预测误差方差 $\sigma_{\mathbf{y}}^2$ 的计算方法 (公式 4.10)。由于预测误差方差 $\sigma_{\mathbf{y}}^2$ 直接描

述了预测均值的准确度，因此该参数可直接作为补充点的选点依据。也就是说， σ_y^2 值越大的点为 Kriging 模型无法准确预测的点，应被选为补充点用以扩充实验集，进而改进替代模型在这些点区域的预测精度。于是，选点目标可以描述为：预测误差方差值越大的区域，所对应的选点数应越多，反之则反。若转化为数学问题，则是：补充点服从以 σ_y^2 为概率值的分布，即 $\sigma_y^2(\mathbf{x}^*)$ 为点 \mathbf{x}^* 被选为补充点的概率。此处， $\sigma_y^2(\mathbf{x}^*)$ 是经 0~1 正规化的误差方差值。为了实现这一目标，此处采用接受-拒绝采样方法^[145]来实施补充点的选取。假定一个矩形区域和一条概率密度曲线（如图 4.1），先在矩形区域内均匀的布满点，再将曲线以上的点去除，剩下的点均匀分布在曲线下包络区域内。那么，曲线值 y 越大的区域所包括的点数越多，反之则反。于是可推得：曲线下包络区域内点的横坐标值服从以该曲线为概率密度的分布。这就是接受-拒绝采样方法的核心思想。

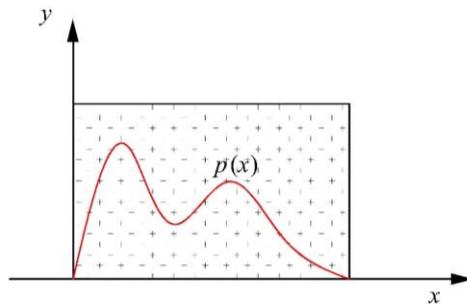


图 4.1 接受-拒绝采样方法示意图一

接受-拒绝采样方法的具体实施是：先选择一个易于抽样的参考分布（例如均匀分布、高斯分布），以其为依据进行抽样；再通过接受-拒绝判定，使抽取的样本服从目标分布。参考图 4.2，接受-拒绝采样的具体步骤如下：

- (i) 选取一个简单的参考分布，其密度函数记为 $q(x)$ 。如图 4.2 所示， $q(x)$ 为高斯分布， $p(x)$ 为目标分布。
- (ii) 引入常数 k ，使得所有 x 满足条件 $kq(x) \geq p(x)$ ，即：曲线 $kq(x)$ 包络曲线 $p(x)$ 。
- (iii) 先从 $q(x)$ 分布中抽取样本 x_0 ，再在 $[0, kq(x_0)]$ 区间内均匀抽样，获得 y_0 。如果 $y_0 < p(x_0)$ ，保留 x_0 这一样本，反之则舍弃该样本。
- (iv) 重复步骤 (iii)，直到有效的样本量达到目标规模。

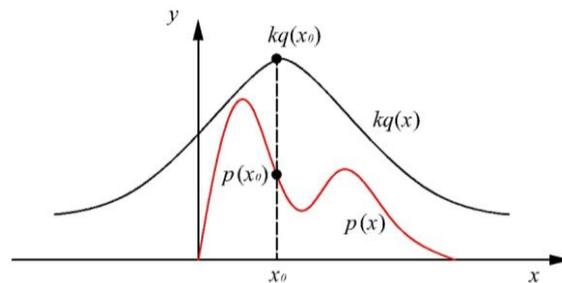


图 4.2 接受-拒绝采样示意图二

依据以上描述，每次抽样的接受概率可用公式 4.11 来表示。

$$P_{accept} = \int \frac{q(x)}{kp(x)} p(x) dx = \frac{1}{k} \int q(x) dx \quad (4.11)$$

为了避免过多的无效抽样， k 值的选取应当在满足条件 $kq(x) \geq k(x)$ 的前提下尽量小。在后续的输电塔抗风能力面替代建模中，将采用均匀分布作为参考分布，并先对考查域的全局预测误差方差进行估计，以误差方差最大值为参考来决定 k 值。

4.3.2 补点集优化

生成补点集后，会遇到另一个问题：在这个补充点集中，很可能存在对模型改进效果相近的重复点。比方说，Kriging 模型在点 \mathbf{x}_1 和点 \mathbf{x}_2 处的预测误差方差都很大，于是被同时选为补充点。但是由于这两个点相距很近，补充点 \mathbf{x}_1 或是补充点 \mathbf{x}_2 对模型精度的改进程度与同时补充两个点对模型的改进程度相近。于是，同时补充两个点不是一种有效的补点方式。针对这个问题，最直接的解决办法是在每个补点循环下，只选取一个补充点，用以扩充实验集并更新 Kriging 替代模型。这种处理方式虽然可行但是效率低。此处，采取另一种处理方式，即：对广泛选取的补充点进行聚类分析，排除掉部分对模型改进效果相近的重复点，从而缩小补充点集的规模。为此，采用 K-means 聚类分析方法^[146]对补点集进行优化。其优化目标为：通过对补充点进行分类，生成一个新的具有代表性的且规模较小的补充点集。

K-means 方法在程序上易于实现且聚类效果佳，因此被广泛地应用于数据分析。该算法的基本思想为：对于给定的样本集，按照样本点间的距离大小，将样本集划分为 K 个簇，同一个簇内的点紧密聚集在一起，簇与簇之间的距离尽量大。用 G 表示簇，该方法的最终目标是使公式 4.12 所示的平方误差和 E 最小。

$$E = \sum_{i=1}^K \sum_{\mathbf{x} \in G_i} \|\mathbf{x} - \mathbf{m}_i\|_2^2 \quad (4.12)$$

\mathbf{x} 为样本点； \mathbf{m}_i 为簇 G_i 点集的均值向量，也称为质心。K-means 算法通过迭代的方式使平方误差和最小化，其运行步骤有：①基于样本集，随机选取 K 个簇中心点；②计算每个样本点与中心点的距离，并将样本点归入距离最短的中心点所代表的簇；③更新各中心点所代表的簇的均值向量（即质心），并将其作为新的中心点；④重复步骤②和③，直到平方误差和 E 达到或小于设定值，或者满足一定的迭代步数后，平方误差和不再变化。需要注意的是，当样本点信息涉及多维

且非统一量纲时,需将各维度下样本数据转换到 0~1 范围内,即对样本参数单位正规化。具体计算公式如下:

$$x'_i = \frac{x_i - \min(\mathbf{X}_{:,j})}{\max(\mathbf{X}_{:,j}) - \min(\mathbf{X}_{:,j})} \quad (4.13)$$

x_i 为样本点 \mathbf{x} 的第 i 维元素值, $\mathbf{X}_{:,i}$ 为所有样本点第 i 维元素构成的向量。

K-means 方法是一种无监督算法,不适当的初始条件很可能导致不合理的聚类结果。初始条件涉及两方面信息:一是初始中心点的确定;二是 K 值的选取。K-means 方法作为无监督算法,具有局部最优的特性,因此不恰当的初始中心点会造成次优的聚类结果。 K 值的选取则会直接影响聚类结果,最优 K 值应与样本集本身的结构特征相符。然而,这种结构特征通常很难掌握,尤其当样本涉及多维。为了避免初始条件的不恰当,此处,采用二分 K-means 算法和迭代自组织数据分析算法分别对初始中心的选取和 K 值进行优化。

二分 K-means 算法的中心思想是:在选取初始中心点时,使相邻簇之间的距离尽可能大。其具体实现步骤有:①基于样本集,随机选取第一个簇中心点;②计算每个样本到簇中心点的距离;③依据簇中样本信息,选取一个新的中心点,其选取原则为距离原簇中心点较大的样本点被选为新中心点的概率较大;④重复步骤②和③,直到 K 个聚类中心被确定。从以上步骤可知,该算法的关键点在于如何使距离中心点较大的样本点有较大的概率被选为新的中心点,即步骤③。此处,采用轮盘法实现该步骤。轮盘法可概括为:先以样本点与簇中心点距离的平方为度量,计算每个样本被选为下一个新中心点的概率,并依次排列计算出累积概率;再在 0~1 区间内生成一个随机数,判断随机数所对应的累积概率区间,该区间所对应的样本点则被选为新的中心点。轮盘法选点可以使选点路径往概率值大的样本点走的可能性大,同时也存在往概率值小的样本点走的可能性,这使得选点路径具有多样性,从而避免了局部最优解。

迭代自组织数据分析算法是在 K-means 算法的基础上,增添了对聚类结果的合并和分裂两个操作:当两个簇的中心距离小于某阈值,将它们合并为一个簇;当某个簇的标准差大于相应阈值且其样本数量超过相应阈值,将该簇分裂为两个簇,循环操作,直到标准差或者样本数量不大于相应阈值。

依据以上分析,本章以 K-means 算法为基础,结合二分 K-means 算法和迭代自组织数据分析算法,通过以下所示的流程,对补点集进行优化:

- (i) 设定预期 K 值为 \tilde{K} , 采用二分 K-means 算法生成 \tilde{K} 个簇。
- (ii) 设置控制参数:相邻簇之间距离下限 d_{min} 、簇样本数量下限 $N_{s,min}$ 、簇样本集标准差上限 σ 、簇个数 N_c (初始值为 \tilde{K})、最大迭代次数 N_{iter} 。
- (iii) 统计每个簇的样本容量并计算每个簇中样本点在各个维度下的标准差;

(iv) 选取每个簇中的最大标准差值, 与 σ 相比较, 若是大于且簇样本容量大于 2 倍的 $N_{s,min}$ 则分裂该簇, 否则保留原簇。新分裂的两个簇的中心点分别是原中心在相应维度上加减一个最大标准差值;

(v) 计算所有簇中心点之间的距离, 将距离小于 d_{min} 的簇合并 (每次循环中, 一个簇最多合并一次);

(vi) 统计簇的总量 N_c ;

(vii) 若簇的总量的小于 $\tilde{K}/2$, 转至分裂操作, 即步骤 (iii); 若簇的总量大于两倍的 \tilde{K} , 跳过分裂操作, 直接转至合并操作, 即步骤 (v); 若循环次数达到 N_{iter} 或者过程收敛, 则结束算法。

4.3.3 Kriging 模型验证

模型验证是自适应建模的关键阶段: 其一方面决定了自适应循环终止与否; 另一方面用于衡量替代模型的有效性和适用性。在输电塔抗风能力面的自适应替代建模中, 将模型验证分为三个部分: 首先是针对 Kriging 模型的整体精度验证; 其次是基于补点集的模型局部误差检验; 最后是基于实际问题 (此处是指输电塔不确定性抗风能力面集) 的模型有效性校验。

验证 Kriging 模型整体精度最直接的方法是: 设置验证点, 对模型预测误差进行度量。验证点的选取方式有两种: 一是设置一个新的实验集 (即观测点集和相应的观测结果集), 该实验集并非用于 Kriging 模型的构造, 而是作为专门的验证点集来考查 Kriging 模型精度; 二是采用横向验证技术^[47]对 Kriging 模型进行精度验证。第一种方式其实是将实验集划分为训练集 (即用于构造 Kriging 模型的数据集) 和验证集两个相互独立的点集。其中, 验证集仅用于 Kriging 预测模型的误差统计, 对点集规模需求很大。这对复杂的数值或试验模拟来说, 是一种低效率的模型验证方式。横向验证技术则是从原有的实验集中选取小部分观测点和观测结果作为验证集, 计算模型预测误差和误差统计指标, 进而评价模型精度。横向验证的步骤可以概括为:

(i) 随机从实验集中选取 n 个点作为验证集, 剩下的 $N-n$ 个实验点作为训练集用以构建 Kriging 模型;

(ii) 通过 Kriging 模型计算获得验证集观测点的预测值, 结合实际观测结果, 计算预测误差;

(iii) 重复步骤①和②, 记录每次循环下的预测误差;

(iv) 统计所有循环下的预测误差, 得到误差统计参数。

相比于设置一个独立的验证集, 横向验证技术的可操作性和效率更高, 因此成为模型验证的首选。要实现横向验证, 有两个参数需事先确定: 一是 n 值, 二是

重复循环的次数。通常来说 n 值越小，重复循环次数就越多，验证结果的可靠性越高^[147]。于是，设置 $n = 1$ ，重复循环次数为实验集规模 N 。

选取公式 4.14 和公式 4.15 所示的两种评价指标，来衡量模型精度。其中，公式 4.14 为决定系数 RD ，也称为拟合优度；公式 4.15 为平均百分误差 ME 。

$$RD_i^2 = 1 - \frac{SSE}{SST} \quad (4.14)$$

其中， $SSE = \sum_{p=1}^N (y_i(\mathbf{x}^p) - \hat{y}_i(\mathbf{x}^p))^2$ ， $SST = \sum_{p=1}^N \left(y_i(\mathbf{x}^p) - \sum_{p=1}^N y_i(\mathbf{x}^p) / N \right)^2$

$$ME_i = \sum_{p=1}^N |y_i(\mathbf{x}^p) - \hat{y}_i(\mathbf{x}^p)| / \sum_{p=1}^N |y_i(\mathbf{x}^p)| \quad (4.15)$$

上式中下标 i 指向因变量向量的第 i 维元素； y 为因变量的观测结果； \hat{y} 为因变量 y 的预测结果； \mathbf{x} 为验证点；上标 p 指向横向验证的第 p 次循环； N 为总循环次数，等于整个实验点集的规模数。决定系数 RD 描述的是模型预测结果的整体精确，其值越大，模型的整体拟合精确度越高；平均百分误差 ME 描述的是模型预测结果的整体偏差程度，其值越小，模型整体拟合误差越小。

在自适应建模过程中，每次循环会生成一个补点集。该补点集不仅用于更新 **Kriging** 模型，还可作为验证集，对当下循环步模型的精确度进行局部验证。由此，在模型验证步骤中，构建了基于补点集的模型局部误差检验。选用均方根误差 $RMSE$ 和平均绝对误差 MAE 两种指标来评价 **Kriging** 模型的局部精度。均方根误差 $RMSE$ 是预测值与观测结果偏差的平方和与验证点数比值的平方根，该指标用来衡量预测值与观测结果之间的偏差程度；平均绝对误差 MAE 是预测值与观测结果之间绝对误差的平均值，能更好的反映预测误差的实际情况。这两种指标的具体计算方法如公式 4.16 和公式 4.17 所示。

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{k} \sum_{j=1}^k (\hat{y}_j - y_j)^2} \quad (4.16)$$

$$MAE = \frac{1}{k} \sum_{j=1}^k |\hat{y}_j - y_j| \quad (4.17)$$

k 代表验证点数量，也就是补点集规模； j 下标指向验证点序号； y 代表因变量观测结果； \hat{y} 为因变量 y 的预测结果。补点集作为验证集，其规模偏小，因此无法说明预测模型的整体准确性。但是，补点集是基于预测误差方差选取的样本点（预测误差越大的点被选为补充点的概率越大），因而将补点集用于模型局部验证具有一定的代表意义。

Kriging 方法作为一种数学方法，无法从本质上反映或包含力学问题中的物

理特性。因此，基于实际问题的模型验证是非常有必要的。上述整体验证和局部验证都是从替代模型本身出发，并未考虑实际问题。因此，在模型验证阶段，还需根据实际问题，增加相应的替代模型验证步骤。在本章中，输电塔能力面替代建模的本质是用一个数学模型来预测输电塔抗风能力面上的点，而这些能力点具有概率特性。也就是说，替代模型所替代的是基于结构不确定性的输电塔抗风能力面集。那么，如何判断不确定性能量面集的预测结果是否有效，是此次替代建模所关注的要点之一。在接下来输电塔抗风能力面自适应替代建模的应用分析中，会对这个问题进一步展开讨论。

综合以上关于补点集和模型验证的研究和讨论，以 Kriging 模型为基础，可通过图 4.3 所示的流程实现替代模型的自适应优化建模。

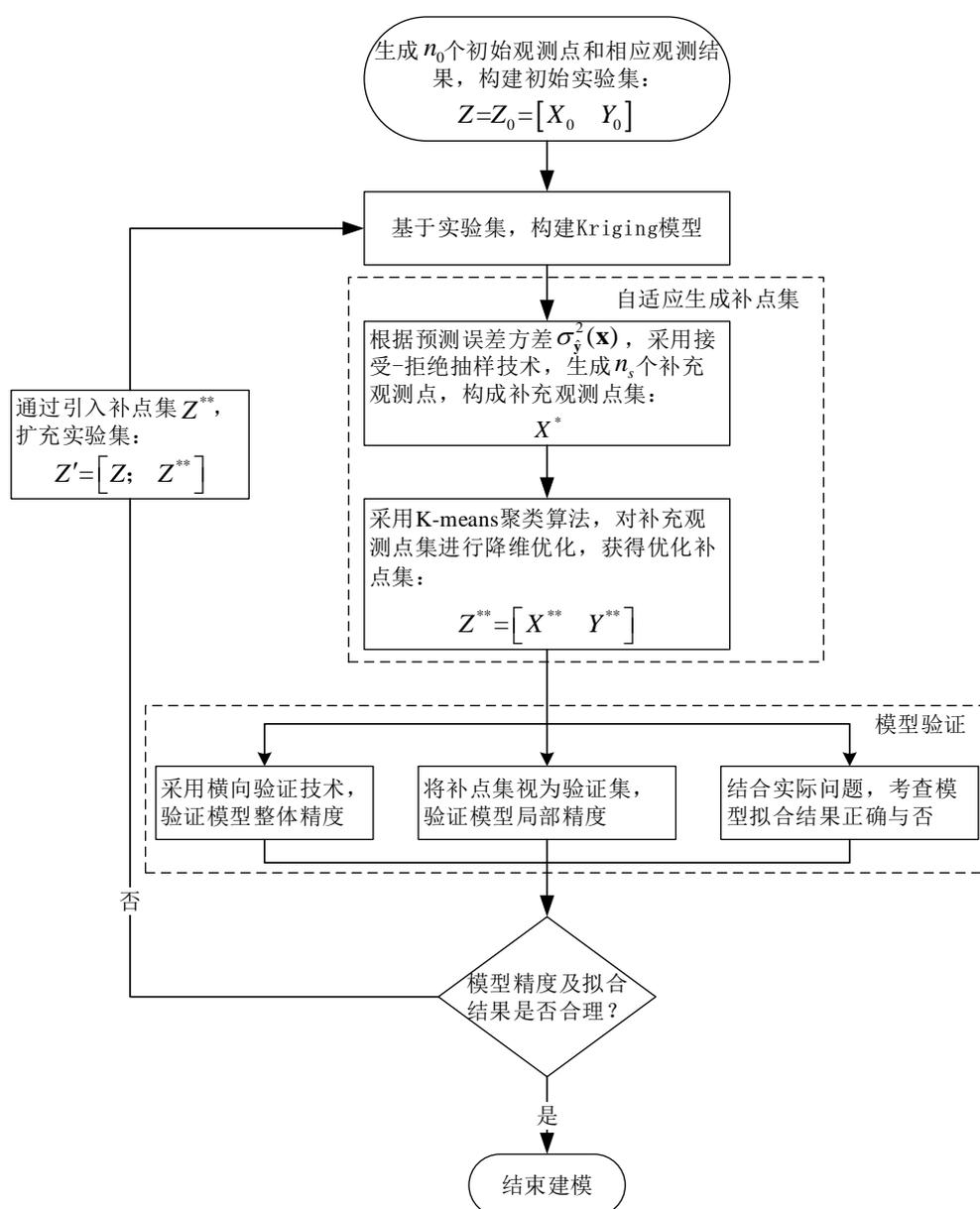


图 4.3 Kriging 自适应替代建模方法

4.4 输电塔 θ_L 能力面替代建模

在 3.5 节输电塔抗风能力面分析中, 获得了线路中输电塔抗风承载能力的两种表达形式: 一种是基于环境三参数 (即风速大小、风向角和水平档距) 的能力曲面 (图 3.8), 即: θ_L 能力面; 另一种是基于风荷载三成分 (即塔身垂、顺线路向风载和导地线风载) 的能力曲面 (图 3.9), 即: θ_H 能力面。其中, θ_L 能力面直观地反映了塔体在相应风环境和线路信息下的极限承载能力, 可直接的应用于输电塔风易损性评估。本节的目标是: 以第 2 章中的输电塔 ZY 为考查对象, 运用 4.3 节提出的自适应替代建模方法, 构建 θ_L 能力面的替代模型。 θ_L 能力面和 θ_H 能力面是对输电塔抗风能力的等效表达 (两者之间存在风与荷载的转换关系), 因此求得 θ_L 能力面的替代模型, 便可进一步导出 θ_H 能力面的结果。

4.4.1 问题描述

依据公式 3.16, θ_L 能力面可以表示为极限风速关于风向角和水平档距的函数。该函数关系式针对的是某一确定性的输电塔结构。然而, 在易损性分析时, 需考虑结构的不确定性。这就使得塔体的抗风极限能力不仅与外部环境参数有关还与结构参数有关。于是, 公式 3.16 所示的输电塔的抗风能力函数可进一步表示为公式 4.18。

$$U_{\text{lim}} = \psi(\phi, L_h; \theta_s) \quad (4.18)$$

θ_s 为结构参数向量。结构参数涉及很多类别, 例如材料参数、几何参数、初始状态和边界条件。这些参数的不确定性都会导致结构性能和承载能力的不确定性。对于输电塔结构而言, 边界条件通常被认为是底端固接。本文采用非线性准静力逐级加载方法对输电塔的极限能力进行计算。那么, 塔体结构的阻尼比和初始状态对加载结果影响不明显^[148]。于是不考虑初始状态的不确定性影响。那么, 结构的不确定性主要可分为两类: 材料不确定性和几何不确定性。

输电塔由角钢杆件构成, 影响结构力学性能的材性特征主要有: 钢材屈服强度、弹性模量、泊松比和钢材密度。依据建筑设计可靠度统一标准^[149], 材料强度标准值依据其概率分布的 0.05 分位值确定; 弹性模量、泊松比则是依据各自概率分布的 0.5 分位值确定。材料强度值的概率分布采用正态分布或对数正态分布, 从而钢材屈服强度标准值可通过公式 4.19 和公式 4.20 计算获得:

正态分布,

$$f_{yk} = \mu_f - 1.645\sigma_f \quad (4.19)$$

对数正态分布,

$$f_{yk} = \mu_f \exp(-1.645\delta_f) \quad (4.20)$$

μ_f 表示钢材屈服强度均值, σ_f 表示强度值标准差, δ_f 表示变异系数。其中, $\delta_f = \sigma_f/\mu_f$ 。因为弹性模量和泊松比的标准值为各自概率分布的 0.5 分位值, 所以两者的均值即为标准值。此处, 假定钢材屈服强度、弹性模量和泊松比均服从对数正态分布, 钢材密度则为确定性参数。并且, 参照结构安全度联合委员会 (JCSS) 提供的材性概率模型^[150], 对钢材屈服强度、弹性模量和泊松比的变异系数进行取值。依据输电塔 ZY 的设计信息(表 2.1), 塔体杆件所采用得钢材型号为 Q345 和 Q235 两种, 其对应的屈服强度标准值为 345MPa 和 235MPa。于是, ZY 塔材性参数的概率特征可由表 4.1 概括。

表 4.1 输电塔材性参数概率分布

材性参数	均值 μ	变异系数 δ	分布类型
Q345 屈服强度 $f_{y,Q345}$	387 MPa	0.07	对数正态
Q235 屈服强度 $f_{y,Q235}$	264 MPa	0.07	对数正态
弹性模量 E_s	206000 MPa	0.03	对数正态
泊松比 ν	0.3	0.03	对数正态
密度 ρ	7800 kg/m ³	-	-

关于输电塔的几何参数, 主要考虑角钢杆件横截面尺寸的不确定性, 即钢板厚度和角支长度的不确定性。依据钢构件截面几何特性的统计研究结果^[151], 此处认为构件几何参数服从正态分布, 其概率特征概括为表 4.2。

表 4.2 输电塔几何参数概率分布

几何参数	均值/标准差 (μ/σ)	变异系数 δ	分布类型
角钢厚度 t	0.985	0.032	正态
角支长度 l	1.001	0.008	正态

注: 几何参数的均值按设计尺寸取值。

在结构易损性分析中, 风环境参数和线路信息是作为一般参变量输入, 也就是说, 风向角和水平档距不具有随机性。在构建公式 4.18 所示函数的 Kriging 替代模型时, 不考虑风向角和水平档距的概率特征, 而是在其变化范围内均匀取值。换而言之, 可认为风向角和水平档距服从均匀分布。其中, 风向角取值范围为 $0^\circ \sim 90^\circ$; 依据线路信息, 水平档距取值范围设置为 150 m~400 m。

4.3.2 自适应替代建模

由公式 4.18 可见, 风向角、水平档距和结构参数为函数关系的自变量, 将它们统一表示为 Kriging 模型的输入向量, 即 $\mathbf{x} = [\varphi L_h \theta_S]$; 极限风速则为函数关系的因变量, 将其对数值 $\ln(U_{lim})$ 作为 Kriging 模型的输出量, 即 $\mathbf{y} = \ln(U_{lim})$ 。根

据上一小节中关于结构参数不确定性讨论, 此处将结构向量 θ_s 表示为由钢材屈服强度、弹性模量、泊松比、角钢厚度和角支长度组成的结构不确定性参数向量, 即 $\theta_s = [f_{y,Q345} f_{y,Q235} E_s \nu t l]$ 。

依据 4.2 节中关于 Kriging 方法的介绍, 可知构建一个 Kriging 模型包含四个步骤: ①选取观测点并获得相应观测结果, 进而创建实验集; ②选取 Kriging 模型方程, 即回归方程组和相关函数形式; ③基于实验集和 Kriging 模型方程, 创建 Kriging 预测模型; ④模型精确度验证。4.3 节中提出的自适应替代建模框架(图 4.3) 在一般的 Kriging 模型基础上, 添加了生成和优化补点集过程, 从而实现了建模的自适应优化。

在此应用分析中, 首先根据模型输入参数的概率分布特征, 运用超立方抽样技术, 抽取初始观测点 X^0 ; 基于 ABAQUS 平台建立输电塔 ZY 的有限元样本模型, 并依据对应的风向角和水平档距抽样结果(均匀抽样), 对塔样本模型进行非线性准静力逐级加载模拟; 通过加载模拟获得到极限风速的对数值(即初始观测结果 Y^0)。初始观测点抽样个数 n_0 设置为 100, 那么初始实验集规模数为 100。

然后, 选取一阶多项式作为回归函数和高斯形式的相关函数, 结合初始实验集 (X^0, Y^0) , 构建一个 Kriging 初始模型。在补点集生成过程中, 初始补点集规模 n_s 设置为 1000; 在补点集的优化过程中, 优化后补充点的预期数量 \tilde{K} 设置为 100, 经过 K-means 优化算法处理, 最终补点数量控制在 50~200 之间。

关于模型的验证, 首先涉及两个方面内容: 一个是基于横向验证技术的模型整体精度检验, 另一个是基于补点集的模型局部误差检验。针对实际问题的模型有效性判断, 将在后续的能力面拟合分析中再作讨论。模型验证涉及四项指标: 决定系数 RD (公式 4.14)、平均百分误差 ME (公式 4.15)、均方根误差 RMSE (公式 4.16) 和平均绝对误差 MAE (公式 4.17)。

图 4.4 和图 4.5 给出了 θ_L 能力面自适应替代建模过程中, 模型整体精度指标和局部误差指标的变化情况。四项验证指标的考查对象均为极限风速 U_{lim} , 而非模型的直接输出量 $\ln(U_{lim})$ 。

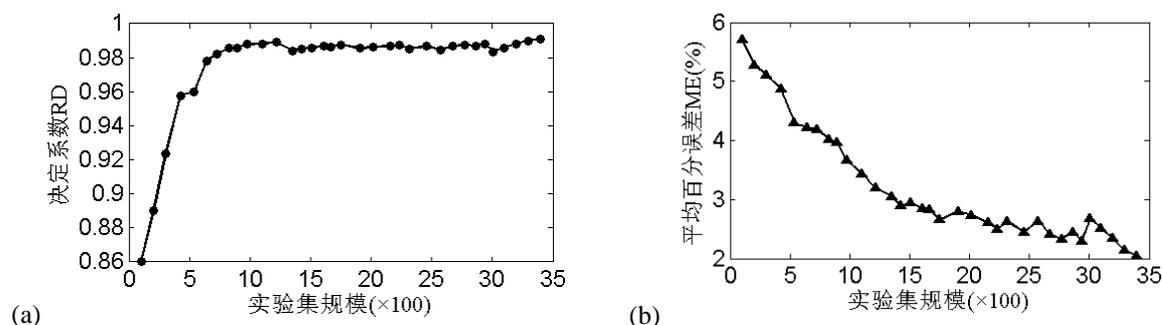


图 4.4 Kriging 建模整体精度验证

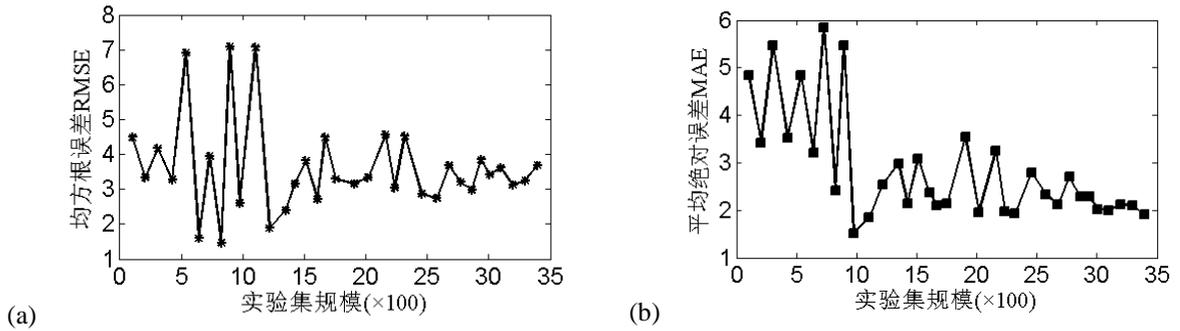


图 4.5 Kriging 建模局部误差验证

由图 4.4a 可以看到：当实验集规模超达到 1000 时，替代模型的决定系数 RD 值达到 0.98；之后随着实验集规模的进一步增大，决定系数呈现较平缓的变化。依据图 4.4b 可见：随着实验集规模的逐步增大，模型的平均百分误差 ME 逐渐减小，最终趋近于 2%。模型整体精度验证指标（即 RD 和 ME ）的变化情况可概括为：随着实验集的逐步扩充，Kriging 替代模型的决定系数 RD 趋于收敛（收敛值为 0.98）；Kriging 替代模型的平均百分误差 ME 持续减小，最终达到 2%。这一变化趋势初步说明了基于 kriging 的自适应替代建模方法的合理性。

图 4.5a 和图 4.5b 给出了模型局部误差指标（即均方根误差 $RMSE$ 和平均绝对误差 MAE ）的变化情况。局部验证是基于补点集的模型预测误差检验。相比较于整体精度验证，局部验证指标呈现明显的波动特性，尤其当实验集规模小于 1000 时，验证指标出现较大幅度的波动。但是，随着实验集规模的进一步增大，其波动幅度逐渐减小。在自适应建模循环后期，均方根误差 $RMSE$ 在 3~4 之间平稳波动；平均绝对误差 MAE 则在波动中趋于 2。随着实验集规模的扩大，两项局部误差指标的变化趋于平稳。

图 4.6 进一步给出了自适应替代建模过程中，最后一个循环步下，模型的预测结果和实际观测结果（即数值模拟结果）的比较情况。

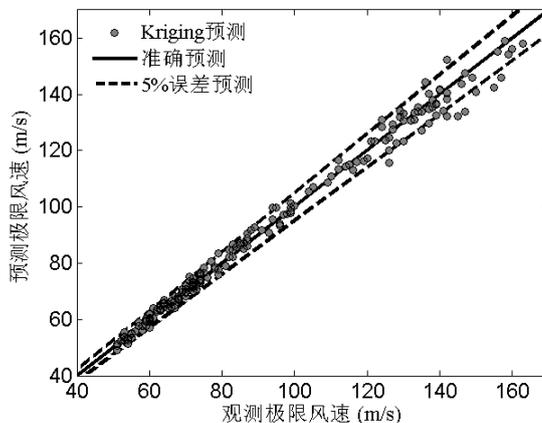


图 4.6 预测与观测结果比较

从上图的比较结果来看,最后循环步下 Kriging 模型的预测误差基本控制在 5% 以内。随着极限风速的增大,预测值落在 5% 误差区间以外的点数增多。由此可见,相比于较大的极限风速情况,模型能更准确地预测极限风速相对偏小的情况。在实际情况中,风速达到 100m/s 及以上的可能性非常小。100 m/s 以内的极限风速足以囊括所有的结构设计情况和风灾情况。从而认为,图 4.6 所示的预测精度已满足需求。

4.3.3 能力面拟合

基于 Kriging 的自适应替代建模的最终目的是构建一个数学方程(组),以此来近似拟合 θ_L 能力面。值得注意的是, Kriging 模型要拟合的并非是一个能力面,而是一个不确定性能力面集。该能力面集包含了结构参数不确定性对输电塔抗风能力的影响。在这种情况下,对于一组确定的风向角和水平档距,输电塔所能承受的极限风速并非是一个单一的值,而是一个概率分布。也就是说, Kriging 模型所需预测的是:在风向角和水平档距取值域内,输电塔所能承受的极限风速的一系列概率分布。为此,在模型验证阶段,添加了对能力点概率分布参数的检验过程,其具体步骤可概括为:①依据结构参数的概率分布特征,随机抽取 10000 组结构参数,作为不确定性特征预测点;②分别以 15° 和 50m 为区间间隔,在风向角和水平档距取值域内均匀生成 42 个点,作为能力面检验点;③使用当下循环步构建的 Kriging 模型,预测各个检验点在 10000 组结构参数下的极限风速值;④统计各检验点的极限风速均值和标准差,并计算其相对于上一个循环步下相应统计结果的变化率(如公式 4.21)。

$$R_{\mu}^{i,j} = \frac{|\mu_i^j - \mu_{i-1}^j|}{\mu_{i-1}^j} \quad (4.21a)$$

$$R_{\sigma}^{i,j} = \frac{|\sigma_i^j - \sigma_{i-1}^j|}{\sigma_{i-1}^j} \quad (4.21b)$$

上式中 μ_i^j 和 σ_i^j 表示第 j 个检验点在第 i 个自适应建模循环下,对应于 10000 组结构参数的极限风速预测值均值和标准差。公式 4.21a 和公式 4.21b 分别表示极限风速预测值均值和标准差在循环建模过程中的变化率。

针对 42 个检验点,图 4.7 给出了自适应建模过程中,极限风速分布参数(即均值和标准差)变化率的统计情况。图 4.7ab 所示的是 42 个检验点均值变化率的平均情况和最值的情况。图 4.7cd 所示的是 42 个检验点标准差变化率的平均情况和最值的情况。

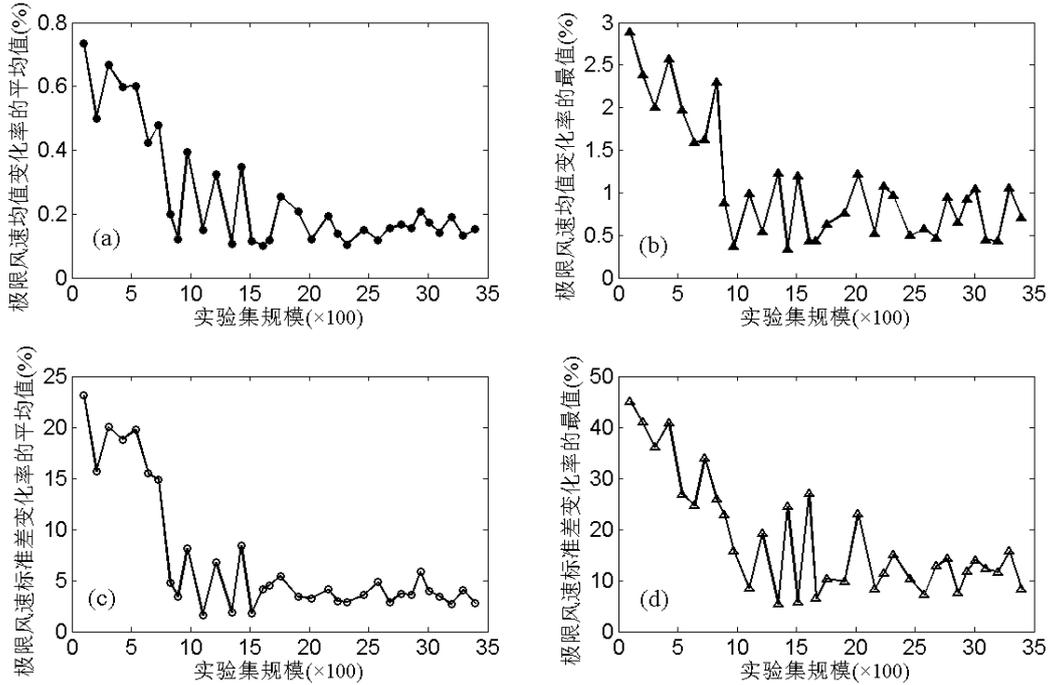


图 4.7 极限风速分布参数（均值和标准差）的变化情况

从图 4.7a 可看到：随着实验集规模的增大，42 个检验点的极限风速均值的平均变化率在波动中逐渐减小；当规模数达到 2000 之后，变化率均值在 0.002 附近小幅波动。图 4.7c 所示的极限风速标准差的平均变化率有着与均值相似的变化规律。但是，相比于极限风速均值，极限风速标准差的变化率明显要大，平均变化率收敛于 0.05 附近。图 4.7b 和图 4.7d 分别给出了极限风速均值变化率和极限风速标准差变化率的最大值情况。相较于平均变化率，变化率最值显然更大，且其波动幅度也偏大；而且，随着实验集规模的增大，变化率最值的收敛特征不及变化率均值的收敛特征明显。从图 4.7b 可看到，在 Kriging 自适应建模的后半段，极限风速均值的变化率最值基本在 0.01 附近波动；极限风速标准差的变化率最值则在 0.1 附近波动。极限风速均值的变化率最值为 0.01 表明：当结构所能承受的极限风速若为 100 m/s，那么 Kriging 模型对该极限风速均值的预测偏差不会大于 1 m/s。极限风速标准差的变化率最值为 0.1 说明：Kriging 模型对极限风速离散程度的预测偏差不会大于其真实离散程度的 10%。综合以上模型验证结果，表明：当实验集规模达到 3500 时，针对函数 4.18 所构建的 Kriging 替代模型具有足够的精度和有效性。

利用自适应建模最终获得的 Kriging 模型对输电塔 θ_L 能力面进行近似拟合。图 4.8 给出了 Kriging 模型的拟合结果，与图 3.15 所示的输电塔 θ_L 能力面相比较，两者有相近的形态特征。从实验点的分布情况来看，在风向角偏大且水平档距偏大和偏小的区域内（图中虚线所示区域），实验点较为密集。这说明在自适应建

模的补充点选取过程中,该区域内点被选作补充点的概率较高。也就是说,替代模型的预测误差方差在该区域较大。这一情况从侧面说明:当风向角偏大且水平档距偏大和偏小时,输电塔抗风极限承载力对结构的不确定性更敏感。

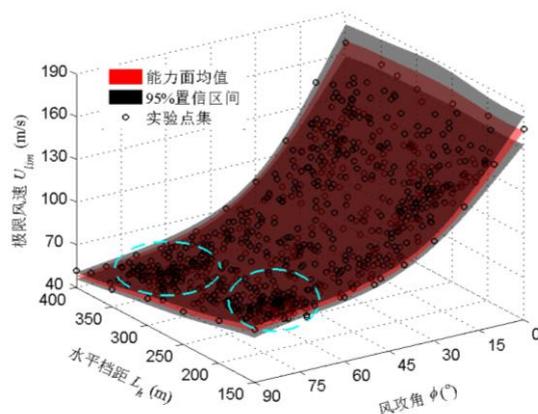


图 4.8 输电塔 θ_L 能力面拟合结果

根据 θ_L 能力面的拟合结果,结合风与荷载的转换关系,可以进一步获得输电塔 θ_H 能力面的近似拟合结果,如图 4.9 所示。与图 3.16a 所示的输电塔 θ_H 能力面相比较,两者具有相似的形态特征和变化规律。

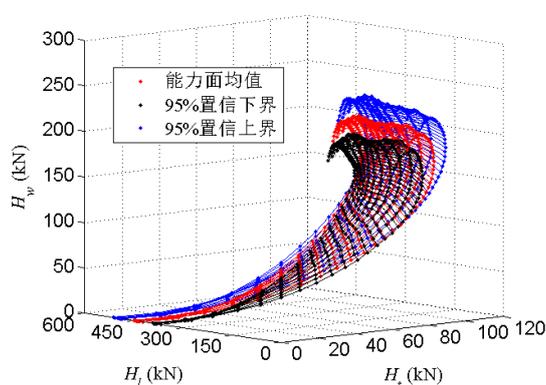


图 4.9 输电塔 θ_H 能力面拟合结果

4.5 输电塔 θ_H 能力面下界替代建模

4.4 节以输电塔 ZY 为对象,利用 4.3 节提出的基于 Kriging 的自适应替代建模方法,完成了其 θ_L 能力面的替代建模。从建模成效来看,最终替代模型的整体精度、局部预测误差和能力点概率参数均趋于收敛和稳定。由此说明了 Kriging 模型的适用性和自适应替代建模方法的有效性。本节继续以输电塔 ZY 为对象,利用 4.3 节提出的基于 Kriging 的自适应替代建模方法,对其 θ_H 能力面下界进行替代建模。

θ_L 能力面的替代模型不仅需要考虑结构的不确定性参数还需要考虑所有可能的风荷载工况（即风向角和水平档距参数）。然而， θ_H 能力面下界只涉及三种风加载工况（即仅有垂线路向塔身风载、仅有顺线路向塔身风载和仅有导地线风载）。因此，可以预见，针对输电塔 θ_H 能力面下界的替代建模效率将大大高于 θ_L 能力面替代建模。

以 θ_H 能力面下界为考查对象，输电塔抗风能力函数可由公式 4.1 直接表示。其中， $\theta_S = [f_{y,Q345} f_{y,Q235} E_s v t l]$ 为替代模型的自变量向量， $\theta_C = [H_t^c H_l^c H_w^c]$ 为替代模型的因变量向量。自变量向量 $\theta_S = [f_{y,Q345} f_{y,Q235} E_s v t l]$ 中各参数的概率分布情况参照表 4.1 和表 4.2。因变量向量 $\theta_C = [H_t^c H_l^c H_w^c]$ 中三项极限荷载所对应的风向角和水平档距加载工况分别为 $\varphi = 90^\circ, 0^\circ, 90^\circ$ ； $L_h = 0\text{m}, 0\text{m}, 275\text{m}$ 。针对 θ_H 能力面下界的替代建模的最终目标是：有效预测 H_t^c, H_l^c 和 H_w^c 的概率分布（即图 3.13 中点 A、B、C 的位置情况）。依据图 4.3 所示的自适应建模流程，表 4.3 列出了 θ_H 能力面下界替代建模的参数设计情况。

表 4.3 θ_H 能力面下界替代建模参数设计

自适应建模点集	规模（实验点数量）	抽样技术
初始实验集 Z^0	$n_0 = 10$	拉丁超立方抽样
补充观测点集 X^*	$n_s = 100$	拒绝-接受抽样
优化补点集 Z^{**}	$5 \leq n \leq 20$	二分 K-means 算法和迭代自组织数据分析算法

自适应循环建模的终止条件设置为：①模型整体精度指标 $RD \geq 95\%$ 、 $ME \leq 0.2$ ；②模型局部误差指标 $RMSE \leq 7$ 、 $MAE \leq 5$ 。并且，检验 H_t^c, H_l^c 和 H_w^c 的概率分布参数（即均值和标准差）在相邻循环步间变化率的收敛情况。图 4.10 给出了自适应循环建模过程中模型整体精度指标的变化情况。图 4.11 给出了建模过程中模型局部误差指标的变化情况。

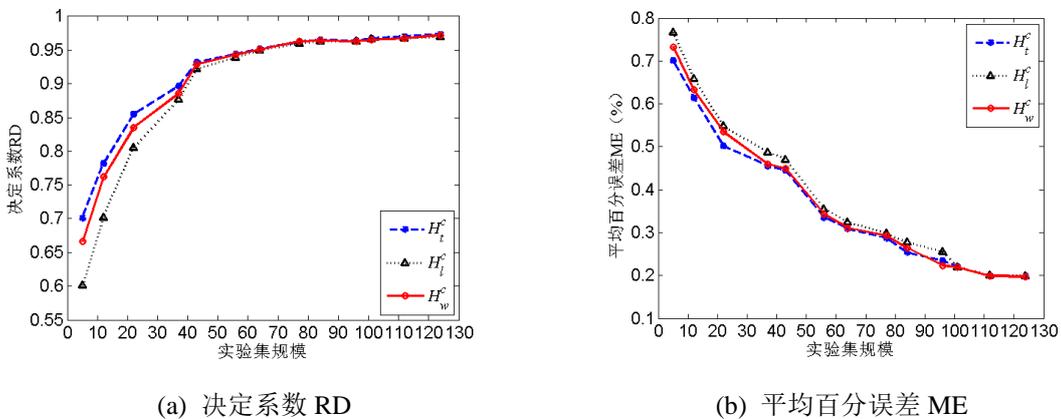
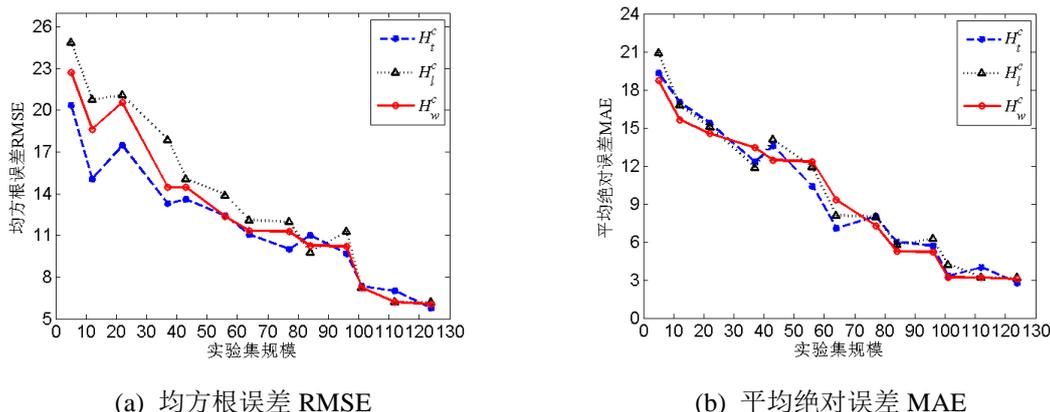
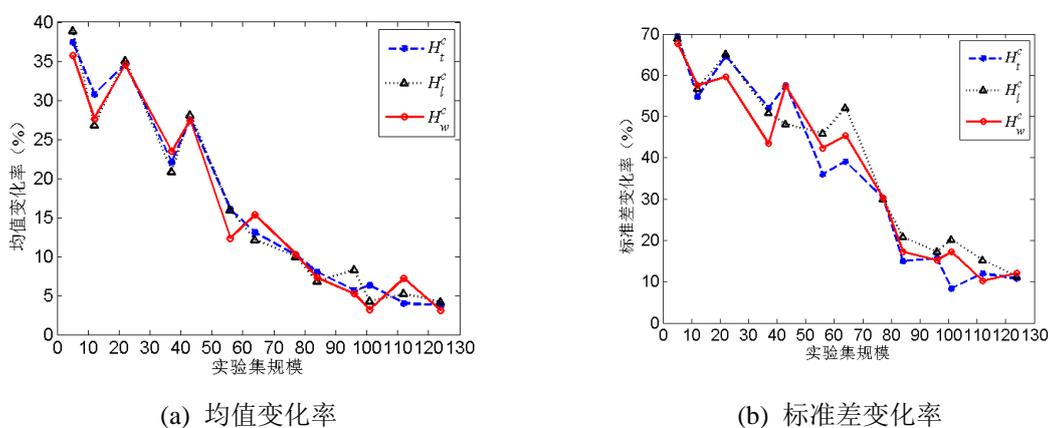


图 4.10 θ_H 能力面下界替代建模的整体精度指标

图 4.11 θ_H 能力面下界替代建模的局部误差指标

由图 4.10 和图 4.11 可见，随着实验集逐步扩充，模型整体精度趋于收敛并最终满足目标设定；局部误差逐步减小且最终达到预设误差值。在此次自适应替代建模中，最终实验集规模为 124。然而，在上一节的 θ_L 能力面替代建模中，最终实验集规模达到 3500。由此可见，针对输电塔 θ_H 能力面下界的替代建模效率大致为 θ_L 能力面替代建模效率的 28 倍。

接下来，继续考察 θ_H 能力面下界的替代建模成效。与 θ_L 能力面替代建模的验证思路一样，此处依据结构参数的概率分布特征，随机抽取 10000 组结构参数，作为不确定性特征预测点。以 H_t^c 、 H_l^c 和 H_w^c 为考查对象，首先在每个建模循环步下，采用当前循环步构建的 Kriging 模型，结合 10000 组结构参数，对 H_t^c 、 H_l^c 和 H_w^c 值进行预测；接着，对当前循环步的预测结果进行统计计算，获得 H_t^c 、 H_l^c 和 H_w^c 关于 10000 组结构参数的均值和标准差；然后，比较相邻循环步下，模型预测获得的均值和标准差，并计算其变化率。图 4.12 给出了自适应建模过程中，对应于每个循环步的预测值均值和标准差的变化率情况。

图 4.12 H_t^c 、 H_l^c 和 H_w^c 概率分布参数变化率

由图 4.12 可见，在自适应建模的初期， H_t^c 、 H_l^c 和 H_w^c 预测值均值和标准差的

变化率的波动幅度较明显；随着循环的推进，其波动越来越小；其变化率在建模过程中整体呈递减趋势。该变化规律说明针对 θ_H 能力面下界的替代建模的有效性和合理性。依据最终替代建模结果， H_t^c 、 H_l^c 和 H_w^c 的预测值均值分别为 380.97kN、356.55kN 和 250.02kN；标准差分别为 22.43、21.97 和 15.44。图 4.13 进一步给出了 θ_H 能力面下界的拟合结果。

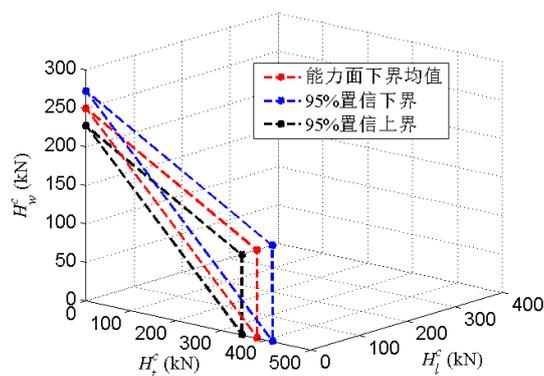


图 4.13 输电塔 θ_H 能力面下界拟合结果

4.6 本章小结

考虑到结构不确定性将给后续易损性分析带来巨大计算量，本章以 Kriging 数学方法为基础，构建了输电塔抗风能力面自适应替代建模方法。在该自适应性替代建模方法中，增设了补充点选取、补充点集优化和模型验证三个步骤，并且通过循环不断扩大用于构建 Kriging 预测模型的实验集，最终实现替代建模在效率和精度上的平衡。在模型验证阶段，提出了三方面验证途径：一是基于横向验证技术的模型整体精度检验；二是基于补点集的模型局部误差检验；三是基于实际问题的模型有效性验证。

输电塔抗风能力面替代模型的根本目标是：有效预测不确定性能量面集。这其中的不确定性是由结构不确定性所致。因此，在模型验证的第三个方面，本章通过考查能力面集的概率分布参数的变化率情况，来判断替代建模的有效性。从而，将 Kriging 替代模型这一数学方法与实际问题联系起来。

利用基于 Kriging 的自适应替代建模方法，本章最终实现了对输电塔 θ_L 能力面和 θ_H 能力面下界的替代建模。最终建模成效可归纳为以下几点：

- (1) 从模型整体精度指标（即决定系数 RD 和平均百分误差 ME）来看，随着自适应建模的推进，模型的精度趋于收敛；
- (2) 从模型局部误差指标（即均方根误差 RMSE 和绝对平均误差 MAE）来看，随着实验集的不断扩大，局部预测误差在波动中递减，其波动幅度也逐渐减

小；

- (3) 从能力面集概率分布参数（即均值和标准差）在相邻循环步下的变化率情况来看，随着循环的推进，变化率从大幅波动转变为小幅波动，并呈现递减规律。由此说明，能力点的概率分布特性在自适应建模过程中趋于稳定；
- (4) 针对 θ_H 能力面下界的替代建模效率要远远高于输电塔 θ_L 能力面替代建模。由此体现了 θ_H 能力面下界的工程应用性。但是，用 θ_H 能力面下界代替 θ_L 能力面将带来易损计算上的误差。该问题将在下一章的输电塔风易损分析中做进一步讨论。

第5章 输电塔风易损性研究

5.1 引言

输电塔作为输电线路的支撑结构,其风致行为不仅与塔体本身有关还与输电线(包括导线和地线)有关。从现有的现场监测和实验研究来看^[148, 152-155],风作用下塔体承受的风荷载有超过 50%是来自输电导线且输电导线所受风荷载大小与线路水平档距密切相关。从第2章输电塔-线体系台风作用分析和第3章输电塔抗风能力分析可知,风向角和水平档距是影响并决定输电塔抗风承载能力的两个关键环境参数。这两个参数由风场信息和线路空间信息共同决定。在实际情况中,输电线路或输电网通常跨越或覆盖一大片区域,具有空间性;而台风事件往往又具有时空特性。这就造成输电线路中不同位置处输电塔所对应的线路档距和线路走向不同、不同时刻风速大小和风向也不同。针对这一情况,本章首先以输电塔为研究对象,将输电线路的空间性和风环境的时空性考虑进来,构建适用于输电线路风灾评估的输电塔易损模型。

易损性方程的数学本质是条件概率,即求解特定环境下,结构的失效概率:

$$P_f = P(g < 0 | D) \quad (5.1)$$

g 为结构的极限状态方程,可表示为公式 5.2。

$$g = C(\boldsymbol{\theta}_S; \boldsymbol{\theta}_E) - D(\boldsymbol{\theta}_S; \boldsymbol{\theta}_E) \quad (5.2)$$

D 为结构所受到的外部作用或外部作用在结构上产生的效应,称之为需求函数,用于描述结构在特定环境作用下,为保证结构安全,所需要达到的承载力或抵抗能力。 C 为结构在相应外部作用下,实际的承载能力,此处称之为能力函数。对于极限状态方程 g ,需求函数和能力函数有着相同的度量指标。此处,将能力函数和需求函数表示为关于结构参数和环境参数的方程:结构参数向量 $\boldsymbol{\theta}_S$ 所表述的是影响结构固有性能的参数,例如材料强度、弹性模量和构件尺寸;环境参数向量 $\boldsymbol{\theta}_E$ 所表述的是影响荷载作用的外部环境参数,例如风速、风向、线路走向和跨度。

在第3章中,我们对输电塔的抗风承载能力进行了讨论,将风场因素和线路因素考虑在进来,构建了基于多参数的输电塔抗风能力面表达。以此为依据,可获得相应的结构极限状态方程,即公式 3.16 和公式 3.17。在结构易损性分析时,结构参数将作为随机自由变量来考虑。这意味着,需要对结构参数随机抽样,进而建立大量输电塔样本模型,并对这些样本模型开展多种风载工况下的非线性准

静力逐级加载模拟，最终获得输电塔抗风能力面样本集。而求解能力面集所需求的计算量将随着输电塔样本数量的增多呈级数增长。为了有效处理该问题，本文第 4 章以 Kriging 数学方法为基础，建立适用于输电抗风能力面的自适应替代建模方法，用以求解输电塔抗风能力面（即公式 5.2 中的能力函数 C ）。

基于以上研究结果，本章首先运用蒙特卡洛模拟方法，对线路中输电塔的风易损性进行建模和分析。然后，以输电线路为考查对象，实现输电塔风易损模型在输电线路台风事件易损性评估中的应用。

5.2 输电塔风易损性建模

本章开篇指出：易损性方程的实质是关于结构极限状态方程的条件概率，如公式 5.1。其中，结构极限状态方程是结构承载能力函数与需求函数的差值，如公式 5.2。本文第 3 章研究讨论了输电塔结构的抗风极限承载力并获得其能力面函数表达。本文第 4 章则构建了塔体抗风能力面函数的替代模型。基于这两部分内容，可以获得了极限状态方程中 C （公式 5.2）函数的具体表达形式和近似求解方法。本节将结合需求函数 D （公式 5.2），以基于输电塔抗风能力面的结构极限状态方程为考查对象，运用蒙特卡洛方法，对输电塔的风易损性进行计算，进而建立输电塔风易损性模型。

5.2.1 结构不确定性传播

结构易损性表示了结构或结构组成成分在极端环境引起的荷载作用下的失效概率。易损性方程一方面是关于荷载的函数，另一方面又受结构不确定性的影响。本章将荷载信息和结构信息作为输电塔风易损性模型的输入变量。其中，结构信息具有不确定性，属于随机自由变量（例如材性参数、几何参数）；并且暂时不考虑外部环境参数的不确定性，将影响风荷载的相关环境参数视作一般变量。结构易损性问题作为一个概率问题，既涉及自由随机变量又涉及一般变量。为了梳理清楚各种变量在易损性建模中的特性和作用，接下来先对结构不确定性在易损性分析中的传播进行讨论。

在输电塔风易损性分析中，与风荷载相关的参数（如风速和风向）、与输电线路相关的参数（如水平档距和线路走向）以及其它影响风作用的环境参数（如地形和地面特征）均被视为一般输入变量（即不具有随机性）。部分结构参数，例如材料参数和几何参数，则被作为易损性模型的不确定性输入变量。结构参数的不确定性将导致结构承载能力的不确定性。此外，依据输电塔风荷载计算方法，结构参数的不确定性还将引起风荷载的不确定性。结构参数的不确定性作为易损

性模型概率特性的根本来源，其在输电塔抗风承载能力分析中的传播可通过下图 5.1 来描述。

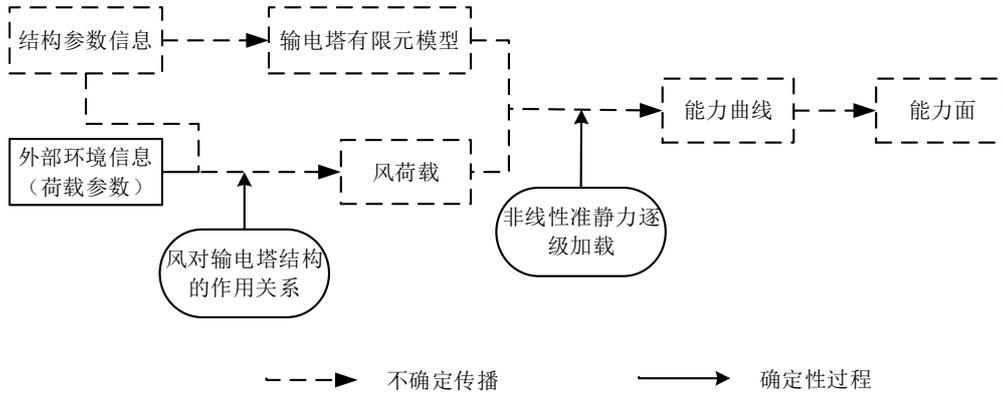


图 5.1 结构不确定性在输电塔抗风承载能力分析中的传播

图 5.1 所示的传播过程说明：结构不确定性一方面直接传递至输电塔模型；另一方面经由风对输电塔的作用关系传递至风荷载；然后，再通过非线性准静力逐级加载模拟最终传递至输电塔抗风能力面。

5.2.2 输电塔易损性计算

明确了结构不确定性传播过程后，接下来探讨输电塔风易损性计算流程。依据第 3 章对输电塔抗风能力的探讨和研究，可知塔体在任意外部环境下的抗风极限承载力可通过两种能力面来表达，即 θ_L 能力面(图 3.12)和 θ_H 能力面(图 3.13)。基于这两种能力面的函数表达（即公式 3.16 和公式 3.17），可以进一步得到如公式 5.3 和公式 5.4 所示的输电塔抗风极限状态方程。

$$g_1 = -f_1(U, \phi, L_h) \quad (5.3)$$

$$g_2 = -f_2(H_t, H_l, H_w) \quad (5.4)$$

依据公式 3.15， g_1 所示的极限状态方程可进一步通过公式 5.5 来等效表达。

$$\tilde{g}_1 = U_{lim} - U = \psi(\phi, L_h; \theta_s) - U \quad (5.5)$$

U_{lim} 为塔体所能承受的极限风速， U 为实际风速。

另外，在 3.5.1 小节中，还给出了 θ_H 能力面下界的函数表达，如公式 3.18。依据下界面方程， g_2 所示的极限状态方程可进一步表示为公式 5.6。

$$\tilde{g}_2 = 1 - \left(\frac{H_t}{H_t^c} + \frac{H_l}{H_l^c} + \frac{H_w}{H_w^c} \right) \quad (5.6)$$

依据第 4 章中的能力面替代建模研究可知，公式 5.6 所示的极限状态方程的优势

在于：只需知道 θ_H 能力面与三个坐标轴的交点（即 $[H_l^c \ 0 \ 0]$ ， $[0 \ H_l^c \ 0]$ 和 $[0 \ 0 \ H_w^c]$ ）便可实现输电塔的风易损性计算。也就是说，只需求得输电塔在仅有垂线路向塔身风载、仅有顺线路向塔身风载和仅有导地线风载作用时的极限承载能力。由于只考虑了三种风加载工况，构建 θ_H 能力面下界的替代模型要比构建 θ_L 能力面的全局替代模型高效得多。但值得注意的是，依据公式 5.6 所求得的输电塔风易损性为其易损性上界。

依据结构极限状态方程以及基于 Kriging 的能力面替代求解模型，运用蒙特卡洛模拟方法，便可以实现输电塔风易损性计算。在输电塔风易损性计算中，风环境（即风速和风向角）和线路信息（即水平档距和线路走向）作为一般变量输入，地理信息和确定性结构参数作为常量输入，不确定性结构参数作为随机变量输入。模型的最终目的地是求解塔体在任一风环境和线路信息下的失效概率。图 5.2 和图 5.3 分别给出了基于公式 5.5 和公式 5.6 两种极限状态方程的易损性计算流程。其中， N_s 为蒙特卡洛抽样数量， $N(\mathbf{g} < 0)$ 表示极限状态向量 \mathbf{g} 中小于 0 的元素个数。

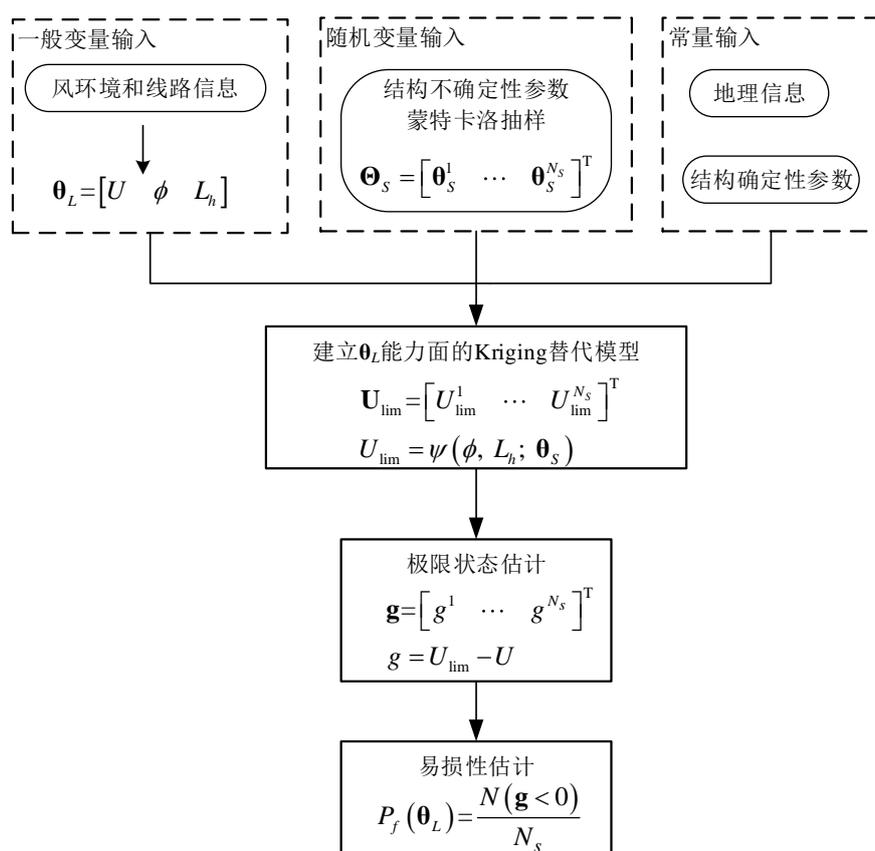


图 5.2 基于 θ_L 能力面的输电塔风易损性计算流程

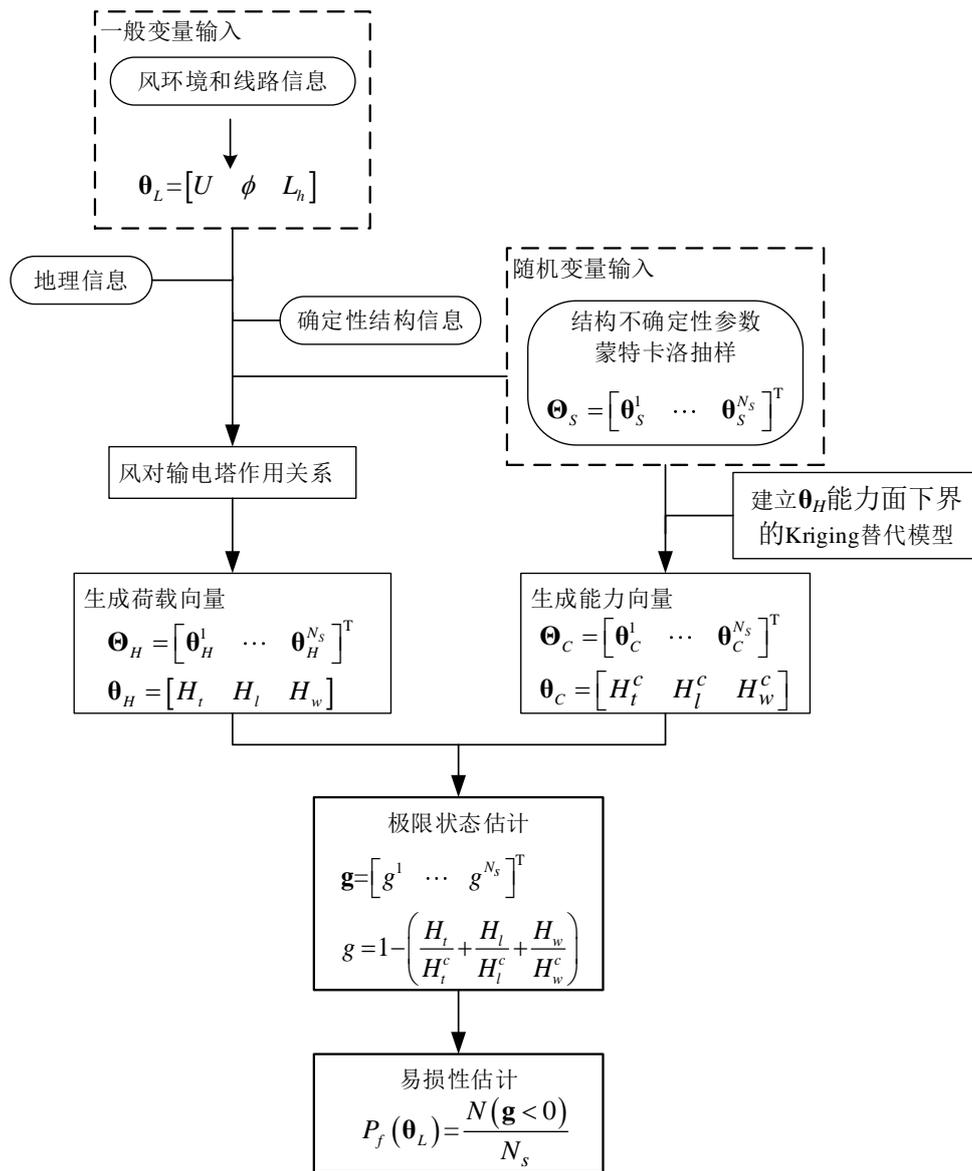


图 5.3 基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损性计算流程

比较以上两个易损性计算流程，可知：在基于 θ_L 能力面的易损性计算过程中，参数的输入和结构失效概率的输出非常简明，计算的主要工作量集中在对 θ_L 能力面的替代建模上；在基于 θ_H 能力面下界的易损性计算过程中，则涉及生成荷载向量 θ_H 和能力向量 θ_C 两个步骤。在图 5.3 所示的计算流程中，替代模型的自变量向量维度降低（即风向角和水平档距不作为 Kriging 模型的自变量），从而降低了替代建模的难度。从经济高效的角度来看，基于 θ_H 能力面下界的易损性计算流程更可取。但是，需要注意的是，依据该流程求得的塔体失效概率为上界值。在接下来的分析中，将分别运用以上两种计算流程，来求解输电塔 ZY 的风易损性，并且对易损结果进行比较分析。

5.3 输电塔风易损性分析

本文第4章以输电塔ZY为研究对象，完成了其 θ_L 能力面和 θ_H 能力面下界的基于Kriging的替代建模。将 θ_L 能力面替代模型和 θ_H 能力面下界替代模型分别应用到图5.2和图5.3所示的易损性计算流程中，便可计算获得ZY塔在任意风速、风向、线路走向和线路档距下的失效概率情况。

图5.4给出了基于两种计算流程的输电塔风易损性曲线。本节所构建的输电塔风易损性模型的实质上是一个四维函数，其所表示的是结构失效概率与风速、风向角和水平档距的关系。为了方便表达，图5.4将易损性计算结果表示为结构关于风速的失效概率，并列出了几种不同风向角和水平档距下输电塔易损曲线。

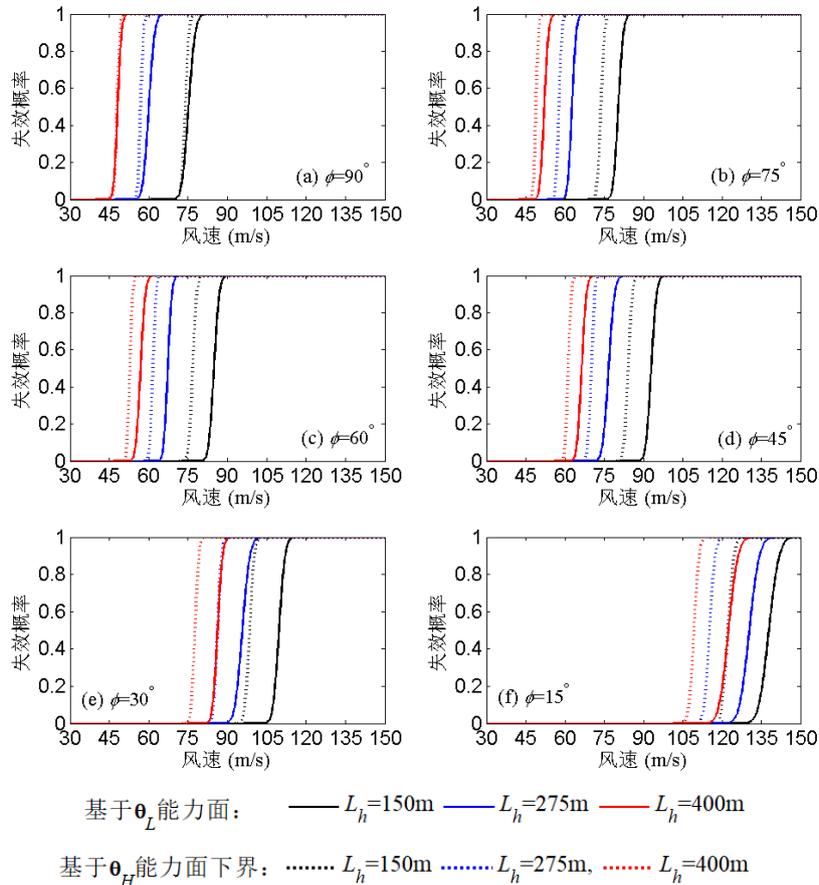
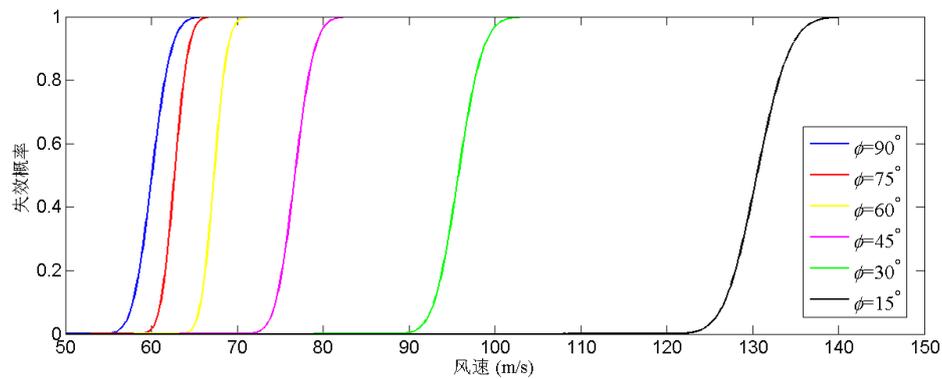


图 5.4 输电塔风易损性曲线

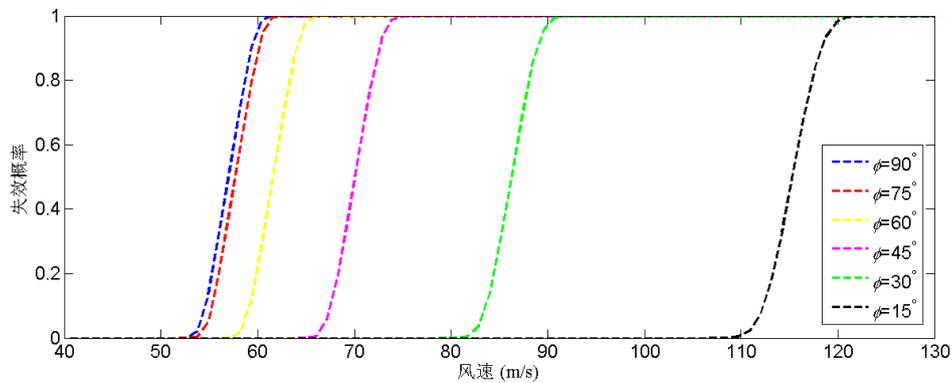
从图5.4所示的易损性曲线来看，输电线路中输电塔的风易损性受风向角和水平档距影响明显。随着风向角的减小，塔体失效所对应的极限风速明显增大；随着水平档距的增大，塔体所能承受的极限风速明显减小。因此，在以往的输电塔风易损性评估中^[66]，不考虑风向角和水平档距的影响，仅通过风速来评估线路中输电塔易损性是不准确的。

5.3.1 风向角影响

为了进一步考查风向角对输电塔风易损性的影响，图 5.5 将不同风向角下输电塔关于风速的易损性曲线表示在一起，进行比较（水平档距取值 275m）。从图 5.5 可看到：随着风向角的减小，输电塔所能承受的极限风速显著增大，且其增大幅度也随着风向角的减小而变大。例如：当风向角小于 45°后，输电塔风易损曲线的右移幅度受风向角变化的影响越来越显著。此外，随着风向角的增大，极限风速的离散性也有所增强（即易损性曲线的近似垂线特征减弱）。这说明：随着风向角的增大，塔体极限承载能力对结构参数的不确定性越来越敏感。



(a) 基于 θ_L 能力面易损性结果



(b) 基于 θ_H 能力面易损性结果

图 5.5 不同风向角下输电塔风易损性曲线

假定输电塔关于风速的失效概率服从对数正态分布（公式 5.7），那么图 5.4 和图 5.5 中的每条易损性曲线可以通过分布均值和标准差来描述。

$$P(U) = \Phi \left[\frac{\ln(U/\mu)}{\sigma} \right] \quad (5.7)$$

P 代表输电塔失效概率关于风速 U 的分布函数； Φ 表示正态分布； μ 和 σ 分别表示分布均值和标准差。

为了进一步探讨风向角以及图 5.2 和图 5.3 两种计算流程对输电塔易损结果的影响，接下来以易损曲线的均值 μ 和标准差 σ 为考查对象，比较不同风向角及计算流程下输电塔的风易损性。依据 5.2 节创建的基于 θ_L 能力面和基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损模型，图 5.6 给出了输电塔极限风速均值和标准差关于风向角的变化情况。

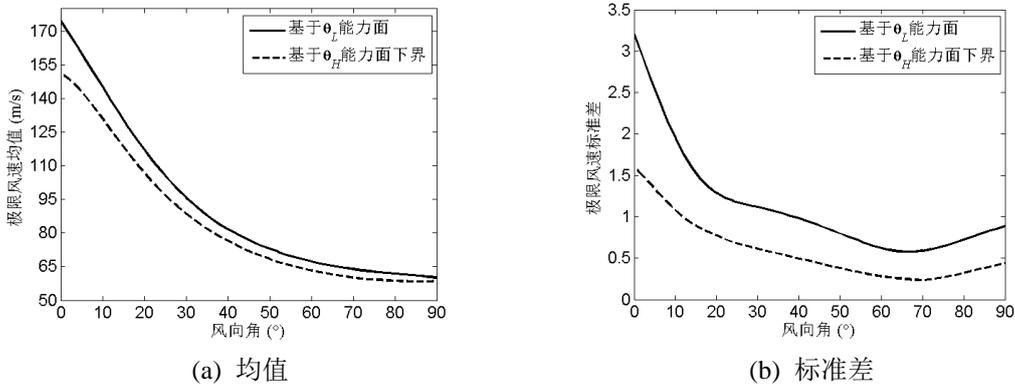


图 5.6 极限风速分布参数关于风向角的变化

由图 5.6 可见，随着风向角的增大，输电塔所能承受的极限风速均值大幅减小。极限风速的离散程度（即标准差）随着风向角的增大，整体呈现减弱的趋势。但是，标准差在减小过程中经历了迅速减小到缓慢减小的变化，并且当风向角大于 70° 之后出现缓慢增大的情况。此外，比较基于 θ_L 能力面和基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损计算结果有：基于 θ_H 能力面下界计算获得的极限风速分布均值和标准差均小于基于 θ_L 能力面的计算结果。假定基于 θ_L 能力面的易损性计算结果为真实值，那么基于 θ_H 能力面下界获得的极限风速分布均值和标准差的误差情况如图 5.7 所示。其中，误差百分比是指基于 θ_H 能力面下界计算结果相对于基于 θ_L 能力面计算结果的误差比例。从图 5.7 可见，随着风向角的增大，均值误差百分比快速减小；标准差误差百分比出现了波动情况，其在 20° 和 70° 时分别达到最大和最小，在 0° 和 90° 时则为平均水平。

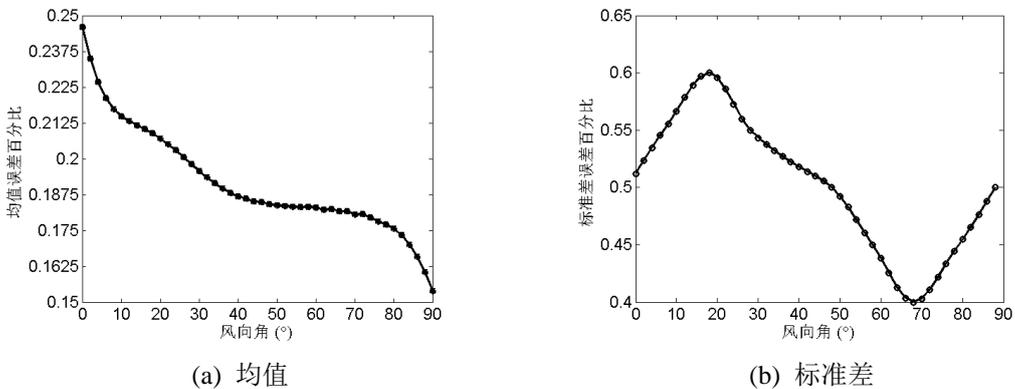
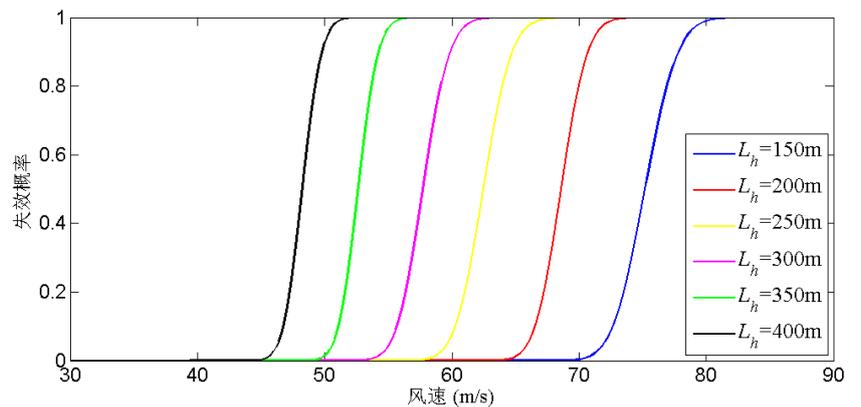


图 5.7 极限风速分布参数误差百分比

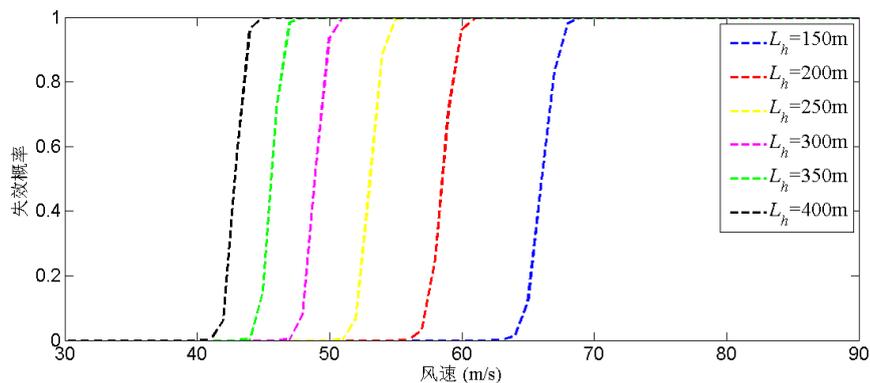
5.3.2 水平档距影响

为了考查水平档距对输电塔风易损性的影响，图 5.8 将不同水平档距下输电塔关于风速的易损性曲线表示在一起，进行比较（风向角取值 90° ）。从图 5.8 可看到：随着水平档距的增大，输电塔所能承受的极限风速逐步减小，其减小幅度随着水平档距的增大而减小。如图 5.8，输电塔风易损曲线随着水平档距增大而左移的幅度减小。

进一步分析比较水平档距以及基于 θ_L 能力面和基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损模型对易损结果的影响，此处继续假定输电塔关于风速的失效概率服从对数正态分布（如公式 5.7），并且以易损曲线的均值 μ 和标准差 σ 为考查对象，比较不同水平档距及计算流程下输电塔的风易损性。利用 5.2 节创建的基于 θ_L 能力面和基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损模型，图 5.9 给出了输电塔极限风速均值和标准差关于水平档距的变化情况。



(a) 基于 θ_L 能力面易损性结果



(b) 基于 θ_H 能力面易损性结果

图 5.8 不同水平档距下输电塔风易损性曲线

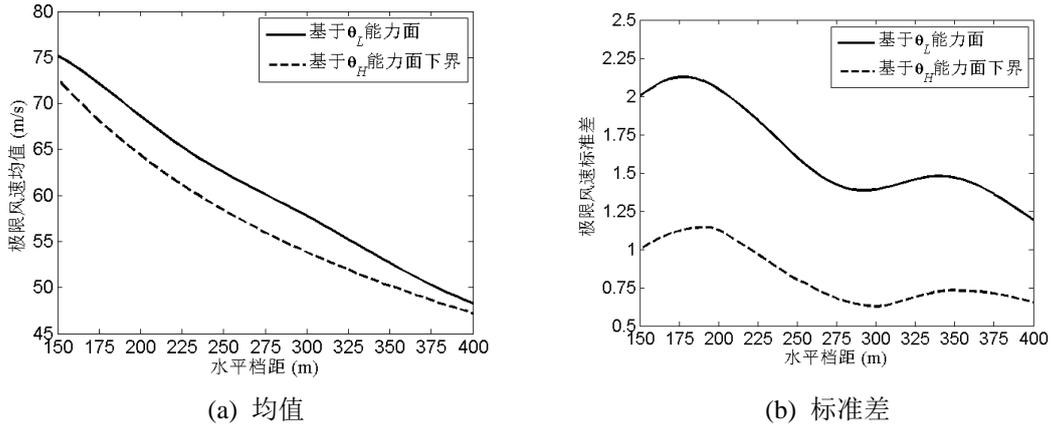


图 5.9 极限风速分布参数关于水平档距的变化

由图 5.9 可看到，随着水平档距增大，输电塔所能承受的极限风速均值逐渐减小；极限风速的离散程度（即标准差）随着水平档距的增大，整体呈现递减的趋势。但是，标准差在递减过程，出现了波动情况。如图 5.9b，标准差曲线在 $L_h=200\text{m}$ 和 $L_h=350\text{m}$ 附近有两个波峰。由此说明，在水平档距值偏大 ($L_h=200\text{m}$) 和偏小 ($L_h=350\text{m}$) 的情况，结构的不确定性对输电塔抗风承载能力影响变强。这一结论与 4.4 节中 θ_L 能力面自适应替代建模所获得的结论一致。

另外，比较基于 θ_L 能力面和基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损计算结果，发现：基于 θ_H 能力面下界计算获得的极限风速分布均值和标准差均小于基于 θ_L 能力面的计算结果。假定基于 θ_L 能力面的易损性计算结果为真实值，那么基于 θ_H 能力面下界获得的极限风速分布均值和标准差的误差情况如图 5.10 所示。其中，误差百分比是指基于 θ_H 能力面下界计算结果相对于基于 θ_L 能力面计算结果的误差比例。从图 5.10 可以看到，随着水平档距的增大，均值误差百分比先大幅增长、然后增幅放缓、最后大幅减小。标准差误差百分比出现了波动情况。

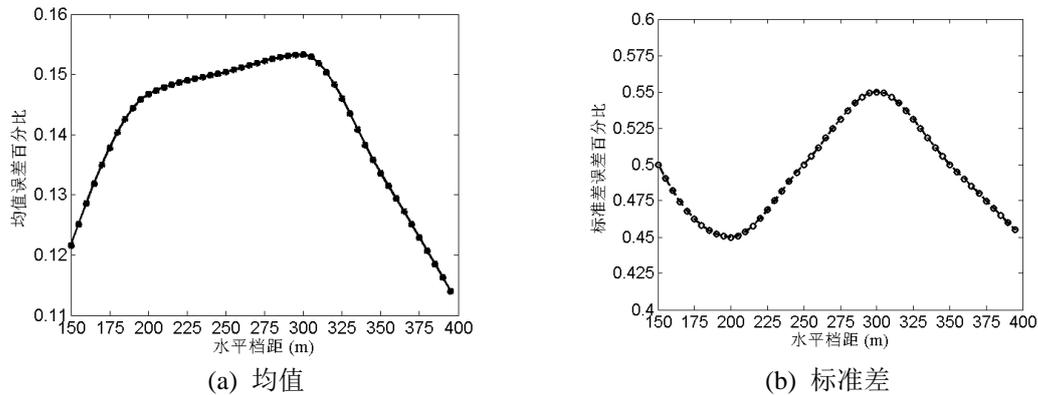


图 5.10 极限风速分布参数误差百分比

5.3.3 联合影响

联合考虑风向角和水平档距对输电塔风易损曲线的影响,假定输电塔关于风速的失效概率服从对数正态分布,图 5.11 进一步给出了任意风向角和水平档距值下,输电塔易损曲线均值和标准差情况。

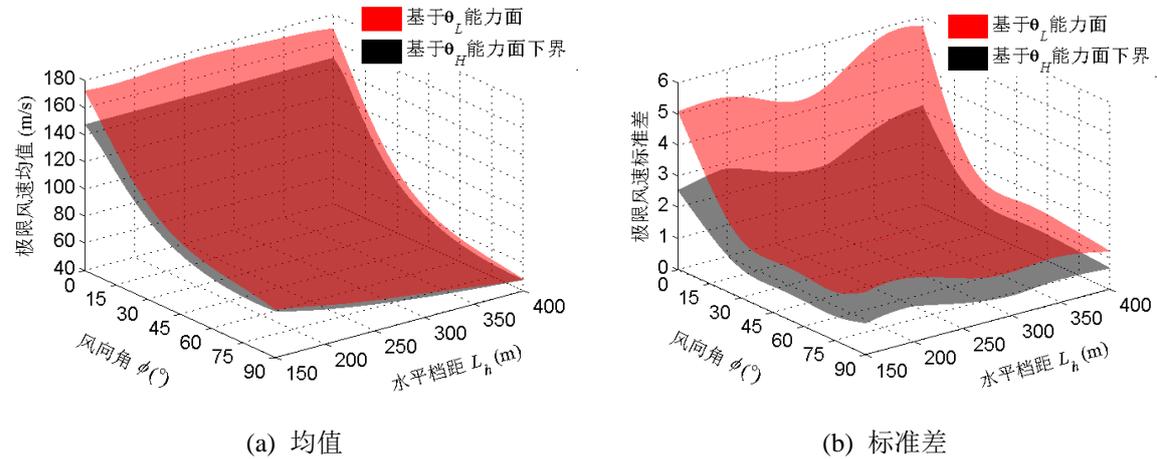


图 5.11 极限风速分布参数关于水平档距的变化

由图 5.11a 可见,随着风向角的增大和水平档距的增大,极限风速均值减小;并且风向角对极限风速均值的影响相较于水平档距更明显。由图 5.11b 可见,随着风向角和水平档距的增大,极限风速标准差总体呈现递减趋势,但同时存在局部波动情况。比较基于 θ_L 能力面和基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损模型的计算结果,发现:两者获得极限风速均值和标准差存在不可忽视的偏差。从图 5.11 所示的偏差情况来看,绝对偏差值随着风向角和水平档距的增大,越来越小。由于极限风速均值和标准差本身就具有随着风向角和水平档距的增大而减小的特性,因此绝对偏差值无法直接说明两种模型偏差的变化情况。于是,假定基于 θ_L 能力面的易损性计算结果为真实值,那么基于 θ_H 能力面下界获得的极限风速分布均值和标准差在整个风向角和水平档距变化范围内的误差情况如图 5.12 所示。其中,误差百分比是指基于 θ_H 能力面下界计算结果相对于基于 θ_L 能力面计算结果的误差比例。

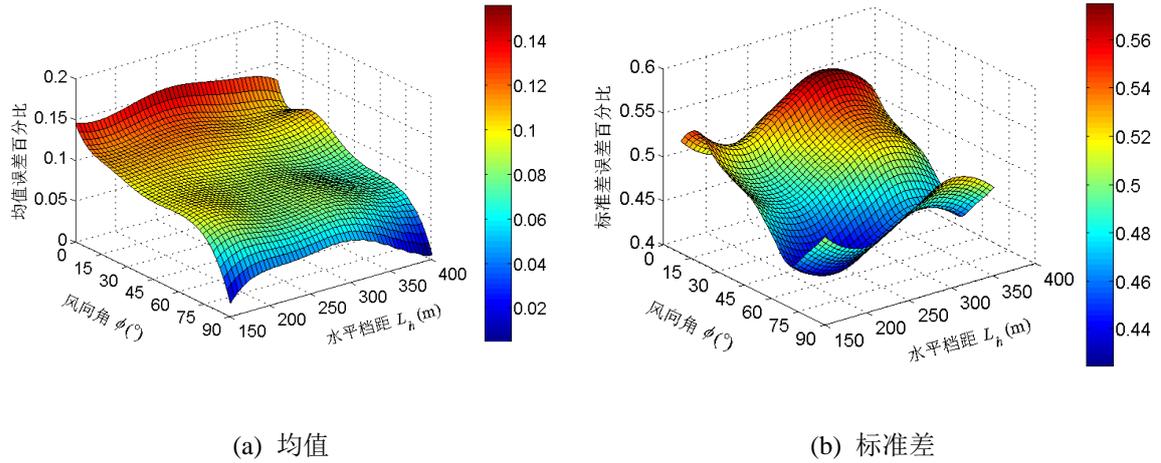


图 5.12 极限风速分布参数误差百分比

从图 5.12a 可以看到，随着风向角的增大，基于 θ_H 能力面下界的易损模型误差整体呈递减趋势；当风向角接近 90° 时，误差百分比迅速减小。对应不同的风向角，基于 θ_H 能力面下界的易损模型误差随水平档距的增大呈现波动现象。从图 5.12a 所示的均值误差百分比的整体变化情况来看，当风向角为 90° 且水平档距为 150m 和 400m 时，基于下界面的易损模型误差达到低点。从图 5.12b 可以看到，标准差误差百分比随着风向角和水平档距的增大，均呈现出较明显的波动现象。在风向角为 75° 且水平档距为 200m 附近区域，标准差误差百分比达到低谷；在风向角为 15° 且水平档距为 350m 附近区域，标准差误差百分比达到高峰。基于以上分析认为：当风向角足够大且水平档距较小时，用基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损模型替代基于 θ_L 能力面的易损模型所造成的误差偏小。

5.4 案例分析

对于一条输电线路而言，不同位置处输电塔所对应的线路跨度和线路走向会不同。随着台风历程的推进，目标地点的风速和风向也会发生变化。以输电塔结构安全为出发点，如何评估台风事件中输电线路的易损性是本节关注的问题。以上所构建的输电塔风易损性模型既考虑了风场信息又考虑了线路空间信息对输电塔结构易损性的影响，从而可进一步适用于输电线路的风易损性评估。接下来，将本章建立的输电塔风易损模型应用到实际线路和台风事件中来，对输电线路台风事件易损性进行考查。

5.4.1 工程背景

本节考查对象为广东省湛江市某 220kV 双回路输电线路。目标输电线路始

于湛江市坡头区电站，终于湛江市霞山区变电站，全长 31.119 公里。线路共有 109 基输电塔，包含直线塔、耐张塔和终端塔三类。其中，耐张塔和终端塔的结构设计由导线张力控制，直线塔则由风荷载控制。直线塔是线路中占最大比例的塔体类别，是抗台风研究的主要对象。表 5.1 给出了线路中输电塔数量情况、线路所经地形情况和环境设计参数。

表 5.1 目标输电线路概况

输电塔（数量）		地形（长度 km；占全线比例）		环境设计参数	
直线塔	85	泥沼	7.619；24.5%	最大风速	35 m/s
耐张塔	22	矮坡	17.5；56.2%	覆冰情况	无
终端塔	2	河网	6.0；19.3%	平均气温	20 °C

注：最大风速根据该区域气象数据统计获得，其取值为 10 米高度处 10 分钟平均风速。

该输电线路位于城市外围郊区的空旷地带。依据地形特征，目标输电线路可分为两段：一是跨越段；二是普通段。跨越段经过河网地带，多为水产养殖场。该区段直线塔称为跨越塔，其高度相较于普通段直线塔要高。跨越段位于线路的起始段，长度较短且直线塔数量较少。普通段则经过陆地，长度较长且直线塔数量较多（如图 5.13）。此处，以线路的普通段为研究对象，开展台风事件易损性评估工作。普通段直线塔被名为 ZY 塔（即前文中的案例塔），其结构信息可参见 2.2 节中的表 2.1。依据线路资料，普通段水平档距的取值范围在 153m~370m；线路走向（线路方位角）的最大值为 265.82°、最小值为 113.49°、平均值为 181.08°。



图 5.13 目标输电线路

在接下来的台风事件易损性评估中，将以 2015 年台风“彩虹”为例，对目标输电线路开展评估工作。如图 5.14 所示：“彩虹”于 2015 年 10 月 1 日 2 时形成于西北太平洋菲律宾群岛海域；在 10 月 2 日凌晨以西偏北路径穿越吕宋，并于早上进入南海；南海北部此时因近三个月未有热带气旋活动，积存了庞大能量，水温达到 30 摄氏度以上，从而使得“彩虹”快速加强；10 月 3 日凌晨“彩虹”升级

为强热带风暴，并于 23 时进一步升级为强台风；10 月 4 日，随着台风能量加大，“彩虹”再度向西北移动，抵达海南岛东北面，并于 14 时左右以强台风上限强度登陆广东湛江坡头区；登陆后，台风开始减弱并减速向西北推进，于晚间进入广西境内；10 月 5 日，“彩虹”继续向西北移入内陆，强度继续快速削弱，最终消散。

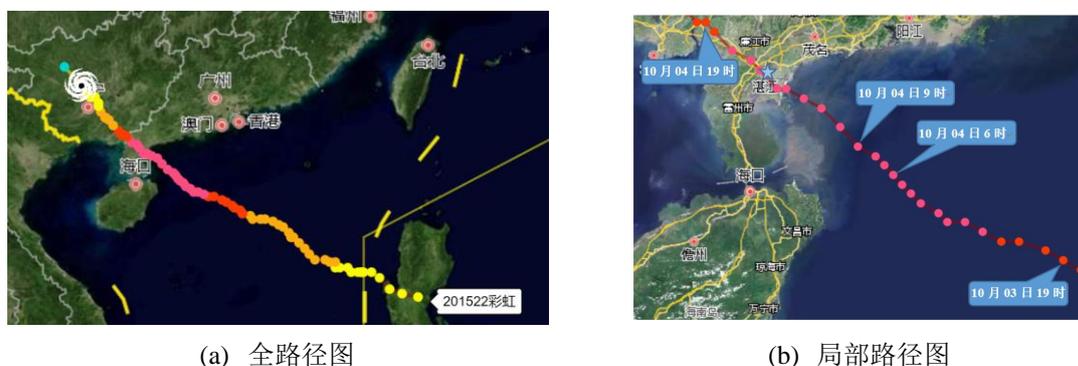


图 5.14 台风“彩虹”

在后续的输电线路易损性评估中，将以图 5.15 所示的台风“彩虹”历程为考查时间段（即从临近登陆到远离市区的连续 6 小时）。依据第 2 章中的台风风场模拟方法，图 5.16 进一步给出了该时间段，湛江市中心的台风风速大小和风向情况。

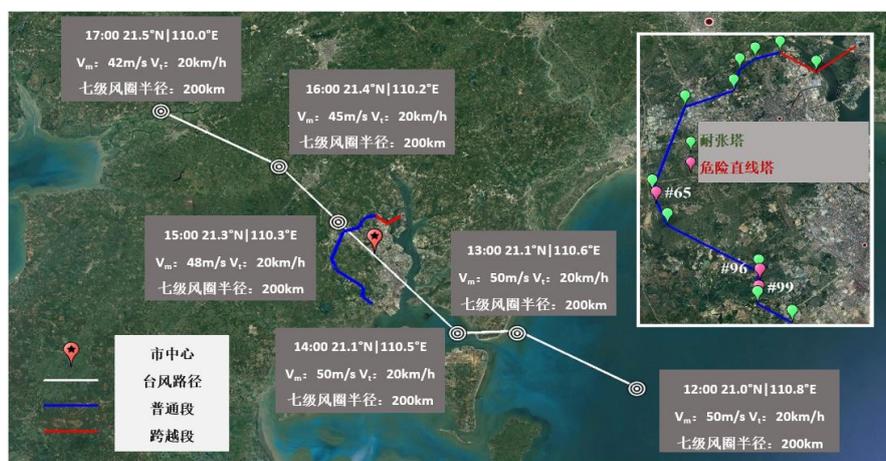


图 5.15 台风“彩虹”考查历程

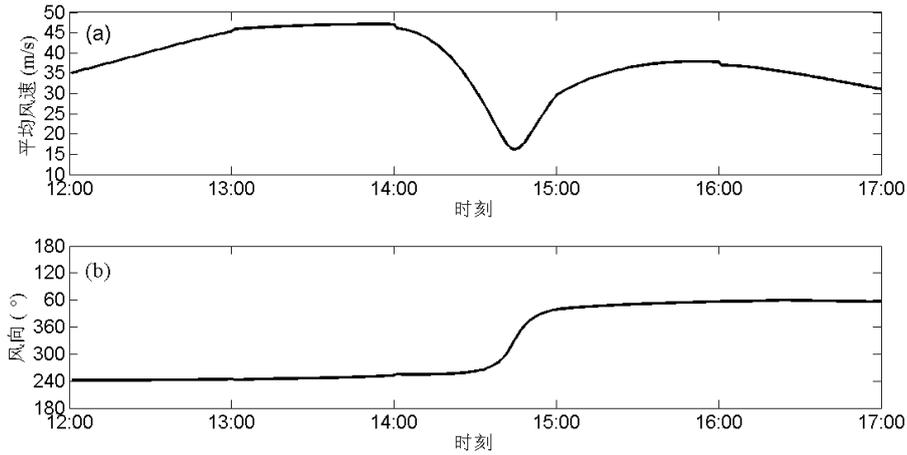


图 5.16 市中心台风风场

从图 5.16 可见，湛江市在此次台风事件中既经历了台风气旋的外围大风区又经历了台风气旋的旋涡风雨区。并且，由于台风中心这届穿过市区，造成了风速的骤减过程。

5.4.2 基于输电塔失效的输电线路台风事件易损性评估

定义为线路中输电塔结构的风致失效为输电线路失效模式。也就是说，仅考虑基于输电塔失效的输电线路安全问题。假设线路中每基塔的失效是完全独立（即任一基塔失效则线路失效），由此可以获得如式 5.8a 所示的输电线路失效概率下界计算公式；反之，假设线路中塔的失效是完全相互依赖的（即所有输电塔均不失效则线路安全，否则线路失效），由此可以获得如式 5.8b 所示的输电线路失效概率上界计算公式。其中， P_f^L 表示线路的失效概率； $P_f(T_j)$ 表示线路中第 j 号塔的失效概率； m 代表线路中输电塔的总数。此外，仅考虑线路中直线塔的风致失效。对于耐张塔和终端塔，因其结构设计取决于导线张力，且其抗风能力要明显高于直线塔，将其风致失效概率设置为 0。

$$P_f^L \geq \max [P_f(T_j)] \quad (5.8a)$$

$$P_f^L \leq 1 - \prod_j^m [1 - P_f(T_j)] \quad (5.8b)$$

结合以上构建的输电塔风易损模型和本文第 2 章的台风风场模拟方法，输电线路在台风事件下的失效概率情况可通过图 5.16 所示的评估流程来计算获得。其中， Γ 代表输电塔风易损性模型。图 5.16 所示的台风事件易损性评估流程将台风气象监测信息、输电塔位置信息和输电塔对应的线路信息作为基本输入，通过风场计算和输电塔风易损性计算，再结合基于输电塔失效的输电线路失效判定准

则（即公式 5.8），最终获得线路失效概率的上、下界值。该评估流程将台风风场的时空特性与输电线路的空间特性同时考虑进来，从而实现了输电线路在台风时空历程上的易损性评估。

利用图 5.16 所示的易损性评估流程，分别采用基于 θ_L 能力面的输电塔风易损模型和基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损模型，计算获得目标输电线路以及线路中输电塔在台风“彩虹”作用下的失效概率情况。计算结果如图 5.17 所示。

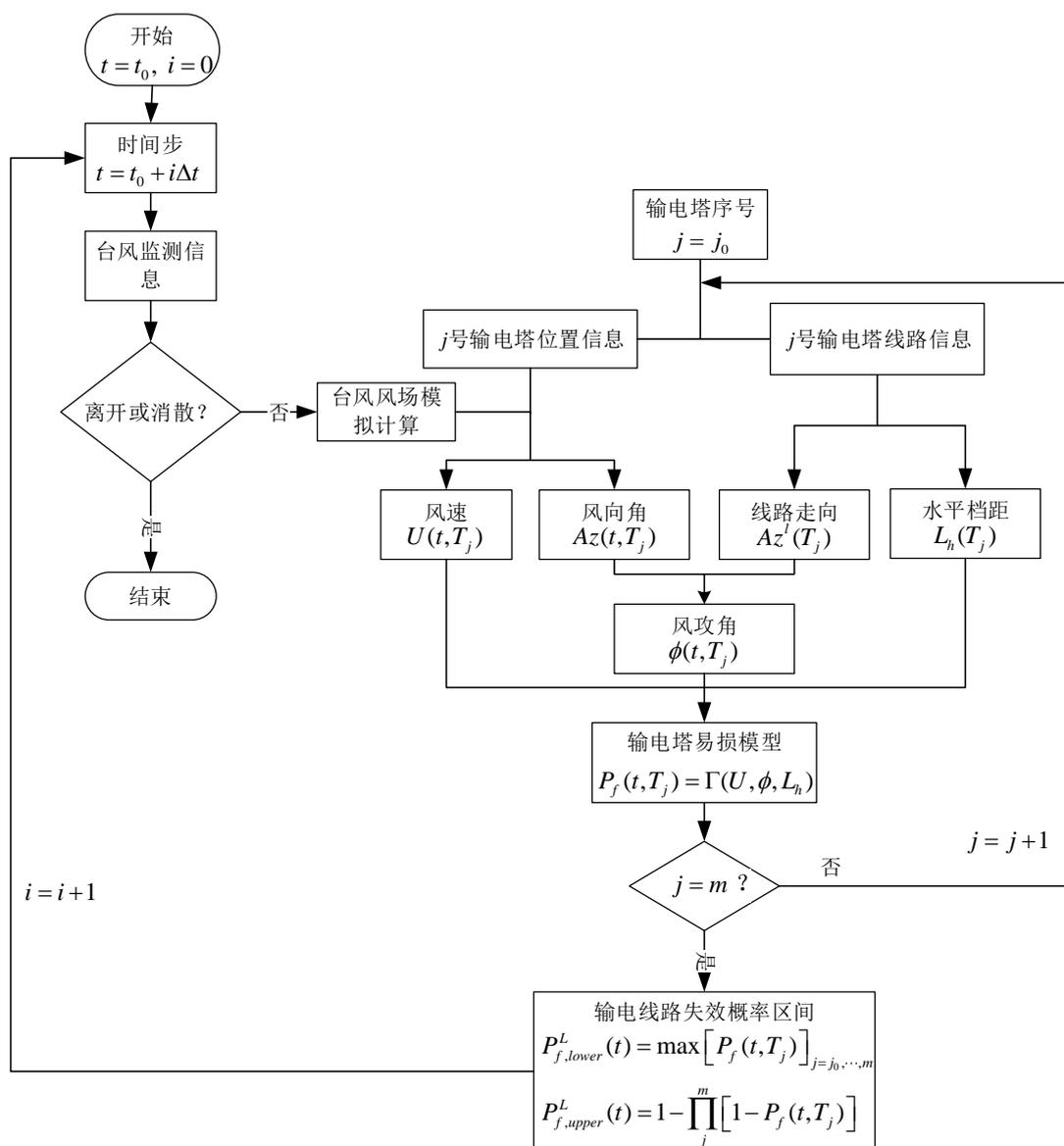


图 5.16 输电线路台风事件易损性评估流程

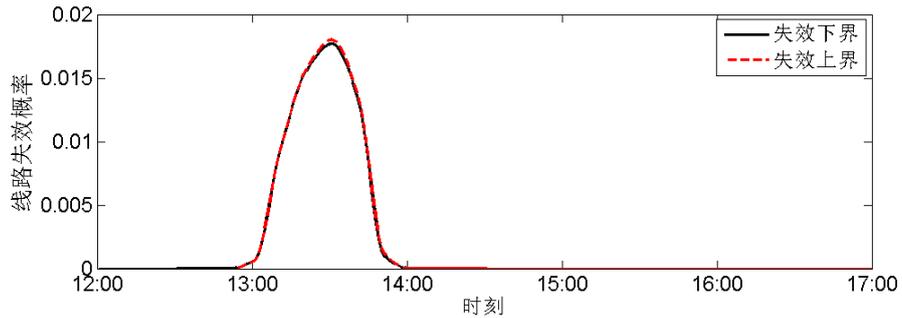
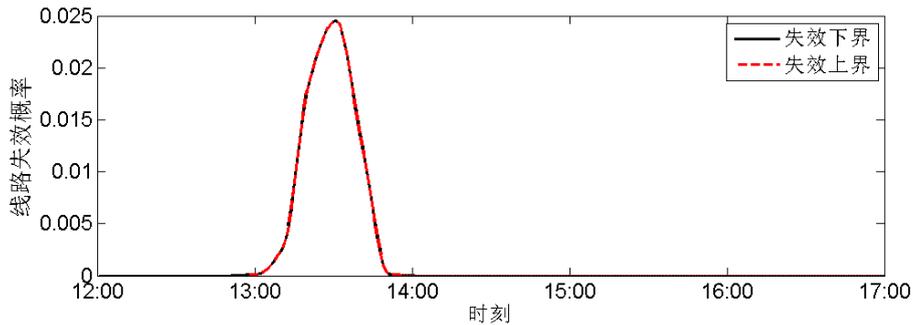
(a) 基于 θ_L 能力面(b) 基于 θ_H 能力面下界

图 5.17 台风“彩虹”作用下目标输电线路易损时程

从图 5.17 所示的线路易损性计算结果来看：在此次台风事件中，13:00~14:00 是线路失效风险最高的时间段，也是线路抗台风安全的关键时间点。参照图 5.15，可以看到：在 13:00~14:00 时间段，台风中心从沿海海域移动至内港并开始转向内陆。比较基于 θ_L 能力面输电塔风易损模型和基于 θ_H 能力面下界输电塔风易损模型的线路台风易损性评估结果，可以看到：两者对危险时段的评估结果基本一致；基于 θ_H 能力面下界的危险时长（即线路失效概率大于 0 的时间长度）要短于基于 θ_L 能力面的危险时长；基于 θ_H 能力面下界的线路失效概率最大值要大于基于 θ_L 能力面的线路失效概率最大值；基于 θ_H 能力面下界的线路失效概率在危险时段内的变化速率要大于基于 θ_L 能力面的线路失效概率的变化速率。

通过易损性计算发现：在此次台风历程中，线路中存在一基最危险输电塔（即失效概率值最大的直线塔）和两基次危险输电塔（即失效概率大于 $1e-5$ 的直线塔）。它们分别是#96、#99 和#65 输电塔（参见图 5.15）。图 5.18 为最危险输电塔（#96）在台风历程中的易损情况。

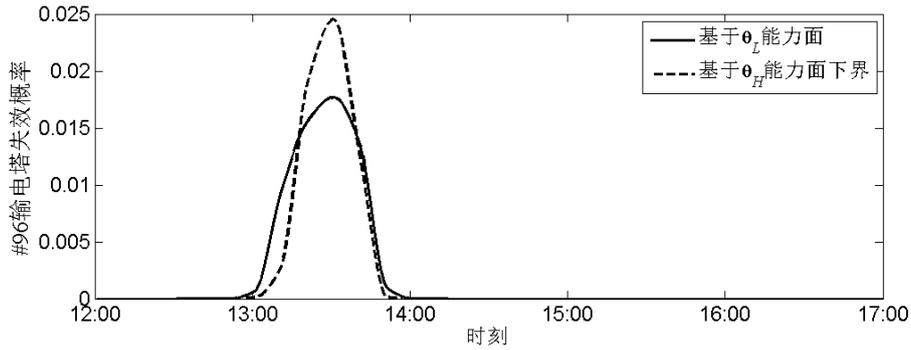


图 5.18 台风“彩虹”作用下#96 输电塔易损时程

表 5.2 进一步列出了#96、#99 和#65 输电塔的线路信息，以及最危险时刻（即失效概率达到最大值时刻）风场信息和失效概率情况。

表 5.2 危险塔线路信息、危险时刻风场信息和失效概率

塔号	线路走向 (°)	水平档距 (m)	风向 (°)	风速 (m/s)	风向角 (°)	失效概率 (基于 θ_L 能力面)	失效概率 (基于 θ_H 能力面下界)
#96	176.62	340	256.74	45.16	9.88	0.01772	0.02460
#99	194.19	370	256.74	45.16	27.45	0.00047	0.00000
#65	166.95	319	256.74	45.16	0.21	0.00001	0.00000

由表 5.2 可见，#96 输电塔的最大失效概率远远大于另外两基危险塔，是线路中最薄弱的部分。也正因为如此，线路失效概率的上、下界均主要受#96 塔失效概率控制。这也解释了为何图 5.17 中易损时程的上、下界非常接近，并且图 5.18 所示的#96 输电塔易损时程与图 5.17 所示的线路易损时程非常相似。

依据图 5.15 和表 5.2 可以观察到：#96、#99 和#65 三基塔所在位置的线路走向相近。从表 5.2 所示的风向角和水平档距信息来看，#65 塔对应的风向角最小且水平档距也最小；#99 塔对应的风向角最大且水平档距也最大；#96 塔对应的风向角和水平档距则为三者的中间值。依据前文中输电塔风易损性分析可知，风向角越大输电塔的风致失效概率越高，且水平档距越大输电塔的风致失效概率越高。输电塔的最终易损性由这两个因素共同该决定。因此，位于中间的#96 塔是最不利塔，是此次台风事件中最薄弱的环节。若能保证或加强#96 输电塔的抗风能力，目标线路在此次事件中的安全可靠将大幅提高。

5.5 本章小结

本章以第 3 章输电塔抗风极限状态和第 4 章输电塔抗风能力面替代建模的研究结果为基础，考虑输电塔结构的不确定性，对输电塔的风易损性进行了研究讨论，并最终建立了适用于线路风灾评估的输电塔风易损性模型。其中，涉及到基

于 θ_L 能力面和基于 θ_H 能力面的两种易损性计算流程。基于 θ_L 能力面的易损性计算，虽然在参数输入上较为简便，但是 θ_L 能力面的替代建模效率低、建模成本高；基于 θ_H 能力面下界的易损性计算，虽然替代建模效率高，但其求解的是结构失效概率上界值。通过举例分析，获得了这两种流程下输电塔的风易损性结果。进而，分析了风向角和水平档距对输电塔风易损性的影响。并且，对比了基于 θ_L 能力面和基于 θ_H 能力面下界的两种易损模型的计算结果。分析和比较发现：

- (1) 随着风向角的增大，输电塔所能承受的极限风速均值大幅减小，极限风速的离散程度（即标准差）整体呈现减弱的趋势。
- (2) 随着水平档距增大，输电塔所能承受的极限风速均值逐渐减小，极限风速的离散程度（即标准差）整体呈现递减的趋势。但是，标准差在递减过程中，出现了波动情况。
- (3) 风向角对极限风速分布的影响相较于水平档距更明显。
- (4) 当风向角足够大且水平档距较小时，用基于 θ_H 能力面下界的输电塔风易损模型替代基于 θ_L 能力面的易损模型所造成的误差较小。

此外，本章将构建的输电塔风易损性模型应用于实际输电线路的台风事件易损性评估。通过基于时空的易损性评估，可以有效获得线路中输电塔以及输电线路在台风历程中的安全可靠。通过应用分析说明了输电塔风易损模型的实用性。

不同于以往的输电塔风易损性分析^[66,156]，本章构建的风易损性模型既考虑了风速这一参变量，还考虑了风攻角和水平档距两个参变量。这三个参变量将风场的时空特性和输电线路的空间特性包含进来，使得该易损性模型可应用于输电线路在风灾过程中的易损性分析。结合第3章和第4章内容，图5.19进一步概括了输电塔风易损性建模的几个研究要点及其涉及的研究方法或手段。

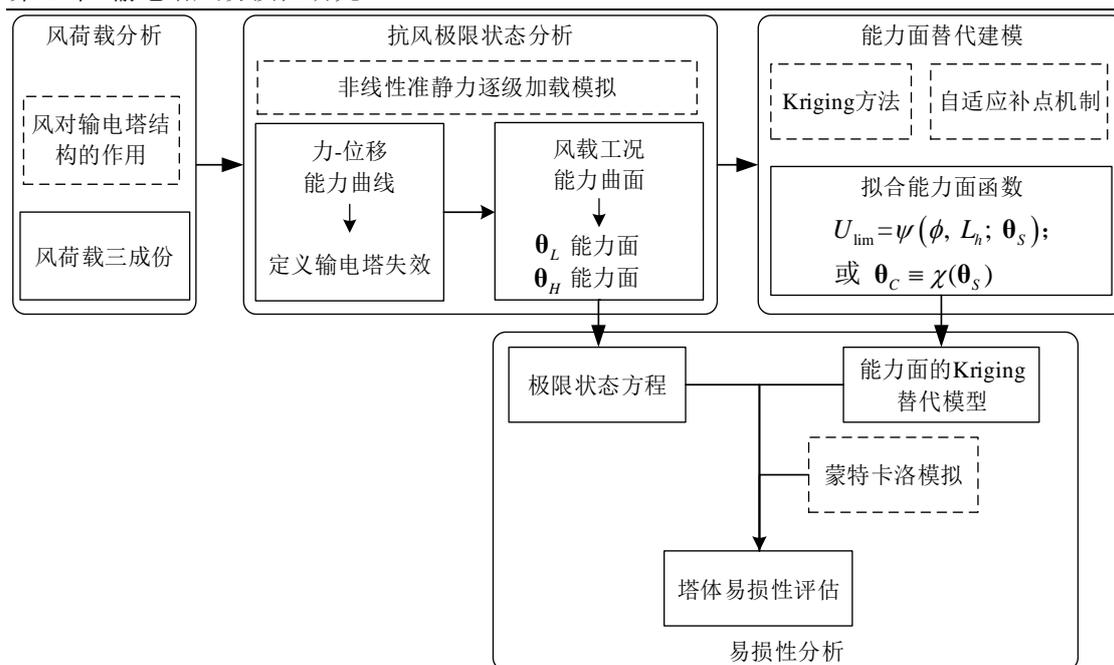


图 5.19 输电塔风易损性建模要素

最后，值得一提的是：当风灾涉及中等尺度或者小尺度风暴（如飏线风和龙卷风）时，风场特征会存在差异，其与输电塔所产生的作用关系也会更复杂。例如，相比于台风，飏线风和龙卷风的风剖面存在很大差异，风向情况也更为复杂多变。这些因素会导致更为复杂的作用关系，比如对输电塔-线的竖向荷载作用和扭转作用。若这些风场特性和作用关系被探究清楚且有效表达，就可以构建适用于这些极端风的多维抗风能力面函数。再将其应用到本文构建的输电塔风易损性分析框架中来，就可计算获得输电塔结构在飏线风和龙卷风下的易损性。

第6章 输电线路台风概率易损性评估

6.1 引言

输电线路台风易损性是指输电线路结构或体系在台风作用下的失效概率。这其中包含两方面要素：一是输电线路结构；二是台风作用。本文以输电塔风致失效为基础，探讨输电线路的台风易损性。因此，此处其所涉及的输电线路结构主要为输电塔结构。与易损性的两方面要素相对应，不确定性问题体现在两个方面：一是结构不确定；二是台风作用的不确定性。台风作用又包含台风和风荷载两个方面。风荷载与台风特性密切相关性，并非相互独立。由第2章的塔-线体系台风作用分析和第3章的输电塔抗风能力分析，可知：台风引起的荷载由包括风场和线路信息在内的外部环境因素和结构因素共同决定。因此，不确定性可以概括为外部环境的不确定性和结构的不确定性。

在本文的第5章，考虑输电塔结构的不确定性以及结构不确定性对风荷载的影响，构建了输电塔风易损性模型。该易损模型将风场信息和线路空间信息作为确定性参变量，将输电塔结构信息分为确定性参变量和不确定性参变量两类，将地形信息作为确定性常量，构建出适用于输电线路台风事件易损性评估的输电塔风易损模型。基于该易损模型，可以获得任意风向角和水平档距下，输电塔结构的失效概率。通过引入基于塔失效的线路失效判定准则，可以进一步获得输电线路在相应台风风场下的失效概率情况。在这一评估过程中，台风信息是完全确定的，从而被称为台风事件易损性评估。

若已知目标输电线路所在位置的台风风场概率模型（即风速极值及其风向的概率分布），则可采用概率可靠度方法，进一步将台风的不确定性以及台风不确定性对风荷载的影响考虑进来，从而计算获得输电塔及输电线路的可靠度失效概率。这类易损性评估最终获得的是输电线路在时间周期尺度上的失效概率值，因此称为概率易损性评估。通过输电线路台风概率易损性评估，可以对结构或结构体系在时间周期上的安全可靠进行评判。从而，为保障和改善输电线路在台风作用下长期安全运行提供数据参考和依据。

本章首先以西北太平洋历史台风数据为基础，开展台风过程随机模拟研究；再结合本文第2章中台风风场模拟方法，获得目标区域的台风风场概率分布；然后，以实际输电线路为分析对象，结合本文第5章构建的输电塔风易损性模型，对目标线路进行台风概率易损性评估分析。

6.2 台风过程随机模拟

台风过程随机模拟是以台风历史统计分布为基础,以生成大量台风样本为目标的随机模拟。其工程应用意义是通过模拟生成大量台风风速样本,获得台风风速概率模型,进而运用到结构易损性分析、台风危险性分析和风险评估等问题中来。目前,台风过程随机模拟方法分为两类。一类是以局部区域的台风历史统计为依据,开展台风过程的局部随机模拟,从而获得某区域的台风情况。其具体的操作方法有模拟圆法和海岸线分割法。另一类是台风全过程模拟,该模拟涉及台风的整个生命周期,包括台风的起始模拟、行进模拟和终止模拟。台风全过程模拟通常以整个海域的台风历史统计为基础,分析台风起始、行进和终止的概率分布特征,进而实现对整个海域和相应海岸区域的台风模拟。本文采用台风全过程模拟思路,以中国气象局热带气旋数据库提供的西北太平洋历史台风数据为依据,对我国所在的西北太平洋区域及东南沿海区域开展台风随机模拟。

6.2.1 台风参数总体概率分布

依据第2章的台风风场模拟,可知:对于一个台风旋涡,求解其径向风速剖面时会涉及到三个关键台风参数,即最大风速 V_m 、外围区某已知点(r^* , V^*)和科氏系数 f 。这三个参数分别与台风强度、台风尺度和台风位置相关。在后续的描述中,用最大风速 V_m 表征台风强度,用台风外围区已知点半径 r^* 表征台风相关尺度(台风绝对尺度则用 r_0 来表征,即外围区风速为0所对应的半径),用科氏系数 $f=2\Omega\sin\varphi$ ($\Omega=7.292*10^{-5}\text{rad/s}$ 为地球自转角速度, φ 为台风所在纬度)来表征台风位置。结合地表台风风场与台风路径,可知:台风旋涡在行进过程中还将涉及另外两个关键参数,即台风移动速度和台风移动方向角。综合以上,实现台风过程模拟共涉及5个关键参数。它们是:台风强度 V_m 、台风相关尺度 r^* (或绝对尺度 r_0)、科氏系数 f 、台风移动速度 V_t 和台风移动方向角 θ 。

接下来,根据我国气象局热带气旋资料中心提供的1949~2018台风最佳路径数据和1980~2016年台风尺度数据,对这5个关键台风参数的概率分布进行讨论。台风最佳路径数据集提供了西北太平洋海域(含南海,赤道以北,东经180°以西)热带气旋每6小时的位置信息和近台风中心处最大风速(2分钟平均)^[157]。以此为依据,可以获得关于台风强度 V_m 、科氏系数 f 、台风移动速度 V_t 和台风移动方向角 θ 的历史统计资料。我国目前主要通过卫星反演技术来实现台风尺度的测量^[158]。台风尺度数据集包含西北太平洋所有被卫星捕捉到的热带气旋,空间范围涵盖赤道以北、东经180°以西(含中国南海)。该数据集提供了热带气旋每6小时的位置、强度和尺度信息。此处的尺度信息对应的是34海里/小时风圈半

径, 即 $V^* = 17.49 \text{ m/s}$ 所对应的半径 r^* 值。虽然台风尺度数据集也提供了台风位置和强度信息, 但是台风最佳路径数据集的统计年限更长、历史样本更丰富。因此, 在探讨除台风尺度以外的台风关键参数时, 仍以最佳路径数据为依据。

依据我国气象局热带气旋资料中心提供的台风最佳路径数据和台风尺度数据, 可以获得西北太平洋区域台风关键参数的总体分布情况。对于一个历史样本集, 通常可以采取两种方式拟合该样本集的分布情况: 一是参数估计方法, 即假定样本集符合某一特定的概率分布, 然后运用似然估计、混合高斯等数学方法来拟合该分布中的参数; 二是非参数估计法, 即根据样本集本身特性来拟合分布。核密度估计^[159]就是非参数估计中的一种。考虑到后续的台风过程随机模拟中, 还将多次涉及到非参数核密度估计, 此处先对该方法进行简要说明。

对于一个样本集 $X = [x_1, x_2, \dots, x_i, \dots, x_n]$, 其在 x 处的概率密度值可以通过公式 5.1 计算获得。

$$\hat{f}(x) = \frac{1}{2h} \lim_{h \rightarrow 0} \frac{N(x_i \in [x-h, x+h])}{n} \quad (6.1)$$

h 为 x 的邻域范围参数, $N(x_i \in [x-h, x+h])$ 表示邻域内样本点数量, n 为样本总量。公式 6.1 可以进一步表达为公式 6.2。

$$\hat{f}(x) = \frac{1}{2nh} \sum_{i=1}^n 1(x-h \leq x_i \leq x+h) = \frac{1}{nh} \sum_{i=1}^n K\left(\frac{|x-x_i|}{h}\right) \quad (6.2)$$

其中, $K(x) = \frac{1}{2} \cdot 1(x \leq 1)$

$K(x)$ 表示核函数; $1(x \leq 1)$ 表示 $x \leq 1$ 时取值为 1, 否则取值为 0。对式 6.2 所示的概率密度函数积分, 可以得到公式 6.3。

$$\int \hat{f}(x) dx = \frac{1}{nh} \sum_{i=1}^n \int K\left(\frac{|x-x_i|}{h}\right) dx = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \int K(t) dt = \int K(t) dt \quad (6.3)$$

由上式可知, 只要核函数 K 积分等于 1 就可以满足概率分布函数等于 1 这一特性。于是, 在实际应用中, 可以选取一种已知的函数形式来作为核函数 K , 且该函数形式满足积分等于 1 这一条件。例如标准正态分布, 那么概率密度值可进一步表示为公式 6.4。

$$\hat{f}(x) = \frac{1}{nh} \sum_{i=1}^n \phi\left(\frac{x-x_i}{h}\right) \quad (6.4)$$

ϕ 为标准正态分布的密度函数。上式说明 x 处概率密度可以表示成: n 个正态分布 (分布均值依次为 x_i , 标准差为 h) 在 x 处函数值的有权加和。其具体数学意义, 可参见图 6.1。

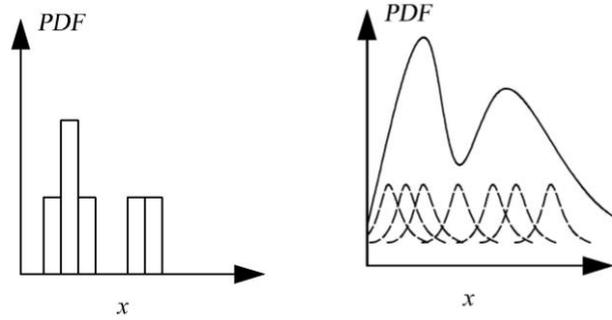


图 6.1 核密度估计示意图

常用的核函数形式有均匀分布、三角分布、高斯分布等。本文采用高斯核函数。 h 通常也被称为带宽。对于高斯核函数， h 值代表了核函数的标准差。通常情况一下，可以结合直方图特性，根据拟合情况，对 h 值进行调整。非参数核密度估计的特点在于：它完全依赖样本信息，不引入任何先验知识；相较于参数估计，它能够最大限度表现数据特点和性质，实现概率分布的连续性拟合。在接下来的台风关键参数分析中，将分别采用广义极值分布和非参数核密度估计法，对台风参数的概率分布进行拟合。图 6.2 依次给出了台风最大风速的 V_m 、科氏系数 f 、台风移动速度 V_t 和台风移动方向角 θ 的分布和拟合情况。

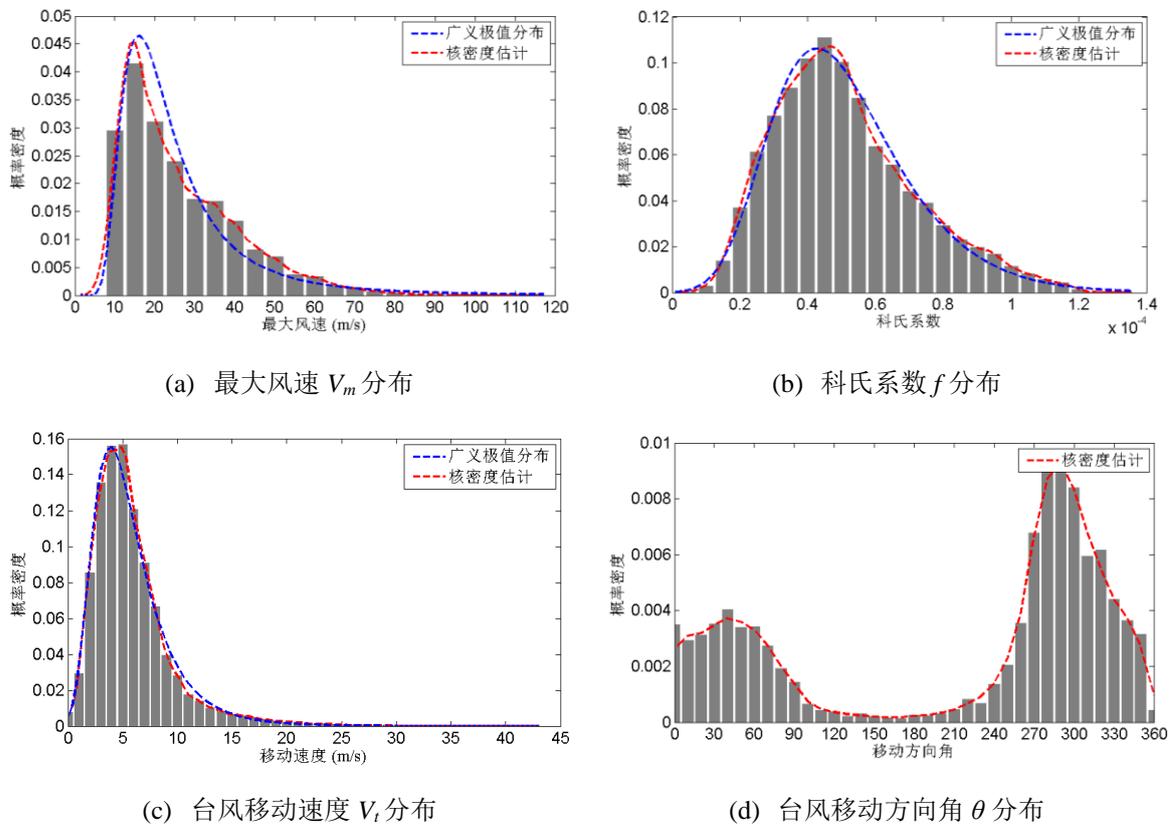


图 6.2 台风关键参数总体分布

从图 6.2 可以看出,相较于广义极值分布,非参数核密度估计法能够更精确地勾勒出历史样本的分布特征。从图 6.2a 的拟合效果来看,采用广义极值分布会导致较大的最大风速值样本量偏少,而较小的最大风速值样本量偏多。在易损性时,这种情况是不愿被看到。因为强台风和超强台风往往对结构或体系的安全性起决定作用。关于科氏系数和台风移动速度,广义极值分布的拟合结果与核密度估计结果非常相近。关于移动方向角,基于该参数统计分布的独特性,需要直接采用非参数核密度估计法来描述其分布特性。

依据台风尺度数据集,图 6.3 给出了台风相关尺度 r^* (对应的 $V^* = 17.49 \text{ m/s}$) 和台风绝对尺度 r_0 的分布和拟合情况。

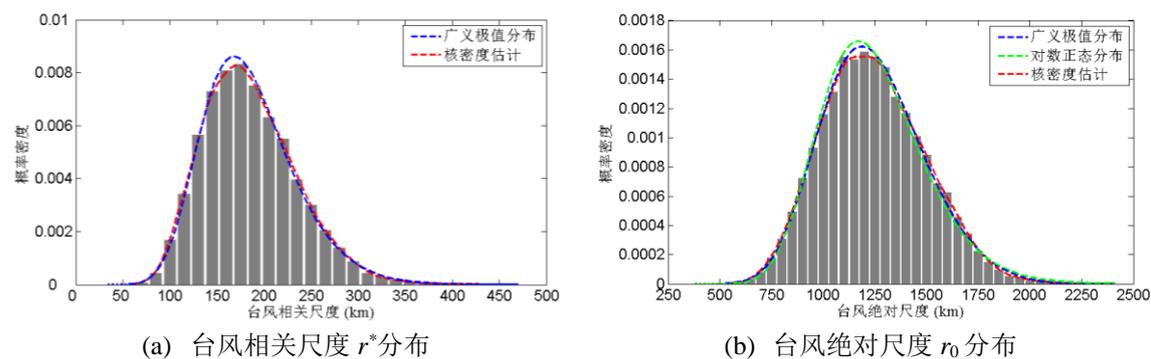


图 6.3 台风尺度分布

由图 6.3 可看出,台风相关尺度 r^* 和绝对尺度 r_0 的统计分布均能通过广义极值分布有效拟合。Emanuel 等人^[160]在对台风绝对尺度 r_0 的统计研究中认为: r_0 作为独立自由变量,其概率特征可以用对数正态分布来描述。从图 6.3b 可看出,在西北太平洋区域,台风绝对尺度 r_0 的分布情况同样能通过对数正态分布有效拟合。广义极值分布、对数正态分布和核密度估计的拟合结果非常接近。

6.2.3 全过程随机模拟方法

从时空角度来看,台风的全过程包括台风的起始、行进和终止。接下来,本节将以我国气象局热带气旋资料中心提供的 1949~2018 台风最佳路径数据和 1980~2016 年台风尺度数据为依据,依次对台风起始模拟、行进模拟和终止模拟进行研究讨论。

6.2.3.1 起始模拟

在开展起始模拟之前,需要先确定台风的年发生频次。依据台风最佳路径数据集,可以获得如图 6.4 所示的年发生频次分布情况。

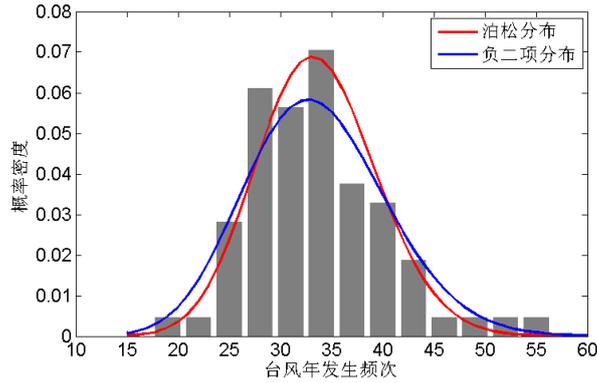


图 6.4 台风年发生频次分布

从图 6.4 可知，西北太平洋区域台风发生的年平均次数在 35 次左右。图 6.4 分别用泊松分布和负二项分布对年频次进行了拟合。从拟合结果来看，泊松分布拟合下的方差小于负二项分布。这说明：若采用泊松分布，在对年频次抽样时会有更大可能抽到平均年频次及其附近的值；而若采用负二项分布，在对年频次抽样时则会有更大可能抽到分布两端的年频次值。

台风起始模拟包括起始位置、起始强度、起始移动速度、起始移动方向角和起始尺度五个参数的样本抽取。图 6.5a 所示的是 1949~2018 年西北太平洋区域台风起始点位置情况。此处，采用二维非参数高斯核密度估计法，对起始点位置进行概率分布拟合，拟合结果如图 6.5b 所示。

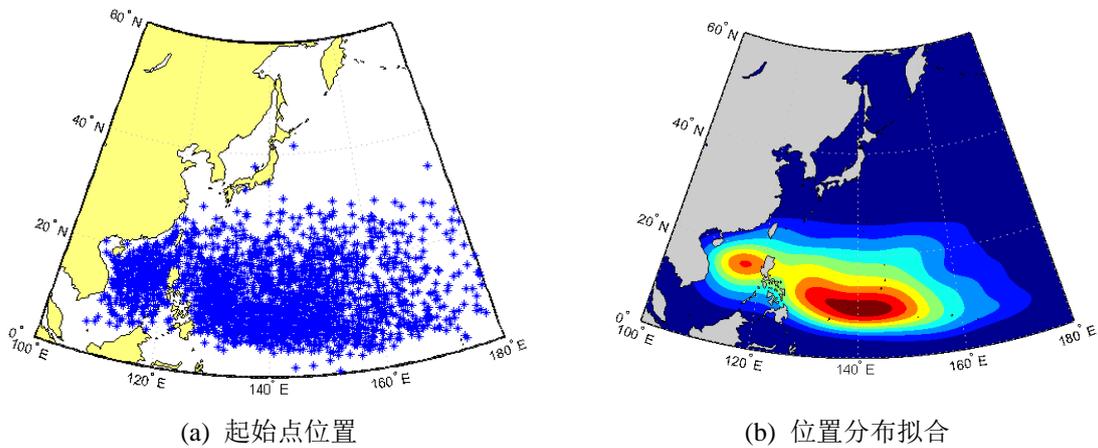


图 6.5 台风起始点位置信息及分布拟合

从台风起始点位置的分布拟合结果来看，西北太平洋区域有两个主要的台风发生中心。它们分别是 $(16.5^{\circ}\text{N}, 117^{\circ}\text{E})$ 和 $(9^{\circ}\text{N}, 142^{\circ}\text{E})$ ，即图 6.5b 中的红色区域中心点。以这两点为中心，台风的发生概率随着范围的增大（即：距中心的点的距离增大）而逐渐减小。依据图 6.5b 所示的位置概率分布，再结合年发生频次的抽样结果，便可通过随机抽样获得每年台风发生的起始位置信息。

图 6.6 给出了历史台风起始点最大风速、移动速度和移动方向角的统计分布

情况。从图 6.6 可看到，台风起始最大风速主要分布在 10m/s 和 15m/s 附近；以 5m/s 为划分间隔，其它风速等级出现的概率很小。因此，采用历史样本随机抽样法对起始强度进行模拟。台风起始移动速度的历史分布则表现出较明显的连续性，且图 6.6b 给出了广义极值分布的拟合情况。台风起始移动方向角也表现出较明显的连续性。但由于其分布的特殊性，此处采用高斯核密度估计法对起始移动方向角历史分布进行拟合。关于台风起始尺度（即台风相关尺度参数 r^* 或绝对尺度 r_0 ），由于台风起始强度通常很小，无法有效获得其尺度信息。为了实现模拟的连续性，此处采用图 6.3 所示的尺度分布规律，对起始尺度进行抽样模拟。

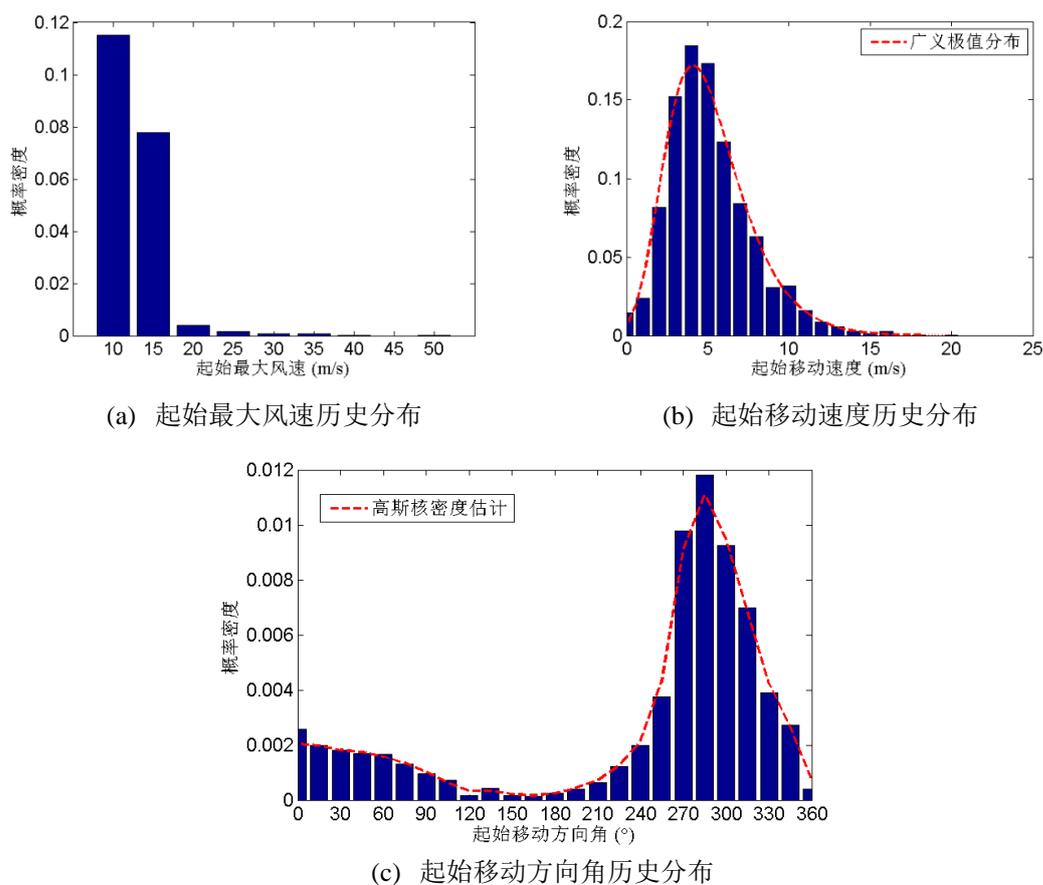


图 6.6 台风起始信息的历史分布情况

综合以上可知，台风的起始模拟可概括为三步骤：①年发生频次抽样；②基于年发生频次，抽取各台风起始位置信息；③依次抽取台风起始强度、起始移动速度、起始移动方向角和起始尺度信息。台风起始模拟的实质是基于起始点概率模型的随机抽样模拟。其中所涉及的概率模型可概括为表 6.1。

表 6.1 台风起始模拟的概率模型

参数名称	分布类型	分布参数（或抽样方法）
年发生率（次）	泊松分布；负二项分布	$\lambda = 33.6$ ； $r = 78.7$ ， $p = 0.70$
起始位置（°，经纬）	二维非参数高斯核密度估计	-
起始强度（m/s）	离散分布	历史样本随机抽取
起始移动速度（m/s）	广义极值分布	$k = -0.0481$ ， $\mu = 2.1441$ ， $\sigma = 3.9886$
起始方向角 （°，从正北顺时针）	非参数高斯核密度估计	-
起始绝对尺度（km）	对数正态分布	$\mu = 7.1062$ ， $\sigma = 0.2011$

6.2.3.2 行进模拟

行进模拟是台风全过程模拟的重要环节，直接影响台风路径特征。行进模拟所要实现的工作是：获取台风在下一个时刻点的位置信息、强度信息、移动信息以及尺度信息。其模拟方法主要包括自回归法、马尔克夫链法和基于分类思想的非参数核密度法。这些随机方法各有其利弊。自回归法以台风当前状态为参考中心，进而构建上一个时刻点与下一个时刻点的相关模型。该方法能够有效考虑台风路径点间的相关性，但是行进模拟的连续性不足。马尔克夫链法认为台风下一个时刻点的状态仅与当前状态有关，并通过引入状态转移的条件概率模型，实现台风行进模拟。该方法构建了台风在行进过程中从一个状态变到另一个状态的递推关系，有效保证了模拟的连续性，但是路径点间的相关性考虑不足。基于分类的非参数核密度法的核心思想是：对台风进行分类统计，采用核密度估计对不同类别的台风参数分布进行拟合，进而开展随机模拟。该方法的新颖之处在于台风分类统计。基于分类的参数概率模型使得台风路径模拟更随机，但是如何确定分类准则有待进一步研究。综合以上讨论，三种方法的长处可总结为：自回归法能够有效考虑路径点间的相关性；马尔克夫链法能够有效保障台风路径的连续性；基于分类思想的非参数核密度法能够有效获得台风行进时各参数概率模型。为了确保台风路径的连续性，本文采用马尔克夫链法模拟台风行进过程。并且，采用非参数核密度估计法对行进中台风参数的概率分布进行拟合建模。

马尔克夫链表示在状态空间中，从一个状态到另一个状态转变的随机过程。在时间尺度中，马尔克夫链描述了从当前时刻到下一个时刻的状态变化，因此又称为离散时间马尔克夫链。下一个时刻状态的概率分布仅由当前状态决定，且在时间序列中状态的变化与过去的状态无关。这种“无记忆”特性称作马尔克夫性质或者马氏性。马尔克夫性质可进一步由公式 6.5 表示。

$$P(X_{n+m} = j | X_n = i_n, X_{n-1} = i_{n-1}, \dots, X_1 = i_1) = P(X_{n+m} = j | X_n = i_n) \quad (6.5)$$

X_n 表示一个马尔克夫链, m 表示时间间隔步。当 $m = 1$ 时, 上式成立。由 X_n 的所有可能值构成的可数集称为该链的状态空间, 用 S 表示。通过数学归纳法可证得: m 为任意正整数时, 式 6.5 依然成立。马尔克夫链的第二个性性质叫时齐性。时齐性是指系统从状态 i 变化至状态 j 的概率只取决于时间间隔的长短, 而与起始时间无关。其数学表达, 如公式 6.6。

$$P(X_{n+m} = j | X_n = i) = P(X_{n+m+k} = j | X_{n+k} = i) \quad (6.6)$$

由于条件概率 $P(X_{n+m} = j | X_n = i)$ 与起始步 n 无关, 可将其进一步写作 $p_{ji}(m)$ 。概率 $p_{ji}(m)$ 所表示的是从状态 i 至状态 j 的转移概率。以 $p_{ji}(m)$ 为元素, 可构建出马尔克夫链的 m 步状态转移概率矩阵 $P(m)$, 如公式 6.7。

$$P(m) = \begin{bmatrix} p_{11} & p_{12} & \cdots & p_{1i} & \cdots \\ p_{21} & p_{22} & \cdots & p_{2i} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \cdots & \vdots & \cdots \\ p_{j1} & p_{j2} & \cdots & p_{ji} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \cdots & \vdots & \vdots \end{bmatrix} \quad (6.7)$$

矩阵 P 中元素均为非负, 且每列元素之和等于 1。其中, i 和 j 代表系统状态, 从属于状态空间 S 。取 $m = 1$, 那么系统在 $n+1$ 时间步下状态的概率分布情况, 可由公式 6.8 计算获得。

$$Y^{n+1} = PY^n \quad (6.8)$$

依据马尔克夫链的无记忆特性, 公式 6.8 可进一步表示为公式 6.9。

$$Y^{n+1} = P^{n+1}Y^0 \quad (6.9)$$

其中, Y^n 表示 n 时间步下系统状态的概率向量; Y^0 则表示系统的初始状态概率分布。综合以上说明可知, 马尔克夫链一般可用三元组来表示, 即 (S, P, Y^0) 。 S 为状态空间, 即所有可能的状态集合; P 为状态转移矩阵; Y^0 为初始状态概率分布。已知这三个元组, 便可构建相应的马尔克夫链。

采用基于马尔克夫链的蒙特卡洛方法对台风行进开展模拟。在构建状态转移矩阵时, 则采用台风参数的变化率来描述状态的转变。以台风强度 (即台风最大风速 V_m) 为例, 其状态转移概率用 $P(\dot{V}_m | V_m)$ 来表示。其中, V_m 为当前时刻台风强度值; \dot{V}_m 为下一个时间步台风强度相对于当前步的变化率。那么, $P(\dot{V}_m | V_m)$ 所指的是当前台风强度为 V_m 时, 下一时间步强度的变化率为 \dot{V}_m 的概率。由于引入了变化率这一参数, 在生成马尔克夫链时需要再新增一个元组, 即状态变化率空间 R 。那么, 台风行进模拟中马尔克夫链可用四元组来表示, 即 (S, R, P, Y^0) 。依据上一小节中台风起始模拟的分析结果, 可以获得台风各参数的初始状态概率分布 Y^0 (参见表 6.1)。状态空间 S 和状态变化率空间 R 则需要依据台风历史数据统计获得。以历史台风路径数据为基础, 接下来运用非参数核密度估计方法来创建状态转移矩阵。如前所述, 状态转移概率属于条件概率。依据条件概率性质,

以台风强度为例，其状态转移概率可以进一步表示为公式 6.10。

$$P(\dot{V}_m = j | V_m = i) = \frac{P(\dot{V}_m = j, V_m = i)}{P(V_m = i)} \quad (6.10)$$

若将台风强度及其变化率视作连续变量，那么其状态转移概率 $P(\dot{V}_m | V_m)$ 等于联合概率 $P(\dot{V}_m \cap V_m)$ 与边缘概率 $P(V_m)$ 的比值。本文以历史数据为依据，运用二维非参数核密度法对台风参数及其变化率的联合密度进行拟合建模，并采用一维非参数核密度估计法对相应的边缘概率进行拟合。此处，将台风行进历史数据划分为海洋数据和陆地数据两个组别，并对这两组数据分别进行统计分析和概率建模。图 6.7~图 6.10 给出了各台风参数的边缘分布以及与其变化率的联合分布情况。

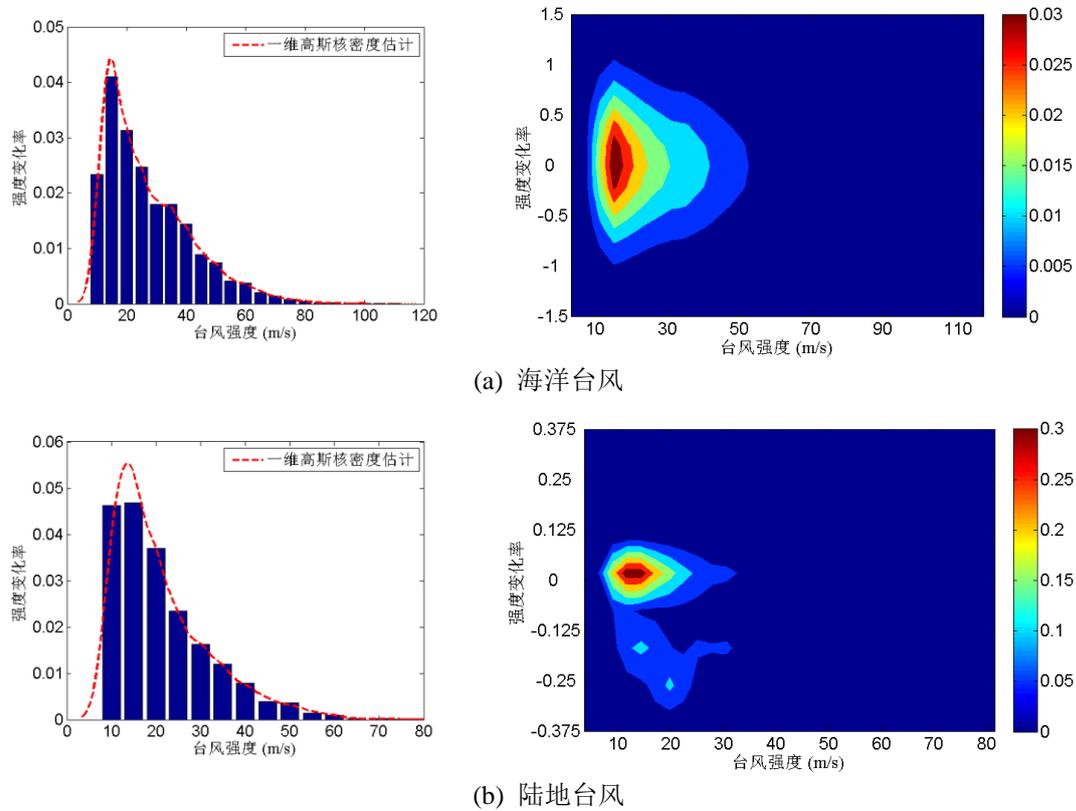
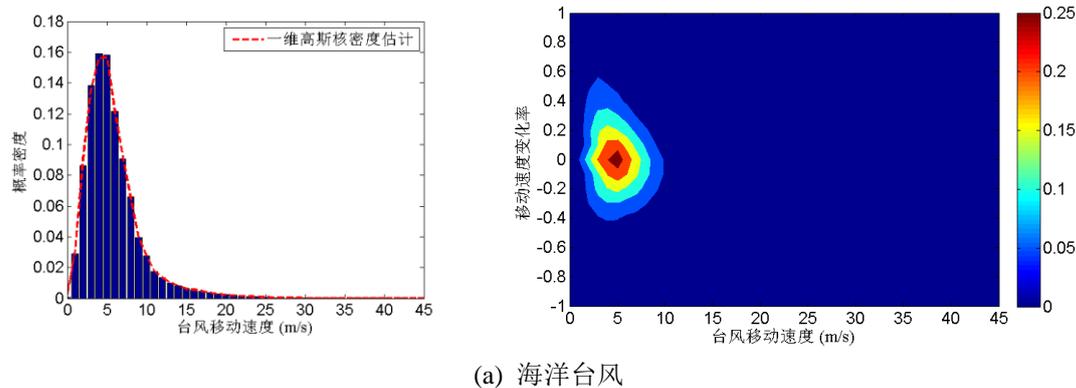
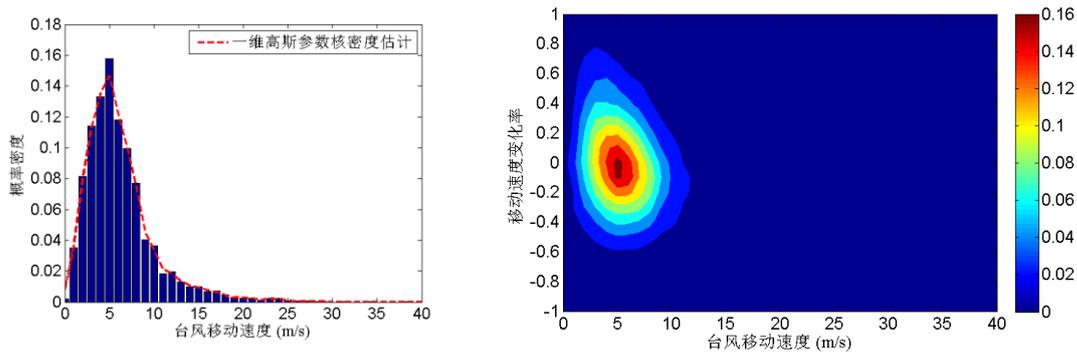


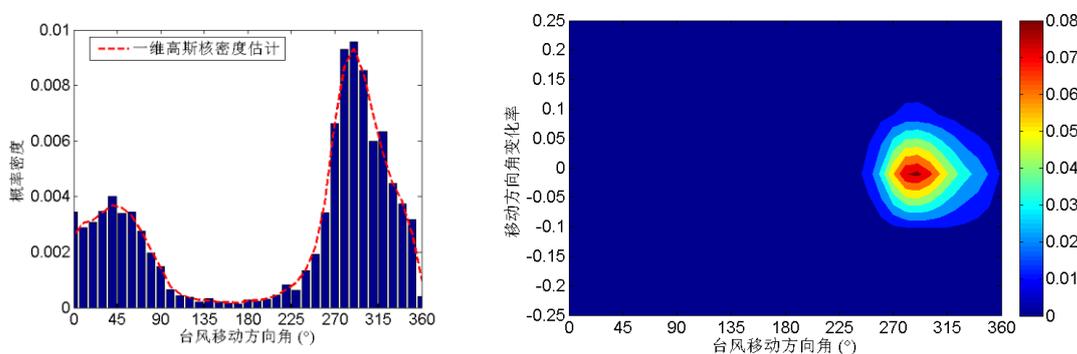
图 6.7 台风强度边缘概率密度（左）和强度与其变化率联合概率密度（右）



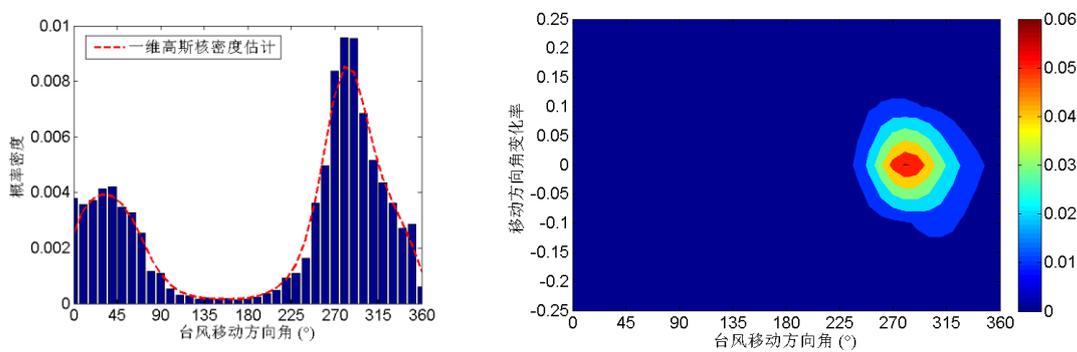


(b) 陆地台风

图 6.8 台风移动速度边缘概率密度（左）和移动速度与其变化率联合概率密度（右）

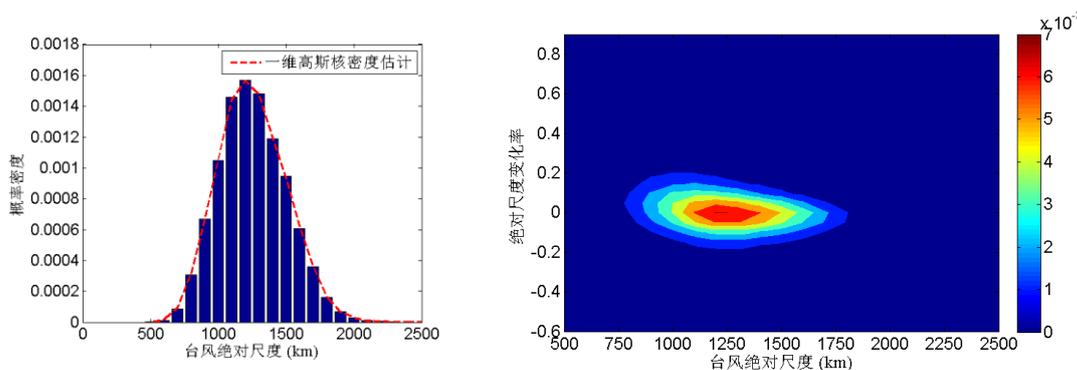


(a) 海洋台风

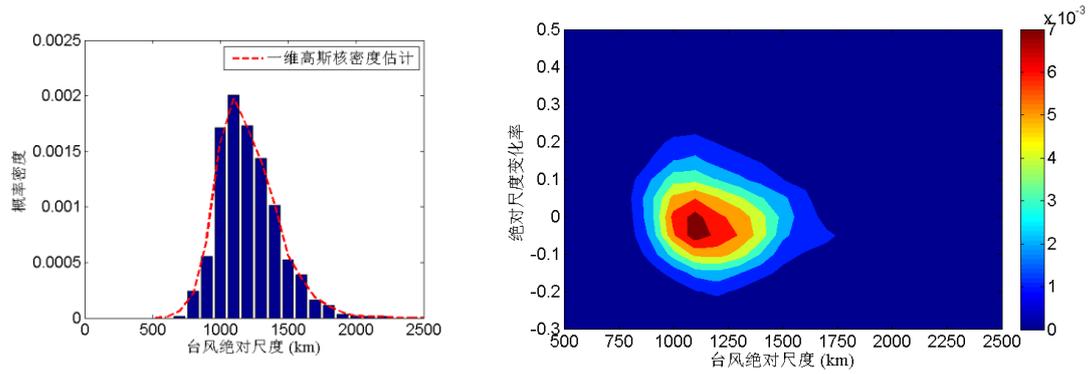


(b) 陆地台风

图 6.9 台风移动方向角边缘概率密度（左）和移动方向角与其变化率联合概率密度（右）



(a) 海洋台风



(b) 陆地台风

图 6.10 台风绝对尺度边缘概率密度（左）和绝对尺度与其变化率联合概率密度（右）

综合台风初始状态概率模型、状态空间、状态变化率空间和状态转移概率分布，表 6.2 列出了各台风参数在行进中的马尔科夫链模型。基于台风行进中各状态参数的马尔科夫链模型，台风行进过程的蒙特卡洛模拟可以通过以下 4 个步骤来实现：

- ① 依据初始状态概率模型，随机抽取台风各参数初始值；
- ② 依据台风在当前时间步的状态信息，结合各参数所对应的状态转移概率模型（联合概率密度与边缘密度），随机抽取并计算台风参数关于下一时间步的状态变化率；
- ③ 依据状态变化率抽样结果，获得下一时间步台风状态参数及台风中心位置；
- ④ 将下一时间步状态信息保存为台风当前状态，再返回步骤②进行下一步台风状态模拟。

表 6.2 台风行进过程的马尔科夫链模型

状态参数	初始状态概率模型 Y_0	状态空间 S		状态变化率空间 R		状态转移概率 $P = \frac{\text{状态与状态变化率联合概率}}{\text{状态边缘概率}}$	
		海洋	陆地	海洋	陆地	海洋	陆地
强度 V_m (m/s)	离散分布	$V_m \in [10 \ 120]$	$V_m \in [10 \ 80]$	$\dot{V}_m \in [-1 \ 2]$	$\dot{V}_m \in [-1 \ 1.5]$	联合概率：二维高斯核密度估计； 边缘概率：一维高斯核密度估计	联合概率：二维高斯核密度估计； 边缘概率：一维高斯核密度估计
移动速度 V_i (m/s)	广义极值分布 ($k = -0.0481, \mu = 2.1441, \sigma = 3.9886$)	$V_i \in [0 \ 45]$	$V_i \in [0 \ 40]$	$\dot{V}_i \in [-1 \ 1466]$	$\dot{V}_i \in [-1 \ 1275]$		
移动方向角 θ ($^\circ$)	非参数高斯核密度估计	$\theta \in [0 \ 360]$	$\theta \in [0 \ 360]$	$\dot{\theta} \in [-1 \ 360]$	$\dot{\theta} \in [-1 \ 360]$		
绝对尺度 r_0 (km)	对数正态分布 ($\mu = 7.1062, \sigma = 0.2011$)	$r_0 \in [500 \ 2500]$	$r_0 \in [500 \ 2500]$	$\dot{r}_0 \in [-0.6 \ 0.9]$	$\dot{r}_0 \in [-0.3 \ 0.5]$		

6.2.3.3 终止模拟

终止模拟是指依据台风当前位置信息或状态信息,判断行进终止与否。终止判断可以通过两种方式来实现。一是,依据台风位置信息,构建基于地理空间的台风终止概率模型;二是,依据台风强度信息,构建基于台风强度衰减的台风终止概率模型。前者以台风的位置信息为考查对象,建立台风行进到当前位置的终止概率模型,进而通过随机抽样判断台风终止与否。该方法简单、直接,对海洋台风路径和陆地台风路径均适用。后者以台风的强度信息为考查对象,构建台风的衰减模型,再运用衰减规律来判断台风终止与否。该方法一定程度上考虑了台风物理特性,尤其是登陆后台风的动力机制已消失,开始进入衰减和消亡阶段。因此,该方法适用于陆地台风。对于未登陆的台风,其衰减过程并非绝对意味着台风即将走向消亡,而是存在再增强的可能。此处,以模拟整个西北太平洋区域的台风为目的,以台风位置信息为依据,构建台风终止概率模型。

图 6.11 给出了历史台风终止位置信息。图 6.11a 和图 6.11b 分别为海洋终止点位置信息和陆地终止点位置信息。此处,采用二维非参数高斯核密度估计法对终止点的位置分布进行拟合。图 6.12 给出了终止点分布拟合结果。从台风海面终止点的分布拟合结果来看,在西北太平洋海域主要有两个台风终止区,如图 6.12a 中的红色区域。以这两个区为参考中心,台风的终止概率随着范围的增大(即:距中心的距离增大)逐渐减小。其中有一个主要终止区处于我国东南海域,其区域中心位于我国南海境内;另一个主要终止区则位于西北太平洋西侧的较高纬度处(30°N 以北)。从台风陆地终止点的分布拟合结果来看,台风终止中心位于(20.5°N, 105°E)。我国东南沿海区域是台风终止的高概率区。这说明,在我国东南沿海区域,台风登陆最为频繁,是台风灾害研究的重点区域。

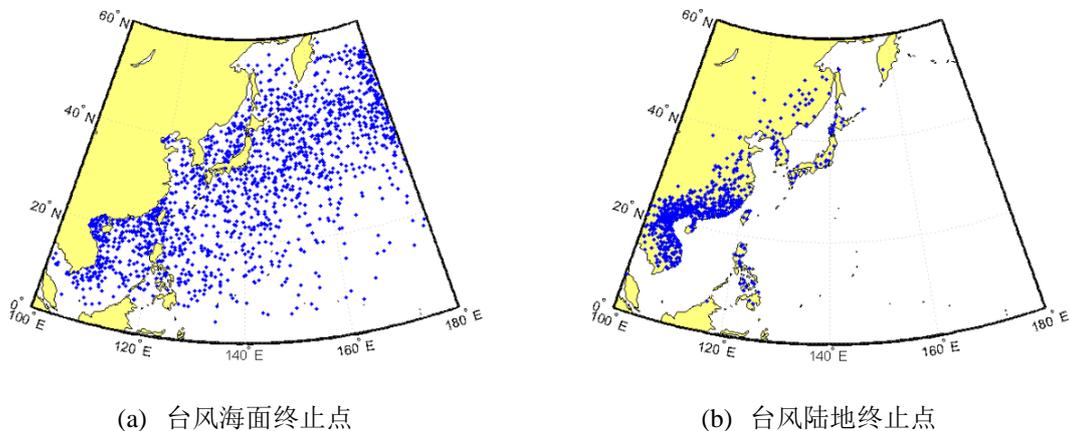


图 6.11 历史台风终止点位置信息

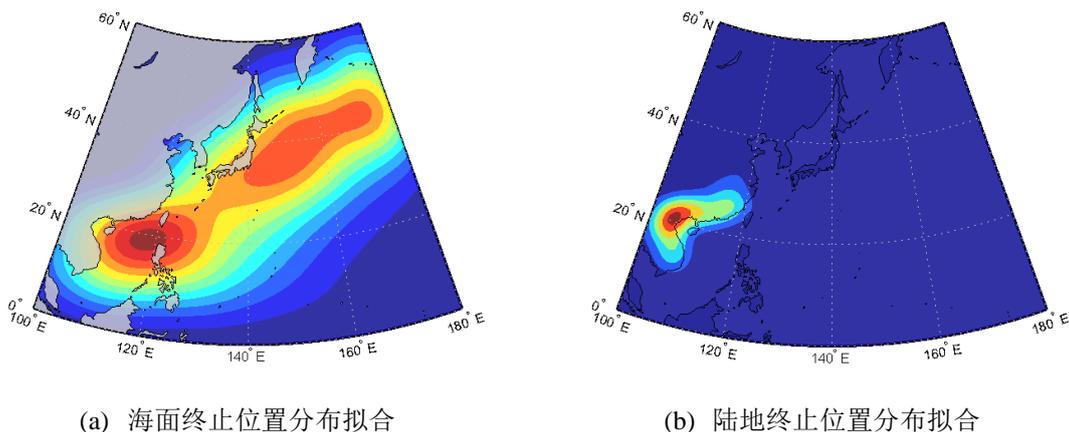


图 6.12 台风终止位置概率分布

图 6.12 所示的概率分布是以所有历史台风终止点为基础，求解的整体空间分布。在台风全过程模拟中，台风的终止判断与台风的行进模拟是衔接在一起的。也就是说，台风每推进一步，就需要判断其在当前步下是否终止。因此，图 6.12 所示的概率模型并不适用。过程模拟中，台风终止概率模型的实质是条件概率，可以表示为公式 6.11。

$$P(E=0|x,y)+P(E=1|x,y)=1 \quad (6.11)$$

其中， x 代表台风中心纬度； y 代表台风中心经度； $E=0$ 表示台风终止； $E=1$ 表示台风继续行进。如何去构建式 6.11 所示的终止概率模型？此处，采用分区统计法，来构建空间离散的台风终止概率模型。其具体操作如下：①划定终止区域范围（纬度 $0^{\circ}\sim 60^{\circ}\text{N}$ 、经度 $100^{\circ}\text{E}\sim 180^{\circ}\text{E}$ ）；②在终止区域范围内划分网格，此处网格密度设置为 $2^{\circ}\times 2^{\circ}$ ；③将历史终止点样本分成海面终止点和陆地终止点两类，分别进行概率建模；④以所有历史台风路径点为对象，统计每个网格中路径点数量；⑤以历史终止点为对象，统计每个网格中终止点数量；⑥终止点数量与路径点数量的比值为相应网格的台风终止概率；⑦若网格内无历史路径点，其终止概率设置为 1；若有历史路径点，但无历史终止点，终止概率为 0。

依据以上方法，图 6.13 给出了海面台风终止概率值和陆地台风终止概率值的空间分布情况。与图 6.12 相比较，会发现在两种不同的处理方式下，台风终止概率分布截然不同。图 6.12 所示的概率分布是以所有历史终止点为基础，其高概率密度区表明有大量的台风在该区域终止；图 6.13 所示的概率模型则是以局部网格内的历史路径点数量为基础，其概率值高的网格表明台风行进到相应区域内终止的可能性大。此外，可以观察到：图 6.12 中的高概率密度区在图 6.13 中反而表现为低概率值。这说明：虽然高概率密度区内存在大量的历史台风终止点，但是通过该区域的历史路径点数量非常之多，以致该区域的终止概率反而很低。

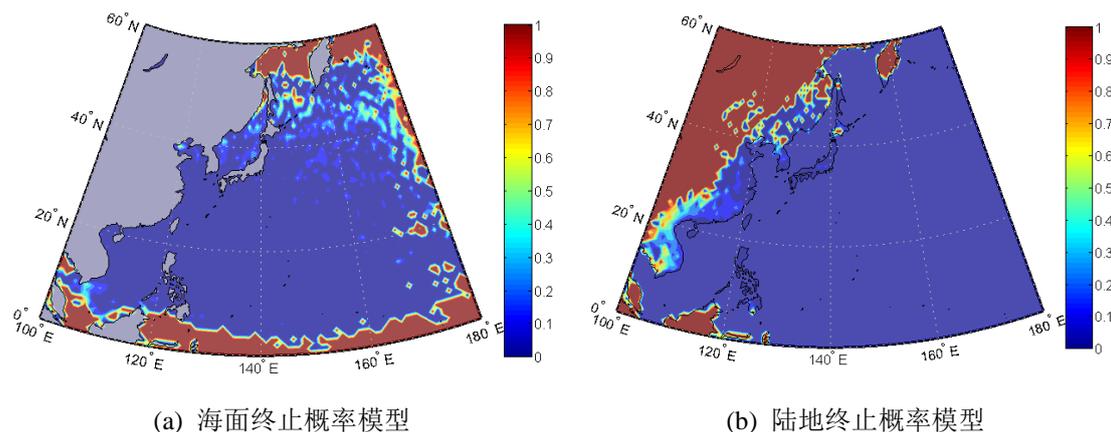


图 6.13 台风终止模拟概率模型

6.2.4 西北太平洋区域台风过程随机模拟

本小节以西北太平洋区域 10000 年台风模拟为目标,运用以上节提出的台风全过程随机模拟方法,对台风过程开展随机模拟并对模拟结果进行讨论分析。台风过程模拟涉及到起始模拟、行进模拟和终止模拟三个步骤,包含台风位置、台风强度、移动速度、移动方向和台风尺度五个状态信息。结合台风各阶段模拟方法,10000 年台风模拟可通过图 6.14 所示的流程实现。其中, i 代表年序号; j 代表一年中发生的台风序号; k 代表一条台风在行进过程中的时间序号; Δt 代表相邻时间序号的时间间隔,取值 6 小时; (x, y) 表示台风中心所在纬度和经度; *reckon* 函数表示依据当前时刻的位置、移动速度和移动方向角信息,计算下一时刻步的台风位置。

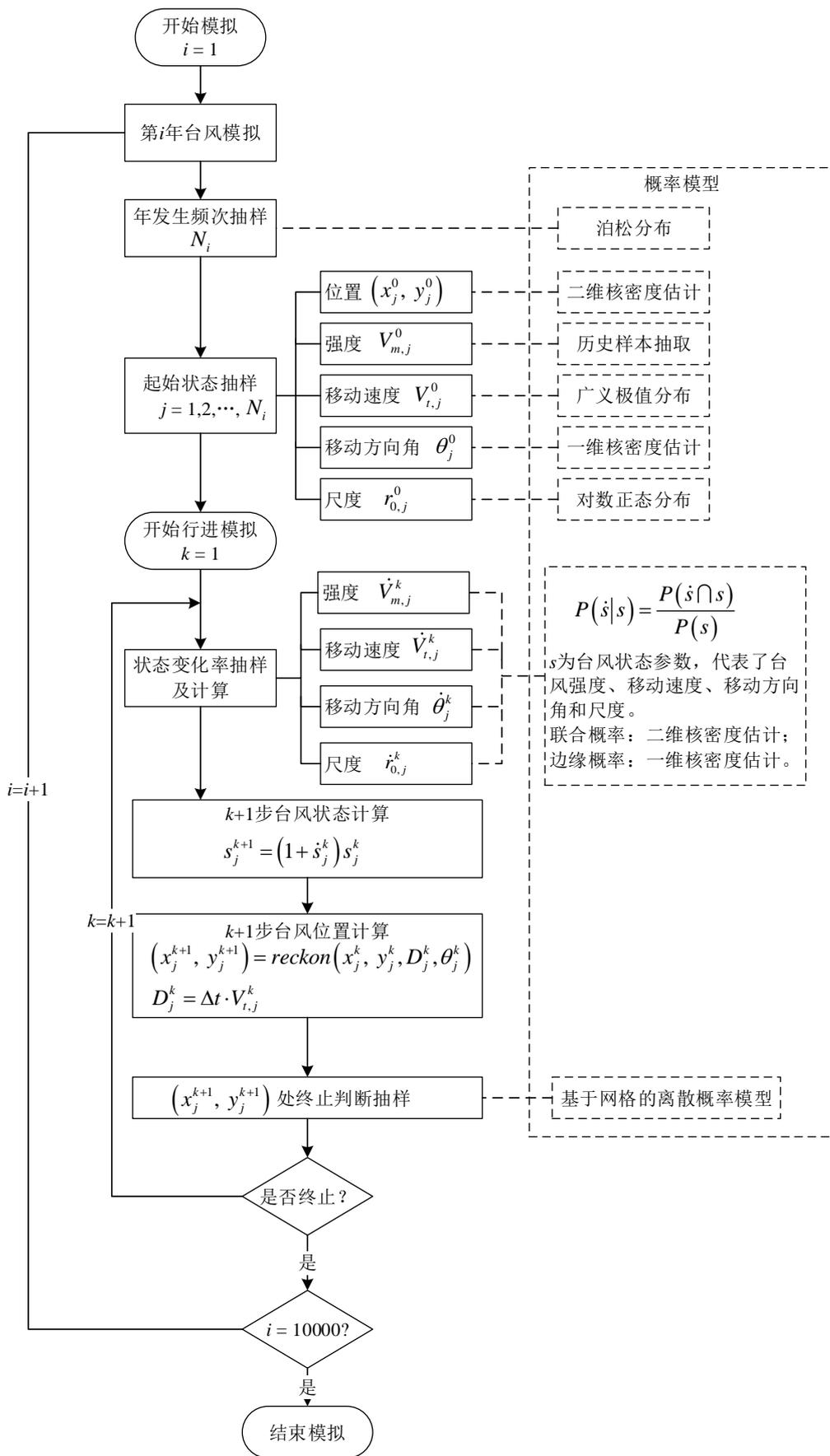


图 6.14 10000 年台风随机模拟流程图

依据 10000 年台风过程模拟结果，图 6.15 给出了台风关键参数的统计分布情况，其中包括台风强度、台风移动速度、台风移动方向角和台风绝对尺度。并且，将数值模拟结果的分布情况与历史数据的分布情况进行了比对。从比较结果来看，模拟结果与历史数据有相近的分布特征；对于各台风关键参数，模拟结果的离散性要比历史数据的离散性略强，即模拟值的分布方差要略大。

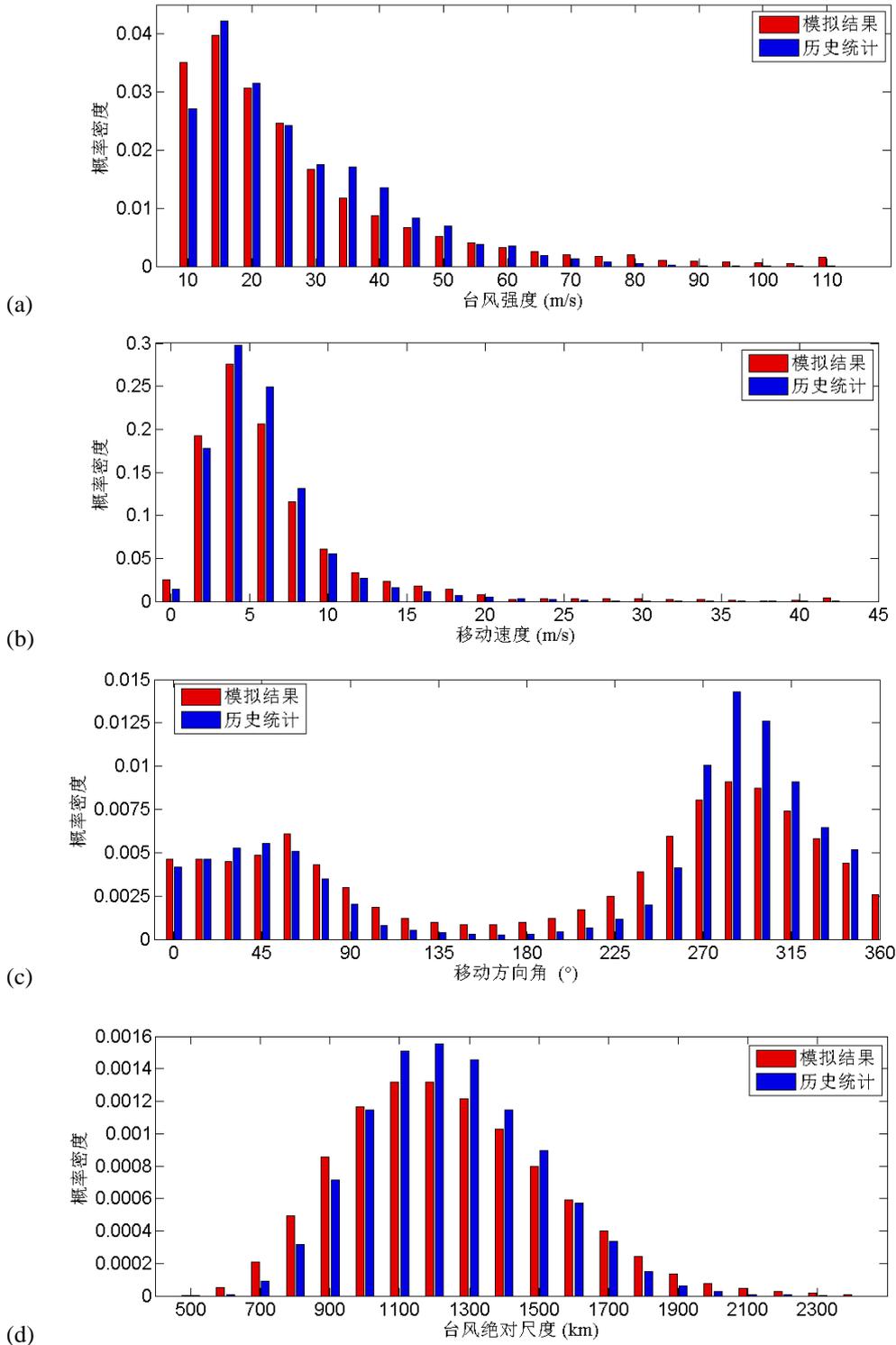


图 6.15 台风关键参数的总体分布情况（随机模拟结果与历史统计结果比较）

图 6.16~图 6.17 进一步给出了台风模拟的起始点和终止点的空间分布情况。比较图 6.16 与图 6.5 发现：台风随机模拟的起始点分布与历史数据的分布情况高度接近；比较图 6.17 与图 6.12 发现：台风随机模拟的终止点分布与历史数据的分布情况相近，尤其是海面终止点的分布。由此说明了台风起始概率模型和终止判断概率模型的有效性。

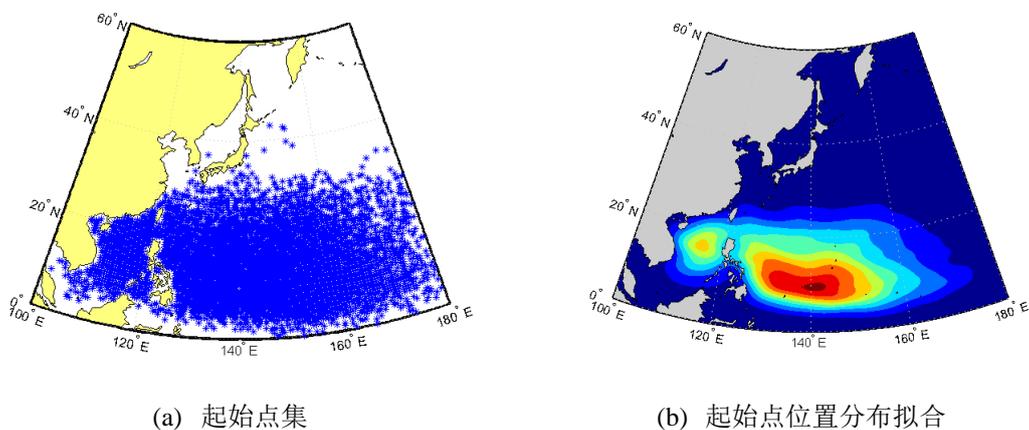


图 6.16 模拟起始点空间分布

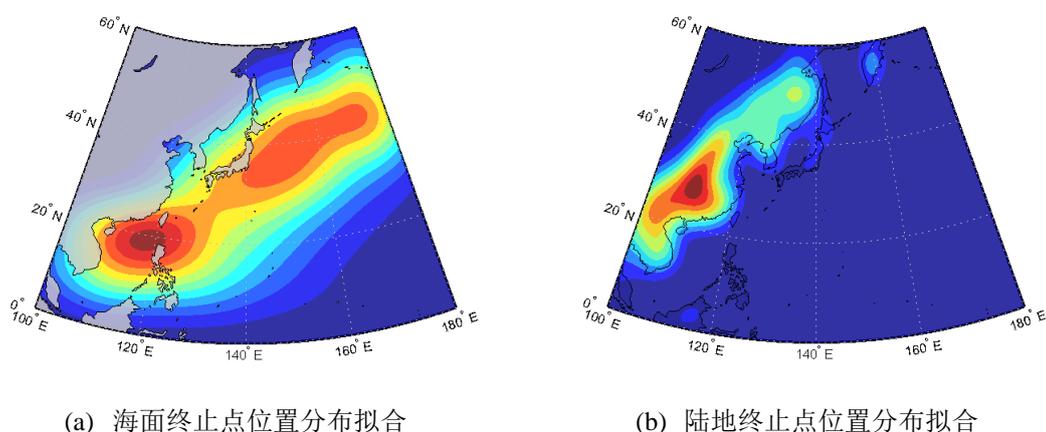


图 6.17 模拟终止点空间分布

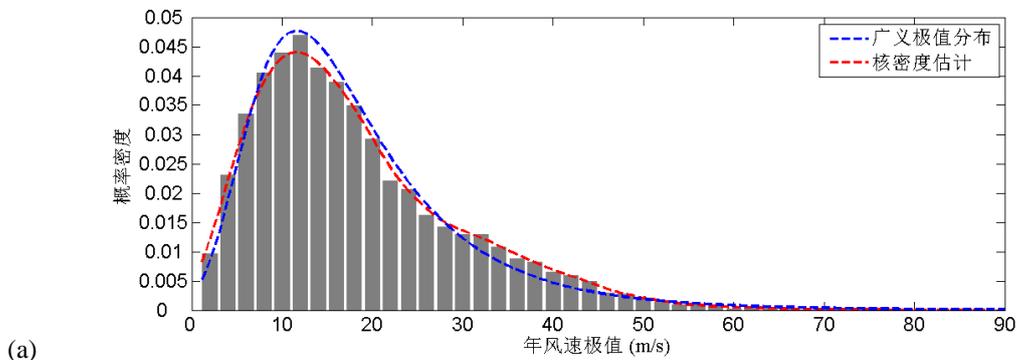
6.3 台风风场概率分布

本节以是湛江地区为考查对象，结合 6.2.4 小节的西北太平洋 10000 年台风过程随机模拟结果和 2.3 节台风风场模拟方法，来获得目标地区的台风概率模型（即台风风速极值分布和风向分布）。湛江地区 10000 年台风风速极值及其风向可通过以下步骤计算获得：

- (1) 依据西北太平洋区域 10000 年台风模拟结果，查找出台风中心点到湛江市距离不超过相应台风绝对尺度的台风路径点及其对应的台风序号和发生

- 年序号。查找出来的路径点、台风序号和发生年号为接下来的考查对象；
- (2) 统计第 i 年 ($i = 1, 2, \dots, I$) 中对湛江市造成影响的台风序号 j ($j = 1, 2, \dots, J$)；
 - (3) 获取第 j 条台风中对湛江市造成影响的台风路径点 k ($k = 1, 2, \dots, K$)；
 - (4) 依据路径点 k 的台风状态参数 (包括中心位置、强度、尺度、移动速度和移动方向), 运用台风风场数值模拟方法, 计算湛江市地表风场 (即风速和风向), 并记录；
 - (5) 若 $k < K$, 令 $k = k+1$ 并返回至第 (4) 步；若 $k = K$, 继续下一步；
 - (6) 统计第 j 条台风中所有路径点 k ($k = 1, 2, \dots, K$) 对湛江市造成的风场数据, 查找到风速最大值及其对应的风向, 并将其记录为第 j 条台风引起的风速极值和相应风向；
 - (7) 若 $j < J$, 令 $j = j+1$ 并返回至第 (3) 步；若 $j = J$, 继续下一步；
 - (8) 统计第 i 年中所有台风 j ($j = 1, 2, \dots, J$) 引起的风速极值及其风向, 查找出最大风速极值及其对应的风向, 并将其记录为第 i 年台风引起的年风速极值和相应风向；
 - (9) 若 $i < I$, 令 $i = i+1$ 并返回至第 (2) 步；若 $i = I$, 继续下一步；
 - (10) 统计所有年号 i ($i = 1, 2, \dots, I$) 的年风速极值及其风向, 并记录下来, 用于构建湛江地区台风风场概率模型。

基于以上步骤, 可以最终获得湛江地区 10000 年的台风风年速极值样本及其对应的风向样本。图 6.18 给出了湛江地区台风年风速极值和相应风向的分布情况。图 6.18a 分别采用广义极值分布和核密度估计法对风速分布进行了拟合, 拟合结果表明: 对于高概率区, 广义极值分布的拟合效果很好; 但是对于低概率的尾部区域, 广义极值分布的拟合效果不及核密度估计法。在概率易损性评估中, 影响并决定结构易损性的往往是尾部低概率区分布。因此, 此处采用核密度估计法的拟合结果。从图 6.18b 给出的风向概率分布情况来看, 湛江地区台风风向在 $0^\circ \sim 360^\circ$ 范围内均有取值。因此, 此处将风向视为连续随机变量, 并采用核密度估计法对其分布进行了拟合。



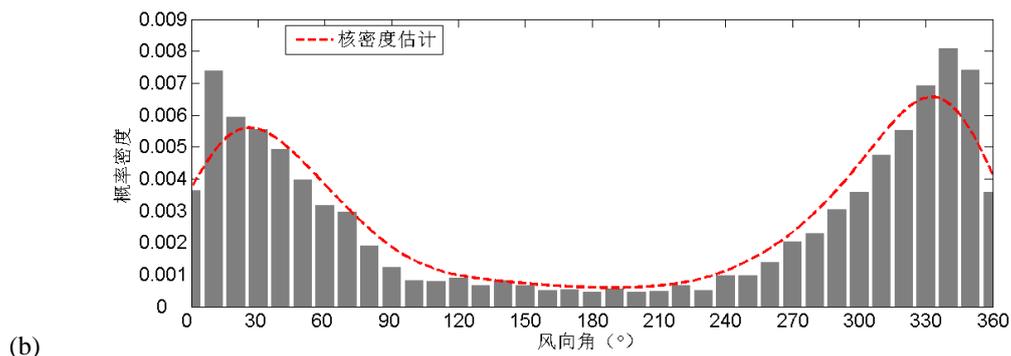
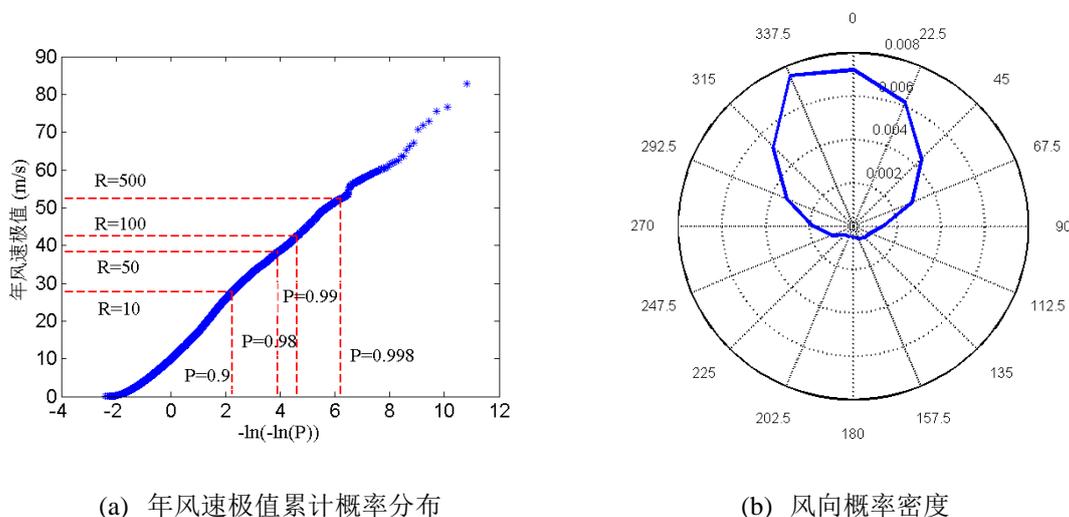


图 6.18 湛江地区台风年风速极值和风向分布

基于以上台风风场年极值的统计情况, 风速和风向的概率分布特性还可进一步通过图 6.19 表示。图 6.19a 给出了风速的累积概率分布情况, 其中 P 代表累积概率值。假定一年中台风引起的风速极值小于重现期为 R 年对应风速极值的概率为 $1-1/R$ 。那么, 依据 6.19a 的累积概率分布, 可计算获得 R 年重现期所对应的台风风速极值。图 6.19a 中标示出了 10 年、50 年、100 年和 500 年一遇的台风最大风速情况, 其值分别为 27.72 m/s、38.23 m/s、42.43 m/s 和 52.36 m/s。依据建筑风荷载规范^[134]提供的风速与风压换算方法, 可得到湛江地区 10 年、50 年、100 年和 500 年重现期对应的基本风压值, 分别为: 0.48 kN/m²、0.91 kN/m²、1.12 kN/m²、1.71 kN/m²。依据我国建筑荷载规范^[134], 可查到湛江市 10 年、50 年和 100 年重现期对应的基本风压为: 0.5 kN/m²、0.8 kN/m² 和 0.95 kN/m²。模拟结果与规范中历史统计结果相比较, 发现: 模拟获得的 10 年一遇风速极值要略小于历史统计结果; 但是, 模拟获得的 50 年和 100 年一遇的风速极值要略大于历史统计结果。图 6.19b 进一步将年风速极值对应的风向的概率分布表示在极坐标内。通过极坐标表示, 发现: 湛江地区台风风向主要为偏北方向, 尤其是北西北 (NNW)、正北 (N) 和北东北 (NNE) 三个方向区间。



(a) 年风速极值累积概率分布

(b) 风向概率密度

图 6.19 湛江地区台风风场年极值概率分布

图 6.18 和图 6.19 都是将风速极值和风向分开考虑，然后得到各自的概率分布情况。然而，在输电线路台风概率易损性评估时，风速极值和风向为一组互不独立的随机变量，共同影响着线路中输电塔的易损性。因此，此处以台风数值模拟结果为基础，采用二维高斯非参数核密度估计法，来构建年风速极值与风向的联合概率模型。图 6.20 给出了风速与风向的联合概率密度情况。该概率模型可应用于后续的概率易损性评估。

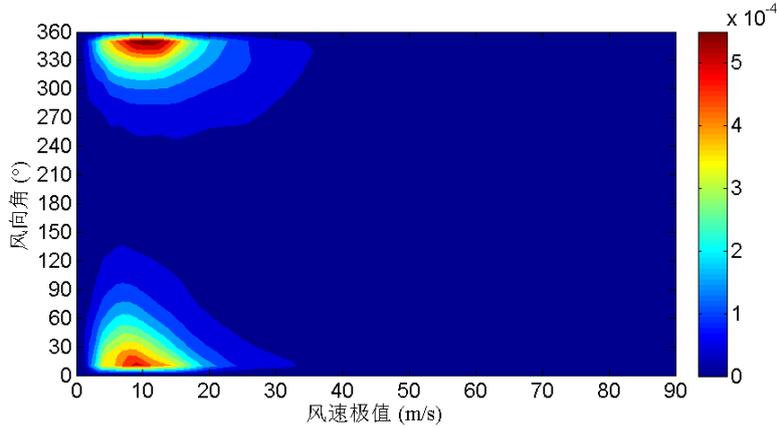


图 6.20 湛江地区台风年风速极值与其风向的联合概率密度

6.4 台风概率易损性评估

6.4.1 输电塔概率易损性

依据图 6.20 所示的台风年风速极值与风向角的联合概率分布，接下对目标输电线路进行概率易损性评估。此处，采用概率可靠度方法，将台风和结构的不确定性同时考虑进来，进而求解输电塔的年失效概率。其具体计算公式如式 6.12 所示。

$$P_{f,T} = \int_0^{360} \int_0^{v_{\max}} F_T(v, \phi | L_h, \alpha) f_{v,\theta}(v, \theta) dv d\theta \quad (6.12)$$

其中， $P_{f,T}$ 表示线路中某输电塔年失效概率； F_T 表示输电塔所在线路水平档距为 L_h 和线路走向为 α 时，结构的易损性累积概率函数，它是关于风速 v 和风向角 ϕ 的二维函数；风向角 ϕ 由风向 θ 和线路走向 α 决定； $f_{v,\theta}$ 表示年风速极值 v 与其风向角 θ 的联合概率密度函数，其中风向角的变化范围为 $0^\circ \sim 360^\circ$ ，年极值风速的变化范围为 $0 \sim v_{\max}$ 。依据图 6.19 所示的湛江地区台风风场概率分布， v_{\max} 取值 90m/s。从公式 6.12 可以看出，输电塔年失效概率的数学实质是塔结构风易损性关于风场年极值分布的二维卷积。其中，塔结构的易损性累积概率可以通过本文第 5 章的输电塔风易损模型求解；风场年极值概率密度则可利用台风模拟的统计

结果，并结合二维非参数核密度估计法来求得（如图 6.20 所示的联合概率密度图）。

以本文 5.4 节的输电线路为分析对象，运用以上台风风速年极值及其风向概率模型（图 6.20）和公式 6.12 所示的概率可靠度计算方法，可获得目标线路中各输电塔的年失效概率情况。表 6.2 列出了目标线路中普通段直线塔的年失效概率。线路普通段共有 86 基输电塔，其中 71 基直线塔（直线塔型均为 ZY 塔）、14 基耐张塔和 1 基终端塔。表 6.3 依据年失效概率值，由大到小依次排列了各直线塔并标示了其对应的线路信息。耐张塔和终端塔的年失效概率设置为 0。

表 6.3 线路中各输电塔年失效概率及其线路信息

塔号	年失效概率	线路水平档距(m)	线路走向 (方向角°, 正北顺时针)	塔型
74	0.00071	314	126.29	直线塔
99	0.00069	370	194.19	直线塔
75	0.00069	310	126.29	直线塔
80	0.00067	308	126.29	直线塔
107	0.00067	300	113.49	直线塔
84	0.00062	298	126.29	直线塔
103	0.00061	303	135.62	直线塔
77	0.00061	296	126.29	直线塔
79	0.00061	296	126.29	直线塔
78	0.00060	294	126.29	直线塔
76	0.00059	292	126.29	直线塔
96	0.00058	340	176.62	直线塔
88	0.00058	290	126.29	直线塔
92	0.00057	288	126.29	直线塔
58	0.00054	352	202.19	直线塔
30	0.00054	287	246.77	直线塔
89	0.00054	279	126.29	直线塔
102	0.00053	286	135.62	直线塔
108	0.00052	262	113.49	直线塔
65	0.00052	319	166.95	直线塔
25	0.00052	347	191.35	直线塔
83	0.00051	272	126.29	直线塔
91	0.00051	272	126.29	直线塔
73	0.00050	268	126.29	直线塔
93	0.00048	260	126.29	直线塔
36	0.00048	247	265.85	直线塔
90	0.00048	258	126.29	直线塔
81	0.00048	256	126.29	直线塔
38	0.00047	243	265.85	直线塔

第 6 章 输电线路台风概率易损性评估

塔号	年失效概率	线路水平档距(m)	线路走向 (方向角°, 正北顺时针)	塔型
29	0.00047	268	246.77	直线塔
39	0.00046	236	265.85	直线塔
26	0.00046	336	191.35	直线塔
68	0.00046	261	141.07	直线塔
37	0.00045	218	265.85	直线塔
87	0.00045	236	126.29	直线塔
104	0.00044	251	135.62	直线塔
33	0.00044	258	246.77	直线塔
82	0.00043	210	126.29	直线塔
86	0.00043	195	126.29	直线塔
66	0.00042	294	166.95	直线塔
105	0.00041	214	135.62	直线塔
101	0.00041	206	135.62	直线塔
45	0.00040	323	197.15	直线塔
34	0.00039	243	246.77	直线塔
69	0.00039	202	141.07	直线塔
31	0.00037	233	246.77	直线塔
32	0.00037	232	246.77	直线塔
98	0.00036	307	194.19	直线塔
95	0.00035	286	176.62	直线塔
53	0.00034	313	202.19	直线塔
63	0.00033	248	166.95	直线塔
64	0.00032	246	166.95	直线塔
59	0.00030	300	202.19	直线塔
43	0.00030	297	197.15	直线塔
44	0.00029	295	197.15	直线塔
27	0.00028	280	191.35	直线塔
57	0.00028	290	202.19	直线塔
52	0.00027	286	202.19	直线塔
51	0.00027	285	202.19	直线塔
56	0.00025	274	202.19	直线塔
71	0.00025	192	174.39	直线塔
42	0.00024	272	197.15	直线塔
54	0.00022	256	202.19	直线塔
49	0.00021	248	202.19	直线塔
60	0.00020	241	202.19	直线塔
55	0.00020	238	202.19	直线塔
50	0.00019	235	202.19	直线塔
41	0.00017	220	197.15	直线塔
47	0.00016	185	197.15	直线塔
61	0.00015	206	202.19	直线塔

塔号	年失效概率	线路水平档距(m)	线路走向 (方向角°, 正北顺时针)	塔型
46	0.00015	167	197.15	直线塔
28	0.00000	244	191.35	耐张塔
35	0.00000	260	246.77	耐张塔
40	0.00000	198	265.85	耐张塔
48	0.00000	262	197.15	耐张塔
62	0.00000	262	202.19	耐张塔
67	0.00000	258	166.95	耐张塔
70	0.00000	172	141.07	耐张塔
72	0.00000	192	174.39	耐张塔
85	0.00000	210	126.29	耐张塔
94	0.00000	248	126.29	耐张塔
97	0.00000	320	176.62	耐张塔
100	0.00000	276	194.19	耐张塔
106	0.00000	215	135.62	耐张塔
109	0.00000	127	113.49	终端塔

注：1#~23#输电塔属于跨越段，因此表 6.2 中塔号是以 24#为起始，以 109#为终止。

依据表 6.3, 图 6.21 将各直线塔所在位置的线路走向 α 和水平档距 L_h 标示在 α - L_h 平面内。从图 6.21 可以看到，以线路走向的变化情况为依据，直线塔所在线路空间信息可以通过聚类分为三组：第一组以点 (128.04, 269.17) 为中心点（即均值点或称为质点），共聚集了 29 基直线塔；第二组以点 (192.7, 276.5) 为中心，共聚集了 32 基直线塔；第三组以点 (254.4, 246.5) 为中心，共聚集了 10 基直线塔。从图 6.21 可以得知，直线塔所在线路走向以临近 192.7°居多，且该组（即图 6.21 中红色组）直线塔水平档距的变化范围也最广。

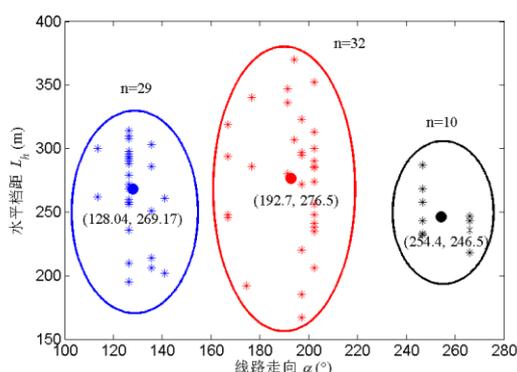


图 6.21 直线塔线路信息

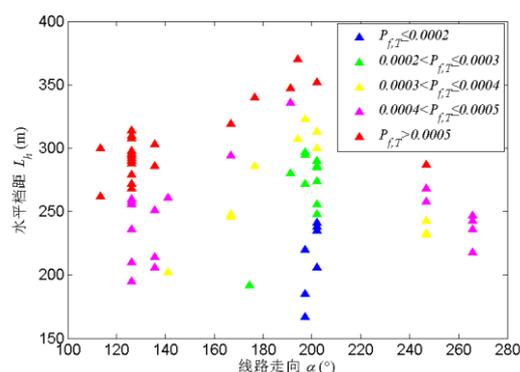


图 6.22 直线塔失效概率分级

将输电塔年失效概率分为 5 个等级，即 $P_{f,T} \leq 0.0002$ ； $0.0002 < P_{f,T} \leq 0.0003$ ； $0.0003 < P_{f,T} \leq 0.0004$ ； $0.0004 < P_{f,T} \leq 0.0005$ ； $P_{f,T} > 0.0005$ 。对应于图 6.21, 图 6.22 将各基直线塔的年失效概率等级标示出来。从图 6.22 所示的情况来看，以

点(128.04, 269.17)为中心的29基直线塔的年失效概率偏高;以点(192.7, 276.5)为中心的32基直线塔,虽然其水平档距分布范围最广,但是大部分直线塔的年失效概率偏低;以点(254.4, 246.5)为中心的直线塔基数最少,但是塔的年失效概率均大于0.0003。从图6.22所示的塔年失效概率等级来看,以点(128.04, 269.17)为中心的直线塔组(即图6.21中蓝色组)为台风易损风险最高的组。

6.4.2 输电线路概率易损性

接下来以各耐张段为分析对象,结合各基输电塔年失效概率,来评价输电线路的台风易损性。依据表6.3尾部列出的耐张塔可知,输电线路普通段共由14个耐张段组成(每个耐张段的起始塔和终止塔为耐张塔,中间塔则为直线塔)。图6.23给出了各耐张段的信息:图6.23a为耐张段长度;图6.23b为耐张段内直线塔数量。比较图6.23a与图6.23b可知,线路在设计和建造时基本遵循了耐张段越长直线塔布置数量越多这一原则。其中,第5耐张段和第9耐张段的长度和直线塔数量明显比其它耐张段要长要多,是抗风安全分析的重点关注段。

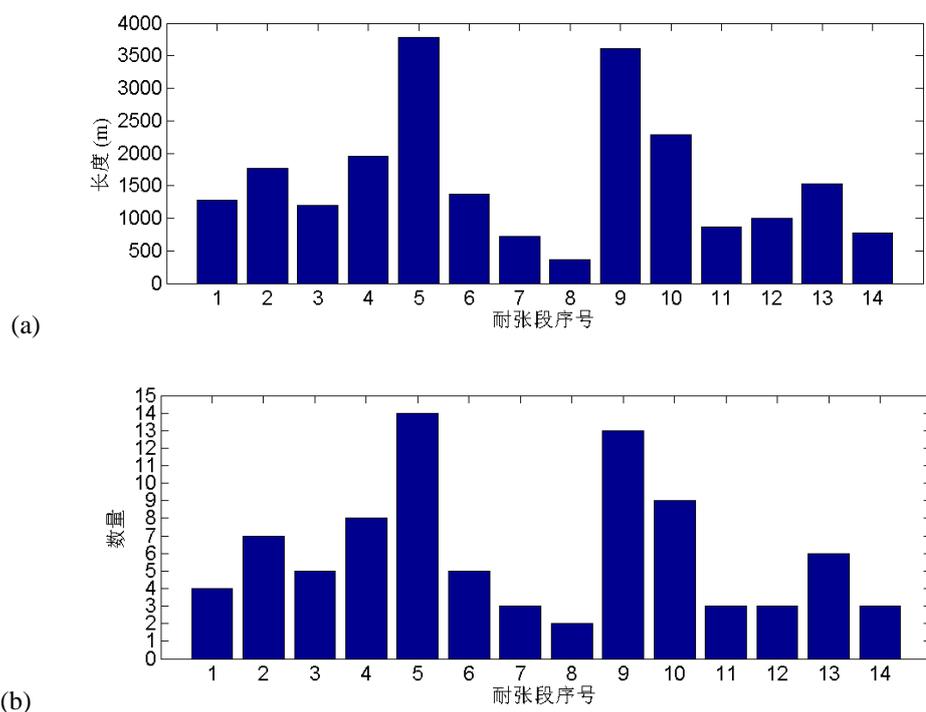


图 6.23 各耐张段信息 (a) 长度 (b) 直线塔数量

依据直线塔的年失效概率,统计各耐张段内直线塔失效概率的均值和标准差,得到如图6.24所示的结果。从失效概率均值来看,9号耐张段内直线塔的平均失效概率值要高于其它耐张段。然而,5号耐张段虽然长度最长且直线塔数量

最多,但是直线塔的年失效概率平均水平偏低,小于大多数耐张段。依据图 6.24b 所示的标准差情况发现,14号、12号和11号耐张段内直线塔年失效概率的离散程度要大于其它耐张段。这说明在这些耐张段内存在易损程度相对高和相易损程度相对低的直线塔。

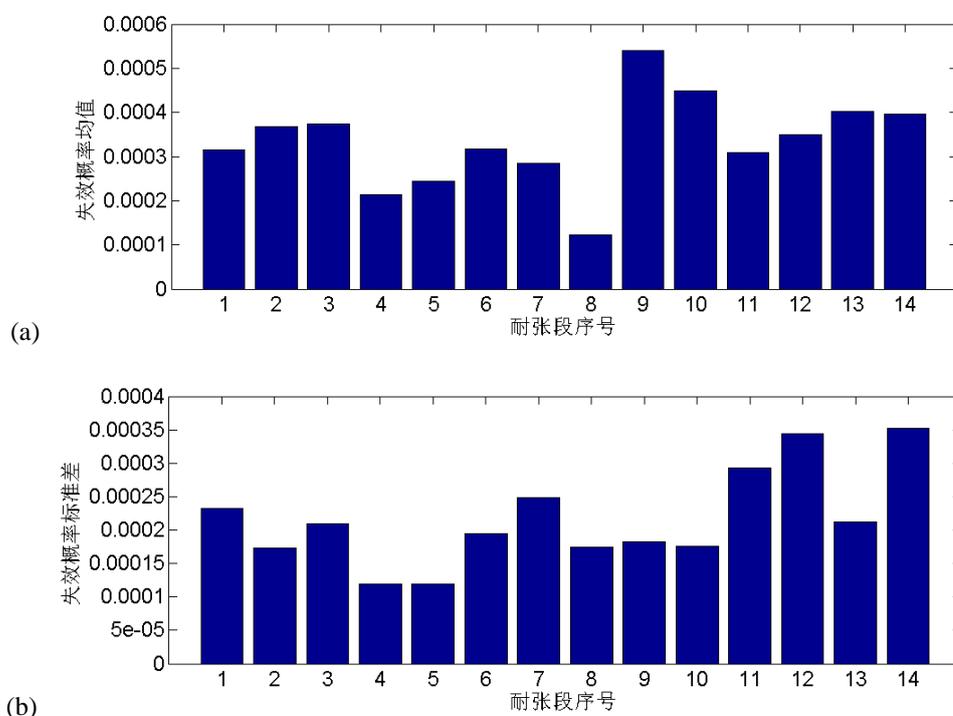
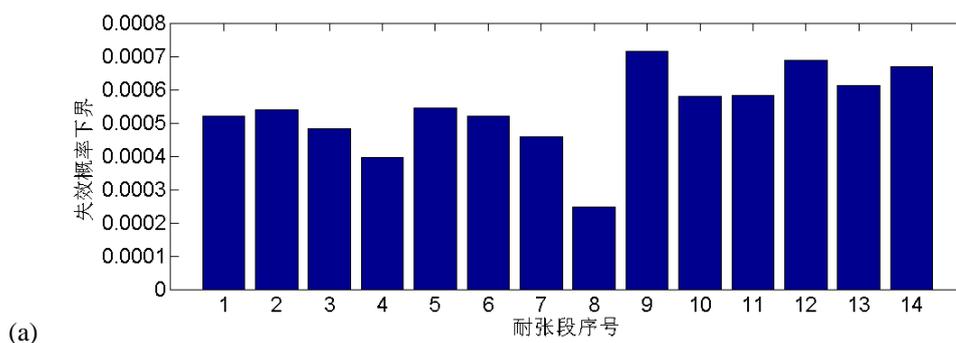


图 6.24 各耐张段直线塔年失效概率统计 (a) 平均值 (b) 标准差

依据公式 5.8 所示的线路失效概率区间计算方法,结合各直线塔年失效概率值,可计算获得各耐张段的年失效概率上、下界。计算结果如图 6.25 所示。从失效概率下界情况来看(图 6.25a),各耐张段年失效概率波动不大(除了 8 号耐张段失效概率值明显小于其它耐张段以外)。此外,线路前 8 个耐张段的年失效概率要普遍小于线路后 6 个耐张段(即 9 号~14 号耐张段)的年失效概率。因此,线路的后半段是台风易损区段。从图 6.25b 所示的年失效概率上界情况来看,各耐张段的失效概率值起伏较大。其中,9 号耐张段年失效概率值达到 0.007,是所有耐张段中的最大值。其次是 10 号耐张段。



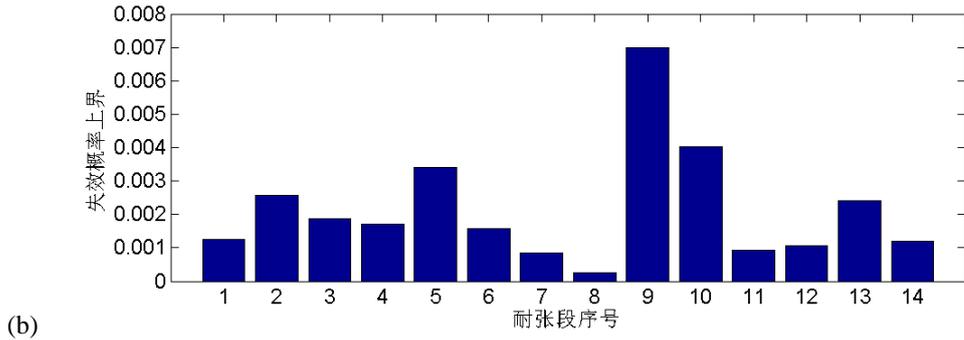


图 6.25 各耐张段失效概率区间 (a) 下界值 (b) 上界值

综合以上关于各耐张段的台风易损性比较分析，可总结获得以下几条评估结果：

- (1) 9号耐张段作为长度和直线塔数量排名第2的耐张段（排名第1的为5号耐张段），其中直线塔年失效概率的平均值最高，且耐张段对应的年失效概率上、下界值最大。因此，9号耐张段为台风易损风险最高的区段，是抗台风安全的重要关注对象。
- (2) 5号耐张段虽然长度最长且直线塔数量最多，但是其中直线塔年失效概率的平均值和离散程度都较低。并且该耐张段的年失效概率上、下界值也在所有耐张段中保持中等水平。因此，5号耐张段台风易损风险不及9号耐张段。
- (3) 综合所有耐张段的失效概率情况，线路前半区段（即1号~8号耐张段）的失效概率水平要低于后半区段（即9号~14号耐张段）。因此，线路的后半段是抗台风安全的重要区段，也是线路抗风加固的重点关注区段。

已知线路中每基塔的年失效概率，依据公式 5.8 所示的线路失效概率区间计算方法，可进一步计算获得目标输电线路整个普通段的年失效概率的上、下界。计算结果表明目标输电线路普通段的年失效概率区间为 0.00071~0.0297。Ghannoum^[161-162]在对输电线路的设计研究中提出：对应于 50 年至 500 年设计期限的输电线路，其最优年失效概率为 0.01 至 0.001。以该结论为参考标准，此次概率易损性评估结果表明：若以目标输电线路的年失效概率下界为参考，线路具有足够的抗台风安全可靠；若以线路年失效概率上界为参考，目标线路的年失效概率偏高，无法满足 50 年设计期限要求。

6.5 本章小结

本章首先以我国气象局热带气旋资料中心提供的 1949~2018 台风最佳路径数据和 1980~2016 年台风尺度数据为依据,以实现西北太平洋区域 10000 年台风路径模拟为目标,对台风过程随机模拟展开了讨论和研究。其中涉及的方法要点可概括为:

- (1) 运用一维和二维高斯核密度估计法来创建了台风起始位置概率模型、台风起始状态参数概率模型、台风行进状态变化率概率模型和台风终止判断概率模型;
- (2) 在台风行进的马尔可夫链模拟中,将台风各状态参数视为连续随机变量,构建了海洋和陆地台风状态参数变化率的条件概率模型(即马尔可夫链模型中的状态转移概率);
- (3) 台风终止模拟中,以历史统计为准,建立了基于网格的离散概率模型,并通过抽样来判断台风终止与否。

依据以上概率模型和模拟方法,本章提出了台风全过程随机模拟流程,并实现了西北太平洋区域 10000 年台风模拟。将模拟结果的统计特性与历史数据的统计特性进行比较,验证了台风全过程模拟方法的有效性和合理性。

结合西北太平洋区域 10000 年台风过程随机模拟结果和台风风场计算方法,本章计算获得了湛江地区台风年风速极值和风向角的概率分布情况,进而构建了风速与风向的联合概率模型。然后,以湛江市某 220kV 双回路输电线路为例,运用概率可靠度方法,结合湛江地区台风概率模型、输电塔风易损性模型和目标输电线路信息(即线路走向和档距),对线路中输电塔以及输电线路进行了台风概率易损性评估。评估结果表明:

- (1) 线路走向为 $100^{\circ}\sim 160^{\circ}$ 区段内直线塔的台风易损风险最高;
- (2) 9 号耐张段中直线塔年失效概率的平均值最高,且耐张段对应的年失效概率上、下界值最大,是台风易损风险最高的区段。
- (3) 5 号耐张段虽然长度最长且直线塔数量最多,但是其中直线塔年失效概率的平均值和离散程度都较低。
- (4) 综合所有耐张段的失效概率情况,线路前半区段(即 1 号~8 号耐张段)的失效概率水平要低于后半区段(即 9 号~14 号耐张段)。
- (5) 以整个线路为对象,目标输电线路年失效概率区间为 $0.00071\sim 0.0297$ 。

本章通过案例分析,一方面验证了本文研究内容(即输电塔风易损性模型、台风风场数值模拟方法和台风过程随机模拟结果)的有效性和实用性;另一方面通过输电线路台风易损性评估,说明了本文研究工作的工程应用意义。依据线路台风易损性评估结果,相关工程人员可以更直接地判断出线路在台风作用下的安

全可靠性及薄弱环节（包括危险输电塔和危险线路区段），从而对灾害的预防、线路的加固提供重要的参考依据和决策依据。

第7章 结论与展望

7.1 结论

输电线路结构体系主要由输电塔和导地线组成。输电塔为高柔结构，输电线具有明显的几何非线性，再加上线路的大跨度空间特性，导致输电线路具有显著的风敏感性。输电线路作为电网的重要组成部分，其抗风安全是保障电网正常运行的关键要素之一。因此，何有效评估输电线路在强风作用下的安全可靠性是确保线路安全及电网正常运行的重要基础。在我国东南沿海，台风频繁登陆并常常引发东南部地区风灾，使得台风成为威胁电网安全的重大因素之一。从受灾情况来看，在众多的线路破坏事故中，输电塔风致倒塌是最为严重的破坏形式。

综合以上，本文以输电塔风致失效和台风作用为研究点，以实现基于输电塔失效的输电线路台风易损性评估为目标，对输电塔风易损性及相关内容开展了研究。具体研究工作及结论可概括为以下7个方面：

- (1) 以实际输电塔-线体系为分析对象，建立精细化塔-线有限元模型；运用 Emanuel 台风径向剖面模型，通过台风近地表风转化，结合基于经验的非平稳脉动风谱，生成具有大尺度时空特性和小尺度非平稳特性的台风风场；依据准定常理论，模拟计算塔-线体系在台风作用下的动力荷载及响应。通过塔-线体系台风作用分析可知：输电线路的空间性（包括线路走向和跨度）与台风的时空及非平稳特性是影响塔-线体系台风作用的关键要素；对于跨度已知的塔-线体系来说，其影响主要体现在平均风速和风向角两个参数上；其中，平均风速受台风的时空变化影响且进一步影响到脉动风和动荷载的时变特征，风向角则描述了风向与线路走向的变化情况。
- (2) 以输电塔结构为分析对象，将其所受到的台风作用分为塔身风荷载和导地线传递风荷载两个部分。依据塔-线体系台风作用分析结果，通过定义台风平均风变化系数和动力放大系数，将动力荷载转化为台风等效静风荷载，用于输电塔结构的抗风承载力分析。以风向角和线路水平档距为基本变量，采用非线性准静力逐级加载模拟，获得输电塔结构在不同风载工况的极限承载情况。通过输电塔抗风极限承载力分析发现：风向角和水平档距是影响输电塔极限承载力的关键参数，其中风向角的影响更为显著；输电塔失效模式受塔身风荷载与导地线传递风荷载所占比重影响。
- (3) 以输电塔抗风承载力分析为基础，提出了塔结构抗风能力面表达。相比于以往的能力曲线，能力面能够描述任何可能风载工况下塔体的极限承载力。

能力面被表示为关于环境三参数（即风速、风向角和水平档距）的函数，命名为 θ_L 能力面；以及关于风载三分量（即塔身垂线路向、顺线路向风载和导地线传递风载）的函数，命名为 θ_H 能力面。两种能力面具有等效性。基于能力面表达，提出了相应的输电塔结构抗风极限状态方程。通过对能力面的拟合求解发现：输电塔所能承受的极限风速（即 θ_L 能力面）可以通过关于风向角的三阶和水平档距的二阶多项式联合表示； θ_H 能力面在导地线风载较小时表现为近似平面特征，随着导地线风载增大 θ_H 能力面则表现出越来越明显的非线性特征。

- (4) 考虑到易损性分析中，结构的不确定性会被引入，从而导致输电塔的抗风能力面也是不确定的。运用高精度的数值模拟方法来求解不确定能力面集是不现实的。因此，本文以 Kriging 数学方法为基础，对能力面进行了替代建模研究。为了提高替代建模效率，即用最少的实验点（即训练点）来构建具有足够精度的替代模型，本文创建了基于 Kriging 的自适应替代建模方法。该方法涉及补点集生成及优化、模型精度验证和模型有效性判断等方面。针对 θ_L 能力面和 θ_H 能力面下界的替代建模结果表明：随着自适应循环的推进，能力面概率分布参数的变化率逐渐较小并趋于稳定。由此说明了能力面自适应替代建模方法的有效性。
- (5) 以输电塔抗风能力面及其替代模型为基础，考虑外部环境参数（包括风速、风向角和线路档距）和结构不确定性参数的影响，运用蒙特卡洛方法，本文最终构建了输电塔风易损性模型。基于该模型的易损性分析得到：随着风向角和水平档距的增大，输电塔所能承受的极限风速均值迅速减小；极限风速的离散程度整体呈递减趋势并伴随波动现象。不同于以往的风易损性曲线，该输电塔风易损模型是关于风速、风向角、水平档距和结构失效概率的四维模型，从而适用于台风的时变性和线路的空间变化。通过案例分析，进一步将塔结构风易损模型运用到输电线路中来，实现了基于时空变化的输电线路台风事件易损性评估。
- (6) 以获取台风风速和风向的概率分布为目的，本文开展了台风过程随机模拟研究。该研究是以历史台风数据的概率分布为前提，对台风的起始、行进和终止进行全过程模拟。本文以我国气象局热带气旋资料中心提供的 1949~2018 台风最佳路径数据和 1980~2016 年台风尺度数据作为此次随机模拟为依据，采用一维和二维高斯核密度估计法来构建相台风参数概率模型；采用基于台风状态参数变化率的马尔科夫链模型来进行台风路径模拟。最终实现了西北太平洋区域 10000 年台风过程随机模拟。并且，将模拟结果的分布情况与历史数据的分布情况进行了比较，验证了模拟结果的可靠性。

(7) 依据台风过程随机模拟结果, 结合台风风场模拟方法, 获得了本文目标地区(即湛江市)的台风风速年极值与风向的联合概率分布。然后, 以广东省湛江市某 220kV 双回路输电线路为考查对象, 运用本文构建的输电塔风易损性模型, 采用概率可靠度计算方法, 对目标输电线路开展了台风概率易损性评估工作。通过台风概率易损性评估, 可以获得线路在时间周期上的安全可靠度(即年失效概率), 并鉴别出线路中失效风险高的输电塔及线路区段。从而, 对灾害的预防、线路的加固提供重要的参考依据和决策依据。

7.2 进一步工作的方向

本文以输电塔风易损性和台风作用为两大基本要素, 初步构建起输电线路台风易损性评估框架。如何完善并丰富该易损性分析及评估框架是未来研究工作的方向。对此, 本文的研究尚有许多待深入之处。接下来, 从以下三个方面简要讨论未来的研究想法:

- (1) 本文考虑线路走向和线路跨度对输电塔抗风极限承载力的影响, 构建出适用于线路评估的输电塔风易损性模型。但是在实际情况下, 线路中输电塔之间可能存在高差以及所在地形的差异。这两项因素相互关联, 即地势上的起伏导致了相邻塔间的高度差。地势上的变化将影响局部风场特性(即微地形效应), 结构高度差异将影响风场作用。这些问题都将使得输电塔及线路的风易损性分析更为复杂。如何合理并有效地考虑地形变化和输电塔高度变化的影响, 是输电塔、线风易损性分析需完善之处。
- (2) 本文以实际输电塔-线结构和台风事件为例, 开展了输电塔-线体系台风作用动力分析。依据分析结果, 并通过定义台风平均风高度变化系数和动力放大(调整)系数, 推得输电塔台风等效静风荷载。其中, 动力放大(调整)系数是直接依据准定常荷载计算方法, 并通过引入峰值因子, 来计算获得。为了更准确地获得台风等效静风荷载, 需进一步结合现场实测和实验研究来分析探讨输电塔、线在台风作用下的各项等效静风荷载参数。
- (3) 目前, 论文只考虑了基于输电塔失效的输电线路破坏模式。以丰富输电线路风易损性分析及评估框架为目标, 更多的风致线路失效模式应该被考虑进来。例如: 输电线风偏闪络、输电塔次级破坏(即受累损坏和连续性倒塌)。更多破坏形式的引入, 将会带来线路易损性评判准则问题。如何在多模态失效的情况下, 构建合理的线路易损性计算准则将是未来研究的技术要点之一。

致谢

学术生涯已 8 年有余，这段光阴塑造了如今的我，也记录了曾经稚嫩的我。回忆漫漫，个中滋味想必也只有在学术生活中经历过跌倒和奋起，失落和欣喜，怀疑和肯定的同路人能懂。如果说，博士求学 5 年的命题是成长，那么这个夏天的命题必然是感恩。很幸运能遇上同济，一个包容兼并、卧虎藏龙而又不失活泼明朗的美好地方。感谢母校赋予我自觉、自省、自立、自信。

将最诚挚的感谢献给在这段时光里指引我的导师们。感谢导师薛松涛教授，感谢您每次在重要时刻给予我切实的建议和无私的帮助，让学生深深感受到来自成年世界的热诚、友好和善意。您的浩然之气，是学生的榜样。感谢副导师谢强教授，感谢您在课题上给予我建议和支持。若非您这些年的监督、指引和鼓励，学生必是无法在学术之路上收获颇多。您的谆谆教诲，学生铭记于心。感谢外导 Ahsan Kareem 教授，感谢您促成了我的留学之路。在您的影响之下，学生懂得了身为学术人的前瞻性、开放性和务实性。感谢硕士导师吴宇清教授，感谢您开启了我的学术之门。您对待学术的虔诚，是我未来道路上的精神明灯。学生不才，有生之年竟能与各位导师相识，并受教于各位，实感荣幸！

同时，还要感谢胡亮教授在课题上对我的指导和帮助；感谢秦仙蓉教授和孙延国教授在学习和生活上对我的提点；感谢陶天友博士、秦红禧博士、杨鹏超博士给予我学术上的建议和生活上的帮助。你们是我留学期间最温厚的长辈和最切实的同伴！

将最欢喜的感谢献给在这段时光里陪伴我的同门和友人。感谢 A806 这个大家庭，你们给予了我太多温暖和欢乐。谢谢一路相伴共欢笑的 A806 伙伴们：支希博士、何畅博士、杨振宇博士、马国梁博士、顾建波师兄、彭添师妹、何清清师妹、李悦师妹、李晓璇师妹、殷鹏飞师弟、张戩师弟、文嘉意师弟等。同时，感谢 NatHazs 实验室的伙伴们：方言、罗曦海尔、Monica、丁菲。谢谢你们给予我最大的热情和善意，让我的留学生活少了许多困苦多了许多乐趣。

将最深沉的感谢献给我的父母。谢谢二老对我的支持、理解和包容。离家 12 载，未能给二老多些陪伴，实感惭愧。同时，感谢在求学路上给予我支持和关怀的亲人们。

最后，将最特别的感谢献给我的爱人，万嘉伟。谢谢你对我的理解和爱护。在学术艰难时，对我的鼓励和陪伴。遇见你，三生有幸！

蔡云竹

2019 年 11 月

参考文献

- [1] 李杰著. 生命线工程抗震—基础理论与应用, 科学出版社, 北京, 2005
- [2] 华东电网 50 万伏输电线路倒塔事故分析和检测研究报告, 同济大学, 2002
- [3] 500 千伏江斗输电线路(#85-#88)倒塔事故调查报告. 500 千伏江斗输电线路倒塔事故调查委员会, 1992
- [4] 梁枢果. 输电塔-线体系的气弹模型风洞试验与动力特性、风振响应分析. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室研究报告, 2002
- [5] 谢强, 钱摇琨, 何涛, 李杰. 华东电网输电线路风致倒塔事故调查研究. 同济大学生命线工程研究所研究报告. 上海: 同济大学. 2005
- [6] 谢强, 张勇, 李杰. 华东 500kV 任上 5237 线爬线风致倒塔事故的调查分析. 电网技术, 2006, 30(10): 59-63
- [7] 谢强, 李杰. 电力系统自然灾害的现状与对策. 自然灾害学报, 2006, 15(4): 1-6
- [8] 日本電力中央研究所. 送電設備の風荷重・風応答評価技術. 電中研 REVIEW, No.48, 2003
- [9] 日本電力安全委員会. 送電線鉄塔倒壊事故調査報告書, 電力安全小委員会送電線鉄塔倒壊事故調査グループ, 平成 14 年
- [10] Shehata A.Y., Damatty A.A. E., Savory E. Finite element modeling of transmission line under downburst wind loading. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2005, 42: 71–89
- [11] Savory Eric, Gerard A.R. Parke, Mostafa Zeinoddini, Norman Toy, Peter Disney. Modelling of tornado and microburst-induced wind loading and failure of a lattice transmission tower. *Engineering Structures*, 2001, 23: 365-375
- [12] Scholes, D.R. *Fundamental Considerations Governing the Design of Transmission-Line Structures*, American Institute of Electrical Engineers, Atlantic City, NJ, 1908
- [13] Davenport, A.G. “Gust Response Factor for Transmission Line Loading,” Fifth International Wind Engineering Conference, Fort Collins, CO, 1979
- [14] Goodwin E.J., Davenport A.G. and Davidson H.L. Probability-based wind loadings for the design of transmission line structures. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1989, 100(6):2705-2713
- [15] ASCE. *Guidelines for Electrical Transmission Line Structural Loading (2nd Edition)*. ASCE Manuals and Reports on Engineering Practice No. 74, ASCE, New York, NY, 1991
- [16] NESC. *National Electrical Safety Code C2*, Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc., New York, NY, 2002
- [17] IEC 60826. *Design criteria of overhead transmission lines*. 3rd ed. Geneva: International Electro-technical Commission; 2003
- [18] CSA, *Canadian Electrical Code, Part—Outside Wiring, C22.3, No. 1, Overhead Systems*.
- [19] Helen. Ann W. Volpe. Bonneville Power Administration study of wind effects on conductors for span factors. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1992, 7 (3):1387-1393
- [20] DL/T5154-2012. 架空输电线路杆塔结构设计技术规程 (工业标准). 北京: 电力规划设计总院, 中国计划出版社, 2012
- [21] Qi Jiang, Hongzhou Deng, Comparison on wind load prediction of transmission line between

- Chines new code and other standards. *Procedia Engineering*, 2011, 14:1799-1806
- [22] Leticia Fleck Fadel Miguel, Leandro Fleck Fadel Miguel, Jorge Daniel Riera, et al. Assessment of code recommendations through simulation of EPS wind loads along a segment of a transmission line. *Engineering Structures*, 2012, 43:1-11
- [23] ASCE: Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures (ASCE7-05), 2005
- [24] ASCE: Design of Latticed Steel Transmission Structures, (ASCE 10-97), 1997
- [25] DIN and VDE. Planning and Design of Overhead Power Lines with Rated Voltages above 1kV, DIN VDE 0210 (Engl.), 1987
- [26] IEC 60652, Loading Tests on Overhead Line structures, 2002
- [27] GB 50545-2010, 110kV~750kV 架空输电线路设计规范 (国家标准), 中国电力企业联合会, 2010
- [28] 中华人民共和国国家标准.《钢结构设计规范 GB50017-2003》. 北京: 中国建筑工业出版社, 2003
- [29] 中华人民共和国国家标准.《高耸结构设计规范 GBJ 135-90》. 北京: 中国建筑工业出版社, 1991
- [30] 王肇民, Peil U. 塔桅结构. 上海: 同济大学出版社, 1989
- [31] 张琳琳, 谢强, 李杰. 输电线路多塔耦联体系的风致动力响应分析, 防灾减灾工程学报, 2006, 26(3): 261-267
- [32] 谢强, 阎启, 李杰. 横隔面在高压输电塔抗风设计中的作用分析. 高电压技术, 2006, 32(4): 1-4
- [33] 谢强, 张琳琳, 何涛, 阎启, 李杰. 输电塔抗风设计关键技术研究, 同济大学生命线工程研究所研究报告, 上海: 同济大学, 2005
- [34] CIGRE 256. Technical Brochure, Report on Current Practices Regarding Frequencies and Magnitude of High Intensity Winds, Working Group B2.16, International Council on Large Electric Systems, Paris, France, 2004
- [35] CIGRE 334. Technical Brochure, Big Storm Events, What We Have Learned, Working Group B2.06, Paris, France, 2008
- [36] CIGRE 350. Technical Brochure, How overhead lines respond to localized high intensity winds, Basic Understanding, Paris, France, 2008
- [37] Alan R. Kemp, Roberto H. Behncke, Behavior of cross-bracing in latticed towers. *Journal of Structural Engineering*, 1998, 124(4): 360-367
- [38] Byoung-Wook Moon, Ji-Hun Park, Sung-Kyung Lee, et al. Performance evaluation of a transmission tower by substructure test. *Journal of Constructional Steel Research*, 2009, 65: 1-11
- [39] N. Prasad Rao, G.M. Samuel, N. Lakshmanan, et al. Investigation of transmission line tower failures. *Engineering Failure Analysis*, 2010, 17:1127-1141
- [40] Prasad RN, Knight GMS, Mohan SJ, Lakshmanan N. Studies on failure of transmission line towers in testing. *Engineering Structures*, 2012; 35: 55-70.
- [41] Qiang Xie, Li Sun, Failure mechanism and retrofitting strategy of transmission tower structures under ice load. *Journal of Constructional Steel Research*, 2012, 74:26-36
- [42] Qiang Xie, Li Sun. Experimental study on the mechanical behavior and failure mechanism of a latticed steel transmission tower. *Journal of Structural Engineering*, 2013; 139:1009-18
- [43] Albermani F.G.A., Kitiporchai S., Nonlinear Analysis of Transmission Towers. *Engineering*

- Structures, 1992, 14(3): 139-151
- [44] Albermani F.G.A., Kitipornchai S. Numerical simulation of structural behaviour of transmission towers. *Thin-Walled Structures*, 2003, 41:167–177
- [45] Albermani F.G.A., Kitipornchai S., Chan R.W.K. Failure analysis of transmission towers [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2009, 16:1922-1928
- [46] Chia-Yu Lee, Norden E. Huang, Ching-Churn Chern, et al. A study on the dynamic characteristics and ultimate capacity of steel transmission towers. *Journal of the Chinese Institute of Engineers*, 2013, 36(3): 273-294
- [47] Tapia-Hernández E, Ibarra-González S, De-León-Escobedo D. Collapse mechanism of power towers under wind loading. *Struct Infrastruct Eng* 2017; 13(6): 766-82
- [48] Dongjie Fu, Fengli Yang, Qinghua Li, Jingbo Yang. Simulations for Tower Collapses of 500kV Zhengxiang Transmission Line Induced by the Downburst. *International Conference on Power System Technology*, 2010, 1-6
- [49] Shehata A.Y., Damatty A.A.E., Savory E., Finite element modeling of transmission line under downburst wind loading. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2005, 42: 71-89
- [50] Shehata A.Y., Nassef A.O., Damatty A.A.El., A coupled finite element-optimization technique to determine critical microburst parameters for transmission towers. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2008, 45: 1-12
- [51] Hamada A., Damatty A.A.El., Behaviour of guyed transmission line structures under tornado wind loading. *Computers and Structures*, 2011, 89: 986-1003
- [52] Unanwa C O. A Model for Probable Maximum Loss in Hurricanes. Lubbock: Texas Tech University, 1997
- [53] Filliben J J, Gurley K, Pinelli J P, et al. Fragility Curves, Damage Matrices and Wind Induced Loss Estimation. *Risk Analysis III*, Sintra, 2002: 119-127
- [54] Cope A D. Predicting the Vulnerability of Typical Residential Buildings to Hurricane Damage. Gainesville: University Of Florida, 2004
- [55] Rosowsky DV, Ellingwood BR. Performance based engineering of wood frame housing: fragility analysis methodology. *Journal of Structural Engineering*, 2002, 128(11): 32-8
- [56] Stewart MG, Ryan PC, Henderson DJ, Ginger JD. Fragility analysis of roof damage to industrial buildings subject to extreme wind loading in non-cyclonic regions. *Engineering Structures*, 2016, 128: 333-43
- [57] Pinelli JP, Simiu E, Gurley K, Subramanian C, Zhang L, Cope A, et al. Hurricane damage prediction model for residential structures. *Journal of Structural Engineering*, 2004, 130(11):1685-91
- [58] Li Y, Ellingwood BR. Hurricane damage to residential construction in the US: importance of uncertainty modeling in risk assessment. *Engineering Structures*, 2006, 28(7):1009–18
- [59] Zhang S, Nishijima K, Maruyama T. Reliability-based modelling of typhoon induced wind vulnerability for residential buildings in Japan. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2014, 124:68–81
- [60] P. Lonetti, A. Pascuzzo. Vulnerability and failure analysis of hybrid cable-stayed suspension bridges subjected to damage mechanisms, *Engineering Failure Analysis*, 2014, 45:470-495
- [61] Bo Sun, Paolo Gardoni, Rucheng Xiao. Probabilistic aerostability capacity models and fragility estimates for cable-stayed bridge decks based on wind tunnel test data, *Engineering*

- Structures, 2016, 126: 106-120
- [62] Maximillian Ovett, Mi G. Chorzepa, Stephan Durham, et al. Vulnerability to failure of cable-stayed bridges for beyond-design basis wind events, *Engineering Failure Analysis*, 2018, 91: 182-200
- [63] Liu Y, Singh C. Reliability evaluation of composite power systems using Markov cut-set method. *IEEE Transaction Power System*, 2010, 25(2): 777-85
- [64] Vaiman M, Bell K, Chen Y, Chowdhury B, Dobson I, Hines P, et al. Risk assessment of cascading outages: methodologies and challenges. *IEEE Transaction on Power Systems*, 2012, 27(2): 631-641
- [65] Panteli M, Mancarella P. Influence of extreme weather and climate change on the resilience of power systems: impacts and possible mitigation strategies. *Electric Power Systems Research*, 2015, 127: 259-270
- [66] Panteli M, Pickering C, Wilkinson S, Dawson R, Mancarella P. Power system resilience to extreme weather: fragility modeling, probabilistic impact assessment, and adaptation measures. *IEEE Transaction on Power Systems*, 2017, 32(5): 3747-3757
- [67] Xing Fu, Hong-Nan Li, Gang Li. Fragility analysis and estimation of collapse status for transmission tower subjected to wind and rain loads, *Structural Safety*, 2016, 58: 1-10
- [68] Anthes R A. *Tropical Cyclones: Their Evolution, Structure and Effects*, American Meteorological Society, Boston, 1982
- [69] Batts M E, Russell L R, Simiu E. Hurricane Wind Speed in the United States. *Journal of Structural Division*, 1980, 106(ST10): 2003-2005
- [70] Gomes L, Vickery B J. On the Prediction of Tropical Cyclone Gust Speeds along the Northern Australian Coast. *Inst. Eng. Aust. C.E.Trans*, CE18, 1976, 2: 40-49
- [71] Shapiro L J. The Asymmetric Boundary Layer Flow under a Translating Hurricane. *Journal of the Atmospheric Sciences*. 1983, 40(8): 1984-1998
- [72] Chow S. *A Study of the Wind Field in the Planetary Boundary Layer of a Moving Tropical Cyclone*. New York: New York University, 1971
- [73] Holland G J. An Analytic Model of the Wind and Pressure Profiles in Hurricanes. *Monthly Weather Review*. 1980, 108(8): 1212-1218
- [74] Georgiou P N, Davenport A G, Vickery B J. Design Wind Speeds in Regions Dominated by Tropical Cyclones. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*. 1983, 13(1-3): 139-152.
- [75] Vickery P J, Twisdale L A. Wind-Field and Filling Models for Hurricane Wind-Speed Predictions. *Journal of Structural Engineering*. 1995, 121(11): 1700-1709
- [76] Vickery P J, Skerlj P F, Steckley A C, et al. Hurricane Wind Field Model for Use in Hurricane Simulations. *Journal of Structural Engineering*. 2000, 126(10): 1203-1221
- [77] Meng Y, Matsui M, Hibi K. An Analytical Model for Simulation of the Wind Field in a Typhoon Boundary Layer. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1995, 56: 291-310
- [78] Meng Y, Matsui M, Hibi K. A Numerical Study of the Wind Field in a Typhoon Boundary Layer. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1997, 67&68:437-448
- [79] 赵林, 葛耀君, 宋丽莉等. 广州地区台风极值风特性蒙特卡罗随机模拟. *同济大学学报*, 2007, 35(8): 1034-1039

- [80] 赵林, 朱乐东, 葛耀君. 上海地区台风风特性 Monte-Carlo 随机模拟研究. 空气动力学学报, 2009, 27(1): 25-31
- [81] 李茜, 段忠东. Shapiro 台风风场模型及数值模拟. 自然灾害学报, 2005, 14(1): 45-52
- [82] Xiao YF, Duan ZD, Xiao YQ. Typhoon Hazard Analysis in Southeast China Coastal Region with the CE Wind Field Model. Monthly Weather Review, 2010, 810-817
- [83] Georgiou P N. Design Wind Speeds in Tropical Cyclone-Prone Regions. London: The University of Western Ontario, 1985
- [84] Powell M D. Evaluation of Diagnostic Marine Boundary-Layer Models Applied to Hurricanes. Monthly Weather Review. 1980, 108(6): 757-766
- [85] Pande M. Hurricane Wind Field Simulations. London: The University of Western Ontario, 2002
- [86] Powell M D, Vickery P J, Reinhold T A. Reduced Drag Coefficient for High Wind Speeds in Tropical Cyclones. Nature. 2003, 422(6929): 279-283
- [87] Vickery PJ, Wadhera D, Powell M D, et al. A Hurricane Boundary Layer and Wind Field Model for Use in Engineering Applications. Journal of Applied Meteorology and Climatology, 2009, 48:381-404.
- [88] Vickery P J, Skerlj P F, Twisdale L A. Simulation of Hurricane Risk in the U.S. Using Empirical Track Model. Journal of Structural Engineering. 2000, 126(10): 1222-1237
- [89] Large, W. G., and Pond, S. Open ocean momentum flux measurements in moderate to strong winds. Journal of Physical Oceanography, 1981, 11(3): 324-336
- [90] Donelan, M., B. Haus, N. Reul, W. Plant, M. Stiassnie, H. Graber, O. Brown, and E. Saltzman. On the limiting aerodynamic roughness of the ocean in very strong winds. Geophysical Research Letters, 2004, 31, L18306
- [91] Lettau H H. Physical and meteorological basis for mathematical models of urban diffusion processes, Proceedings of Symposium on Multiple-source Urban Diffusion Models, U.S.EPA, Publication AP-86 Research Triangle Park, N.C., 1970, pp: 2.1-2.26
- [92] Helliwell, NC. Wind over London. Proceedings of Wind effects on Buildings and Structures, Tokyo, 1971, 23-32
- [93] Kondo Junsei, Yamazawa Hiromi. Aerodynamic roughness over an inhomogeneous ground surface. Boundary-Layer Meteorology, 1986, 35(4): 331-348
- [94] Simiu, E. Equivalent static wind load for tall building design. Proceedings of 4th International Conference on Wind Engineering, Cambridge University Press, Cambridge, 1977, pp: 721-733
- [95] Thompson E F, Cardone V J. Practical Modeling of Hurricane Surface Wind Fields. Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering. 1996, 122(4): 195-205
- [96] Vickery P J, Twisdale L A. Wind-field and Filling Models for Hurricane Wind Speed Predictions. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(11): 1700-1709.
- [97] Vickery P J, Twisdale L A. Prediction of Hurricane Wind Speeds in the United States. Journal of Structural Engineering. 1995, 121(11): 1691-1699.
- [98] Vickery P J, Wadhera D. Statistical Models for Holland Pressure Profile Parameter and Radius to Maximum Winds of Hurricanes from Flight-level Pressure and H*wind Data. Journal of Applied Meteorology and Climatology, 2008, 47:2497-2517
- [99] 李小莉, 潘增弟. 一种调整台风参数的方法. 黄渤海海洋. 1995, 13(2): 11-15

- [100] Holland, G. J., J. I. Belanger, and A. Fritz. A revised model for radial profiles of hurricane winds, *Monthly Weather Review*, 2011, 138: 4393–4401
- [101] Powell M, Soukup G, Cocke S, et al. State of Florida Hurricane Loss Projection Model: Atmospheric Science Component. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, 2005, 93(8): 651-674
- [102] Willoughby H E, Rahn M E. Parametric Representation of the Primary Hurricane Vortex. Part I: Observations and Evaluation of the Holland (1980) Model. *Monthly Weather Review*. 2004, 132(12): 3033-3048
- [103] Harper B A, Holland G J. An Updated Parametric Model of the Tropical Cyclone. The Twenty-Third Conference on Hurricanes and Tropical Meteorology, Dallas, 1999: 104-115
- [104] Holland G J. A Revised Hurricane Pressure–Wind Model. *Monthly Weather Review*. 2008: 3432-3445
- [105] Cardone V J, Cox A T, Greenwood J A, et al. Upgrade of Tropical Cyclone Surface Wind Field Model. US Army Engineer Waterways Experiment Station, 1994: 5-7
- [106] Vickery P J, Masters F J, Powell M D, et al. Hurricane Hazard Modeling: The Past, Present, and Future. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2009, 97:392-405.
- [107] Rumpf J, Weindl H, Hoppe P, et al. Stochastic modeling of tropical cyclone tracks. *Mathematical Methods of Operations Research*, 2007, 66: 475-490
- [108] Hall T M, Jewson S. Statistical modelling of North Atlantic tropical cyclone tracks. *Tellus*, 2007, 59A: 486-498
- [109] Emanuel K, Ravela S, Vivant E, et al. A statistical deterministic approach to hurricane risk assessment. *American Meteorological Society*, 2006, 87(3): 299-314
- [110] Hatada Y, Yamaguchi M. A stochastic typhoon model and its application to the estimation of extremes of storm surge and wave height. *Proceeding of the 25th international conference on coastal engineering*, 1996: 1389-1402
- [111] Casson E, Coles S. Simulation and extremal analysis of hurricane events. *Applied Statistics*, 2000, 49(3): 227-245
- [112] AIR World Wide Corporation. AIR China Typhoon Model. Boston: AIR World Corporation, 2007
- [113] Yasuda T, Mase H, Kunitomi S, et al. Stochastic typhoon model and ITS application to future typhoon projection. *Hydrological Research Letters*, 2010, 4: 65-69
- [114] Rumpf J, Weindl H, Hoppe P, et al. Tropical cyclone hazard assessment using model—Based track simulation. *Natural Hazards*, 2009, 48: 383-398
- [115] Russell L, Schueller G. Probabilistic Models for Texas Gulf Coast Hurricane Occurrences. *Journal of Petroleum Technology*, 1974, 26(3): 279-288
- [116] 肖玉凤. 基于数值模拟的东南沿海台风危险性分析及轻钢结构风灾易损性研究 [博士学位论文], 哈尔滨工业大学, 哈尔滨, 2011
- [117] 张秉超. 建筑围护结构极值风压的全概率分析方法研究 [硕士学位论文], 同济大学, 上海, 2011
- [118] Vickery P J, Wadhera D, Lawrence A, et al. U.S. Hurricane Wind Speed Risk and Uncertainty. *Journal of Structural Engineering*, 2009, 135(3): 301-320
- [119] James M K, Mason L B. Synthetic Tropical Cyclone Database. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, 2005, 131(4): 181-192.

- [120] Lee K H, Rosowsky D V. Synthetic Hurricane Wind Speed Records: Development of a Database for Hazard Analyses and Risk Studies. *Natural Hazards Review*, 2007, 8(2): 23-33
- [121] 唐茂林. 大跨度悬索桥空间几何非线性分析与软件开发 [博士学位论文], 西南交通大学, 成都, 2003
- [122] Schloemer, R. W. Analysis and synthesis of hurricane wind patterns over Lake Okeechobee, Florida. Hydrometeorological Rep. 31, Department of Commerce and U.S. Army Corps of Engineers, U.S. Weather Bureau, Washington, DC, 1954, pp: 49
- [123] Chavas D R, Lin N, Emanuel K. A Model for the Complete Radial Structure of the Tropical Cyclone Wind Field. Part I: Comparison with Observed Structure. *American Meteorological Society*, 2015, 72: 3647-3661
- [124] Riehl, H. *Tropical Meteorology*. McGraw-Hill, 1954, pp: 392
- [125] Phadke, A. C., Martino, C. D., Cheung, K. F., and Houston, S. H. Modeling of tropical cyclone winds and waves for emergency management. *Ocean Engineering*, 2003, 30(4): 553-578
- [126] Lin N., and Chavas D. On hurricane parametric wind and applications in storm surge modeling. *Journal of Geophysical Research*, 2012, 117: D09120
- [127] Simiu E, Scanlan RH. *Wind effects on structures*. 3rd edit. New York: Wiley, 1996, pp: 69-70
- [128] 张相庭. 结构风压和风振计算. 同济大学出版社. 1985
- [129] Priestley, M. B. Evolutionary spectra and non-stationary processes. *Journal of the Royal Statistical Society: Series B*, 1965, 27(2): 204-237
- [130] Davenport, A. G. The dependence of wind loads on meteorological parameters. *Proceedings of International Research Seminar on Wind Effects on Buildings and Structures*, University of Toronto Press, Toronto, 19-82, 1967
- [131] Shinozuka, M., and Deodatis, G. Simulation of stochastic processes by spectral representation. *Applied Mechanics Reviews*, 1991, 44(4): 191-204.
- [132] Claes Dyrbye and Svend Ole Hansen. *Wind Loads on Structures*. John Wiley & SONS, 1996
- [133] GB 50009-2012. 建筑结构荷载规范 (国家标准). 北京: 中华人民共和国建设部, 2012
- [134] Sacks J, Welch WJ, Mitchell TJ, Wynn HP. Design and analysis of computer experiments. *Statistical Science*, 1989, 4(4): 409-35
- [135] Irfan K. Application of kriging method to structural reliability problems. *Structure Safety*, 2005, 27: 133-151
- [136] Dubourg V, Sudret B, Bourinet JM. Reliability-based design optimization using kriging surrogates and subset simulation. *Structure and Multidisciplinary Optimization*, 2011, 44:673-90
- [137] Ioannis G, Alexandros AT, George PM. Kriging metamodeling in seismic risk assessment based on stochastic ground motion models. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2015, 44: 2377-99
- [138] Severini T. *Elements of distribution theory*. Cambridge series in statistical and probabilistic mathematics, Cambridge University Press, 2005
- [139] Rasmussen C, Williams C. *Gaussian processes for machine learning*, Internet edn. Adaptive computation and machine learning, MIT Press, Cambridge, Massachusetts, 2006

- [141] Isaaks E.H., Srivastava R.M.. An Introduction to Applied Geostatistics. Oxford University Press, New York, USA, 1989
- [142] Lophaven S, Nielsen H, Søndergaard J. DACE, A Matlab Kriging Toolbox. Technical University of Denmark, 2002
- [143] Welch W, Buck R, Sacks J, Wynn H, Mitchell T, Morris M. Screening, predicting, and computer experiments. *Technometrics*, 1992, 34(1):15–25
- [145] Robert CP, Casella G M. Carlo Statistical Methods (2nd edition). Springer: New York, NY, 2004
- [146] Hartigan JA, Wong MA. Algorithm AS 136: a K-means clustering algorithm. *Journal of the Royal Statistical Society Series C (Applied Statistics)*, 1979; 28(1):100–108
- [147] Meckesheimer M, Booker AJ, Barton RR, Simpson TW. Computationally inexpensive metamodel assessment strategies. *AIAA J*, 2002, 40(10): 2053-60
- [148] Takeuchi M, Maeda J, Ishida N. Aerodynamic damping properties of two transmission towers estimated by combining several identification methods. *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, 2010; 98(12): 872-80
- [149] GB50068-2001, 建筑结构可靠度设计统一标准（国家标准），中华人民共和国建设部，中国建筑工业出版社出版，2001
- [150] JCSS. Probabilistic Model Code–part 3-Material Properties. JCSS, 2001
- [151] 陈国兴, 李继华, 钢构件材料强度及截面几何特性的统计参数, 重庆建筑工程学院学报, 1985, 1: 1-23
- [152] Battista RC, Rodrigues RS, Pfeil MS. Dynamic behavior and stability of transmission line towers under wind forces. *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, 2003, 91(8): 1051-67
- [153] Xie Q, Cai YZ, Xue ST. Wind-induced vibration of UHV transmission tower line system: wind tunnel test on aero-elastic model. *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, 2017, 171: 219-29
- [154] Aboshosha H, Elawady A, El Ansary A, El Damatty A. Review on dynamic and quasi-static buffeting response of transmission lines under synoptic and non-synoptic winds. *Engineering Structures*, 2016, 112: 23-46
- [155] Mara TG, Hong HP. Effect of wind direction on the response and capacity surface of a transmission tower. *Engineering Structures*, 2013, 57: 493-501
- [156] Fu X, Li HN. Uncertainty analysis of the strength capacity and failure path for a transmission tower under a wind load. *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, 2018, 173: 147-155
- [157] Ying, M., W. Zhang, H. Yu, X. Lu, J. Feng, Y. Fan, Y. Zhu, and D. Chen. An overview of the China Meteorological Administration tropical cyclone database. *Journal of Atmospheric and Oceanic Technology*, 2014, 31, 287-301.
- [158] Lu Xiaoqin, Yu Hui, Yang Xiaoming and Li Xiaofeng. Estimating Tropical Cyclone Size in the Northwestern Pacific from Geostationary Satellite Infrared Images. *Remote Sensing*, 2017, 9: 728
- [159] Bowman A W and Azzalini A. Applied Smoothing Techniques for Data Analysis. New York: Oxford University Press, 1997
- [160] Chavas D. R., and K. A. Emanuel. A QuikSCAT climatology of tropical cyclone size.

- Geophysical Research Letters, 2010, 37, 10–13
- [161] Ghannoum E. Probabilistic design of transmission lines, Part I: probability calculations and structural stability. *IEEE Transactions on Power Apparatus Systems*, 1983, PAS-102(9): 3057-64
- [162] Ghannoum E. Probabilistic design of transmission lines, Part II: design criteria corresponding to a target reliability. *IEEE Transactions on Power Apparatus Systems*, 1983, PAS-102(9): 3065-79
- [163] Emanuel K. A. Tropical cyclone energetics and structure. *Atmospheric Turbulence & Mesoscale Meteorology*, 2004, 165–192
- [164] Emanuel, K. A. and R. Rotunno. Self-stratification of tropical cyclone outflow. Part I: Implications for storm structure. *Journal of Atmospheric Sciences*, 2011, 68: 2236–2249
- [165] Emanuel, K. A. Self-Stratification of Tropical Cyclone Outflow. Part II: Implications for Storm Intensification. *Journal of Atmospheric Sciences*, 2011, 69: 988–996

.....

附录 A Emanuel 台风物理参数模型

Emanuel 台风径向模型将台风旋涡沿径向分成内、外两个区域。在旋涡外部，空气不存在明显的竖向对流情况，边界层内空气的平均运动可以通过 Ekman 动力平衡理论和气流的连续性来描述。在旋涡内部（即云墙区域），空气存在较强的竖向对流情况，气团间产生的峰生效应不可忽视，而且气团角动量的竖向湍流通量会引起边界层顶部以上空气的下行。因此，在台风最大风速半径附近，Ekman 动力平衡理论不再适用。此时，则通过边界层角动量平衡和热熵准平衡原理来构建台风模型。接下来分别从旋涡外部非对流区和内部对流区两个方面，对 Emanuel 台风径向模型^[163-165]进行解释说明。

A.1 旋涡外部非对流区

图 A.1 以边界层顶部为界，描述了台风中大气的竖向运动情况。

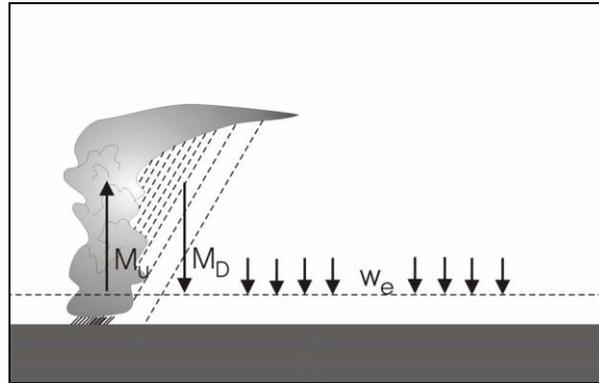


图 A.1 边界层顶部的大气竖向运动^[163]

其中， M_u 表示从边界层上升进入自由对流层的空气体积通量； M_D 表示向下进入边界层的空气体积通量； w_e 表示不考虑强对流时，边界层顶部空气下沉的速率，此处设定向下为正。对于旋涡外部非对流区来说， $M_u = 0$ 且 $M_D = 0$ 。用 ψ 表示外部非对流区边界层空气的流函数，依据流体连续性和流函数定义，在 r - z 表示的柱坐标下有：

$$\frac{1}{r} \frac{\partial \psi}{\partial r} = -w_e \quad (\text{A.1})$$

在非对流区，自由对流层空气的下沉速率受径向冷却速度的影响，通常为恒定常量，其值可通过卫星观测获得。再用 w 表示高空流出层空气在径向上的沉淀速率。在非对流区，认为 $w_e = w$ ，于是对公式 A.1 积分可以获得流函数 ψ 关于径向

距离 r 的函数表达, 如下:

$$\psi = \frac{w}{2}(r_0^2 - r^2) \quad (\text{A.2})$$

r_0 表示台风旋涡的最外边界 (即台风风速为零所对应的台风半径), 其值大小代表了台风气旋尺度的大小。值得注意的是, 流函数 ψ 表示边界层厚度范围内的平均流函数, 未考虑边界层内不同高度处气流差异。

接下来, 将边界层台风视作轴对称的稳态气旋, 考虑海面或地表对台风的摩擦阻力作用, 运用角动量定理构建空气角动量平衡方程:

$$h \frac{dM}{dt} = -C_D |\mathbf{V}| (rV) \quad (\text{A.3})$$

其中, M 为单位气团的角动量值:

$$M = rV + \frac{1}{2} fr^2 \quad (\text{A.4})$$

公式 A.3 左侧表示边界层内空气角动量的时间变化率。 h 为边界层厚度。此处, M 实际上是边界层内空气角动量沿高度的平均。公式 A.3 右侧表示海面或地表对台风的摩擦阻力力矩。 C_D 为表面阻力系数, \mathbf{V} 为台风在水平面的速度矢量, V 为台风的水平切向速度。此处认为, 速度矢量 \mathbf{V} 的大小可用水平切向速度 V 近似替代。基于台风稳态假定和角动量沿高度平均的前提, 式 A.3 可进一步表示为:

$$hu \frac{\partial M}{\partial r} = -C_D rV^2 \quad (\text{A.5})$$

u 表示台风的水平径向速度。依据流体连续性原则, 水平径向速度 u 与流函数 ψ 存在如下关系:

$$u = -\frac{1}{r} \frac{\partial \psi}{\partial z} \quad (\text{A.6})$$

将式 A.6 代入式 A.5, 对高度积分, 并引入式 A.2, 有:

$$\frac{\partial M}{\partial r} = \frac{2C_D}{w} \frac{(rV)^2}{r_0^2 - r^2} \quad (\text{A.7})$$

上式给出了边界层空气角动量关于半径的偏导关系, 该偏导关系受到表面阻力系数 C_D 、自由对流层空气下沉速率 w 和台风尺度 r_0 的影响。将式 A.4 所示的角动量公式代入式 A.7, 可得台风水平切向风速 V 关于半径 r 的偏导函数:

$$\frac{\partial(rV)}{\partial r} = \frac{2C_D}{w} \frac{(rV)^2}{r_0^2 - r^2} - fr \quad (\text{A.8})$$

依据质量连续原则, 自由对流层空气下沉进入边界层的速率 w 等于边界层空气向上流出的速率, 因此有:

$$w = -\int_0^h \frac{\partial v}{\partial z} \partial z = -\int_0^h \frac{1}{r} \frac{\partial(rv)}{\partial z} \partial z \quad (\text{A.9})$$

v 表示台风的竖向速度，设定向下为正。柱坐标下，流体的连续性方程可表示为：

$$\frac{\partial(ru)}{\partial r} + \frac{\partial(rv)}{\partial z} = 0 \quad (\text{A.10})$$

将式 A.10 代入式 A.9，可得：

$$w = -\int_0^h \frac{1}{r} \frac{\partial(ru)}{\partial r} \partial z \quad (\text{A.11})$$

将 u 视作水平径向速度在边界层厚度范围内的平均，通过式 A.11，可进一步获得台风水平径向风速 u 关于半径 r 的偏导函数：

$$\frac{\partial(ru)}{\partial r} = -\frac{rw}{h} \quad (\text{A.12})$$

通过求解公式 A.8 和公式 A.12，可获得台风非对流区任意半径处的水平切向和水平径向风速。值得注意的是，以上方程的构建都是以边界层空气的平均运动为前提，因此求解的台风风速为边界层厚度内的平均值。

A.2 旋涡内部对流区

在台风旋涡内部对流区，空气存在明显的上旋行为。此时，仅运用流体运动方程无法很好的描述台风特性。于是，Emanuel 等人引入热饱和熵 s 和角动量 M 两个物理量，通过构建大气热力学与运动学之间的关系，来描述对流区台风特性。以大气边界层顶部为参考面，首先假定在角动量等值面上，空气的饱和熵 s 是恒定的。也就是说， s 是仅关于 M 的函数。另外认为，边界层顶部及以上的大气运动满足静水压平衡和梯度风平衡理论，于是有：

$$\frac{\partial\phi}{\partial p} = -\alpha \quad (\text{A.13})$$

和

$$\frac{\partial\phi}{\partial r} = \frac{V^2}{r} + fV = \frac{M^2}{r^3} - \frac{1}{4}f^2r \quad (\text{A.14})$$

其中， ϕ 为位势函数； p 为气压； α 代表气流的静水压梯度。忽略空气湿度的影响， α 可视为关于气压 p 和饱和熵 s 的函数。式 A.13 进一步对半径 r 求偏导和式 A.14 进一步对气压 p 求偏导，可得到方程如下：

$$-\frac{\partial\alpha}{\partial r} = \frac{1}{r^3} \frac{\partial M^2}{\partial p} \quad (\text{A.15})$$

依据 Maxwell 热动力学方程，即：

$$\left(\frac{\partial \alpha}{\partial s}\right)_p = \left(\frac{\partial T}{\partial p}\right)_s \quad (\text{A.16})$$

以及 s 是仅关于 M 的函数的假定，式 A.15 可进一步表示为：

$$\frac{1}{r^3} \frac{\partial M^2}{\partial p} = -\left(\frac{\partial \alpha}{\partial s}\right)_p \frac{\partial s}{\partial r} = -\left(\frac{\partial T}{\partial p}\right)_s \frac{ds}{dM} \frac{\partial M}{\partial r} \quad (\text{A.17})$$

T 表示绝对温度。在角动量 M 的等值面内对气压 p 进行积分，可消去上式对 p 的偏导，进而得到：

$$\frac{M}{r^2} - \frac{M_0}{r_0^2} = -(T - T_0) \frac{ds}{dM} \quad (\text{A.18})$$

其中， r 和 T 表示任一角动量等值面的半径和温度； r_0 和 T_0 表示某指定角动量面的半径值和温度值，此处设置为台风外边界处角动量面。因此， r_0 和 T_0 分别代表的是台风尺度和台风水平切向速度为零（即 $V = 0$ ）处的大气温度。结合角动量表达式（式 A.4），式 A.18 可最终表示如下：

$$\frac{V}{r} = -(T - T_0) \frac{ds}{dM} \quad (\text{A.19})$$

上式给出了边界层顶部台风风场的模型函数，其既包含了台风的运动学特性，又包含了台风的热力学特性。此处，假定角动量等值面从边界层（即低空流入层）进入中间上升层时，空气的热饱和熵不发生变化。那么，式 A.19 右侧饱和熵 s 关于角动量 M 的微分方程可以在边界层近似求解。接下来，讨论如何求解 ds/dM 项。

忽略热量消散，依据边界层熵定理有：

$$\frac{ds}{dt} = -g \frac{\partial F}{\partial p} \quad (\text{A.20})$$

上式左侧为熵的时间变化率；右侧 F 为竖向的熵波动通量； g 表示单位质量空气的重量。在 M - p 坐标下，展开式 A.20 左侧的微分项，可得：

$$\frac{\partial s}{\partial t} + \frac{\partial s}{\partial M} \frac{dM}{dt} + \frac{\partial s}{\partial p} \frac{dp}{dt} = -g \frac{\partial F}{\partial p} \quad (\text{A.21})$$

此处认为：台风旋涡是稳态的；且边界层内角动量等值面上，热饱和熵是均匀分布的（即式中 s 关于 p 的偏导为零）。由此，式 A.21 可进一步表示为：

$$\frac{\partial s}{\partial M} \frac{dM}{dt} = -g \frac{\partial F}{\partial p} \quad (\text{A.22})$$

在 p 坐标下，角动量的时间变化率可表示为：

$$\frac{dM}{dt} = -gr_b \frac{\partial \tau}{\partial p} \quad (\text{A.23})$$

其中, r_b 表示边界层内某参考高度处角动量等值面对应的半径; τ 为由海面或地表引起的水平摩擦应力, 表示如下:

$$\tau = -C_D |\mathbf{V}_b| V_b \quad (\text{A.24})$$

边界层竖向熵波动通量 F 的计算公式如下:

$$F = \frac{C_k |\mathbf{V}_b| (k_0 - k)}{T_s} \quad (\text{A.25})$$

其中 C_D 和 C_k 为参考高度处的阻力系数和熵交换系数; $|\mathbf{V}_b|$ 为参考高度处台风水平速度大小; V_b 为参考高度处台风水平切向速度; k_0 为海洋表面的饱和熵; k 为参考高度处熵值; T_s 为海洋表面温度。将公式 A.23 代入公式 A.22, 结合公式 A.24 和公式 A.25, 并沿高度积分, 可以获得参考高度处饱和熵 s 关于角动量 M 的微分方程:

$$\frac{ds}{dM} = \frac{F}{r_b \tau} = -\frac{C_k (k_0 - k)}{C_D} \frac{1}{T_s} \frac{1}{r_b V_b} \quad (\text{A.26})$$

值得注意的是, 式 A.19 所示的台风公式是以边界层顶部为讨论对象推导获得的, 式中的水平切向风速 V 和台风半径 r 均为边界层顶部值。然而, 式 A.26 所示的 s 关于角动量 M 的微分方程是以边界层为讨论对象推导获得的, 式中的水平切向风速 V_b 和台风半径 r_b 均为参考高度处的值。此处, 我们假定边界层参考高度处的水平切向风速 V_b 近似等于边界层顶部的水平切向风速 V , 且边界层参考高度以下角动量等值面对应的半径 r_b 近似等于边界层顶部的相应半径 r 。在实际情况中, $V_b < V$ 且 $r_b > r$ 。那么, 将式 A.26 代入式 A.19 时, 假定 $V_b \approx V$ 和假定 $r_b \approx r$ 所导致的误差将相互抵消。

关于式 A.19 右侧的温度项, Emanuel 等人^[164]通过引入查理森数 (Richardson number) Ri , 结合热力学方程, 推导出了温度场 T 与角动量 M 和饱和熵 s 的关系式, 如下:

$$\frac{\partial T}{\partial M} \cong -\frac{Ri_c}{r_t^2} \left(\frac{dM}{ds} \right) \quad (\text{A.27})$$

其中 Ri_c 为半径 r_t 处查理森数临界值, r_t 为温度场的半径变量。

假定在旋涡内部对流区 $V \gg fr$, 联立公式 A.19、A.26 和 A.27, 有:

$$\begin{cases} \frac{M}{r^2} = -(T - T_0) \frac{ds}{dM} \\ \frac{ds}{dM} = -\frac{C_k (k_0 - k)}{C_D} \frac{1}{T_s M} \\ \frac{\partial T}{\partial M} = -\frac{Ri_c}{r_i^2} \frac{dM}{ds} \end{cases} \quad (\text{A.28})$$

结合初始条件:

$$\begin{aligned} r = r_0, \quad V = 0 \\ r = r_m, \quad T = T_i \end{aligned} \quad (\text{A.29})$$

最终可求得旋涡内部对流区角动量径向模型, 如下:

$$\left(\frac{M}{M_m} \right)^{2-(C_k/C_D)} = \frac{2(r/r_m)^2}{2-(C_k/C_D)+(C_k/C_D)(r/r_m)^2} \quad (\text{A.30})$$

其中, $M_m = r_m V_m + \frac{1}{2} f r_m^2$;

V_m 为台风最大风速, r_m 为最大风速半径。将角动量表达式 (式 A.4) 代入上式, 则可获得对流区台风风速 V 关于半径 r 的函数表达。值得注意的是, 式 A.30 所示的角动量径向模型是以边界层顶部为参考面构建推导的。因此, 此处台风风速 V 所代表的是梯度风速。另外, 在旋涡对流区, 认为台风的水平切向风速远大于水平径向风速, 于是台风水平风速可由水平切向风速 V 替代。

从 Emanuel 台风模型的构建过程, 可以看到: 在建立外部径向剖面时, 通过引入台风尺度、流函数和边界层摩擦阻力效应, 直接构建出适用于边界层的外部风速径向剖面, 从而无需再引入 Navier-Stokes 方程来求解风速; 在建立内部径向剖面时, 通过引入空气热饱和熵 s 和温度场 T , 将内部对流区的热力特性考虑进来; 并且, 基于台风内部区域风速远大于地球自转引起的偏转风 (即 $V \gg fr$) 这一假定, 获得了内部区域的空气角动量径向剖面。该内部径向剖面不再是经验参数模型, 而是以理论为基础的物理参数模型。

附录 B Kriging 数学模型

设定 \mathbf{x} 为某映射关系（或函数关系）的自变量向量， \mathbf{y} 为因变量向量。Kriging 方法首先假设从 \mathbf{x} 到 \mathbf{y} 的映射关系可以用一个高斯随机过程来表示。该随机过程的均值和自协方差均是未知的，其最终值由观测点 $\mathbf{X}=[\mathbf{x}^1 \dots \mathbf{x}^p]^T$ 和观测结果 $\mathbf{Y}=[\mathbf{y}^1 \dots \mathbf{y}^p]^T$ 共同决定。 p 为观测点的数量。观测点集 \mathbf{X} 由自变量向量组成，其初始值可由建模者自行决定；观测结果 $\mathbf{Y}=[\mathbf{y}^1 \dots \mathbf{y}^p]^T$ 是对应于观测点 \mathbf{X} 的因变量向量集，其值一般通过数值模拟或试验研究获得。观测点 \mathbf{X} 和相应的观测结果 \mathbf{Y} 被统称为实验集或者训练集。如何选取观测点进而构建实验集是 Kriging 建模的第一步，该步骤通常被称为实验设计。点集 $\mathbf{Y}(\mathbf{X})$ 的实质就是满足映射关系的映射点。Kriging 方法正是基于这些已知映射点来构建高斯随机过程函数，并用该随机过程函数来近似替代映射关系。构建的替代函数一方面满足所有观测点与观测结果的对应关系，另一方面可用于预测任意点 \mathbf{x} 对应的 \mathbf{y} 值。

\mathbf{y} 关于 \mathbf{x} 的高斯随机过程函数表示如下：

$$\mathbf{y}(\mathbf{x}) = \sum_{i=1}^m \beta_i f_i(\mathbf{x}) + z(\mathbf{x}) = \mathbf{f}(\mathbf{x})^T \boldsymbol{\beta} + z(\mathbf{x}) \quad (\text{B.1})$$

等号右侧第一项为回归模型项： $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ 为回归函数， $\boldsymbol{\beta}$ 为回归系数， m 为回归模型中基本函数的个数；等号右侧第二项为平稳高斯过程项：随机过程均值为 0，且具有恒定方差 σ_y^2 和平稳自相关函数 R 。平稳高斯过程的自协方差函数可进一步表示为：

$$\text{Cov}(\mathbf{x}, \mathbf{x}') = \sigma_y^2 R(\mathbf{x}, \mathbf{x}') \quad (\text{B.2})$$

公式 B.1 的回归项表示：对映射关系在考查域范围内的全局性回归拟合。公式 B.1 的平稳高斯过程项表示：对全局性回归拟合的偏差修正。公式 B.1 所示的替代函数的本质是：基于实验集，对映射函数关系进行插值拟合，且插值拟合结果受实验设计的影响。这里的影响既包括实验点集所呈现的变化趋势，还包括实验点集所呈现的相关性。

B.1 模型推导

Kriging 模型的目标是有效预测考查域内任意一点 \mathbf{x} 所对应的函数值 \mathbf{y} 。在模型构建的过程中，该问题的实质是一个条件函数，即：基于实验集（即观测点和观测结果）构建替代的高斯过程函数，如下式。

$$\hat{\mathbf{y}}(\mathbf{x}) = \mathbf{y}(\mathbf{x}) | \mathbf{Y}(\mathbf{X}) \quad (\text{B.3})$$

$\hat{\mathbf{y}}$ 为函数值 \mathbf{y} 的预测结果。 $\mathbf{Y}(\mathbf{X}) = [\mathbf{y}(\mathbf{x}^1) \dots \mathbf{y}(\mathbf{x}^p)]^T$ 为对应观测点的观测结果，满足公式 B.1 所示的高斯过程函数，于是有：

$$\mathbf{Y} \sim \mathbf{N}(\mathbf{F}\boldsymbol{\beta}, \sigma_y^2 \mathbf{R}) \quad (\text{B.4})$$

\mathbf{N} 为高斯分布符号。其中回归方程矩阵 \mathbf{F} 和相关系数矩阵 \mathbf{R} 中的元素分别表示如下：

$$F_{ij} = f_j(\mathbf{x}^i), \quad i=1, \dots, p, \quad j=1, \dots, m \quad (\text{B.5})$$

$$R_{ij} = R(\mathbf{x}^i, \mathbf{x}^j), \quad i=1, \dots, p, \quad j=1, \dots, p \quad (\text{B.6})$$

$\mathbf{y}(\mathbf{x})$ 作为未知量同样服从高斯分布，且具有与 \mathbf{Y} 相似的分布特性。于是， \mathbf{Y} 与 \mathbf{y} 服从如下所示的联合高斯分布：

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{Y} \\ \mathbf{y}(\mathbf{x}) \end{Bmatrix} \sim \mathbf{N} \left(\begin{Bmatrix} \mathbf{F} \\ \mathbf{f}(\mathbf{x})^T \end{Bmatrix} \boldsymbol{\beta}, \sigma_y^2 \begin{bmatrix} \mathbf{R} & \mathbf{r}(\mathbf{x}) \\ \mathbf{r}(\mathbf{x})^T & 1 \end{bmatrix} \right) \quad (\text{B.7})$$

其中， $\mathbf{r}(\mathbf{x})$ 为被预测点 \mathbf{x} 与观测点集 \mathbf{X} 之间的相关系数向量：

$$r_i = R(\mathbf{x}, \mathbf{x}^i), \quad i=1, \dots, p \quad (\text{B.8})$$

公式 B.3 所示的条件函数同样服从高斯分布^[139]。依据公式 B.7，可推得公式 B.3 所示高斯过程的均值和方差表达式，如下：

$$\mu_{\hat{\mathbf{y}}}(\mathbf{x}) = \mathbf{f}(\mathbf{x})^T \hat{\boldsymbol{\beta}} + \mathbf{r}(\mathbf{x})^T \mathbf{R}^{-1} (\mathbf{Y} - \mathbf{F}\hat{\boldsymbol{\beta}}) \quad (\text{B.9})$$

$$\sigma_{\hat{\mathbf{y}}}^2(\mathbf{x}) = \sigma_y^2 (1 - \mathbf{r}(\mathbf{x})^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{r}(\mathbf{x}) + \mathbf{u}(\mathbf{x})^T (\mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{F})^{-1} \mathbf{u}(\mathbf{x})) \quad (\text{B.10})$$

其中：

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}) = \mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{r}(\mathbf{x}) - \mathbf{f}(\mathbf{x}) \quad (\text{B.11})$$

$\hat{\boldsymbol{\beta}}$ 为回归系数 $\boldsymbol{\beta}$ 的估计值。公式 B.9 所示的均值为 Kriging 模型的预测均值，公式 B.10 所示的方差为 Kriging 模型的预测误差方差。

B.2 模型构建

从上述推导说明，可知：在构建 Kriging 模型时，除了需提供实验集信息（即观测点和观测结果），还需要已知回归函数 $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ 和自相关函数 R 的表达形式。回归模型通常采用多项式形式，常见的有 0 阶、一阶和二阶多项式回归函数。对于一般的最小二乘回归，回归模型中的基础方程个数越多和因变量向量维数越高，为达到相应的回归精度，则需要越多的观测点和观测结果，即：实验集的规模要

越大。因此，若想实现高精度的替代建模，相比于高阶次函数，一个低阶次的回归模型会是更好的选择。在后续的举例分析中，我们将采用一阶多项式作为 Kriging 模型的回归函数，其具体表达如下：

$$\mathbf{f}(\mathbf{x}) = [1 \quad x_1 \quad x_2 \quad \cdots \quad x_m] \quad (\text{B.12})$$

自相关函数 R 可进一步表示为：

$$R(\mathbf{x}, \mathbf{x}') = \prod_{k=1}^n R_k(\theta, x_k - x'_k) \quad (\text{B.13})$$

n 为自变量向量 \mathbf{x} 的维数； θ 为相关函数参数，其值越大表明自变量参数间的相关性衰减得越快； R_k 通常有以下几种函数形式：

表 B.1 自相关函数形式

名称	$R_k(\theta, x_k - x'_k)$
指数形式	$\exp(-\theta x_k - x'_k)$
高斯形式	$\exp(-\theta x_k - x'_k ^2)$
广义指数形式	$\exp(-\theta x_k - x'_k ^s), 0 < s \leq 2$
线性形式	$\max(0, 1 - \theta x_k - x'_k)$
球面形式	$1 - 1.5\xi_k + 0.5\xi_k^3, \xi_k = \min(1, \theta x_k - x'_k)$
立方形式	$1 - 3\xi_k^2 + 2\xi_k^3, \xi_k = \min(1, \theta x_k - x'_k)$
样条形式	$\begin{cases} 1 - 15\xi_k^2 + 30\xi_k^3 & 0 \leq \xi_k \leq 0.2 \\ 1.25(1 - \xi_k)^3 & 0.2 < \xi_k < 1 \\ 0 & \xi_k \geq 1 \end{cases}$

注：表中所示的自变量参数均为自变量向量经单位正规化后的元素值。

以上所示的相关函数形式可分为两类：一类是抛物线式（如高斯形式、立方形式和样条形式）；另一类是线性式（如指数形式、线性形式和球面形式）。抛物线所表示的是相近点之间的相关性变化趋势呈现抛物线形；而线性表示的是相近点间的相关性递减关系呈线型。在构建 Kriging 模型时，需要依据映射关系的可导性和周期性来选取相关函数形式^[140]。这就要求我们对映射函数特征有个基本的预判。如果映射函数具有连续可导性，通常会选取抛物线式相关函数；如果映射关系具有一阶线性特征，则通常会选取线性式相关函数^[141-142]。

选取好回归模型和自相关函数形式后，为实现 Kriging 替代建模，还需要推

导和估计 Kriging 模型所涉及的相关参数，其中包括回归系数估计值 $\hat{\boldsymbol{\beta}}$ 、平稳高斯过程 z 的方差 σ_y^2 和相关函数参数 θ 。接下来，采用最小二乘法对 $\hat{\boldsymbol{\beta}}$ 和方差 σ_y^2 进行最大似然估计。

首先假定平稳高斯过程 z 不存在相关性，但具有恒定的方差 σ_y^2 。于是，平稳高斯过程 z 有以下特性：

$$\mathbf{E}(\mathbf{z}) = 0, \quad \mathbf{E}(\mathbf{z}\mathbf{z}^T) = \sigma_y^2 \mathbf{R} = \sigma_y^2 \mathbf{I} \quad (\text{B.14})$$

\mathbf{z} 为对应于 $\mathbf{Y}(\mathbf{X})$ 的平稳高斯序列矩阵。 \mathbf{I} 为单位对角阵。那么，回归系数向量 $\boldsymbol{\beta}$ 的最大似然估计正好是如下所示的最小二乘解：

$$(\mathbf{F}^T \mathbf{F}) \hat{\boldsymbol{\beta}} = \mathbf{F}^T \mathbf{Y} \quad (\text{B.15})$$

于是，相应的方差最大似然估计为：

$$\sigma_y^2 = \frac{1}{p} (\mathbf{Y} - \mathbf{F} \hat{\boldsymbol{\beta}})^T (\mathbf{Y} - \mathbf{F} \hat{\boldsymbol{\beta}}) \quad (\text{B.16})$$

再假定平稳高斯过程 z 存在相关性，即：相关函数矩阵 \mathbf{R} 为非对角阵。定义 $1 \times p$ 维实数向量 $\boldsymbol{\eta}$ ，将其引入高斯过程函数 B.1 有：

$$\boldsymbol{\eta}^T \mathbf{Y} = \boldsymbol{\eta}^T \mathbf{F} \boldsymbol{\beta} + \boldsymbol{\varepsilon} \quad (\text{B.17})$$

其中： $\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\eta}^T \mathbf{z}$ ； $E(\boldsymbol{\varepsilon}^2) = E(\boldsymbol{\eta}^T \mathbf{z} \mathbf{z}^T \boldsymbol{\eta}) = \sigma_y^2 \boldsymbol{\eta} \mathbf{R} \boldsymbol{\eta}^T$

$\boldsymbol{\eta}$ 非零时， $\boldsymbol{\varepsilon}^2$ 的期望值大于零。相关函数矩阵 \mathbf{R} 为正定的且具有对称性，于是可对其进行 Cholesky 分解，如下：

$$\mathbf{R} = \mathbf{C} \mathbf{C}^T \quad (\text{B.18})$$

进而，定义一个新的平稳高斯过程矩阵，表示如下：

$$\tilde{\mathbf{z}} = \mathbf{C}^{-1} \mathbf{z} = \mathbf{C}^{-1} \mathbf{Y} - \mathbf{C}^{-1} \mathbf{F} \boldsymbol{\beta} \equiv \tilde{\mathbf{Y}} - \tilde{\mathbf{F}} \boldsymbol{\beta} \quad (\text{B.19})$$

新的随机过程矩阵 $\tilde{\mathbf{z}}$ 具有如下特性：

$$\mathbf{E}(\tilde{\mathbf{z}}) = 0, \quad \mathbf{E}(\tilde{\mathbf{z}}\tilde{\mathbf{z}}^T) = \sigma_y^2 \mathbf{I} \quad (\text{B.20})$$

比较公式 B.20 与公式 B.14，会发现：具有相关性的高斯过程 z 可通过矩阵变换，转为无相关性的高斯过程 $\tilde{\mathbf{z}}$ 。基于新转换的高斯过程矩阵 $\tilde{\mathbf{z}}$ ，对公式 B.19 中的回归系数向量 $\boldsymbol{\beta}$ 进行最大似然估计，其最小二乘解为：

$$(\tilde{\mathbf{F}}^T \tilde{\mathbf{F}}) \hat{\boldsymbol{\beta}} = \tilde{\mathbf{F}}^T \tilde{\mathbf{Y}} \quad (\text{B.21})$$

上式可进一步变换为：

$$(\mathbf{F}^T (\mathbf{C}^{-1})^T \mathbf{C}^{-1} \mathbf{F}) \hat{\boldsymbol{\beta}} = \mathbf{F}^T (\mathbf{C}^{-1})^T \mathbf{C}^{-1} \mathbf{Y} \quad (\text{B.22})$$

将公式 B.18 代入上式有：

$$(\mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{F}) \hat{\boldsymbol{\beta}} = \mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{Y} \quad (\text{B.23})$$

最终, Kriging 预测均值表达式 B.19 中的回归系数估计值 $\hat{\boldsymbol{\beta}}$ 可通过下式求得:

$$\hat{\boldsymbol{\beta}} = (\mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{F})^{-1} \mathbf{F}^T \mathbf{R}^{-1} \mathbf{Y} \quad (\text{B.24})$$

高斯过程函数 \mathbf{y} 的方差 $\sigma_{\mathbf{y}}^2$ 可由最大似然估计获得, 其解如下:

$$\sigma_{\mathbf{y}}^2 = \frac{1}{p} (\mathbf{Y} - \mathbf{F} \hat{\boldsymbol{\beta}})^T \mathbf{R}^{-1} (\mathbf{Y} - \mathbf{F} \hat{\boldsymbol{\beta}}) \quad (\text{B.25})$$

Kriging 模型中的相关函数参数 θ 描述了高斯过程 \mathbf{y} 的相关性衰减快慢, 其值越大相关性衰减越快, 反之则反。 θ 取值通常涉及 Kriging 模型优化问题^[142-143]。在实际的 Kriging 建模操作中, 我们首先给定一个 θ 初始值, 再以高斯过程函数 \mathbf{y} 的方差 $\sigma_{\mathbf{y}}^2$ 为考查指标, 通过变化 θ 值进行反复建模。当 $\sigma_{\mathbf{y}}^2$ 趋于稳定, 模型所对应的 θ 值将被选为最终的相关函数参数值。

个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

个人简历:

蔡云竹, 女, 1989年3月生。

2011年6月毕业于山东大学土建与水利学院 土木工程专业 获学士学位。

2014年3月毕业于同济大学土木工程学院建筑工程系 结构工程专业 获硕士学位。

2014年9月入同济大学土木工程学院结构防灾减灾工程系 结构工程专业 攻读博士学位

已发表论文:

- [1] **Yunzhu Cai**, Qiang Xie, Songtao Xue, Liang Hu, Ahsan Kareem. Fragility Modelling Framework for Transmission Line Towers under Winds, *Engineering Structures*, 191: 686-697, 2019. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.04.096. (SCI: 000471083200051).
- [2] Qiang Xie, **Yunzhu Cai**, Songtao Xue. Wind-induced vibration of UHV transmission tower line system: Wind tunnel test on aero-elastic model, *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, 25(3): 215-232, 2017. DOI: 10.1016/j.jweia.2017.10.011. (SCI: 000418967200018).
- [3] **Yunzhu Cai**, Qiang Xie, Songtao Xue. Effects of Additional Diaphragms on the Wind-Resistant Performance of Power Transmission Tower, *Proceedings of the International Conference on Advances in Wind and Structures*, 2016.09, ISBN: 978-89-89683-42-0-05530.
- [4] Qiang Xie, **Yunzhu Cai**, Songtao Xue. Wind tunnel test on 1000 kV transmission tower line coupling system, *Proceedings of the International Association for Shell and Spatial Structures*, 2015.08, ISBN: 978-90-5363-042-6.
- [5] Qiang Xie, **Yunzhu Cai**, Songtao Xue. Shaking table test on 1000kV UHV transmission tower-wire coupling system, *Proceedings of the International Conference on Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas (STESSA 2015)*, 2015.07, ISBN: 978-7-112-18127-8.
- [6] **Yunzhu Cai**, Huaicui Li. Constitutive laws for visco-plastic porous medium shaped by regularly distributed circular particles, *Journal of Harbin Institute of Technology* (哈尔滨工业大学学报 英文版), 23(6), 2016. DOI: 10.11916/j.issn.1005-9113.2016.06.001.
- [7] **蔡云竹**, 谢强, 薛松涛. 输电塔风易损性建模研究, 第十九届全国结构风工程学术会议暨第五届全国风工程研究生论坛. 2019.04.

待发表文章:

- [1] **蔡云竹**, 谢强, 薛松涛. 非平稳台风作用下输电塔线体系风振响应
- [2] **Yunzhu Cai**, Qiang Xie, Songtao Xue. Wind-resistant capacity analysis on transmission towers using kriging surrogates. (拟投 Structural Safety)
- [3] Jiawei Wan, Ahsan Kareem, Haili Liao, **Yunzhu Cai**. On the accuracy of stiff-accurate diagonal implicit Runge-Kutta methods for finite volume based Navier-Stokes equations. (arXiv:1906.03993)