

# 硕士学位论文

(学术学位论文)

## 考虑蒙皮效应的金属骨架雷达罩结构简化 分析方法研究

**RESEARCH ON SIMPLIFIED ANALYSIS  
METHOD OF METAL FRAME RADOME  
STRUCTURE CONSIDERING SKIN EFFECT**

薛鹏

**哈尔滨工业大学**

2021年6月

国内图书分类号：TU395  
国际图书分类号：624

学校代码：10213  
密级：公开

## 工学硕士学位论文

# 考虑蒙皮效应的金属骨架雷达罩结构简化 分析方法研究

硕士研究生：薛鹏

导 师：武岳教授

申 请 学 位：工学硕士

学 科：土木工程

所 在 单 位：土木工程学院

答 辩 日 期：2021 年 6 月

授予学位单位：哈尔滨工业大学

Classified Index: TU395

U.D.C: 624

Dissertation for the Master Degree in Engineering

**RESEARCH ON SIMPLIFIED ANALYSIS  
METHOD OF METAL FRAME RADOME  
STRUCTURE CONSIDERING SKIN EFFECT**

<b>Candidate :</b>	Xue Peng
<b>Supervisor :</b>	Prof. Wu Yue
<b>Academic Degree Applied for :</b>	Master of Engineering
<b>Speciality :</b>	Civil Engineering
<b>Affiliation :</b>	School of Civil Engineering
<b>Date of Defence :</b>	June, 2021
<b>Degree-Conferring-Institution :</b>	Harbin Institute of Technology

## 摘 要

雷达天线在现代战争与民用航空等领域都扮演了重要的角色，随着我国强军兴军新征程的开启，基于战争现代化的国防需求，对于雷达天线及其保护设备—雷达天线罩的建造逐渐增加。金属骨架雷达罩结构形式新颖，由金属骨架与建筑膜材组成，结构整体性较好，建造速度快，具有很大的发展潜力。目前，我国对金属骨架雷达罩的设计还停留在初步阶段，对结构承载力的计算仅考虑骨架，忽略膜材的蒙皮效应，这种设计方式限制了大跨度雷达罩的建造。因此考虑金属骨架雷达罩结构蒙皮效应的设计势在必行，但是由于骨架与蒙皮的面刚度差距很大，导致在雷达罩结构的有限元计算过程中存在着收敛性与计算效率的问题，提高了考虑蒙皮效应的金属骨架雷达罩结构的设计难度。

基于上述问题，本文建立了一种可以用于计算考虑蒙皮效应的金属骨架雷达罩整体稳定性能与局部稳定性能的数值模拟方法，并利用试验对该方法进行了验证。对金属骨架雷达罩结构蒙皮效应的作用机理进行了深入研究，提出了结构杆件稳定承载力的经验公式。在此基础上，提出了一种考虑金属骨架雷达罩结构蒙皮效应的简化数值模拟方法，并将其封装到金属骨架雷达罩结构分析软件中。论文的内容可以分为以下几部分：

(1) 进行了雷达罩结构双三角形单元的静力加载试验，探究了蒙皮效应对杆件稳定承载力的影响。完善了雷达罩结构数值模拟方法，结合静力加载试验结果验证了数值模拟方法的可靠性。

(2) 对金属骨架雷达罩结构的蒙皮效应的机理进行了深入的分析。在已提出的双三角形单元简化模型的基础上，对金属骨架雷达罩结构稳定承载力的影响因素进行了分析，验证并完善了简化模型，总结了考虑蒙皮效应的金属骨架雷达罩结构稳定承载力的经验公式并对蒙皮效应提高系数进行了分析。

(3) 对金属骨架雷达罩结构的简化分析方法进行了探究。首先对金属骨架雷达罩的双三角形单元的分析流程进行了简化，对提出的三种简化方式进行了对比，选择了准确度较高的两种方式继续对整体雷达罩进行简化，将竖向荷载、风荷载作用下的简化计算结果进行对比，并对比了两种简化方法得到的不同跨度金属骨架雷达罩的稳定承载力，最后给出了较准确的简化方式。

(4) 开发了金属骨架雷达罩结构分析软件。在上述研究的基础上，使用 Visual Studio 2019，基于 Visual Basic 语言与 ANSYS APDL 命令流开发了考虑金属骨架雷达罩结构蒙皮效应的分析软件，并且将其应用到了实际工程中。

**关键词：**雷达罩；膜结构；蒙皮效应；稳定性；简化分析方法；软件开发

## Abstract

Radar antennas have played an important role in modern warfare and civil aviation. With the opening of Chinese new plan of strengthening the army, based on the modern defense needs of war, the construction of radar antennas and their protective equipment—radomes gradually increase. The metal frame radome is a novel structure. It is composed of a metal frame and architectural membrane materials. The structure has good structural integrity, fast construction speed, and great development potential. At present, the design of metal frame radome in China is still at the preliminary stage. The calculation of structural bearing capacity only considers the frame and ignores the skin effect of the membrane material. This design method limits the construction of large-span radomes. Therefore, it is imperative to consider the design of the skin effect of the metal skeleton radome structure. However, due to the large difference in surface stiffness between the skeleton and the skin, there are problems of convergence and calculation efficiency in the finite element calculation of the radome structure. These problems improved the difficulty of the design of the metal frame radome structure.

Based on the above problems, this paper establishes a numerical simulation method that can be used to calculate the overall stability performance and local stability performance of the metal frame radome considering the skin effect, and uses experiments to verify the method. The mechanism of the skin effect of the metal frame radome structure is deeply studied, and an empirical formula for the stable bearing capacity of structural members is proposed. On this basis, a simplified numerical simulation method considering the skin effect of the metal frame radome structure is proposed, and it is packaged into the metal frame radome structure analysis software. The content of the paper can be divided into the following parts:

(1) The static loading test of the double-triangular element of the radome structure was carried out, and the influence of the skin effect on the stable bearing capacity of the element was explored. The numerical simulation method of the radome structure is improved, and the reliability of the numerical simulation method is verified by combining the static loading test results.

(2) In-depth analysis of the mechanism of the skin effect of the metal frame radome structure. On the basis of the proposed simplified model of double triangular elements, the factors affecting the stability of the metal frame radome structure are analyzed, the simplified model is verified and improved, and the stable bearing capacity of the metal frame radome structure considering the skin effect is summarized. Empirical formula of force. Finally, the influence of structural span and

bar size on the overall stability of the structure is analyzed.

(3) The simplified analysis method of the metal frame radome structure is explored. First, the analysis process of the double-triangular element of the metal skeleton radome was simplified. The three proposed simplification methods were compared, and the two methods with higher accuracy were selected to continue to simplify the overall radome, and the vertical load , The simplified calculation results under wind load are compared, and the stable bearing capacity of different span metal frame radomes obtained by the two simplified methods are compared. Finally, a more accurate simplified method is given.

(4) Developed the structural analysis software of the metal frame radome. On the basis of the above research, using Visual Studio 2019, based on Visual Basic language and ANSYS APDL command stream, developed an analysis software for the metal skeleton radome structure, considering its skin effect, and applied it in actual engineering.

**Keywords:** radome, membrane structure, skin effect, stability, simplified analysis method, software development

# 目 录

摘 要 .....	I
ABSTRACT.....	III
第 1 章 绪 论 .....	1
1.1 课题背景及意义 .....	1
1.1.1 金属骨架雷达罩结构简介.....	1
1.1.2 研究意义.....	2
1.2 国内外研究现状及分析 .....	3
1.2.1 雷达罩结构研究现状.....	3
1.2.2 空间结构蒙皮效应研究现状.....	4
1.3 本文的主要研究内容 .....	6
第 2 章 雷达罩静力加载试验与数值模拟方法研究 .....	8
2.1 引言 .....	8
2.2 雷达罩骨架杆件静力加载试验 .....	8
2.2.1 模型设计.....	8
2.2.2 模型加载与量测方案.....	10
2.2.3 试验结果.....	13
2.3 雷达罩结构数值模拟方法.....	15
2.3.1 雷达罩整体结构数值模拟流程.....	15
2.3.2 分析参数设置.....	16
2.3.3 雷达罩单元数值模拟参数设置.....	19
2.4 数值模拟方法验证.....	20
2.5 本章小结.....	23
第 3 章 雷达罩蒙皮效应机理与承载性能研究 .....	25
3.1 引言 .....	25
3.2 三角形单元蒙皮效应机理研究 .....	25
3.2.1 连续弹性支撑杆件模型.....	25
3.2.2 三角形单元柱子曲线.....	26
3.3 雷达罩结构稳定承载性能分析 .....	30
3.3.1 蒙皮面刚度的影响.....	30
3.3.2 支撑条件的影响.....	31
3.3.3 三角形单元间夹角的影响.....	31
3.4 雷达罩结构稳定承载力公式 .....	32

3.4.1	承载力公式的确定.....	32
3.4.2	雷达罩单元蒙皮效应提高系数.....	34
3.5	本章小结.....	35
<b>第 4 章</b>	<b>雷达罩结构简化分析方法</b> .....	<b>37</b>
4.1	引言 .....	37
4.2	雷达罩双三角形单元简化分析方法 .....	37
4.2.1	三种简化方法.....	37
4.2.2	不同简化方法分析结果比较.....	40
4.3	雷达罩整体结构简化分析方法 .....	41
4.3.1	十字截面法.....	41
4.3.2	弹性支座法.....	42
4.4	雷达罩结构简化分析结果.....	44
4.4.1	竖向荷载作用下计算结果.....	44
4.4.2	风荷载作用下计算结果.....	47
4.4.3	不同跨度雷达罩计算结果.....	51
4.6	本章小结.....	55
<b>第 5 章</b>	<b>雷达罩结构分析软件开发</b> .....	<b>57</b>
5.1	引言 .....	57
5.2	分析软件平台基本框架 .....	57
5.3	分析软件的使用与开发 .....	59
5.3.1	参数化建模模块.....	60
5.3.2	计算模拟模块.....	62
5.3.3	结果提取模块.....	63
5.4	分析软件的应用 .....	64
5.5	本章小结.....	66
<b>结 论</b>	.....	<b>68</b>
<b>参考文献</b>	.....	<b>69</b>
<b>攻读学位期间发表的学术论文</b>	.....	<b>73</b>
<b>哈尔滨工业大学学位论文原创性声明和使用权限</b>	.....	<b>74</b>
<b>致 谢</b>	.....	<b>75</b>

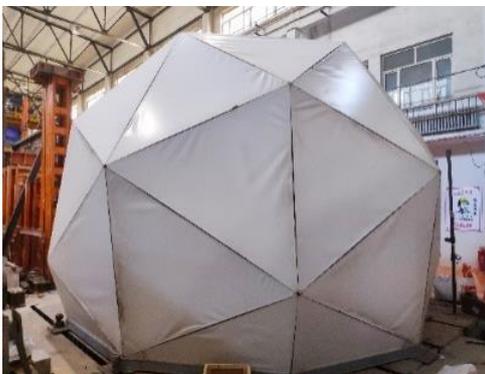
# 第 1 章 绪 论

## 1.1 课题背景及意义

### 1.1.1 金属骨架雷达罩结构简介

雷达罩是雷达天线系统的保护装置，在雷达信号的发射与接收环节都扮演了重要的角色，在为雷达天线提供安全封闭的环境的同时也为电磁信号提供了窗口。为了使雷达天线可以正常工作，并保证雷达信号的精确传输，雷达罩结构需要有较高的材料透波率与较好的结构性能，即要求雷达罩可以在不遮挡电磁信号的前提下为雷达天线抵御各种极端自然条件。因此在雷达罩设计时需要考虑其电磁波透明性，即金属骨架对电磁波的遮挡作用，要求杆件尽可能做到轻薄；还需验算结构功能性，即杆件强度与稳定性要足够抵抗恶劣环境中的荷载<sup>[1,2]</sup>。

从结构方面雷达罩可以分为充气罩，夹层罩，泡沫塑料罩和金属空间构架罩；本文所研究的金属骨架雷达罩属于金属空间构架罩，在国内的应用较少，是一种新颖的结构形式。金属骨架雷达罩的整体结构由金属球形网格骨架与 PVDF 膜材共同组成。在金属骨架雷达罩装配时，结构由多个柔性蒙皮分块组成，图 1-1 为典型金属骨架雷达罩的外观与结构。目前国内对该类雷达罩的结构设计中主要假定由金属骨架承受结构荷载，不考虑蒙皮的作用。金属骨架雷达罩主要用于保护大型地面固定式雷达，修建的位置一般为旷野或海面平台。由于这些区域风速较大，风荷载是此类结构的主要荷载。



a) 金属骨架雷达罩试验模型



b) 金属骨架雷达罩产品

图1-1 典型金属骨架雷达罩

### 1.1.2 研究意义

地面雷达罩的破坏会对雷达天线系统造成巨大的影响，造成雷达天线的破坏或分解，甚至导致整个系统的失效。雷达罩的破坏一般为稳定性破坏，1989年7月18日，架设在我国广东海陵岛一部直径为17m的3/4截球雷达罩在8908号台风袭击下发生了失稳破坏，当时的风速大约在45~50 m/s。图1-2 (a)所示的是9时25分结构在大风吹袭的失稳情况，图1-2 (b)所示的是失稳1小时20分后雷达罩膜材的撕裂破坏情况<sup>[1]</sup>。此次雷达罩结构的破坏对我国同类结构的设计产生了深远的影响，在这之后我国将地面雷达罩的抗风极限提高到67 m/s。本文中对金属骨架雷达罩在风荷载作用下的计算时，风速也采用67m/s。

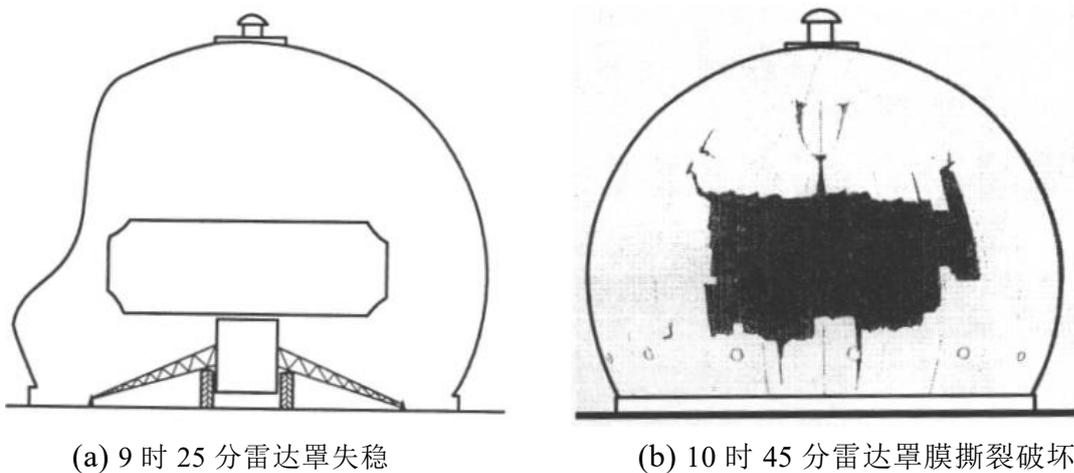


图1-2 广东海陵岛雷达罩失稳破坏事故<sup>[1]</sup>

与传统的玻璃钢雷达罩相比，金属骨架雷达罩具有制造容易，成本较低等优点，一般用于大型地面雷达天线系统。这种雷达罩结构的缺点是金属骨架对电磁波有较强的遮挡，导致结构的电磁性能较差<sup>[3]</sup>。金属骨架雷达罩的电磁性能主要由其金属骨架的宽度决定，为了改善其电磁性能，需要将金属骨架截面变轻薄，但是这样的作法会影响整体雷达罩的结构性能，此时若补充考虑蒙皮对结构承载力的提高便可以较为容易地使结构达到两种性能的平衡。根据王乐<sup>[4]</sup>之前的研究内容，对金属骨架雷达罩结构考虑蒙皮效应是十分必要的：在风荷载作用下，跨度为6m的雷达罩结构考虑蒙皮效应时，其极限稳定承载力可以提高105%；在均布活荷载作用下，蒙皮效应对结构稳定承载力的提高甚至可以达到337%。但是目前的设计中考虑雷达罩蒙皮效应的计算较为困难，对蒙皮效应作用机理的研究也不够深入，所以对考虑蒙皮效应的金属骨架雷达罩结构的结构性能与失效机理进行研究，并将数值模拟方法进行一定的简化十分必要。

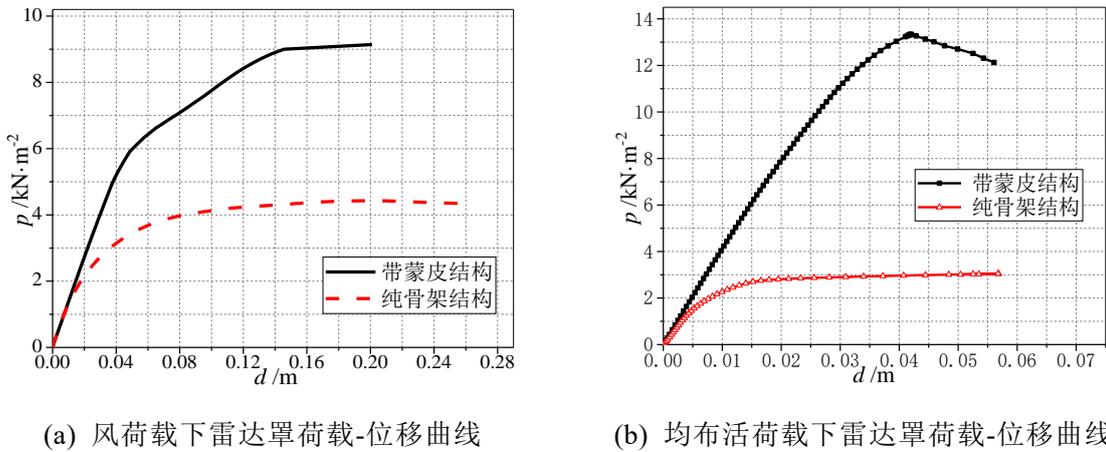


图1-3 考虑蒙皮效应后空间结构荷载-位移曲线<sup>[4]</sup>

## 1.2 国内外研究现状及分析

### 1.2.1 雷达罩结构研究现状

在大跨度地面雷达罩的研发方面,美国在 1970 年左右已经对大型金属空间构架天线罩(MSF)的设计方案与应用技术开发进行了充分的研究,成功开发出了 Haystack 雷达天线罩。该天线罩是世界上最大的金属空间骨架天线罩,为长距离通讯雷达和射电天文而设计,用于 Haystack 雷达天线-天文望远镜,由麻省理工学院林肯实验室建造,该天线罩直径 45.7 米,是当时世界上跨度最大的地面雷达天线罩结构<sup>[5]</sup>。Haystack 雷达罩的蒙皮采用玻璃钢材料(GFRP),成本较高。进入 21 世纪后,随着新型符合材料膜材的开发与应用,美国在 2005 年成功建造了“海基”X 波段的充气雷达罩,雷达罩直径 36 米,采用高科技整体复合材料膜制造<sup>[3]</sup>。这些工程证明了国外对平衡大跨度地面雷达罩的结构性能与电性能方面已经有了一定的造诣。

目前各种高性能的大跨度地面雷达罩已经成为了各国研究的重点。在雷达罩的结构性能方面,主要研究方法是根据天线罩的材料特性,通过有限元软件来对大型桁架结构进行各种载荷组合下的强度分析和优化,以此提高结构承载力。一般来说,大跨度地面雷达罩蒙皮使用的材料为玻璃钢(GFRP)或碳纤维增强塑料(CFRP)等新型高性能材料<sup>[6]</sup>,设计风速一般为 62.5~75m/s,显著高于其他类型的结构。

国内关于雷达罩的研究起步 1950 年,第一批雷达罩是在苏联的援助下完成的,到了上世纪 90 年代,我国在雷达罩的建造方面已经有了一定的技术积累,开始对新型的金属骨架雷达罩进行研究。1993 年,王荣国等<sup>[7]</sup>采用有限单元法

法对金属构架式雷达天线罩进行了校核,通过计算程序对国内研制的直径 17 米、截球形地面雷达天线罩进行了简化计算与分析,指出现有的雷达罩体蒙皮厚度可以减薄。2002 年,佟丽莉等<sup>[8]</sup>采用薄膜理论加边界效应的分析方法,对风载作用下的不同板块划分的截球形雷达罩进行了静力与稳定分析,确定了应力范围。2009 年, Liu Qiwen 等对复合板组成的雷达罩结构进行了优化设计<sup>[9]</sup>。2016 年,王丽君等<sup>[10]</sup>针对地面雷达罩进行了风荷载下的有限元模拟和风洞试验,通过模拟和试验的风压结果对比,验证了模拟方法采用的风压分布的正确性,也为其它的工程设计与试验提供了数据支持。2017 年, Zhang Fusheng 等<sup>[6]</sup>对采用碳纤维增强塑料材料的雷达罩进行了不同角度下的风荷载模拟,通过理论分析和试验仿真确定了天线罩在不同风向角下的应力应变性能变化,为天线罩的风荷载稳定设计提供了参考。2019 年,王乐<sup>[11,12]</sup>对 6m 直径的截球形雷达罩进行了静力加载试验,并将提出的考虑雷达罩蒙皮效应的数值模拟方法与试验数据进行了对比验证。从以上的研究中可以看到,虽然我国对雷达罩的研究与建造起步较晚,但是经过多年的沉淀与发展,在雷达罩的结构性能,电磁性能、新型复合材料应用等方面均有了相当的积累,正在逐步赶超西方发达国家。

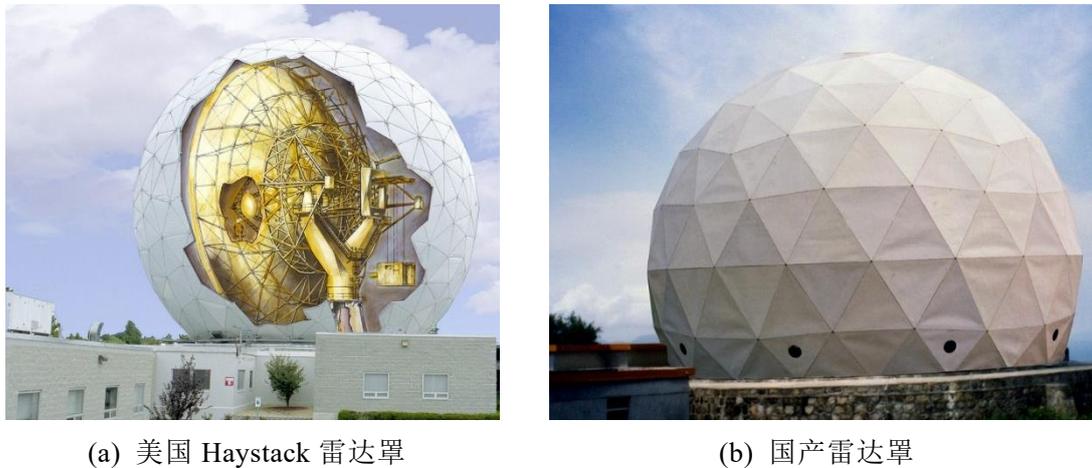


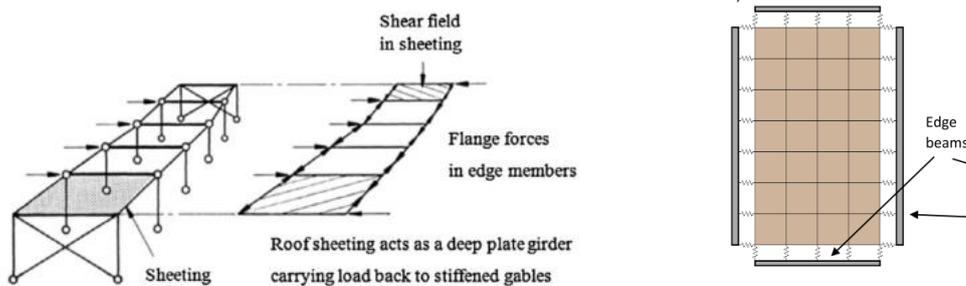
图1-4 金属骨架雷达罩

### 1.2.2 空间结构蒙皮效应研究现状

20 世纪中期,人们就认识到了受力蒙皮作用的存在及其潜在意义,50 年来,发达国家在这方面进行了长期且系统的试验研究。关于受力蒙皮效应的系统的研究工作从 1955 年开始,康奈尔大学 Witer 和 Nilson 研究小组<sup>[13]</sup>进行了 50 个实尺的受力蒙皮梁柱构件进行了加载试验,阐明了板形、板跨度等因素对受力蒙皮抗剪强度和柔度的影响<sup>[14]</sup>,为之后关于蒙皮作用的研究和应用奠定了基础。

1965年, Errea<sup>[15,16]</sup>对受蒙皮作用的梁柱进行了试验, 并通过能量法推导出其极限荷载的表达式, 成为之后美国钢铁协会编制的《轻钢蒙皮设计》(1967)的理论基础, 这本书也是世界上第一本蒙皮设计规程。1976年英国学者 Bryan 等基于大量的试验研究, 总结出了蒙皮剪切刚度、强度的计算公式。19世纪70年代之后, 随着对于蒙皮效应的认识加深, 各国<sup>[17]</sup>颁布了基于之前理论研究的蒙皮结构设计规程。其中最具有权威性的就是1982年英国出版的《受力蒙皮设计手册》<sup>[18]</sup>, 其在工程中的应用直到现在仍然十分有参考价值。继英美之后, 德国、捷克、加拿大、日本等国也进行了相应的研究工作, 并出版了各自的设计规程, 并且在工程中有了充分的应用。

21 实际之前, 结构的蒙皮效应主要在钢构件中考虑, 随着结构领域的计算和材料的创新, 蒙皮效应在其它材料与结构中发挥的作用也越发广泛, 吸引了工程师和设计人员的注意。2015年, Phan, Duoc T<sup>[19]</sup>采用遗传算法, 对考虑蒙皮效应的门式钢架结构进行了优化设计。2016年, Gryniewicz<sup>[20]</sup>对考虑应力蒙皮效应的钢结构屋架进行了分析, Zs Nagy<sup>[21]</sup>对考虑应力蒙皮效应的门式钢架结构的弹性屈曲性能进行了分析。2018年, Anita Lendvai<sup>[22,23]</sup>为了完善工业厂房结构的受力蒙皮效应, 对一个厂房框架进行了全面的试验测试。2019年, S. Pajunen<sup>[24]</sup>提出一种确定广义弹性参数的方法, 使得可以通过使用现有的单元和材料参数在通用有限元软件中对受应力的蒙皮进行建模, 但这种使用弹性单元建模的方法的准确性还有待进一步确定。



(a) 考虑蒙皮效应的轻钢屋顶模型

(b) 考虑蒙皮效应的屋顶连接

图1-5 考虑蒙皮效应的屋顶有限元模型<sup>[24]</sup>

我国对蒙皮效应的研究起步较晚, 1980年哈尔滨建筑工程学院的张耀春教授团队<sup>[25,26]</sup>提出了分析蒙皮支撑的钢构件静力性能的有限元计算方法, 该方法将钢构件离散成空间薄壁梁柱单元, 将蒙皮离散成等效的正交各向异性的壳单元, 并将钢构件与蒙皮之间的连接件作为连接单元, 并对蒙皮支撑的钢构件<sup>[27]</sup>

在静荷载作用下的线性和几何非线性性能进行了一系列的数值分析与试验研究。

近年来,随着新型膜材的研发与膜结构的发展<sup>[28]</sup>,蒙皮效应也吸引了学界的目光。关于框架结构、空间网壳结构、轻钢结构或新型的骨架膜结构,都有关于蒙皮效应对结构承载力性能提高程度的研究。2015年,邵连军<sup>[29]</sup>对两个考虑和不考虑蒙皮效应的典型框架结构进行了静力和动力分析,总结出考虑蒙皮效应可以改变结构体系的受力状态,使结构的梳理分配更加合理,减小结构的位移变形,提高结构刚度,增强稳定性。2017年,陈天乐<sup>[30]</sup>对考虑蒙皮效应和不考虑蒙皮效应的两个轻钢结构有限元模型进行了对比,分析得出蒙皮板可对结构提供一定的刚度,减小结构变形。2018年,巫燕贞<sup>[31,32]</sup>对网壳结构进行了静力分析与非线性稳定分析,得到的结果表明蒙皮效应可以降低绝大部分杆件的轴应力与弯曲应力蒙皮效应可以显著提高结构线性屈曲荷载系数,提高幅度一般在50%以上。可以看到,蒙皮效应的存在提高了结构的承载力是不争的事实,在金属骨架雷达罩结构的设计中,考虑蒙皮效应的影响也十分必要。

### 1.3 本文的主要研究内容

在前人研究的基础上,本课题主要对金属骨架雷达罩结构(后简称雷达罩结构)蒙皮效应的受力机理进行深入探究,以期提出准确的雷达罩结构简化分析方法。此外,考虑到随着计算机技术的发展,有限元分析二次开发的技术也相对成熟,越来越多的结构领域研究者基于自己的研究内容对有限元软件进行了二次开发<sup>[33,34]</sup>,提高了工作效率,促进了产学研结合。为了促进考虑雷达罩结构蒙皮效应的设计方法的发展,本文也将提出的雷达罩结构简化分析方法封装到自行开发的软件平台中。研究整体思路如图1-6,研究主要从以下几个方面展开:

(1) 对雷达罩结构三角形单元进行静力加载试验并完善有限元计算方法。在本课题之前的试验中已经进行过雷达罩整体结构加载试验与数值模拟方法的验证,证实了数值模拟方法在弹性阶段的准确性,但考虑到整体结构静力加载试验未达到屈曲荷载,且没有对结构局部稳定承载力深入研究,所以需要补充进行雷达罩双三角形单元的静力加载试验。此外,将之前的有限元计算方法应用到雷达罩三角形单元时也需要进一步的修正参数,对方法进行完善与补充,完善之后的有限元计算方法的正确性将通过与试验结果的对比来验证。

(2) 对雷达罩结构蒙皮效应机理与受力性能进行了分析。在雷达罩双三角形单元的连续弹性支座简化模型基础上,对不同长细比单元的的稳定承载力进行了计算,并将其分为了三个阶段:强度破坏阶段,面内高阶屈曲阶段,面外低

阶屈曲阶段，并计算了蒙皮面刚度，支座约束，单元间夹角对单元稳定承载力的影响。在上述计算结果的基础上总结出了双三角形单元稳定承载力的计算公式，并对公式进行了验证。最后，对整体雷达罩结构的稳定承载力进行了参数分析，分析了雷达罩跨度与雷达罩杆件长度对整体稳定承载力与蒙皮效应的影响。

(3) 探究雷达罩结构的简化分析方法。对雷达罩结构的精确数值模拟方法计算时间较长，随着雷达罩跨度的增加，数值模型的收敛性变差，结构计算的用时大大增加，本部分从双三角形单元的简化模型入手，对三种考虑蒙皮效应的纯骨架结构简化分析方法进行了对比；选出两种简化方法对整体雷达罩结构进行计算，简化方法额外考虑单元间夹角的影响，最后通过在竖向荷载、风荷载作用下的结果对比，并对比了不同跨度雷达罩采用简化方法的计算结果，确定了较为准确的简化计算方法。

(4) 开发雷达罩结构分析软件。基于之前的理论与数值研究，为了将研究成果应用到实际工程设计中，利用 Visual Studio 软件，基于 Visual Basic 与 ANSYS APDL 语言将简化计算方法与数值模拟流程进行了封装，软件实现了雷达罩结构数值计算的参数化建模、自动计算、自动后处理与自动化报告生成，简化了对雷达罩结构进行考虑蒙皮效应的承载力计算的流程。

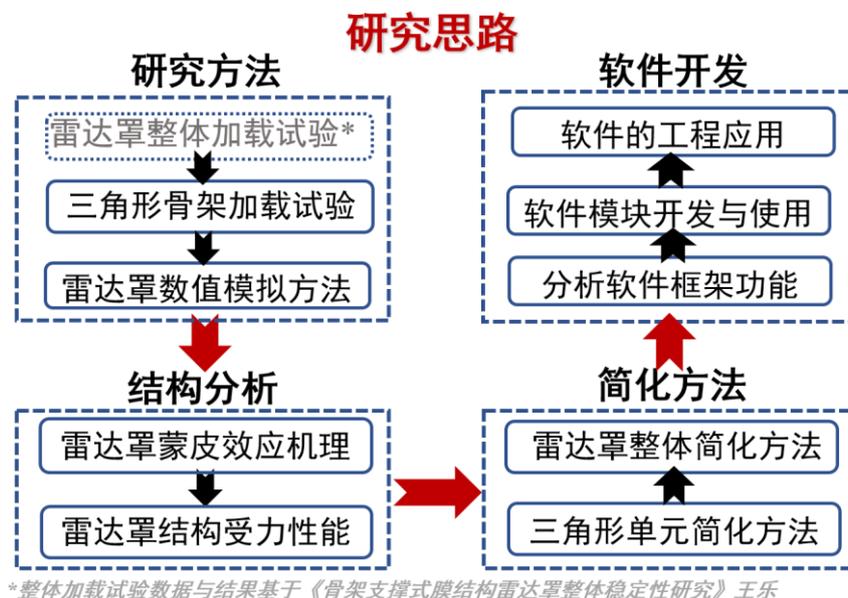


图1-6 研究内容导图

## 第 2 章 雷达罩静力加载试验与数值模拟方法研究

### 2.1 引言

在本课题组之前的研究中,已经对雷达罩整体结构进行了静力加载试验,并验证了数值模拟方法的准确性。结果表明,在雷达罩结构加载的弹性阶段,数值模拟方法可以准确地计算出雷达罩结构的整体稳定承载力,骨架结构与考虑蒙皮的结构试验结果与模拟结果的误差均在 5% 以内。由于试验条件的限制,试验过程中荷载并未达到结构的极限荷载,也并未对雷达罩杆件稳定承载力进行探究。而在雷达罩结构的设计过程中,对单根杆件极限承载力的取值将决定结构最终的承载力和破坏形态。为了进一步探究雷达罩结构的受力特点、弥补整体结构试验中未达到屈曲荷载的缺憾,进一步验证数值模拟方法的准确性,解释整体结构试验中的试验现象并为雷达罩结构的设计提供意见,对雷达罩结构的单元进行试验十分有必要。此外,应用于整体雷达罩结构的模拟方法在研究雷达罩单元的稳定承载力时需要进行一定的修正,修正后的方法正确性还需要通过与试验结果的对比来验证。

### 2.2 雷达罩骨架杆件静力加载试验

在选取杆件稳定承载力试验的试验对象时,考虑到雷达罩结构形状为一截球,理想金属骨架雷达罩中,各个杆件应在几何上关于球心对称;且杆件受到的支撑作用全部来自于杆件两侧的蒙皮,所以杆件越长,其稳定承载力越低,越具有代表性。为了更接近杆件在整体结构中的端部约束条件,试验选取雷达罩中最长的杆件与其两侧的蒙皮组成的双三角形单元进行加载与分析。雷达罩单元加载试验的目的为:(1)探究雷达罩骨架杆件的稳定性能;(2)探究雷达罩单元的失稳特征与形态,揭示蒙皮与骨架协同工作机理;(3)检验数值模拟方法正确性。

#### 2.2.1 模型设计

试验试件为雷达罩结构的基本单元,结构体型是通过空间正十二面体划分的  $3/4$  截球。本试验使用的雷达罩单元是 2 块由铝合金骨架和膜材组成的等腰三角形单元拼装而成的一个菱形受力体系。铝合金骨架截面尺寸为  $9\text{mm} \times 65\text{mm}$ ,其中中心受压杆件长度  $2061\text{mm}$ ,由两根铝合金杆通过栓接而成,螺栓

采用 M10 高强螺栓，等腰边的杆件长 1980mm。膜材采用 0.7mm 厚的 PVDF 膜材，通过粘接与杆件紧密连接，雷达罩结构单元的组成如图 2-1 a) 所示。虽然雷达罩蒙皮在制造过程中已经施加了预应力，但是当其未被组装为整体雷达罩结构时，其蒙皮的预应力会使抗弯刚度较差的杆件发生变形。只有在将三角形单元装配为整体雷达罩，恢复铝合金杆件变形时，蒙皮预应力水平才会恢复。为了在静力加载试验时保证蒙皮充分发挥作用，本次试验中采用抗弯刚度远大于结构骨架的  $40 \times 40 \times 5$  焊接方钢管，通过将其用螺栓与结构等腰边骨架连接来恢复骨架的弯曲变形，从而恢复膜材的预应力，方钢管与杆件连接方式如图 2-1 c) 所示。试验模型在现场进行安装，中心杆件通过螺栓连接，顶部与底部通过预制的刀铰支座固定。为了模拟整体雷达罩中杆件的约束情况，刀铰支座设置为简支支座，试件与刀铰支座之间通过螺栓连接，刀铰支座的设计模仿雷达罩结构中的节点盘，支座与试件的连接处存在一定程度转动，面外方向存在一定的空隙，刀铰支座设计如图 2-1 (d) 所示。

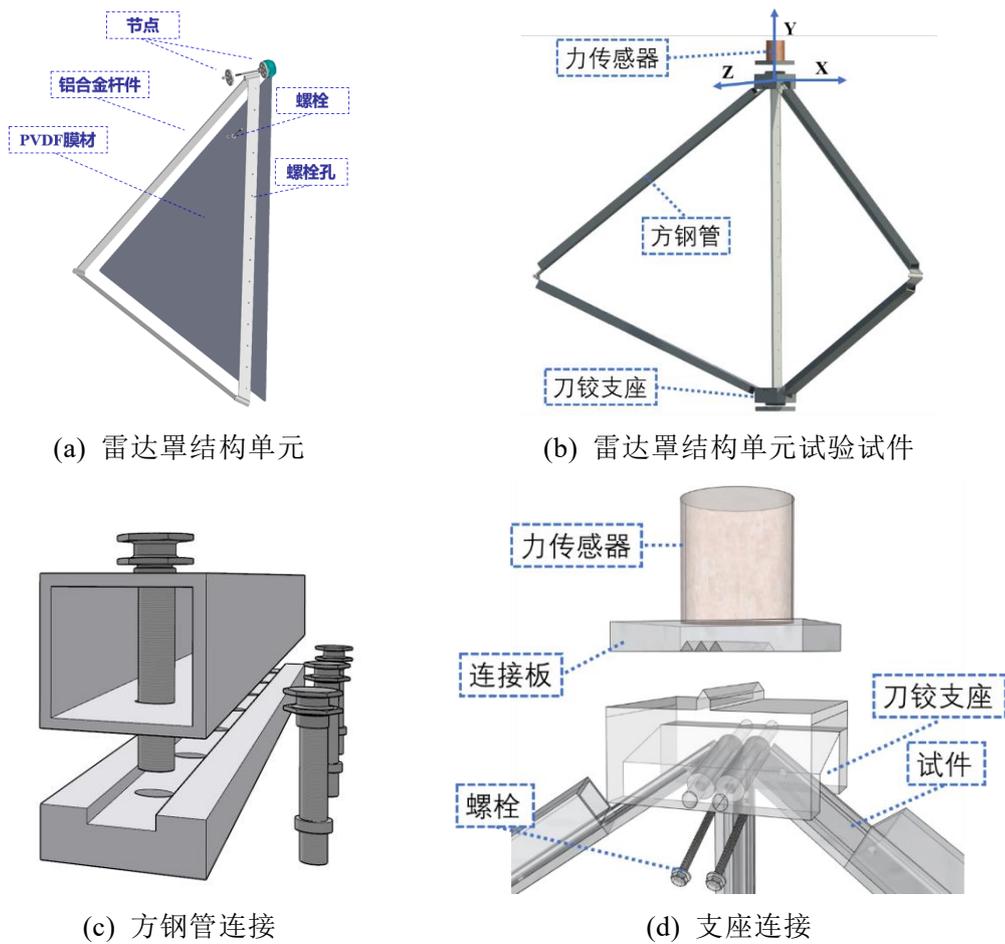


图2-1 雷达罩结构单元模型设计

## 2.2.2 模型加载与量测方案

试验在哈尔滨工业大学抗震试验室进行,采用 MTS 试验机加载。使用张力计测量蒙皮在加载前的预应力。试验中加载方案采用单调静力分级加载模式<sup>[35]</sup>,根据试验设备条件与数值计算结果,设置每级荷载增量为 8kN,一共分五级加到标准荷载;在达到标准荷载后,为了求得试件精确的破坏荷载值,每级荷载取 2kN,在观察到试件发生明显屈曲且荷载无法增加时停止加载并缓慢卸载,记录加载中的应变,位移与外荷载数据。

试验通过应变采集系统测量杆件和膜材的应变:每片膜材上布置 3 朵应变花,每根杆件布置纵向应变片 12 片。蒙皮上的应变花布置在三条边中央,通过其得到的应变数据可以得到蒙皮的 Mises 应力,并验证蒙皮的受力水平。蒙皮应力的计算公式如下:

$$\begin{cases} \sigma_1 \\ \sigma_2 \end{cases} = \frac{E}{2} \left[ \frac{\varepsilon_0 + \varepsilon_{90}}{1 - \mu} \pm \frac{1}{1 + \mu} \times \sqrt{(\varepsilon_0 + \varepsilon_{90})^2 + 2(\varepsilon_{45} - \varepsilon_0 - \varepsilon_{90})^2} \right] \quad (2-1)$$

$$\sigma_x = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \sigma_2^2 + \sigma_1^2]} \quad (2-2)$$

式中: $E$ 是膜材的弹性模量,取 626.8MPa,  $\mu$  为泊松比,取 0.3,  $\varepsilon$  为应变值,  $\sigma_1$ 和 $\sigma_2$  为主应力。

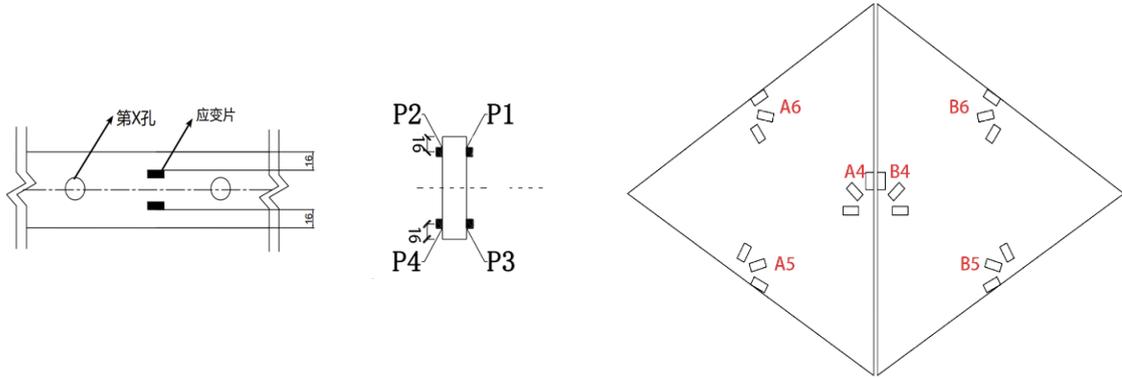
对于铝合金杆件,为了弥补由于杆件偏心所造成的测量误差,得到杆件的轴向力与弯矩数据,在每根被测量的杆件沿轴线两侧位置布置应变片。试件应变片的布置如图 2-2 所示。通过杆件的应变数据可以计算杆件所受的轴力与双向弯矩进行计算,计算公式如下:

$$\begin{cases} N_x = Ebh \cdot \frac{(\varepsilon_{u1} + \varepsilon_{d2} - 2\varepsilon_T)}{2} = Ebh \cdot \frac{(\varepsilon_{d1} + \varepsilon_{u2} - 2\varepsilon_T)}{2} \\ M_y = E \cdot \frac{bh^3}{12} \cdot \frac{1}{y} \cdot \frac{(\varepsilon_{u1} - \varepsilon_T) - (\varepsilon_{d1} - \varepsilon_T)}{2} = E \cdot \frac{bh^3}{12} \cdot \frac{1}{y} \cdot \frac{(\varepsilon_{u2} - \varepsilon_T) - (\varepsilon_{d2} - \varepsilon_T)}{2} \\ M_z = E \cdot \frac{bh^3}{12} \cdot \frac{1}{y} \cdot \frac{(\varepsilon_{u1} - \varepsilon_T) - (\varepsilon_{u2} - \varepsilon_T)}{2} = E \cdot \frac{bh^3}{12} \cdot \frac{1}{y} \cdot \frac{(\varepsilon_{d1} - \varepsilon_T) - (\varepsilon_{d2} - \varepsilon_T)}{2} \end{cases} \quad (2-3)$$

式中,  $E$ 为铝合金弹性模量,取 58966.5 MPa,  $b$ 为截面宽,取 0.009m,  $h$ 为截面高,取 0.065m,  $y$ 为应变片中心到中性轴的距离,按布置情况取 0.0275m,  $\varepsilon_{u1}$ 、 $\varepsilon_{u2}$  分别表示上侧两片应变片应变值,  $\varepsilon_{d1}$ 、 $\varepsilon_{d2}$  分别表示下侧两片应变片应变值,  $\varepsilon_T$ 表示温度补偿片应变值。

结构中使用的应变片规格为 3×2mm,灵敏系数 2.08±1%,电阻 120±0.2

$\Omega$ 。考虑材料的温度补偿，布置温度补偿片，对铝合金和膜材分别粘贴温度补偿片，1片温度补偿片补偿1排通道。应变采集采用 DH3816 静态应变采集仪，共两台，每台 60 通道，应变片采用 1/4 桥路接入采集仪。



(a) 杆件应变片布置

(b) 蒙皮应变花布置



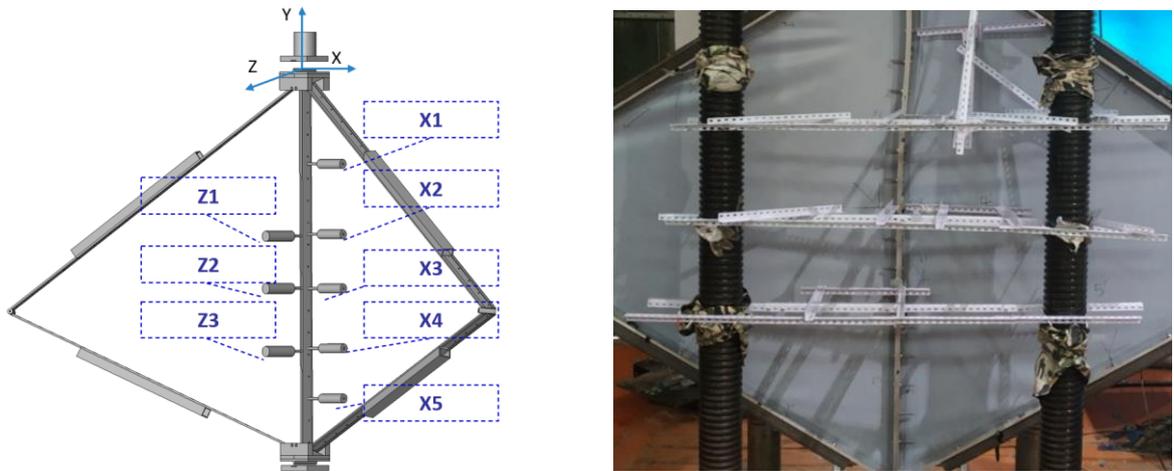
(c) 杆件应变片



(d) 蒙皮应变花

图2-2 雷达罩结构单元应变测量方案

位移测量采用 LVDT 位移计测量加载全过程的位移数据，采用线向五点布置与三点布置<sup>[36]</sup>，沿试件中央杆件全长布置 5 个测点，测量杆件平面内位移，布置 3 个测点，测量杆件平面外位移，共计 8 个位移计。结构位移测量的相关布置如图 2-3 所示。试验中通过搭设独立角钢支架来固定差动式位移传感器。试验使用量程为  $\pm 20$  mm 应变式位移传感器，测试杆件上点的侧向位移与出平面位移。位移数据采集同样采用 DH3816 静态应变采集仪，采样频率 12 次/min。在试验前需使用块规对传感器进行标定以减小由于位移计非线性产生的误差和位移计角度布设不当产生的误差，并将采集仪地线接地使信号增强。

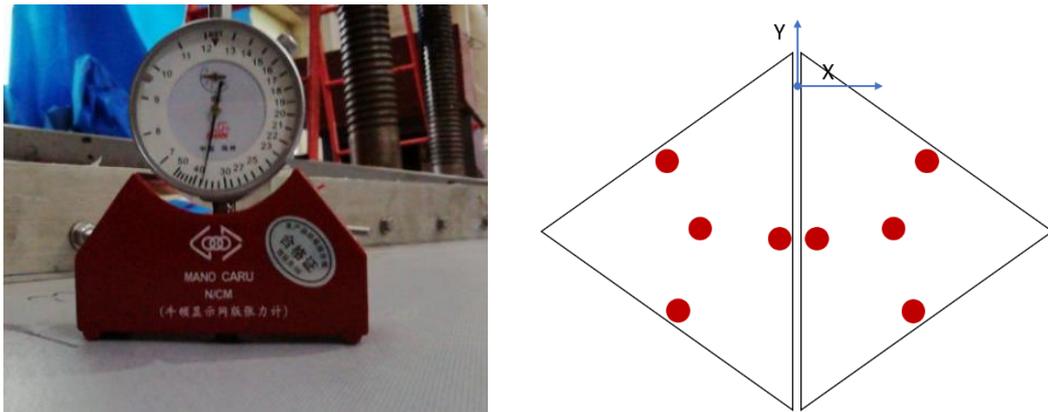


(a) 雷达罩结构单元位移计位置

(b) 雷达罩结构单元位移计固定方式

图2-3 雷达罩结构单元应变测量方案

此外试验中还使用牛顿张力计测量膜材在加载前的预张力。这种张力计的原理是把张力计的底端平放在丝网上，以其自重使丝网下沉，根据下沉的深度来确定丝网的张力。在使用时需要将张力计放在测试玻璃片上表针归零，然后放在绷紧的丝网上，牛顿张力计可以直接在表上读取出来数据，转动时，大表盘针逆时针旋转，小表盘针顺时针旋转，反读其读数即可得出蒙皮的张力。在测试雷达罩单元蒙皮预应力时，选取三角形蒙皮中心与边长中点位置进行测量，取测量得到的张力平均值作为数值模拟计算中的预应力。



(a) 牛顿张力计

(b) 蒙皮预应力测量位置

图2-4 蒙皮预应力水平测量

将上述测量仪器与支座布设好之后开始加载，加载过程中分别在 30 kN 与 40 kN 时持荷 5 min，最后在观测到试件发生明显屈曲变形时卸载，并记录此过

程中的应变片数据、位移计数据与力传感器数据。

### 2.2.3 试验结果

在试验加载的过程中，试件在达到极限荷载（43kN）前的变形比较微弱，当荷载达到极限荷载附近时，结构表现出突然地变形增大，杆件水平方向变形呈现出高阶屈曲的特征，在杆件上部有较明显的弯曲，并伴随着膜材的皱褶，杆件的变形程度较小。图 2-5（b 中黄线为试件加载前杆件位置）。

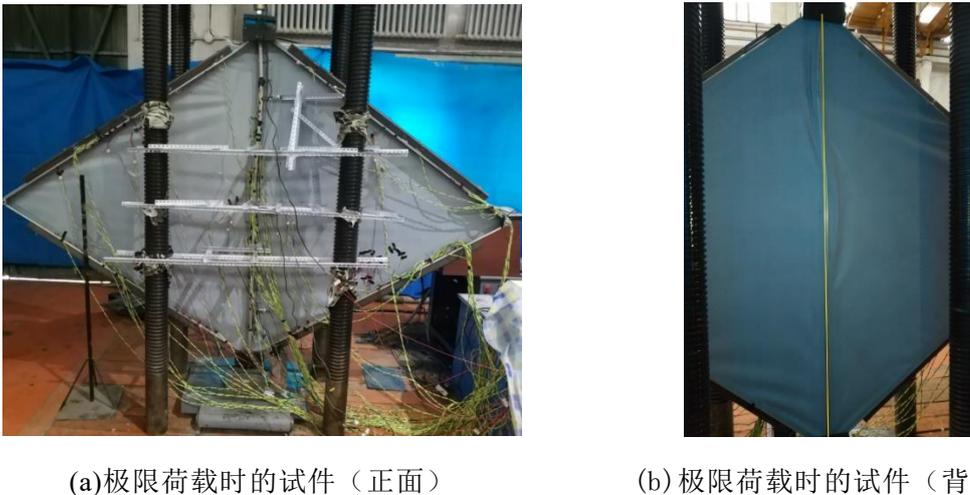


图2-5 极限荷载时雷达罩单元试件

从加载过程中各个位移测点位移随着荷载变化的曲线图 2-6, 可以看到在荷载最大值为 43.7kN, 达到极限荷载后, 荷载位移曲线出现下降段, 杆件 X 向位移持续增大, 即结构发生了失稳。由于杆件 X 向被膜材约束, 位移较小, 所以杆件的屈曲主要发生在 Z 向, 同时位移也以 Z 方向位移为主, 杆件中心处位置的 Z 向位移最大, 为 5.28mm, 但是在杆件有明显屈曲时在 Z 向的变形仍主要以弹性变形为主, 该方向荷载位移曲线没有出现下降段。

在杆件的荷载位移曲线中可以观察到曲线的斜率有较为明显的变化, 根据曲线斜率变化, 可以将其在极限荷载前的部分大致分为三段。在开始加载时, 由于蒙皮张力的影响, 结构的初始刚度较大, 随着杆件发生屈曲, 蒙皮开始变形, 此时杆件发生侧向位移的一侧膜材开始松弛, 结构的整体刚度也有一定减少, 随着杆件侧向位移的增大, 参与对杆件侧向位约束的膜材面积变大, 此时蒙皮对杆件的支撑作用有一定提高, 导致结构整体的刚度有一定提高。这种刚度的变化在杆件的 X 向位移中最为明显, 由于蒙皮对杆件出平面方向的约束较小, 所以杆件 Z 向刚度变化幅度较小。此外, 虽然杆件在 X 方向与 Z 方向都有

较大的位移，但是在加载过程中未观察到杆件的扭转现象。

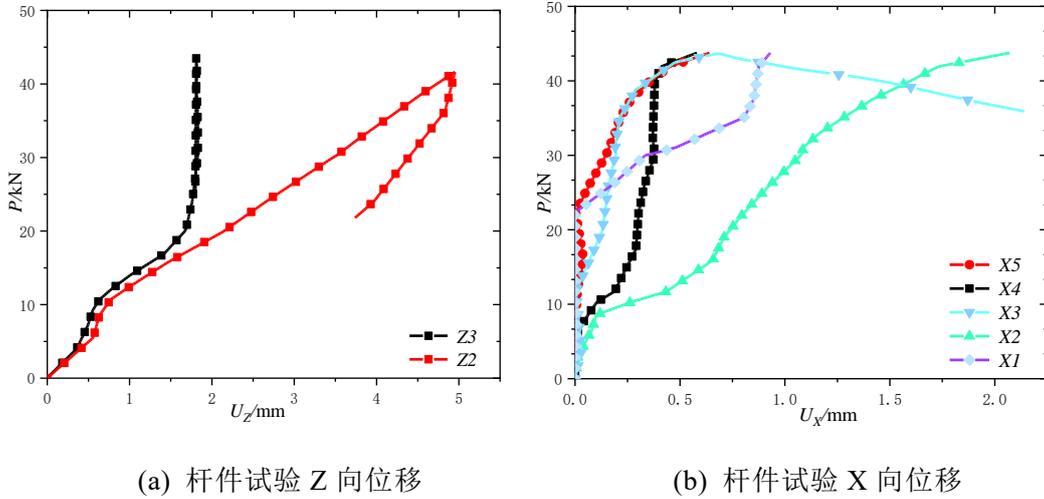


图2-6 雷达罩单元试件位移试验值

由图 2-7 可以看出在加载过程中，试件的截面弯矩主要 $M_z$ 为主，由于附加弯矩的影响，杆件屈曲位置附近的弯矩水平较高。杆件的截面弯矩均呈现线性增长，在荷载到达极限荷载后，曲线出现了下降段，此时杆件截面荷载无法继续增长，即说明结构发生了局部屈曲。

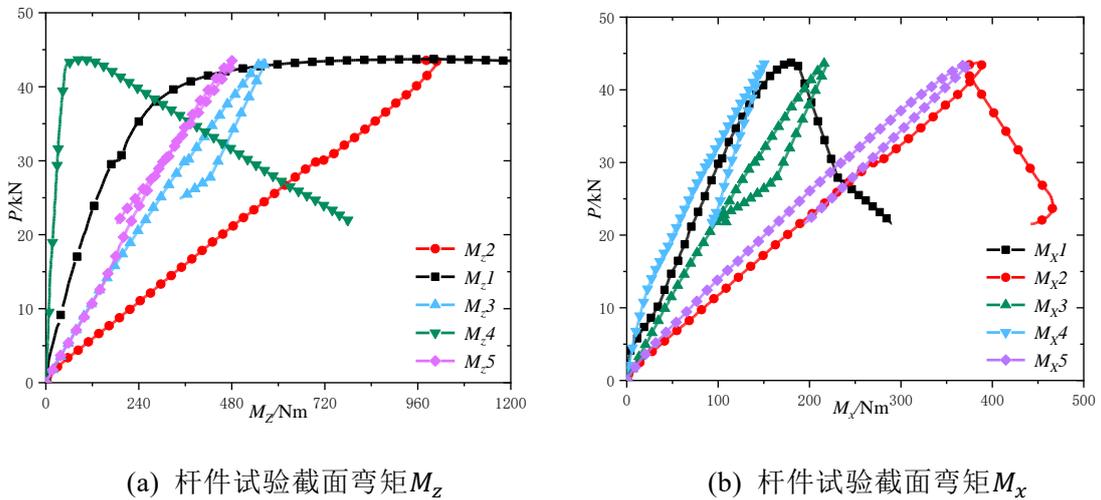


图2-7 雷达罩单元试件截面弯矩试验值

对蒙皮的应变花数据进行处理可以得到其在加载过程中的 Mises 应力，由可以看到，蒙皮在加载过程中一直处于弹性阶段，应力水平较低，且试件上对称测点的应力基本互相对称。根据图 2-8，加载过程中，膜材应力最大值不超过

2MPa，远小于其抗拉强度，除曲线 B5 外，其余位置的蒙皮应力曲线斜率均未改变，可以认为蒙皮在整个过程中均保持弹性状态。

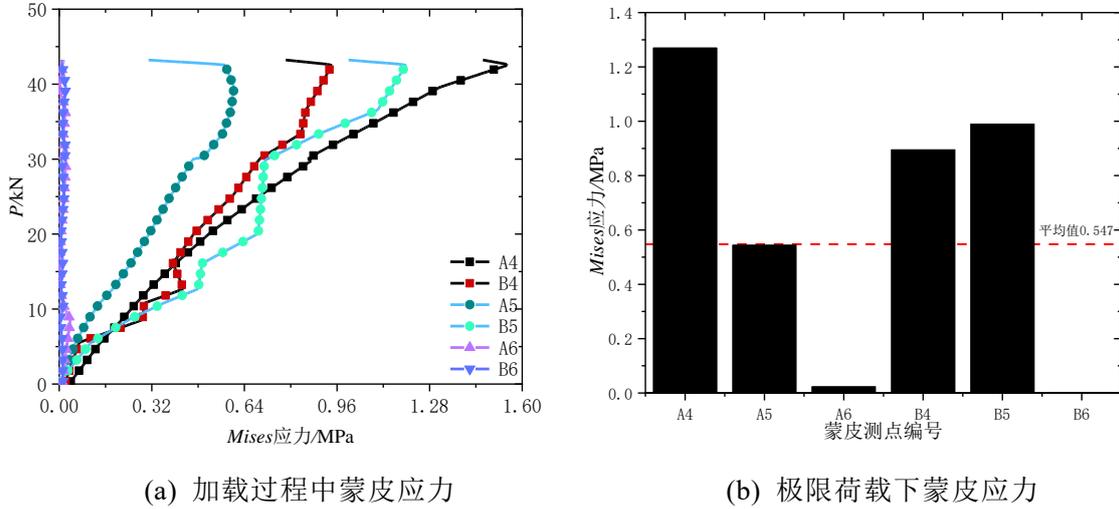


图2-8 雷达罩蒙皮Mises应力

## 2.3 雷达罩结构数值模拟方法

### 2.3.1 雷达罩整体结构数值模拟流程

雷达罩结构数值模拟的参数设置及流程如下，首先根据实际情况进行模型的建立，然后对其进行荷载与约束条件的施加，在此之后可以直接进行静力分析。由于雷达罩结构杆件截面细长且蒙皮较薄，两种材料均有较强的几何非线性，所以对其稳定性的计算以全过程稳定分析为主，需要考虑材料非线性与几何非线性。在全过程分析之后，通过 ANSYS 后处理程序对结果进行处理，得出结构的稳定承载力、位移荷载曲线、屈曲模态等结果并对其进行分析。本文对雷达罩结构的数值模拟方法基于对网壳结构稳定承载力的研究与本课题组对雷达罩结构稳定承载力的研究，雷达罩结构数值模拟方法流程如图 2-9 所示。

对于雷达罩结构，几何非线性主要通过施加初始缺陷与开启结构大变形开关来考虑，初始缺陷分布的形式对其稳定承载力有较大影响。对空间结构初始缺陷的考虑主要有三种方法：“随机缺陷模态法”、“特征缺陷模态法”、“一致缺陷模态法”<sup>[37]</sup>。由于“随机缺陷模态法”需要对结构初始缺陷分布进行多次模拟，计算较为复杂，所以实际设计中通常采用后两者。本数值模拟方法中对初始缺陷的施加采用“特征缺陷模态法”，不同于“一致缺陷模态法”，“特征缺陷模态法”只需要进行一次双重非线性计算，考虑到雷达罩结构的非线性计算

收敛性较差、计算较为复杂，“特征缺陷模态法”可以极大的节省计算时间，提高数值模拟的流畅度，对雷达罩结构有着更好的适用性。

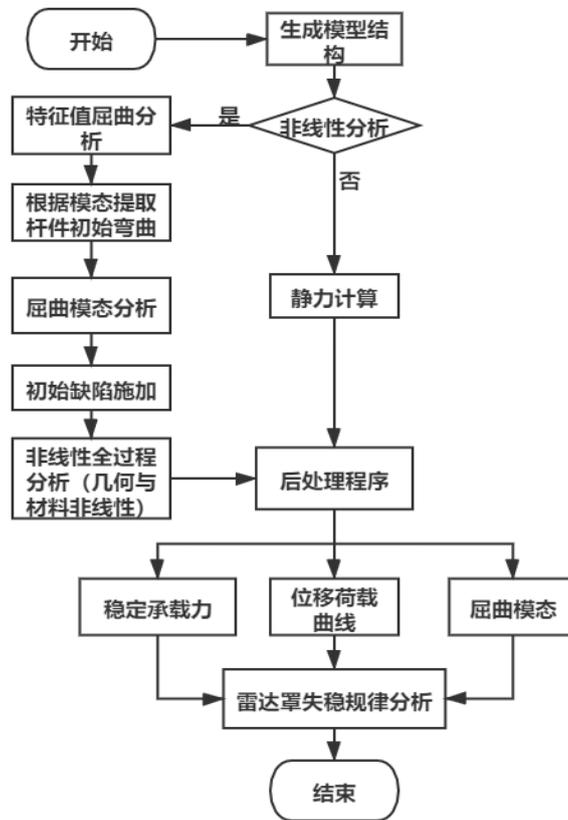
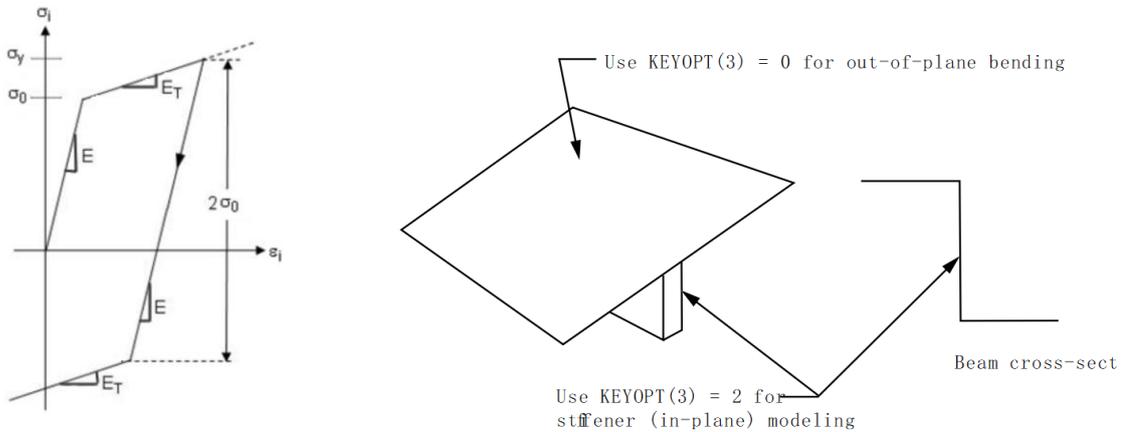


图2-9 雷达罩结构数值模拟流程

### 2.3.2 分析参数设置

#### (1) 材料参数的设置

在模型结构生成过程中，材料属性采用材性试验得出的结果。对铝合金杆件屈服强度取 256.3 MPa、极限强度取 277.9 MPa、泊松比取 0.315，铝合金的材料非线性采用双线性随动强化模型，即在杆件应力达到指定的屈服强度前，材料的应力应变曲线斜率取材料的弹性模量，超过屈服强度之后，杆件开始发展塑性应变，此时应力应变曲线斜率取用户设置的切线模量，本文设置的材料为理想弹塑性模型，即切线斜率为 0。铝合金杆件截面同试验结构，取为 9mm×65mm，中间杆件取 18mm×65mm。



(a) 双线性随动强化应力应变曲线

(b) SHELL181 单元缩减积分设置

图2-10 ANSYS 计算模型图<sup>[41]</sup>

结构采用的膜材为 PVDF 膜材，对此类膜材的抗拉性能<sup>[38,39]</sup>与撕裂性能<sup>[40]</sup>有较多研究，对膜材受拉进行研究时，可以不考虑膜材的经纬向拉伸性能的差异，只取膜材的单轴结果。根据雷达罩整体结构中膜材的材性试验结果<sup>[4]</sup>，计算中膜材厚度取 0.7mm、泊松比取 0.3。考虑到计算的收敛性与计算效率，建议骨架网格尺寸设置为[0.2m, 0.4m]、蒙皮网格尺寸设置为[0.02 m<sup>2</sup>, 0.09 m<sup>2</sup>]。此外还需要考虑蒙皮的预应力影响，蒙皮的预应力通过施加初始应力场的方式施加，在程序中采用 INISTATE 命令施加，由于 INISTATE 命令动态强化材料属性不兼容，所以在模拟中不考虑膜材的应力强化。事实上，在结构静力加载试验结果中可以看到，膜材虽然参加了结构整体的受力，但是应力水平很低，远未达到屈服强度。

膜材采用了 SHELL181 单元进行模拟，该单元为用户提供了不考虑膜材弯曲刚度的大挠度膜材选项，但由于膜材厚度很小，其弯曲刚度在计算中几乎可以忽略不记，若忽略截面的弯曲刚度则容易导致计算模型的不收敛，所以在计算中需要考虑膜材的弯曲刚度。对膜材的非线性性能，根据 ANSYS 用户手册的建议，与加劲肋壳的壳体类似，对膜材设置为采用带沙漏的缩减积分<sup>[41]</sup>。

## (2) 非线性计算参数的设置

由于雷达罩结构几何非线性较强，在静力计算中也需要设置打开大变形开关。雷达罩的特征值屈曲分析采用稀疏矩阵直接求解器，选择 Block Lanczos 求解法，提取其前 5 阶非负频率进行分析。作为直接消项的算法，Block Lanczos 法适用性较广，只要系数矩阵不奇异，一般都能够求出<sup>[42]</sup>。对于 ANSYS，在进

行特征值屈曲分析时，若之前的静力计算中有打开大变形则会终止计算，所以在特征值屈曲分析之前，对结构进行一次只考虑重力荷载的静力计算，再对结构施加实际荷载并继续进行特征值屈曲分析。

表2-1 分析参数设置

流程	对象	参数
模型建立（杆件）	弹性模量	58966.5 MPa
	屈曲强度	256.3 MPa
	极限强度	277.9 MPa
	泊松比	0.315
	截面	9mm×65mm
	网格尺寸	[0.2m, 0.4m]
模型建立（蒙皮）	弹性模量	686MPa
	厚度	0.7mm
	泊松比	0.3
	网格尺寸	[0.02 m <sup>2</sup> , 0.09 m <sup>2</sup> ]
非线性求解	初始缺陷	L/100
	求解方法	弧长法
	初始弧长半径	[0.001, 5]
	荷载子步数	[500,2000]

对于非线性全过程求解，需要同时考虑材料非线性与几何非线性。材料非线性的施加如之前所述，几何非线性需要同时考虑大变形与初始缺陷的施加。根据本课题组之前的研究与试验可知雷达罩结构装配导致的初始缺陷较大。在全过程稳定分析中，普通空间结构的初始缺陷最大值据《JGJ 7-2010 空间网格结构技术规程》<sup>[43]</sup>规定一般取 1/300 跨度，对雷达罩结构，为了更准确的反应结构承载力则将其适当提高到 1/100 跨度。非线性求解方法采用弧长法<sup>[44]</sup>，该方法的路径追踪能力强，对计算结构的屈曲后响应有较好效率。在实际的求解计算中，由于弧长法采用自动增量的方式，计算结果会出现虚根与振荡解，表现在荷载-位移曲线中则为回飘现象，使得结果失去可靠性<sup>[45]</sup>。这一问题一般可以通过改变荷载增量的方式进行解决，基于大量的数值算例与试验，本文建议此类雷达罩结构的初始弧长半径范围取[0.001, 5]、荷载子步数取[500,2000]。此外，对于“一致缺陷模态法”，在其第一次非线性分析中，由于不需要考虑屈曲后性

能, 可以考虑放弃弧长法而采用带有二分法的 Newton-Raphson 方法<sup>[46]</sup>来确定稳定极限荷载。这种方法可以提高计算效率, 避免弧长法计算的不收敛结果。

### 2.3.3 雷达罩单元数值模拟参数设置

在对双三角形单元的稳定承载力进行计算时, 采用与 2.3.1 同样的数值模拟流程, 但是部分参数的设置及模型的建立与整体雷达罩结构不同, 需要根据单元模型的具体情况进行更改, 具体的更改如下:

#### (1) 初始缺陷

对于杆件, 初始缺陷会影响全过程稳定计算的结果与计算效率, 为了确定杆件初始缺陷的取值, 本文初始缺陷对杆件承载力的影响进行了分析, 分析选取初始缺陷为结构球径的 1/1000, 1/700、1/500、1/300 与无缺陷模型进行了对比分析, 初始缺陷的施加采用特征缺陷模态法。

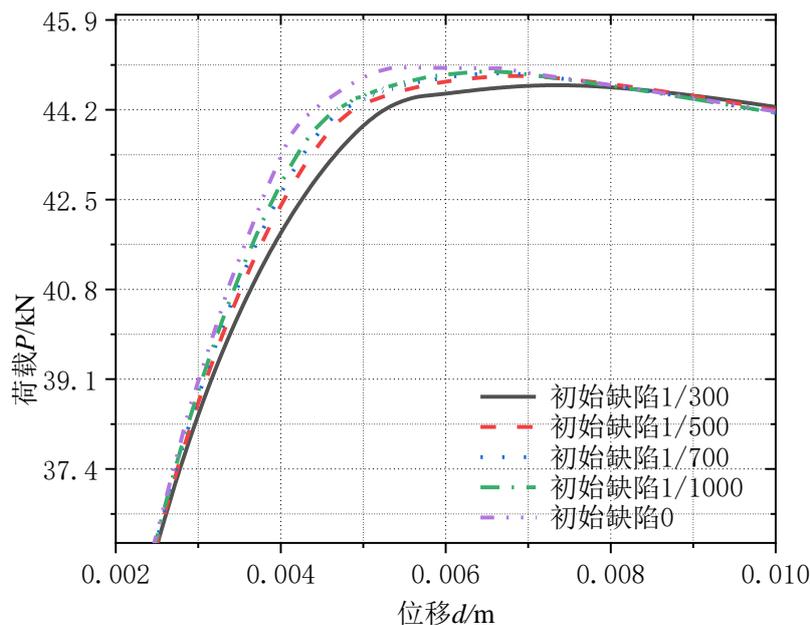


图2-11 不同初始缺陷得到的荷载位移曲线

从图 2-11 可以看到, 无缺陷单元的极限荷载为 45.01kN, 初始缺陷为 1/1000、1/700、1/500、1/300 雷达罩结构球径的单元极限荷载分别为 44.92kN、44.89kN、44.84kN、44.65kN 与无缺陷结构相比, 误差为极限荷载分别为降低了 0.20%、0.27%、0.38%、0.8%, 即初始缺陷对极限荷载的计算结果影响较小。考虑到单元试件尺度较小, 对应的安装误差也小于整体结构, 数值计算中单元试件的初始缺陷取 1/500 雷达罩结构球径。

## (2) 杆件支座支撑

在雷达罩结构中，两个三角形单元之间通过杆件上设置的螺栓孔进行栓接，多个单元连接时则通过单元顶点预留的孔位，通过节点盘进行连接，连接方式如图 2-12 所示。

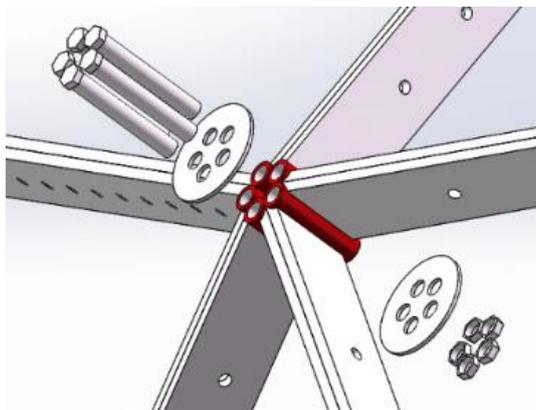


图2-12 雷达罩节点盘连接

在数值模拟中，考虑到三角形雷达罩单元与节点盘之间总存在空隙，节点盘并不能完全限制杆件的平面外转动，且杆件的节点之间也存在互相的滑移，所以杆件在连接处可以发生平面内转动，同时考虑到试验中的刀铰支座设置，在对双三角形单元的的稳定承载力的数值模拟计算中，将支座设置为简支。

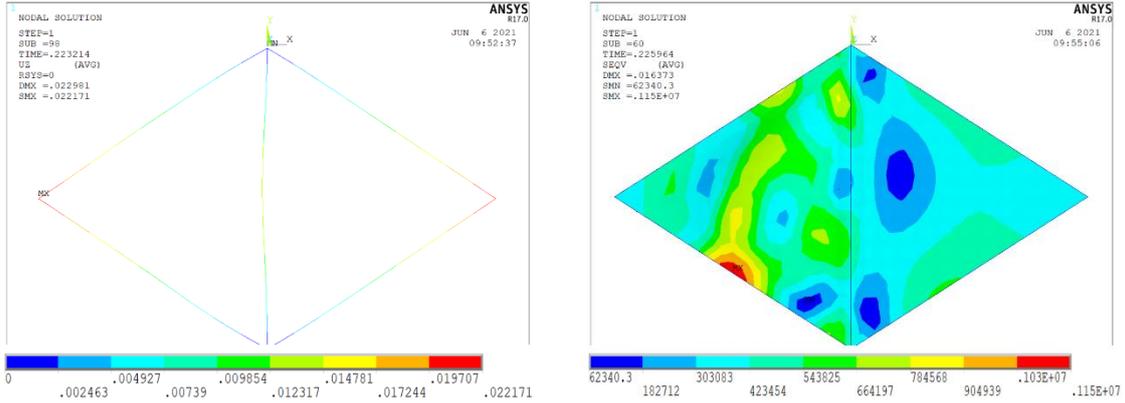
## 2.4 数值模拟方法验证

虽然试验方法可以为结构的稳定分析及理论探究提供直观且可靠的数据，但是由于试验的成本与难度较高，考虑到雷达罩单元结构较高的造价，很难对其进行与混凝土构件类似的批量试验，所以需要数值模拟方法来辅助研究。在适用数值模拟方法进行参数化分析之前，要先对方法的有效性进行验证。

为了验证有限元模型与分析方法的有效性，将有限元结果与试验结果进行了对比，有限元模型设置如上所示，按 2.3.1 节所介绍的分析流程进行了模拟分析。

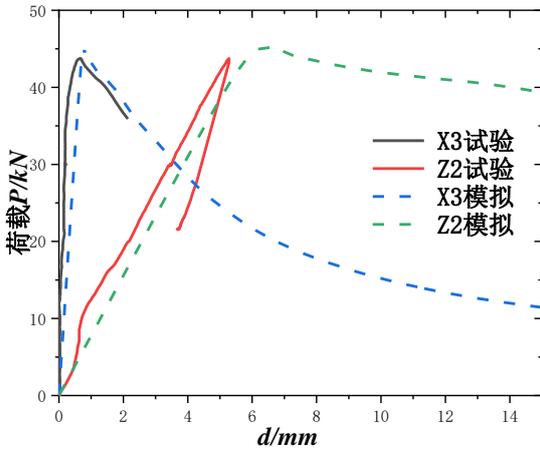
从单元试件位移云图可以看到杆件在水平方向有较小的位移，形状表现为多波失稳，由于横向位移较小，在结果图片时设置了将位移放大 10 倍显示。从单元试件的应力云图可以看到蒙皮应力在极限荷载状态下的 Mises 应力也较小，最大值只有 1.15MPa，与应力测量结果基本相同。图 2-13 c) 为部分杆件位移测点的数值模拟与试验值对比结果，可以看到数值模拟中试件的极限荷载为 44.8kN，而在试验中，试件在 43.7kN 时发生了明显的屈曲，即数值模拟得到的

杆件极限荷载为 43.7kN。试验结果与数值模拟结果的误差为 3.6%，误差较小。图 2-13 d) 为试验与模拟结果在极限荷载状态下的节点位移值，可以看到有限元结果与试验的节点位移吻合较好，屈曲位移也表现出 Z 向位移大于 X 向位移的特征。模拟结果与试验结果吻合较好，证明了数值模拟结果的准确性，该数值模拟方法可以作为试验与设计的参考。

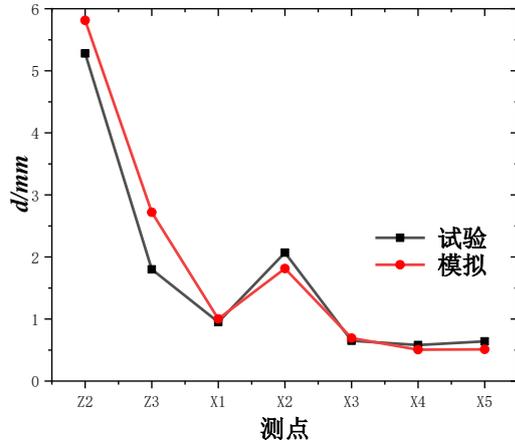


(a) 杆件位移云图

(b) 蒙皮应力云图



(c) 杆件荷载位移曲线对比



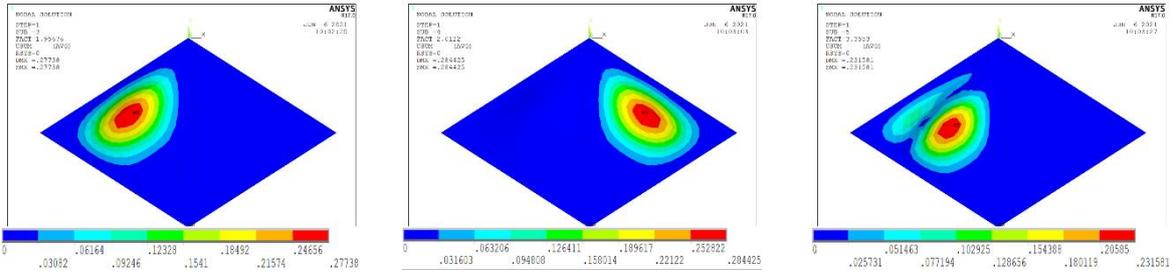
(d) 杆件极限状态位移对比

图2-13 数值模拟结果

为了研究蒙皮对金属骨架雷达罩结构局部稳定的影响，对不带蒙皮的纯骨架结构进行稳定承载力的研究是十分有必要的。但是考虑到对雷达罩结构进行试验研究的成本较高，且骨架结构的数值模拟方法较为成熟，所以对骨架结构只进行数值模拟计算，采用梁单元 BEAM188 进行模拟。

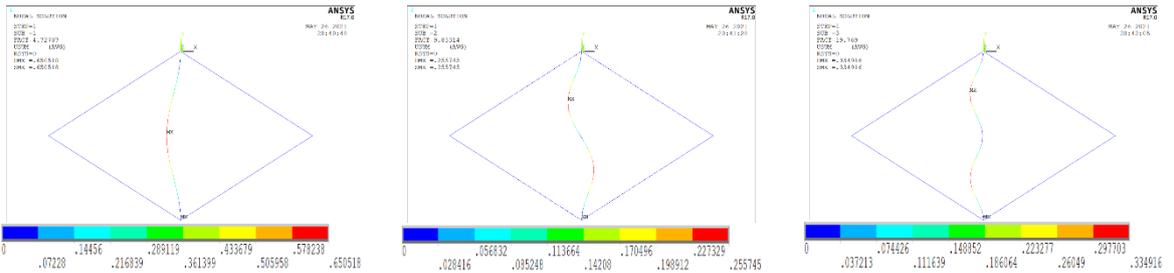
首先对纯骨架结构与带蒙皮结构的特征屈曲进行对比，从图 2-14 可以看到，带膜单元的前三阶屈曲主要为蒙皮的屈曲破坏，与实际不符，可以认为这种结

构的特征屈曲结果对稳定性分析参考性较小。不同于带蒙皮单元的特征屈曲结果，纯骨架单元的特征屈曲形态与稳定计算结果给出的位移基本一致，可以作为其屈曲特征的参考。可以看到，纯骨架单元的屈曲表现为明显的杆件平面内失稳，两边杆件应力水平较低，高阶特征屈曲模态则表现为多波失稳。



(a)带膜单元一阶屈曲模态 (b) 带膜单元二阶屈曲模态 (c) 带膜单元三阶屈曲模态

图2-14 带膜雷达罩双三角形单元屈曲模态



(d)纯骨架单元一阶屈曲模态 (e) 纯骨架单元二阶屈曲模态 (f) 纯骨架单元三阶屈曲模态

图2-15 骨架雷达罩双三角形单元屈曲模态

如图 2-15 所示，骨架单元的破坏形式是明显的失稳破坏，杆件的极限荷载为 5.13kN。根据试件的支撑条件与特征屈曲结果判断出试件在弱轴方向产生失稳，将杆件模型简化为上部滑动支座，下部铰接的受压杆件模型，并对该模型采用欧拉临界力公式对杆件的临界力进行计算。

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(\mu l)^2} \quad (2-4)$$

其中E为杆件的弹性模量；I为杆件的弱轴方向的惯性矩； $\mu$ 为杆件的长度系数；考虑到双三角形两边杆件有一定的支撑作用，长度系数取 0.5，l为杆件长度，取 2.061m。带入计算得该杆件的临界力为 5.8kN，考虑到杆件的初始缺陷与非线性，将模拟结果 5.13kN 作为杆件临界力的参考值。骨架屈曲的主要原因是杆件变形产生的二阶效应。

由图 2-16 可以看到考虑蒙皮效应的试件与纯骨架试件的荷载位移曲线，蒙皮效应的存在大大提高了结构的承载能力，对于试验模型使用的材料与截面，带蒙皮结构的承载力取 43.7kN，纯骨架结构的极限稳定承载力取 5.13kN。若定义蒙皮效应提高系数 $N$ ，表达式如下：

$$N = P_{cr_m} / P_{cr_f} \quad (2-5)$$

其中 $P_{cr_f}$ 为骨架结构的屈曲极限荷载， $P_{cr_m}$ 为带蒙皮结构的屈曲极限荷载。对于试验试件，通过计算可得蒙皮效应提高系数 $N = 7.8$ 。即蒙皮效应对雷达罩双三角形单元构件的稳定性能有极大的提升。

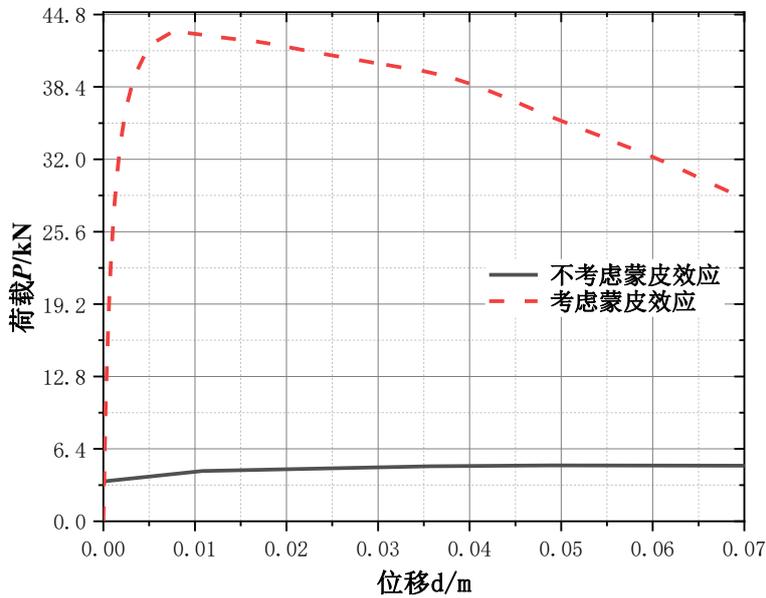


图2-16 蒙皮试件与骨架试件荷载位移曲线对比

## 2.5 本章小结

本章对金属骨架雷达罩结构杆件的稳定承载力进行了研究，对一典型金属骨架雷达罩的双三角形单元进行了静力加载试验，收集了试验过程中的位移与应变数据。对考虑雷达罩结构蒙皮效应的数值模拟方法进行了研究，并对有限元模型的可靠性进行了验证。还对不考虑蒙皮效应的骨架单元进行了数值模拟，并于带蒙皮结构进行了对比。本章主要结论如下：

(1) 有限元模型与试验结果的对比表明，考虑雷达罩结构蒙皮效应的数值模拟方法有较好的准确性，有限元模型与试验试件的屈曲形态基本一致，数值结果得到的杆件极限承载力与试验结果误差仅为 3.6%。

(2) 对于试验采用的雷达罩单元，考虑雷达罩蒙皮效应时，其金属杆件的

屈曲形态主要为平面外低阶屈曲，不考虑蒙皮效应时则主要为平面内屈曲。

(3) 蒙皮效应对试验试件的稳定承载力有很大提升，带膜单元稳定承载力是骨架单元的 7.8 倍。

## 第 3 章 雷达罩蒙皮效应机理与承载性能研究

### 3.1 引言

在实际的工程设计中，金属骨架雷达罩结构的材料参数与结构参数都会根据设计要求与生产条件发生变化，这些参数毫无疑问会对金属骨架雷达罩结构的整体稳定与局部稳定性能产生影响，也会影响结构的蒙皮效应。考虑到对雷达罩单元进行静力加载试验需要耗费大量的人力物力，本章将通过数值模拟的方式对雷达罩结构单元的稳定承载力性能进行分析，对影响单元稳定承载力的多个参数进行分析。在对单元稳定承载力深入研究的基础上，将对蒙皮效应的作用机理进行探究，研究在参数不同时，蒙皮效应对双三角形单元承载力的贡献，并在多组模拟数据的基础上，提出双三角形单元稳定承载力的经验公式，为设计提供参考。最后，本章将对整体雷达罩结构进行参数分析，探究影响其稳定承载力的因素。

### 3.2 三角形单元蒙皮效应机理研究

#### 3.2.1 连续弹性支撑杆件模型

根据静力加载试验，双三角形膜材单元极限承载力的提高是由于膜材对杆件的侧向支撑作用避免了杆件过早的弯曲失稳。在本课题组之前的研究中已经提出过这种膜材的支撑作用的机理<sup>[11,47]</sup>，在研究中将蒙皮对杆件的支撑作用简化为连续支撑弹簧，则双三角形单元可以等效为连续弹性支撑上的屈曲杆件。

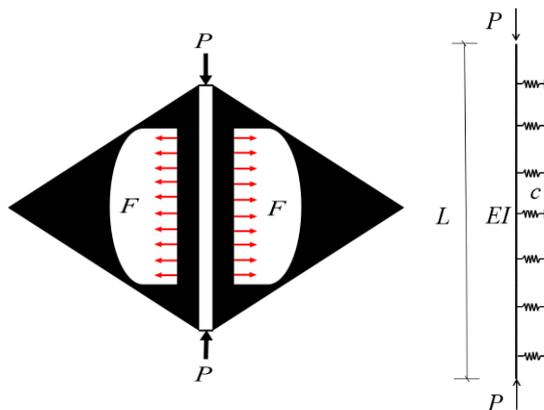


图3-1 双三角形单元的简化<sup>[12]</sup>

这种类型的杆件在计算桥梁弦杆和结构的地基中都有广泛的应用，也已有

详细的关于受压杆件稳定性的研究可以计算出杆件两边简支条件下杆件的屈曲荷载<sup>[48]</sup>。不考虑杆件初始缺陷和铝合金塑性的情况下，对结构的隔离体建立平衡方程可以得到屈曲荷载理论解为：

$$P_{cr} = \frac{n^2 \pi^2 EI}{l^2} + \frac{cl^2}{n^2 \pi^2} \quad (3-1)$$

其中 $c$ 为弹簧常数，与膜材的面刚度有关， $n$ 为杆件的屈曲半波数。根据极值条件：

$$\frac{dP_{cr}}{dn} = 0 \quad (3-2)$$

可以得到：

$$n = \frac{l}{\pi} \sqrt[4]{\frac{c}{EI}} \quad (3-3)$$

取与  $n$  相邻的两个整数代入  $P_{cr}$ ，通过比较确定较小值。当将  $n$  直接代入式中可以得到  $P_{cr}$  的近似值：

$$P_{cr} = 2\sqrt{cEI} \quad (3-4)$$

可以看到，杆件屈曲的极限荷载与杆件弹簧常数相关，弹簧常数的改变可以使结构的屈曲半波数提高，也可以使极限荷载增加。根据公式 3-4，杆件的屈曲荷载为一定值，与杆件长度无关，只与杆件与膜材的刚度有关，为了探究这一公式的正确性与适用范围，需要对双三角形单元进行更多的参数分析。

### 3.2.2 三角形单元柱子曲线

根据金属骨架雷达罩整体结构静力加载试验与骨架杆件静力加载试验，可以看到蒙皮效应对雷达罩结构的稳定承载能力有很大的影响，此外，雷达罩双三角形单元的中心杆件作为一个轴压杆件，杆件的长细比等数据对其稳定承载力也有较大的影响，为了对金属骨架雷达罩结构的杆件稳定性进行更加深入的研究，需要对双三角形单元进行进一步的参数分析。在研究轴压构件时，规范中通常会给出构件的柱子曲线，即构件稳定系数关于长细比的曲线，所以在本文中先对杆件长细比对结构稳定承载力的影响进行研究。

为了探究杆件长细比的影响，选取蒙皮厚度  $t = 0.7 \text{ mm}$ ，预应力  $p = 0.25 \text{ kN/m}$ ，截面惯性矩  $I = 10080 \text{ mm}^4$ ，杆件的初始缺陷设置为杆件长度的  $1/300$ ，使用 2.4 节中提到的数值模拟流程对不同杆件长度进行考虑双重非线性的全过程稳定承载力计算。

试验所用模型长度为  $l_0 = 2061 \text{ mm}$ ，选取 15 种不同的杆件长度，对应的杆

件弱轴长细比 $\lambda_z \in [28.6, 1720]$ ，杆件强轴长细比为 $\lambda_x \in [4.5, 179.5]$ ，考虑到杆件在长细比较大时，杆件的屈曲形态表现为强轴屈曲，基本满足欧拉公式，为了更好的与之对比，采用杆件的强轴长细比作为横坐标。此外，为了节省计算与后处理的时间，本文采用 ANSYS BATCH(批处理)模块对 15 种工况进行计算，并通过计算机程序与 APDL 命令流相结合来批量提取所需要的数据，得到的杆件长细比对稳定承载力的影响曲线如下：

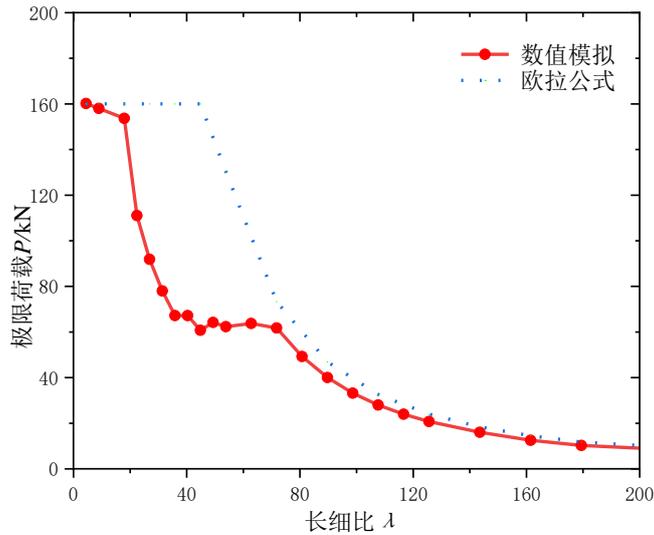


图3-2 长细比对结构稳定承载力影响

由图 3-2 可知，杆件的柱子曲线大致可以分为三个阶段，在长细比为 36 之前，雷达罩结构单元稳定承载力随着长细比的提高快速降低；当杆件长细比在 [36,78] 时，稳定承载力基本保持一定值，稳定承载力为 64kN；在长细比超过 78 之后，杆件的稳定承载力又开始下降，但是曲线的斜率不断变小。图 3-3 为在三个阶段中杆件在极限荷载下的位移与应力云图，可以看到在第一阶段，杆件平面内与平面外的变形均较小，此时杆件主要属于强度破坏，不存在稳定性问题；在第二个阶段，杆件的变形主要以平面内为主，屈曲的形态表现为高阶屈曲，中心杆件平面外位移较小；在第三个阶段，杆件变形主要以平面外变形为主，平面内也存在一定变形，可认为杆件的屈曲形态为平面外低阶屈曲。第三阶段的承载力与欧拉公式计算得到的杆件绕强轴屈曲的极限荷载接近，认为这一阶段的杆件承载力可以用  $P_{cr} = \pi^2 EI_z / (\mu l)^2$  近似计算。但是数值模拟结果中，结构在以平面外变形为主时，平面内也存在一定的变形，公式则不考虑平面内变形导致的承载力的降低，所以公式结果略大于数值模拟结果得到的荷载，为了保证构件的安全，需要对公式得到的承载力进行缩放，乘以一个安全系数，根据对比计算，系数为 0.85 时可以保证计算结果小于数值结果。

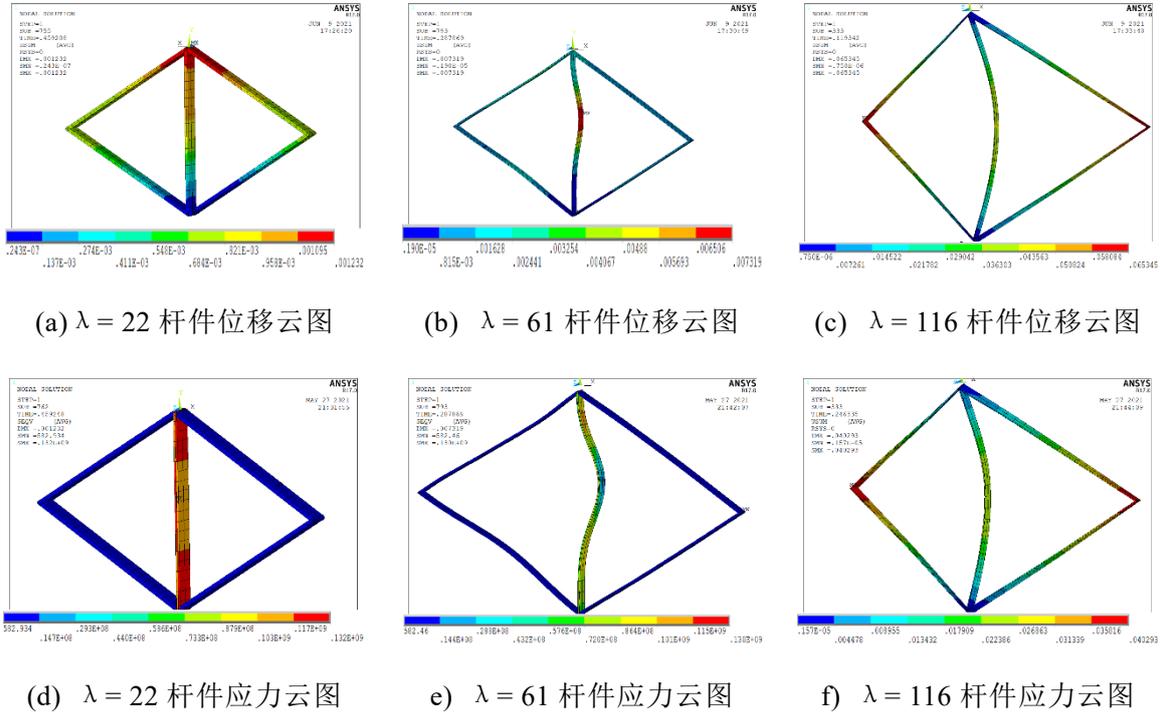


图3-3 不同长细比杆件极限荷载下云图

双三角形单元中间杆件作为轴压杆件，可以与通常的铝合金轴压杆件进行对比。将数值模拟得到的曲线按照《GB 50429-2007 铝合金结构设计规范》<sup>[49]</sup>中关于铝合金结构轴压构件的柱子曲线进行处理，将曲线纵坐标改为稳定系数，横坐标改为相对长细比，稳定系数与相对长细比定义为：

$$\frac{N}{\varphi A} \leq f \quad (3-5)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{f_{0.2}/E} \quad (3-6)$$

其中的 $E$ 为杆件的弹性模量， $f_{0.2}$ 为杆件在铝合金材料应变为 0.2 时的对应的应力，规范中提供的铝合金受压构件的稳定系数 $\varphi$ 值采用非线性函数最小二乘法将各类截面的理论 $\varphi$ 值拟合为 Perry-Roberson 公式形式的表达式：

$$\varphi = \left( \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \right) \left\{ (1 + \eta + \bar{\lambda}^2) - \left[ (1 + \eta + \bar{\lambda}^2)^2 - 4\bar{\lambda}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \right\}, \quad \varphi \leq 1 \quad (3-7)$$

其中 $\eta = \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0)$ 为构件考虑初始弯曲与初偏向的系数，对于金属骨架雷达罩结构的杆件，一般属于弱硬化材料构件，取 $\alpha = 0.2, \bar{\lambda}_0 = 0.15$ 。图 3-4 为设计规范与数值模拟得到的结构柱子曲线的对比。

从曲线中可以看到，在第一阶段，双三角形杆件对应的破坏形式为强度破坏，此时杆件截面的应力水平在杆件发生侧向位移之前先打到极限应力，不存在稳

定性问题，杆件发生强度破坏的临界点与规范曲线基本一致；第二阶段的杆件则主要发生平面内的高阶屈曲，此时的杆件稳定系数为一定值，与规范提供曲线有较大差异；第三阶段杆件主要发生平面外的低阶屈曲，该段的结果与规范曲线和欧拉屈曲公式结果较为吻合。结合 3.1 节中提到的连续弹簧支撑杆件的极限荷载公式 3-4, 可以认为公式的适用范围即为长细比位于第二阶段的双三角形单元。

尝试直接将杆件与蒙皮的属性带入公式 3-4, 考虑到蒙皮预应力的存在, 加载过程中两端蒙皮都会为杆件提供支撑, 所以将弹簧系数取为二倍蒙皮的面刚度, 即  $c = 2E_m t$ ,  $I$  取截面的强轴惯性矩  $I_x$ , 便可根据公式 3-4 计算得到极限荷载  $P_{cr} = 45.6kN$ 。关于截面强轴弱轴的定义如图 3-4 b) 所示。与数值模拟结果对比可以看到, 曲线结果中的平台段荷载为 64kN, 公式误差较大。误差的产生主要是因为双三角形单元两边杆件对中心杆件有一定支撑作用, 使试件的稳定承载力有所提高, 在双三角形骨架单元的计算中也可以看到两边杆件的存在提高了结构承载力, 所以在之后的计算中也将考虑这一作用。

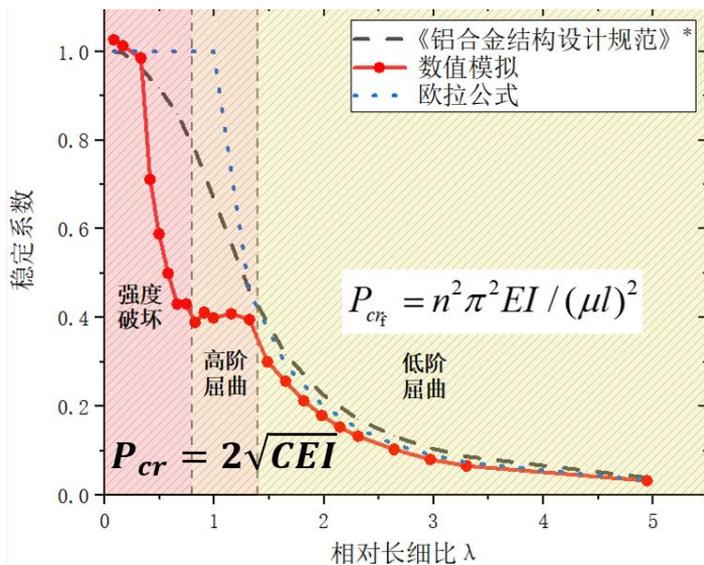


图3-4 蒙皮单元柱子曲线分段

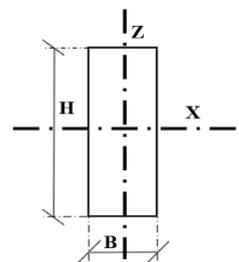


图3-5 杆件截面

综上所述, 雷达罩单元蒙皮效应的机理可以理解为蒙皮组成的弹性支座影响了杆件的屈曲行为。蒙皮为杆件弱轴提供了连续支撑, 使得杆件的弱轴失稳变为多波失稳, 提高了弱轴的承载力, 当蒙皮为杆件弱轴提供的支撑足够强时, 杆件的失稳方向将发生改变, 失稳形态也转变为强轴的高阶失稳。为了进一步验证公式 3-4 的可靠性, 并尝试从数值计算中总结出可靠的计算公式, 将继续

对单元的稳定承载力进行参数分析。

### 3.3 雷达罩结构稳定承载性能分析

#### 3.3.1 蒙皮面刚度的影响

蒙皮对杆件提供的支撑强度与其面刚度有关，为了进一步确定其影响，对不同面刚度的单元进行了参数分析，由于常用建筑膜材的弹性模量在 40-100MPa，参数分析选取的模型弹性模量取 417.8MPa、522.3 MPa、626.8 MPa、731.2 MPa、835.7 MPa、940.2 MPa、1044.6 MPa，厚度取值：0.7mm，用数值模拟计算出这些情况下单元的柱子曲线如图 3-6。

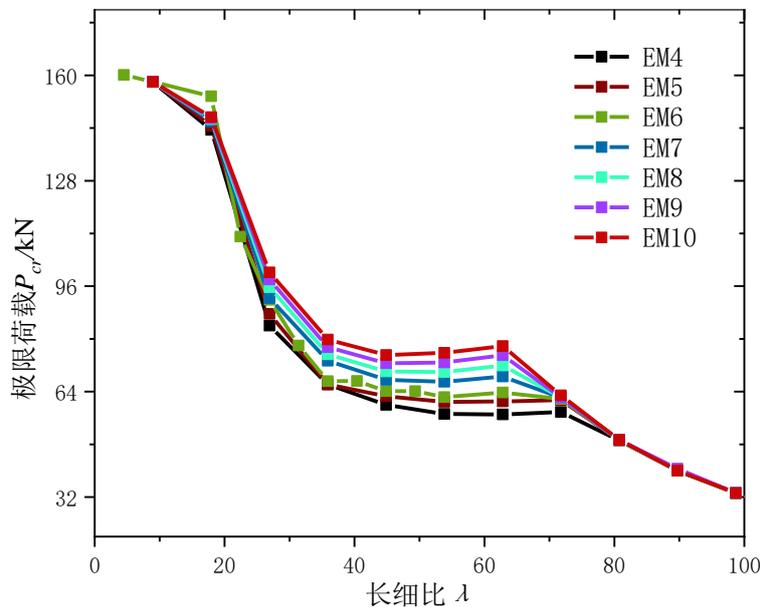


图3-6 蒙皮面刚度对结构稳定承载力的影响

可以看到随着膜材面刚度的提高，柱子曲线的平台段，即第二阶段的稳定承载力也随之上升，同时第二阶段与第三阶段的分界点有一定向后移动，第三阶段的曲线没有太大变化。即蒙皮面刚度的提高只对杆件的平面内屈曲承载力有影响，与公式 3-4 揭示的趋势相同。考虑双三角形单元周边杆件对结构承载力有提高作用，采用  $kEi_z^2$  来表示这一部分提高作用，其中  $E$  为杆件的弹性模量， $i_z = \sqrt{I_z/A}$  表示杆件的回转半径，考虑到公式 3-4 中的截面惯性矩取杆件弱轴惯性矩，为了方便计算，此处的  $i_z$  也为杆件弱轴的回转半径。式中的  $k$  为杆件的支撑系数，对于双三角形单元，需要根据数值模拟结果确定。此时雷达罩双三角形单元弱轴屈曲阶段的荷载值为  $P_{cr} = 2\sqrt{cEI_z} + kEi_z^2$ ，选取平台段的下限值作为平台段的代表，带入其它参数进行拟合可以得到支撑系数  $k$  的取值为 0.027。

### 3.3.2 支撑条件的影响

对于轴压柱，支撑条件对其屈曲极限荷载影响较大，为探究支撑条件对雷达罩双三角形单元的影响，对改变支撑条件的雷达罩单元进行了参数分析。得到的曲线如图 3-7。

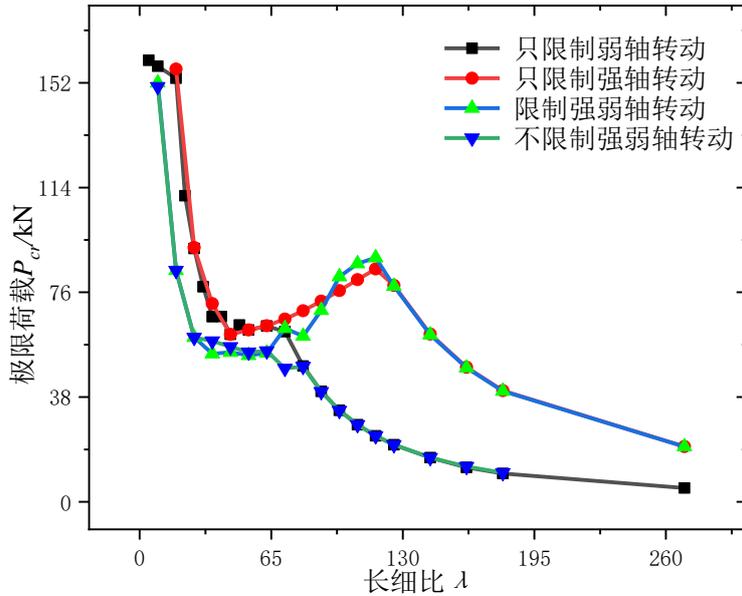


图3-7 蒙皮支撑条件对结构稳定承载力的影响

可以看到，是否限制杆件的强轴转动对雷达罩单元的的稳定荷载影响很大，只限制杆件强轴转动与同时限制强轴与弱轴转动得到的柱子曲线基本相同，只限制杆件弱轴转动则与不限制杆件转动的柱子曲线类似。限制杆件弱轴转动对杆件的稳定承载力影响较小，杆件在弱轴屈曲过程中的支撑主要由蒙皮提供。相反，对杆件强轴的支撑改变则会显著改变杆件强轴屈曲时杆件的稳定承载力，但是在杆件发生弱轴屈曲时，其稳定承载力提升较小。由于支撑条件改变对承载力的提高主要位于双三角形单元强轴屈曲阶段，所以考虑参考欧拉方程，通过改变公式  $P_{cr} = \pi^2 EI_z / (\mu l)^2$  中的  $\mu$  表示支撑的影响。通过拟合得到  $\mu = 0.5$  时对限制强轴转动的情况吻合较好，与欧拉公式相同。

### 3.3.3 三角形单元间夹角的影响

在雷达罩整体结构中，双三角形单元并不是一个平面图形，根据结构的曲率和球面划分，两三角形单元之间会存在夹角，夹角的存在也会影响膜材对杆件不同方向支撑的强度。之前的算例中均未对三角形单元之间的夹角进行考虑，单元之间夹角均取  $180^\circ$ 。为了探究该因素对双三角形单元稳定承载力的影响，

对不同单元夹角下的双三角形单元进行了分析，得到的柱子曲线如图 3-8。

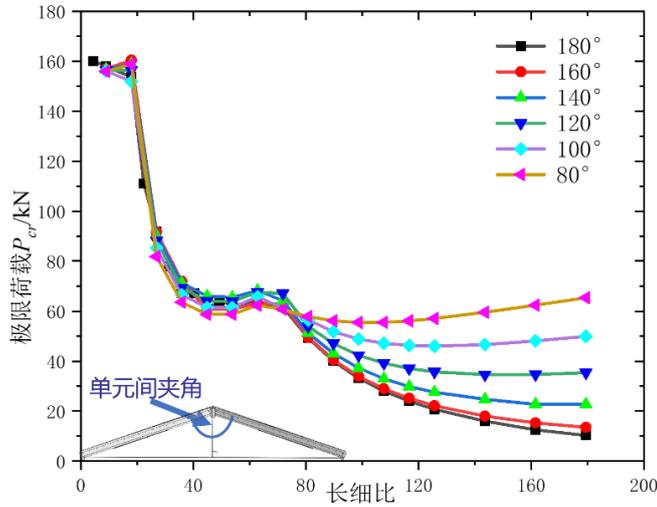


图3-8 三角形单元间夹角对结构稳定承载力的影响

从图中可以看到：三角单元间夹角会对蒙皮效应有一定影响。随着单元间夹角的增大，杆件平面外的稳定承载力有显著的提高，同时第二阶段的平台值有轻微下降。这种现象可以理解为随着单元的外倾，膜材对杆件强轴方向的支撑作用开始增加，对弱轴方向支撑作用有一定减少，导致了极限承载力的变化。

由于曲线平台段下降的幅度较小，所以不考虑其对弱轴失稳阶段承载力的影响，由于这种强轴屈曲荷载的增加也是一种蒙皮效应的体现，所以在这里考虑使用公式 3-1，即  $P_{cr} = \frac{n^2 \pi^2 E I_x}{l^2} + \frac{c l^2}{n^2 \pi^2}$  来计算考虑单元间夹角后杆件的极限荷载。考虑到杆件强轴屈曲时均为低阶屈曲，屈曲半波数  $n$  取 1，公式的后半部分代表了蒙皮对承载力的提高，认为这种提高作用与蒙皮在平面外方向的投影面积相关，即与单元间夹角的正切值相关，所以将公式的后半部分表示为  $a * \tan(90^\circ - \frac{\theta}{2}) * \frac{c l^2}{\pi^2}$  的形式，其中  $a$  为杆件夹角的影响系数，这一系数也通过拟合得到，取值为 0.041。综合考虑上述的安全系数，雷达罩单元在强轴屈曲阶段的承载力可以写作：

$$P_{cr} = 0.85 * \frac{\pi^2 E I_x}{(\mu l)^2} + a * \tan(90^\circ - \frac{\theta}{2}) * \frac{c l^2}{\pi^2} \quad (3-8)$$

### 3.4 雷达罩结构稳定承载力公式

#### 3.4.1 承载力公式的确定

考虑到实际设计与使用中，杆件长细比不会小到发生强度破坏，所以承载力

公式中不考虑杆件的强度破坏阶段。在上述分析的基础上，对雷达罩结构双三角形单元的两个阶段的承载力公式进行汇总可以得到这种构件的承载力计算公式 3-9。

$$P_{cr} = \min \left\{ \begin{array}{l} 2\sqrt{cEI_z} + kEi_z^2 \\ \frac{\pi^2 EI_x}{(\mu l)^2} * 0.85 + a * \tan(90^\circ - \frac{\theta}{2}) * \frac{cl^2}{\pi^2} \end{array} \right\} \quad (3-9)$$

双三角形单元的极限承载力取两公式中的最小值，公式（3-9）代表的是雷达罩单元发生平面内高阶屈曲时的极限荷载，公式（3-10）则代表了杆件发生平面外低阶屈曲时的极限荷载。

公式（3-9）中的  $c = 2E_m t$ ，含义与（3-4）相同，均为蒙皮支撑的弹性系数。

$E_m$ 为蒙皮的弹性模量， $t$ 为蒙皮的厚度。 $E$ 为铝合金杆件的弹性模量， $i_z = \sqrt{\frac{I_z}{A}}$ ，为中心杆件截面对弱轴（Z轴）的回转半径。 $kEi_z^2$ 代表了双三角形两边杆件对中心杆件的支撑作用，系数 $k$ 即为支撑系数，通过公式拟合得到的 $k = 0.027$ 。

公式（3-10）中，为了保证结构安全，将结构的欧拉屈曲段的荷载乘以 0.85，进行了缩放，系数 $\mu$ 为杆件的约束系数，当不限制杆件平面外的转动时， $\mu = 1$ ，当限制杆件平面外的转动时， $\mu = 0.5$ 。公式的后半段则代表了双三角形单元间夹角对杆件平面外屈曲的影响，夹角为  $180^\circ$  时，后项为 0，即不考虑蒙皮对杆件面外屈曲的支撑作用。系数 $a$ 为杆件的夹角系数。类似地，系数 $a$ 也通过公式拟合得到，基于前述计算结果得到的 $a = 0.041$ 。

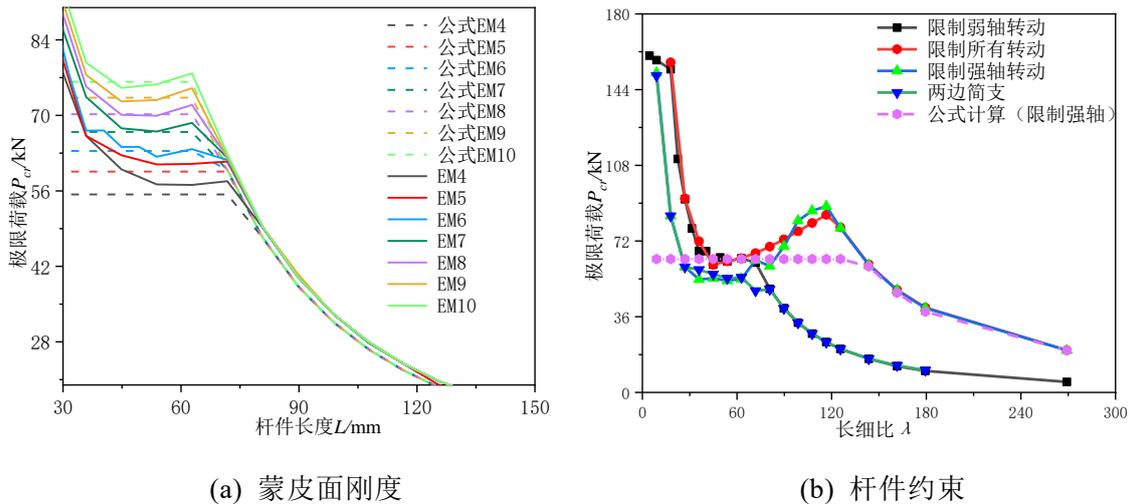


图3-9 计算公式结果对比

从图 3-9 可以看到：公式计算得到的结果与数值模拟结果吻合较好，且公式结果均低于数值结果，计算结果偏安全。对于杆件强轴转动被约束情况，为了提高安全性，计算公式对曲线进行了简化，不考虑约束强轴转动后杆件高阶屈曲阶段极限承载力的上升，主要考虑长细比较大时杆件平面外屈曲时的承载力的提高。

也将考虑了双三角形雷达罩单元间夹角的公式与数值结果进行了对比，从图 3-10 可以看到：计算公式结果与数值模拟结果有着相同的趋势，在常见的单元夹角范围 $[180^\circ, 120^\circ]$ 内，计算公式结果与数值结果吻合较好，由于拟合公式考虑了系数，所以得到的结果比数值结果更加偏于安全。

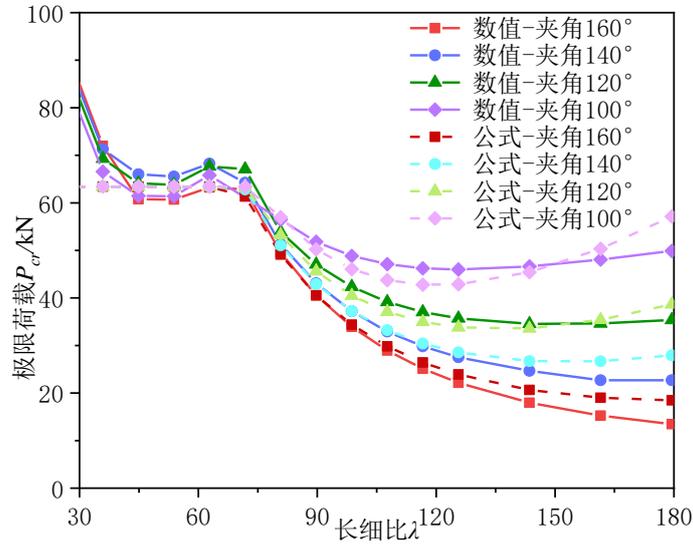


图3-10 计算公式与单元间夹角影响

### 3.4.2 雷达罩单元蒙皮效应提高系数

在得到雷达罩单元的承载力公式之后，可以更好的对双三角形单元的蒙皮效应进行研究。在 2.4 节中的公式 2-5 定义了蒙皮效应提高系数  $N$  为带膜结构极限承载力与骨架结构极限承载力的比值。对于骨架结构，也可以通过公式 2-4 计算结构极限承载力。根据以上公式，可以得到雷达罩单元蒙皮效应提高系数表达式：

$$N = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{\sqrt{c}l^2}{2\pi^2\sqrt{EI_Z}} + \frac{kl^2}{4\pi^2A} \\ \frac{I_x}{4I_Z\mu^2} * 0.85 + a * \tan \left( 90^\circ - \frac{\theta}{2} \right) * \frac{cl^4}{4\pi^4EI_Z} \end{array} \right\} \quad (3-10)$$

对于试验中采用的雷达罩单元，带入相关材料属性与结构尺寸，考虑单元间夹角对蒙皮效应提高系数的影响，支座设置为不限制强轴转动，通过计算可以得到雷达罩单元蒙皮效应关于杆件长细比的曲线，曲线如图 3-10 所示。

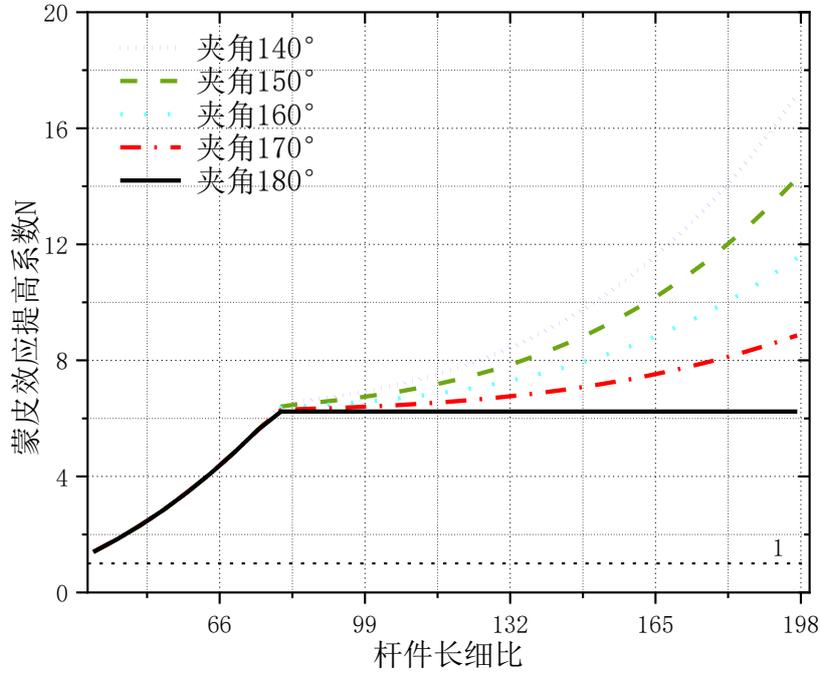


图3-11 雷达罩单元蒙皮效应提高系数

可以看到，雷达罩三角形单元的蒙皮效应提高系数随着杆件长细比的增加而增加，当杆件的强轴长细比小于 38 时，杆件的失效属于强度破坏，此时的蒙皮效应提高系数为 1。当不考虑单元间夹角时，蒙皮提高系数将在杆件开始发生强轴失稳后保持一定值，对试验所用雷达罩，公式给出的提高系数最高为 6.5 当考虑夹角时，蒙皮提高系数将在强轴失稳阶段继续随着长细比的增加而增加，增加的速率随时夹角的减小而提高，对于单元间夹角为  $140^\circ$  且杆件长细比为 198（对应杆件长度为 4.2m）的杆件，蒙皮效应提高系数可以达到 17，但是在实际工程中，由于结构形态与施工的限制，此类杆件很少存在。根据公式 3-7 到 3-10，可以得到不同截面属性雷达罩杆件的承载力与蒙皮效应提高系数，在不进行数值模拟的情况下估算出杆件的稳定承载力与蒙皮效应提高系数。

### 3.5 本章小结

本章对雷达罩结构的蒙皮效应进行了深入研究：在双三角形单元连续弹簧支撑简化模型的基础上，通过对单元的参数分析，检验了简化模型的适用性，

并提出将双三角形单元的屈曲形态分为三个阶段的理论。在参数分析结果的基础上，提出了考虑蒙皮效应的雷达罩双三角形单元的稳定承载力经验公式及系数。对整体雷达罩的稳定承载力进行了参数分析，探究了雷达罩跨度与雷达罩杆件长度的影响。主要结论如下：

(1) 对雷达罩双三角形单元，蒙皮的支撑作用可以简化为对铝合金杆件有连续支撑作用的多个弹簧单元，该结构的屈曲形态会随着长细比的变化而改变，杆件的失效主要分为三个阶段。当杆件的相对长细比小于 1 时，结构的破坏形态为强度破坏，不发生屈曲；当杆件相对长细比大于 1 时，杆件失稳形态首先为平面内的高阶失稳，当长细比进一步增大时，杆件失稳形态则会转变为平面外的低阶失稳，低阶失稳的荷载与形状则符合杆件强轴方向的欧拉屈曲。

(2) 在杆件不同的失效阶段，影响蒙皮效应的因素不同。为了更好的计算雷达罩单元稳定承载力，在参数分析的基础上，提出了雷达罩结构稳定承载力经验公式，公式只考虑雷达罩单元失效的前两个阶段，阶段一主要影响因素为杆件截面与蒙皮的面刚度，阶段二主要影响因素为单元的支撑条件、杆件长细比与双三角形单元间夹角。

(3) 对雷达罩杆件的蒙皮提高系数进行了分析，在经验公式的基础上，分析了雷达罩蒙皮提高系数的影响。对于不考虑双三角形单元间夹角的杆件，蒙皮提高系数在弱轴高阶屈曲阶段逐渐提高，在强轴低阶屈曲阶段为一常数，对试验使用的雷达罩杆件，不考虑双三角形单元间夹角时的最大提高系数为 6.5。对考虑双三角形单元间夹角的杆件，蒙皮效应提高系数随着杆件长细比的提高逐渐提高，对夹角为  $140^\circ$ ，长度为 4.2m 的杆件，蒙皮效应提高系数可以达到 17。

## 第 4 章 雷达罩结构简化分析方法

### 4.1 引言

本章在第三章对雷达罩蒙皮效应机理与稳定承载力公式研究的基础上，为解决雷达罩结构数值计算收敛性差，计算效率不高的问题，对考虑雷达罩结构蒙皮效应的简化分析方法进行了研究。为了使简化分析方法在整体结构中应用，还需要对不同方法的计算效率与准确度进行对比，选择较为高效、准确的简化分析方法。

### 4.2 雷达罩双三角形单元简化分析方法

为了解决雷达罩结构在数值计算中的收敛性问题，本课题计划采用简化数值模型的方法来进行模拟，通过将金属骨架雷达罩结构的双三角形单元简化为与带蒙皮单元具有同等承载力与刚度的骨架单元，可以使数值计算更加简单，提高模型的收敛性。在本节，主要对三种雷达罩双三角形单元的简化分析方法进行了对比研究。

#### 4.2.1 三种简化方法

为了得到与带蒙皮单元的稳定承载力与刚度相同的骨架单元，需要根据蒙皮效应的大小对双三角形单元中心杆件的截面进行一定的加强。由于蒙皮单元对三角形单元的约束作用主要体现在蒙皮平面内方向，对于单元间夹角为  $180^\circ$  的双三角形单元，蒙皮对杆件的面外屈曲没有任何约束，为了降低简化的难度，在双三角形单元的简化模型中，暂时不考虑蒙皮对杆件强轴方向的加强作用。在上述条件下，本文拟采用三种不同方式对单元进行简化，简化方法如下：

第一种简化方法是通过改变杆件的截面高度与宽度，通过增加宽度，减小高度保证杆件的弱轴承载力提升，同时保持截面强轴惯性矩不变。该方法主要利用前述计算公式，在得到对应杆件的蒙皮效应提高系数后，根据提高系数等比例放大杆件弱轴惯性矩便可得到修正后截面的惯性矩，

$$I_z' = NI_z \quad (4-1)$$

由于要求截面的强轴惯性矩不变，所以根据惯性矩的定义：

$$I_z' = \frac{B'^3 H'}{12} \quad (4-2)$$

$$I_x = \frac{B' H'^3}{12} \quad (4-3)$$

便可以得到简化方法一的截面参数：

$$H' = \sqrt[8]{144 I_x / I_z'} \quad (4-4)$$

$$B' = \sqrt[8]{144 I_z / I_x} \quad (4-5)$$

简化方法一得到的杆件截面如图 4-1 b) 所示，之后将简化方法一称为矩形截面法。

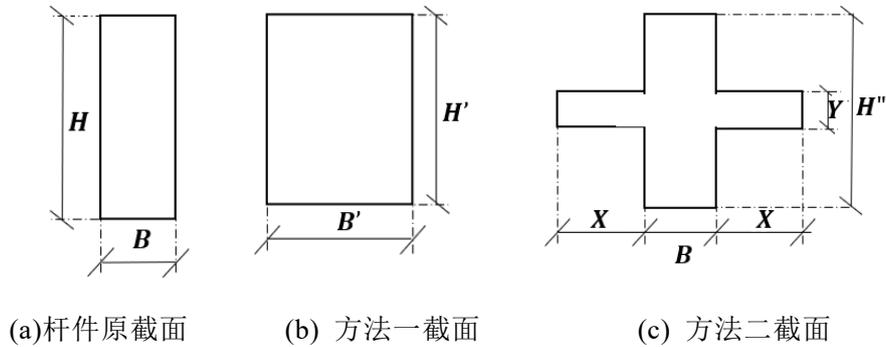


图4-1 杆件截面

第二种简化方法则通过在杆件水平方向增加翼缘，同时减小杆件的部分高度来实现控制杆件的强轴与弱轴惯性矩。最后得到的杆件截面如图 4-1 所示。在计算简化截面的过程中，当翼缘的厚度足够小时，新增翼缘对杆件强轴惯性矩的影响可以忽略不计。在确定截面数据时，已知的参数为  $I_z$ 、 $I_x$ 、 $B$ ，未知的参数为  $H''$ 、 $X$ 、 $Y$ ，由于未知参数较多，此时并不能直接进行求解。本文在计算时，首先确定一个合理的翼缘高度  $Y$ 。对于该种截面，翼缘高度越小，新增翼缘对原截面强轴惯性矩的改变越少，当翼缘高度足够小时，可以近似认为新增的翼缘对截面强轴惯性矩没有贡献，因此对于较小的翼缘，可以暂时假定杆件的截面高度不变，即  $H'' = H$ 。此时有 5 个参数已知，可以根据公式 (4-6) 求解出翼缘宽度  $X$ 。

$$I_z' = \frac{B^3 H''}{12} + \frac{X^3 Y}{6} + \frac{(X + B)^2}{2} XY \quad (4-6)$$

此时截面的 6 个参数均已知，但是截面高度 $H''$ 为近似值，所以需要对面高度再次进行求解，此时根据公式(4-7)可以得到截面高度 $H''$ ，但是随着截面高度的变化，截面的弱轴惯性矩 $I_z$ 也发生了变化。为了得到准确的截面尺寸，需要对得到的翼缘高度进行修正，再次通过(4-6)计算得到新的 $Y$ 。类似地，再次对杆件的高度 $H''$ 进行计算，通过多次这样的计算便可以得到一个无限接近简化方法二所需要的截面。这一过程将通过程序进行计算，当截面的 $I_z$ 、 $I_x$ 与要求值的误差小于 1%时则停止计算并输出截面尺寸。

$$I_x = \frac{BH''^3}{12} + \frac{XY^3}{6} \quad (4-7)$$

此外，在数值模拟计算过程中，对于 ANSYS 17.0，软件并没有提供十字形截面的选项供用户使用，所以对于该种截面需要通过用户自定义截面的方式才能使用。具体的过程是：首先用户在当前工作平面建立需要的截面，然后将截面用 MESH200 单元进行划分，得到一个包括单元与节点的模型文件，之后将模型通过 SECWRITE 命令储存为.SEC 后缀的截面文件，最后删除所有单元，节点信息，重新按照需求模型进行建模，并在定义单元时通过 SECREAD 命令将指定自定义截面属性赋予新建单元。在这个过程中需要用户自己对十字截面进行网格划分，翼缘高度过低会导致网格质量差或者网格过密，所以杆件的翼缘高度也不可过低。根据本文多次计算，计算中对截面翼缘高度 $Y$ 的第一次取值取杆件高度的 1/6 时可以保证截面有较好的网格质量，并且可以快速得到需要的截面，之后将简化方法二称为十字截面法。

第三种简化方法通过在杆件水平方向设置弹性支座来模拟蒙皮对杆件平面内屈曲的支撑作用。根据之前的计算公式，弹性支座的刚度与蒙皮的面刚度相关，在计算中取弹簧支座刚度 $K = E_m t L / n_s$ ，其中 $L$ 为杆件长度， $n_s$ 为弹簧支座的数量。考虑到蒙皮预应力的存在，简化方法三的数值模型在杆件两端均布置了弹性支座。在计算中发现弹簧支座的数量对杆件极限承载力有一定的影响，过少的弹性支座会使杆件不能充分进行平面内高阶屈曲与平面外屈曲。当杆件两侧所有的弹簧数量小于 4 时，杆件的极限承载力随着支座数量的增加而增减，当支座数量大于 4 时则极限承载力不再与弹性支座数量相关。在本文的计算中，在杆件每侧设置 6 个支座，同时支座与杆件只通过建立耦合对的方式进行连接，支座设置为只限制杆件的水平方向位移，这样做是为了避免弹簧对杆件的出平

面位移产生限制。弹簧单元选用 **Combin14** 单元，不考虑弹簧单元的非线性，也不考虑粘滞阻力，之后将简化方法三称为弹性支座法。

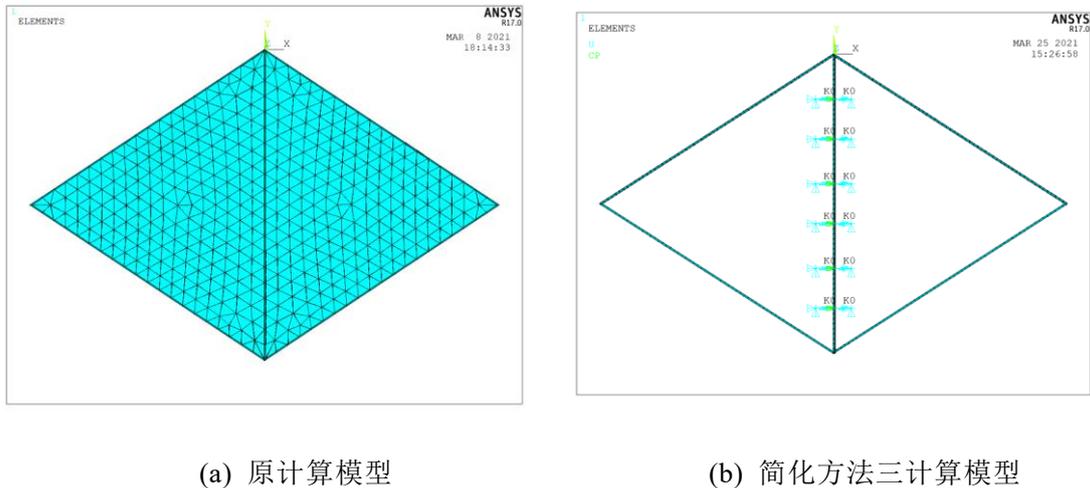


图4-2 简化方法三模型

#### 4.2.2 不同简化方法分析结果比较

通过对不同长细比的三种等效单元进行计算可以得到其柱子曲线，通过将精细化数值模拟方法与简化分析方法的承载力结果与位移结果进行对比即可以判断简化分析方法的准确性。根据计算可以看到，简化方法的单元的屈曲荷载均小于带膜单元。矩形截面法的误差为 9.93%；十字截面法的误差为 9.98%；弹性支座法的误差为 8.02%。可以看到，弹性支座法的平均误差与其方差最小，三种方法的平均误差均在 10% 以内。

对于最大位移，矩形截面法的误差为 42.93%；十字截面法的误差为 9.87%；弹性支座法的误差为 8.77%。矩形截面法的误差显著大于其它两种方法，十字截面法与弹性支座法的误差在 10% 以内，且单元初始刚度与带膜单元相同，但是由于简化单元的刚度随着荷载增大，下降比较明显，而蒙皮单元在杆件发生屈曲前都可以保持教好的刚度。综合三种等效单元的荷载与位移误差，本文考虑采用十字截面法与弹性支座法进行对整体雷达罩的简化分析。

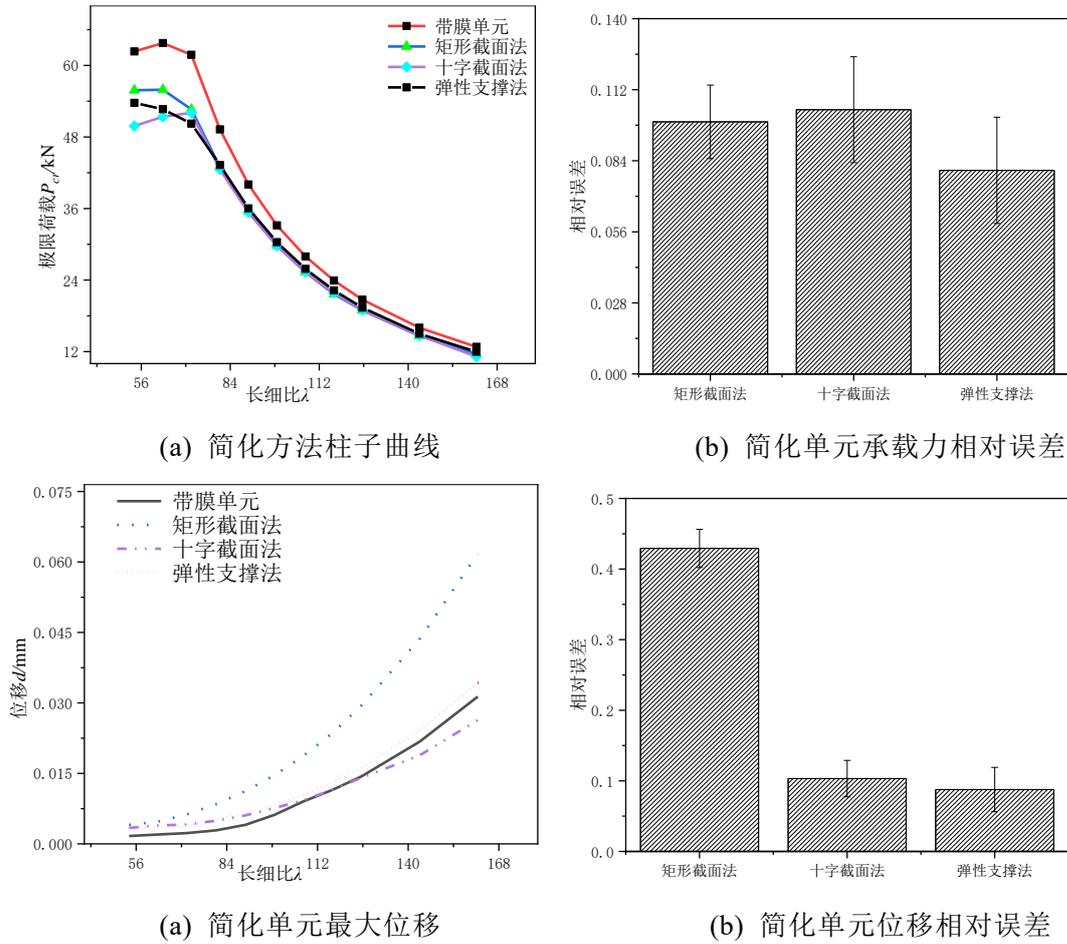


图4-3 雷达罩单元试件截面弯矩试验值

### 4.3 雷达罩整体结构简化分析方法

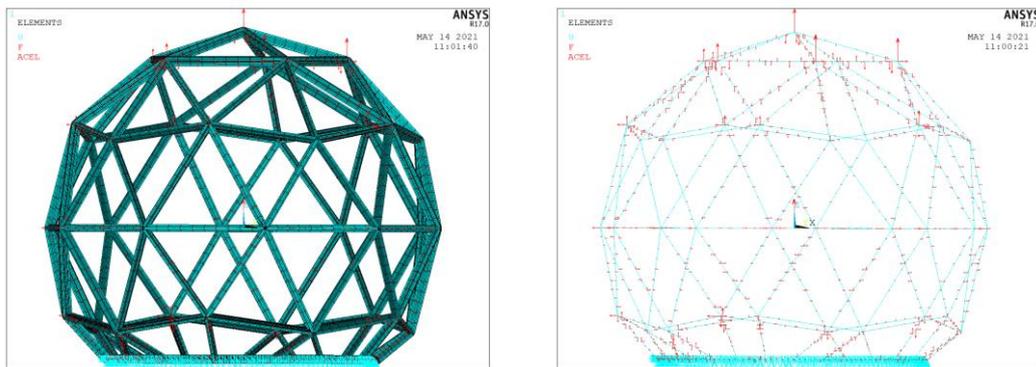
在雷达罩双三角形单元简化的基础上，为了将两种方法应用到雷达罩整体中，需要对数值分析流程与具体参数设置进行一定的修正。

#### 4.3.1 十字截面法

与双三角形单元不同，在整体雷达罩结构中需要额外考虑单元之间的夹角对蒙皮效应的影响。此外，因为雷达罩形状为球形，所以每根杆件长度与每层双三角形单元间夹角不尽相同。对于这类结构，该方法需要根据每根杆件的长度与夹角，在双三角形单元参数分析与计算公式的基础上，确定其承载力提高系数，并根据承载力提高系数确定其截面并将其简化为不同截面的杆件。本文根据杆件的长度与单元夹角范围，将长度分为从[0, 0.8]、[0.8, 0.9]到[1.8, 2.2]共计 10 个区间；将单元夹角分为[0, 120]、[120, 130]到[170, 180]共计 7 个区间，

根据长度与单元间夹角为雷达罩杆件提供了 70 种截面。

在确定截面尺寸的过程中，考虑到单元间夹角对结构承载力的提升主要表现为对结构出平面方向屈曲的支撑作用，所以在提高截面弱轴惯性矩的同时还需要根据提高系数对杆件的强轴惯性矩进行一定的修正。整体结构中截面的确定与 3.4.1 中提到的计算方法类似，计算时先根据单元间夹角为  $180^\circ$  时的相同长度试件的提高系数将截面的弱轴惯性矩提高，为了避免混淆，这里称这一系数为长度提高系数。确定截面尺寸后，再根据试件的实际情况，如果需要考虑单元间夹角的作用，则将该试件对应的提高系数与夹角为  $180^\circ$  的试件的提高系数作商，即可以得到只考虑单元间夹角对应的提高系数，称其为角度提高系数。根据这一系数，采用与之前类似的方法将截面的高度进行修正，使截面的强轴惯性矩等于原强轴惯性矩与角度提高系数的乘积。这一过程也通过计算程序实现，并将得到的 70 个截面的尺寸输出为可再 APDL 中进行建模的格式，方便之后的调用。最后用这一方法得到的简化模型如图 4-4 a)。



(a) 十字截面法模型（截面放大 3 倍）

(b) 风荷载施加后的模型

图4-4 十字截面 8m 雷达罩模型与荷载施加

### 4.3.2 弹性支座法

对弹性支座法，由于通过施加弹性支座的方式考虑蒙皮效应，所以可以直接将弹性支座的方向设置为平行于蒙皮方向，此时则不需要对弹性支座的弹簧刚度根据单元间夹角进行修正，只需要考虑杆件长度即可。

基于双三角形单元的简化方法，对整体雷达罩结构应用简化方法的难点是如何将弹性支座施加的方向平行于蒙皮面方向并垂直于杆件，本文通过 APDL 命令流编程，遍历每根杆件，确定其相连的单元蒙皮方向，并通过修改整体坐

标方向与单元节点坐标方向将设置的弹性支座方向平行于蒙皮。由于在整体结构中，蒙皮张力较大，所以本文中在杆件两边设置弹性支座，支座的弹簧刚度与连接设置同双三角形单元简化方法。

根据计算结果，如果弹性支座数量设置过多，在雷达罩结构的全过程稳定计算中，曲线会出现“振荡”的现象，其荷载位移曲线如图 4-5 所示。由于弹性支座的存 在，结构各个杆件的屈曲形态会随着荷载的增加不断改变，所以其稳定承载力的位移荷载曲线会不断上升与下降。这种现象不但增加了计算时间，降低了结构计算收敛性，也会导致结果曲线难以参考，为了避免这种情况，本文根据多次计算选择杆件弹性支座数量为每根杆件 4-6 个，此时曲线较平滑，基本不会出现“振荡”。

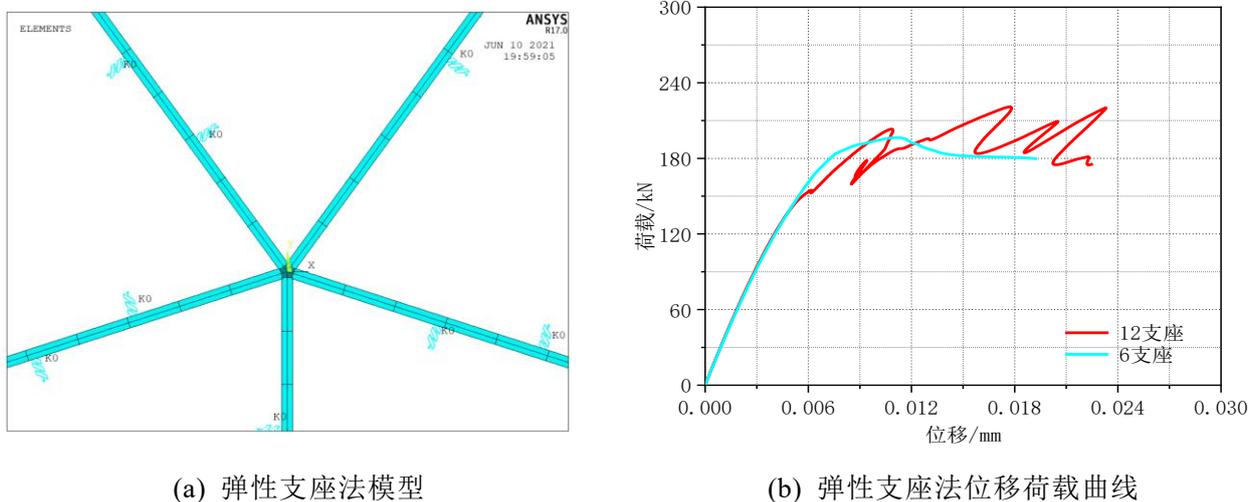


图4-5 弹性支座法 8m 雷达罩模型与曲线

在荷载施加的过程中，对于竖向节点荷载，可以将其直接施加到与带膜雷达罩对应的节点位置并求解，但是对于风荷载则不能直接施加。本文采用等效荷载的方式施加风荷载，具体操作为：在带膜雷达罩结构模型上用 SURF154 单元代替 SHELL181 单元，在结构所有杆件节点上施加 UX、UY、UZ 三个方向的位移支座约束，对结构施加风荷载与重力，通过一次静力求解得到节点支座约束反力并将节点号，各方向反力等信息储存到数组中。然后重新划分结构单元，去除导荷单元，通过遍历所有杆件节点将支座反力反向施加到结构节点。施加等效节点荷载后的结构如图 4-4 b)。

为了验证等效荷载的正确性，将带膜雷达罩结构与简化雷达罩结构的基底反力提取并对比，可以看到直接施加风荷载的带膜雷达罩结构与两种简化雷达罩结构的基底反力之间误差见表 4-1，可以验证等效节点荷载的准确性。

表4-1. 简化方法误差

	FX	FY	FZ
带膜结构	184kN	13.185N	165kN
十字截面法	183kN	13.1147N	158kN
弹性支座法	183kN	13.099N	157kN
十字截面法误差	0.02%	0.53%	4.24%
弹性支座法误差	0.02%	0.65%	4.86%

## 4.4 雷达罩结构简化分析结果

### 4.4.1 竖向荷载作用下计算结果

在本课题组之前的工作中，对一实尺雷达罩模型进行了静力加载。为了对雷达罩简化分析方法进行验证，对模型施加了与试验情况相同的竖向静力荷载，并将利用 4.3 中简化方法得到的数值结果与试验数据及带膜雷达罩结构计算结果进行对比，验证了在节点竖向荷载下简化方法的准确性。静力试验的竖向加载方式及位置如图 4-6 所示，在 6m 雷达罩结构的顶点及第一层弦杆同步施加竖向静力荷载。

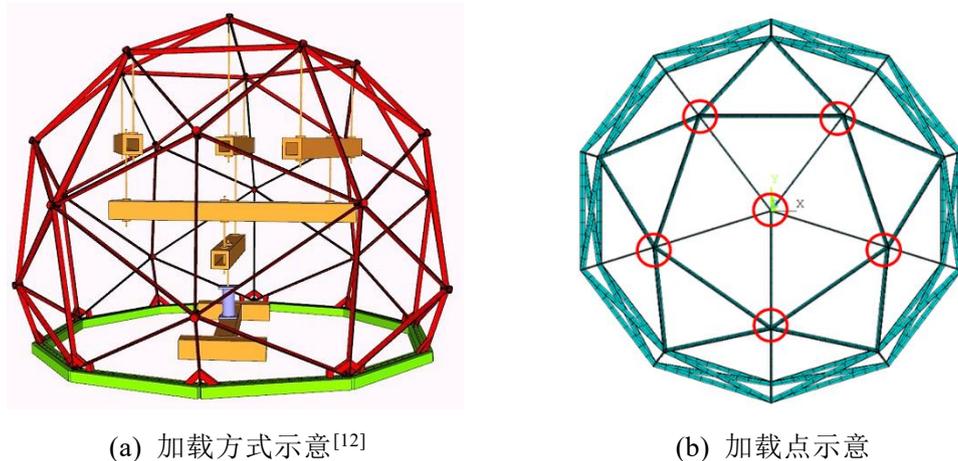


图4-6 整体结构静力加载试验示意

静力加载试验中使用 LVDT 位移计收集了雷达罩结构在加载过程中节点的各项位移，并给出了加载到总荷载 100kN 过程中的位移荷载曲线。本文将雷

达罩结构简化方法及带膜雷达罩结构的数值模拟结果与静力加载试验对比并进行了分析。各节点在荷载 100kN 时的位移如图 4-7 a 所示，节点的位置见图 4-7 b，可以看到在节点竖向位移方面，有限元结果及简化方法与数值方法结果吻合较好。由于结构的形态与荷载的施加均为中心对称，所以结构的响应也关于结构中心点对称。可以看到两种等效方法在处于同一高度的节点竖向位移基本相同，整体结构的竖向位移呈现出距顶点越远，竖向位移越小的趋势。

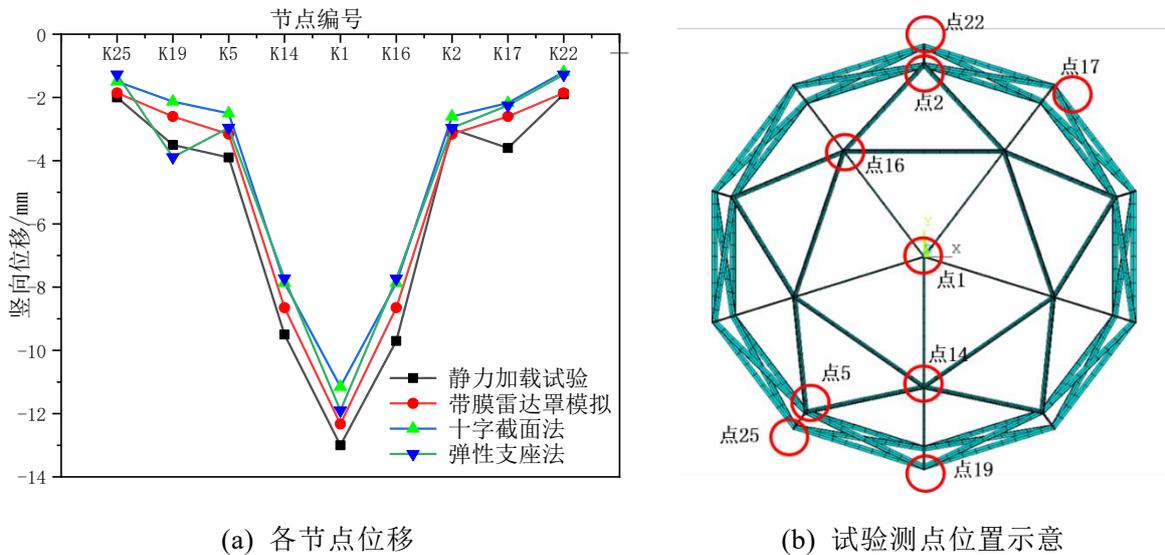
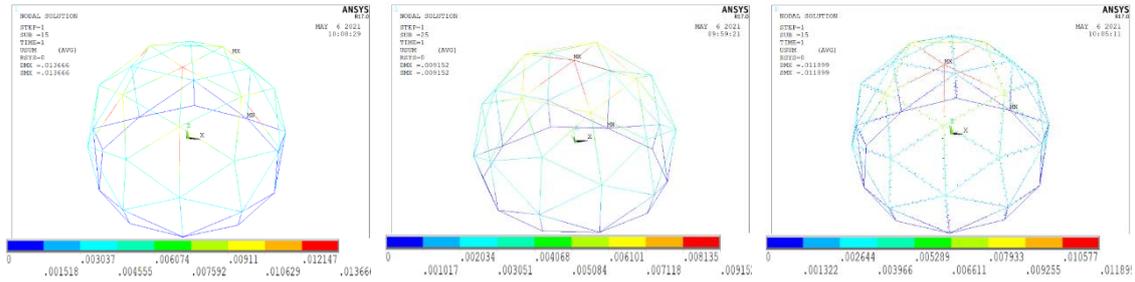


图4-7 整体结构节点位移

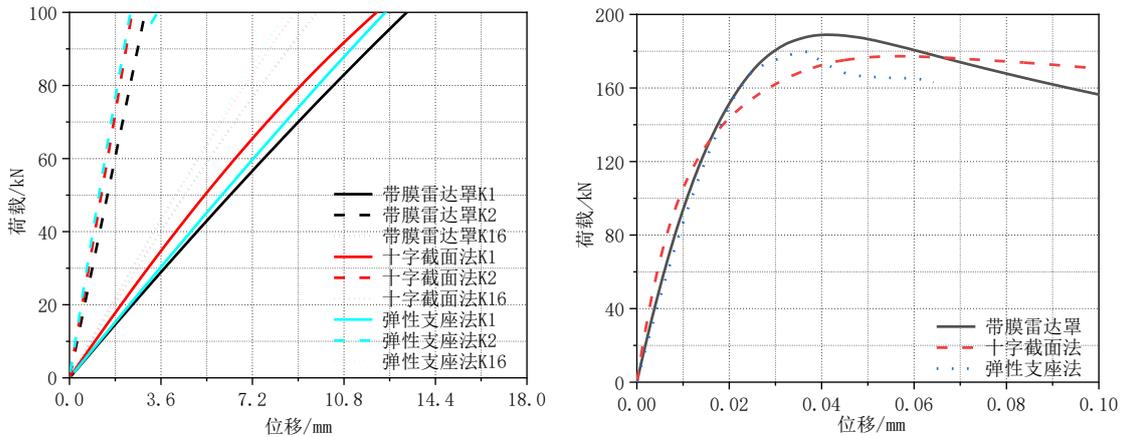
可以看到两种简化方法得到的结构节点竖向位移与带膜雷达罩相比均偏小。与十字截面法对比，弹性支座法得到的结构节点竖向位移误差更小，顶点处竖向位移误差仅 0.3%。由数值模拟得到的结构在荷载为 100kN 时的位移云图可知，竖向荷载下三种模拟方式的节点竖向位移变化趋势相同，计算结果吻合较好，均为顶点位移最大，越靠近支座位移越小。但是两种简化模拟方法得到的第二层弦杆的位移比带膜雷达罩小，主要原因可能是：与弹簧和杆件翼缘相比，蒙皮除了可以对杆件的屈曲有一定加强作用，还可以提高结构的整体性，有利于节点荷载在结构中的均匀分布，使雷达罩的第二层弦杆承受了更多内力。



(a)带膜雷达罩位移云图 (b) 十字截面法位移云图 (c) 弹性支座法位移云图

图4-8 荷载 100kN 时数值模拟位移云图

为了进一步对比简化分析方法与原模拟方法的结构刚度，对三种模拟方法得到的节点的荷载位移曲线进行了分析，图 4-9 a 是节点在加载到 100kN 之前的荷载位移曲线，图 4-9 b 是数值方法得到的结构顶点的全过程荷载位移曲线。可以看到两种简化方法与原模拟方法在加载初期，结构刚度基本一致。全过程稳定分析结果显示：带膜雷达罩结构稳定承载力为 189kN，弹性支座法稳定承载力为 180kN、误差为 4.7%；十字截面法稳定承载力为 177kN、误差为 6.3%。



(a) 0-100kN 荷载位移曲线

(b) K1 全过程荷载位移曲线

图4-9 数值模拟全过程荷载位移曲线

根据上述对比可知，在竖向荷载作用下，简化方法得到的雷达罩结构竖向位移结果与原模拟方法得到的结果吻合度较高。两种简化方法得到的结构稳定承载力误差均在 10%以内，且由于简化方法结构整体性弱于带膜雷达罩结构，其稳定承载力结果均低于原模拟方法，结果偏安全。此外两种简化方法得到的结构位移结果趋势与原模拟方法相同，极限荷载下结构的位移分布也与其吻合。两种简化方法中，弹性支座法得到的结果在承载力与位移方面误差均比十字截面法小。因此可以认为，在竖向荷载作用下，两种简化方法均可以较准确地反

映雷达罩结构的整体稳定性能。此外，两种简化方法的计算时间与占用计算机储存空间均有显著降低，十字截面法计算速度最快，比带膜雷达罩模型的计算时间减少了 60%，该方法占用存储空间也最少，比带膜雷达罩减少了 66%。

表4-2. 不同计算方法对模型计算耗时及占用存储空间影响

计算方法	存储空间/MB	计算耗时/s
带膜雷达罩	38507	1239
十字截面法	13107	504
弹性支座法	22733	931

#### 4.4.2 风荷载作用下计算结果

由于金属骨架雷达罩结构柔度较大，在实际环境下对风荷载最为敏感，极易在风荷载作用下发生杆件失稳，因此在 4.3 章得到的简化方法的基础上，对比了风荷载作用下的结构响应。对于金属骨架雷达罩结构的风荷载分布，学界已经有了很多研究，基于本课题组之前对于金属骨架雷达罩结构风荷载的研究，本文选取对结构最不利的荷载分布形式。该风荷载分布形式基于以往的雷达罩结构设计经验，风荷载分布函数为：

$$P_0 = q \cdot (-1.3 + 0.1801 \sin \beta \cos \alpha + 0.78 \sin^2 \beta + 0.75 \cdot 0.5599 \sin^3 \beta \cos \alpha) \quad (4-1)$$

其中： $q$  为风压集度， $q = \frac{\rho v^2}{2} \cdot k_3 \cdot k_4$ ； $\rho$  取 20℃ 时空气密度，即  $\rho = 1.21 \text{ kg/m}^3$ ； $v$  为风速（当考虑考虑随机风荷时，公式中的风速用随机风速表示）；参数  $\alpha$ 、 $\beta$  为结构球坐标参数，取值如图 4-10 所示。式中的  $k_3, k_4$  分别为荷载分项系数与高度系数，由于结构由可变荷载控制，所以分项系数取 1.4，且考虑雷达罩所处山区高度为 50m 时风压调整系数为 1.5，综上分别取  $k_3 = 1.4, k_4 = 1.5$ 。

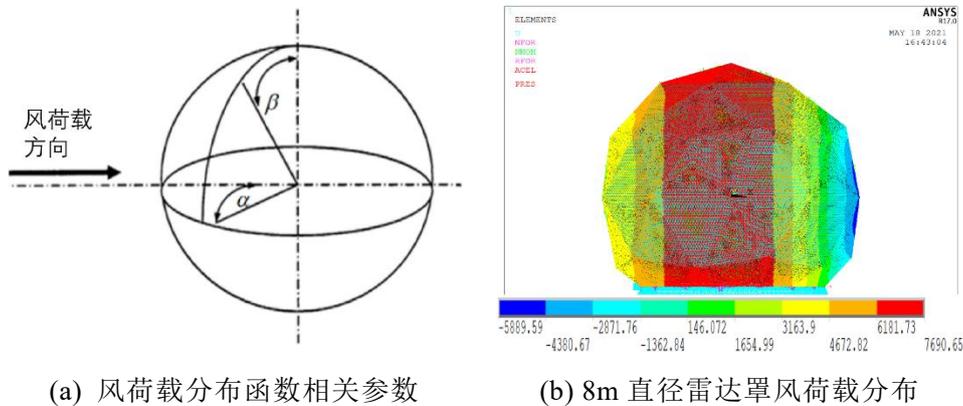


图4-10 雷达罩风荷载分布

首先对三种数值模型在风荷载下静力分析的结果进行对比，图 4-11 为三种数值模拟方法得到的结构位移云图，可以看到：带膜雷达罩结构位移最大值为 20.6mm，位于结构迎风面位置，其次是结构上部风吸区域。对十字截面法，结构最大位移也位于迎风区，最大位移值为 18.6mm，与带膜雷达罩结构误差为 9.7%。该结构上部风吸区域位移比带膜雷达罩结构大，该区域节点最大位移位于首层杆件中央，位移值 16mm。对弹性支座法，结构位移云图与带膜雷达罩结构类似，迎风区最大位移值为 17.0mm，与带膜雷达罩结构的误差为 14.5%，上部风吸区域节点位移最大值 15.6mm。两种简化模型在静力分析中得到的结构最大位移与带膜雷达罩结果误差较小，但是不同于带膜雷达罩结构，由于简化模型的整体性较差，且在静力分析中未考虑蒙皮的非线性，所以导致带膜雷达罩结构的刚度较大，在结构顶部风吸区的位移显著小于简化方法得到的结构。综上，静力分析的结果对验证简化方法的准确性有一定参考价值，但是由于结构特性的不同，并不能完全证明简化方法的准确性。

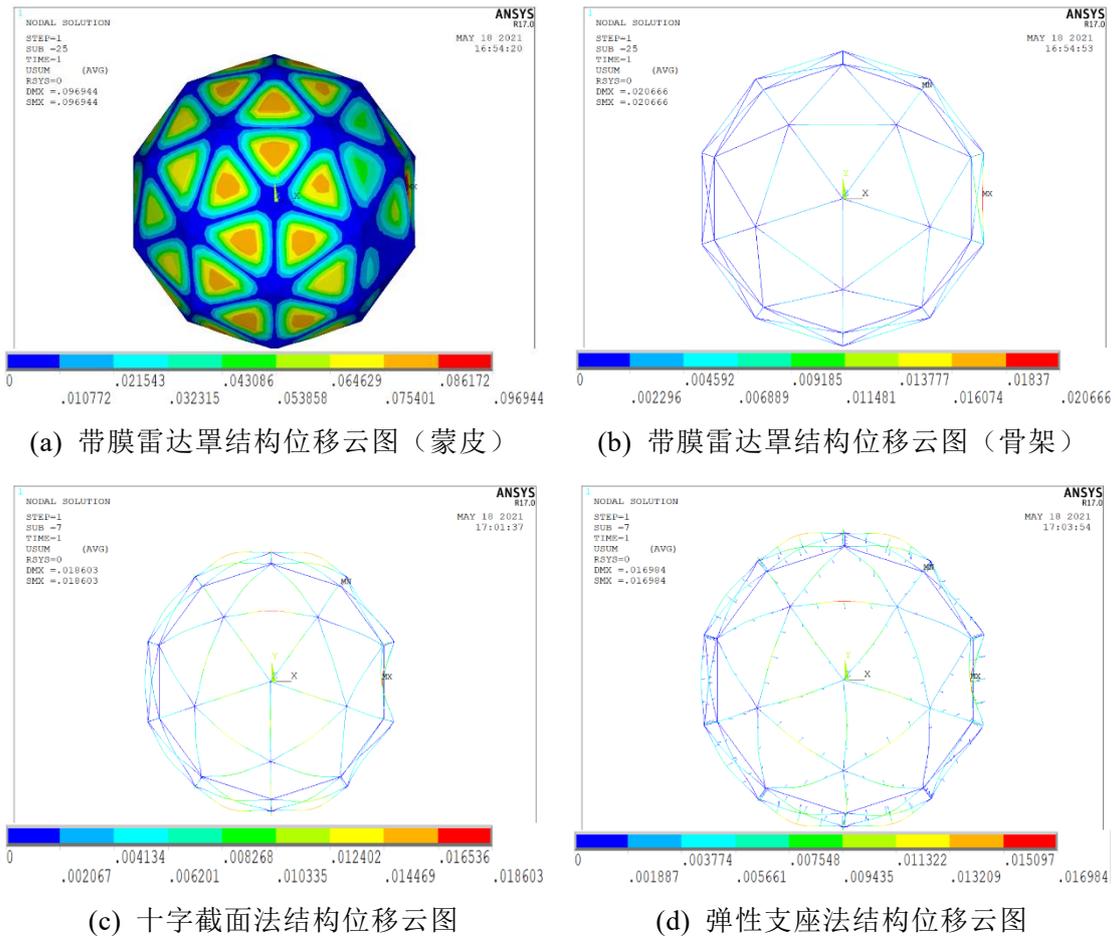


图4-11 雷达罩风荷载分布

为了更好的验证简化分析方法，也对三种数值模拟方式的特征值屈曲进行了对比。特征值屈曲属于线性屈曲结果，其计算结果可以作为对结构稳定承载力的参考，在全过程双重非线性稳定分析过程中，也可以作为“特征屈曲模态法”对结构施加的初始缺陷。带膜雷达罩结构得到的结构前三阶特征屈曲形态见图 4-12，其中图 4-12 d-f 为带膜雷达罩结构骨架部分的屈曲形态。

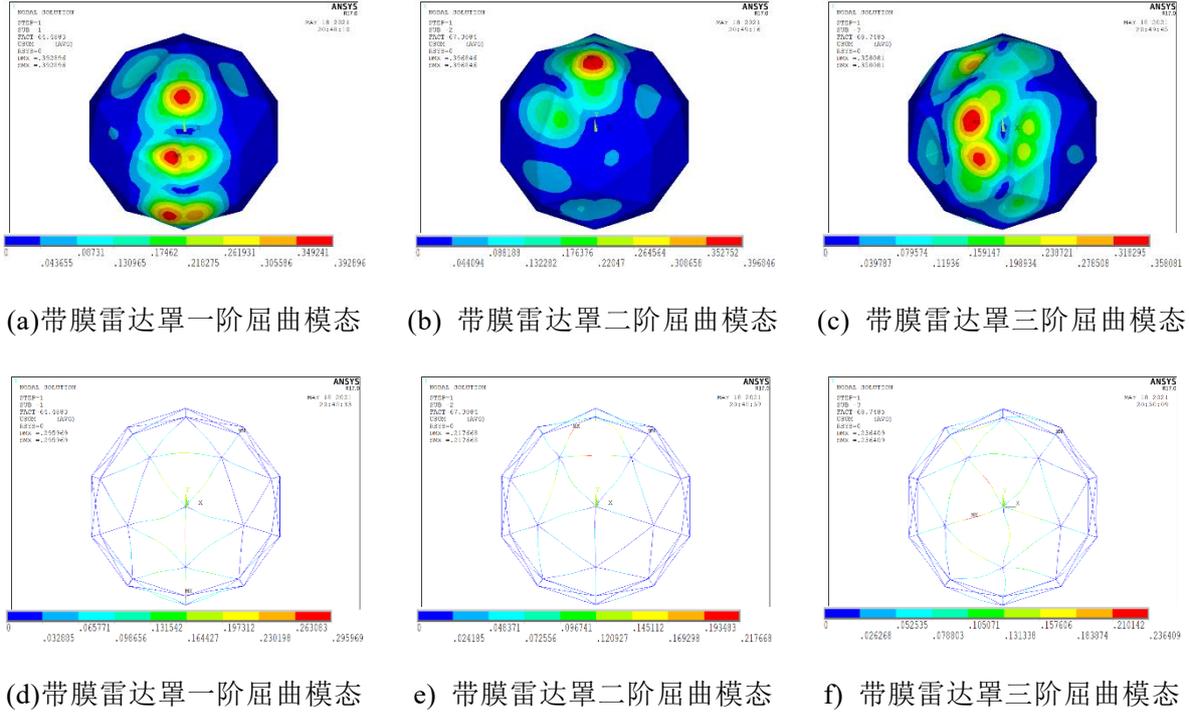


图4-12 带膜雷达罩屈曲模态

可以看到，带膜雷达罩结构的屈曲模态与简化方法的屈曲模态略有不同，十字截面法得到的杆件屈曲以结构迎风区域杆件的面外屈曲为主，弹性支座法的杆件屈曲则是以结构迎风区域杆件的面内高阶屈曲为主。虽然杆件屈曲形态不同，但结构发生屈曲杆件的位置基本相同，都位于结构正面迎风区域。

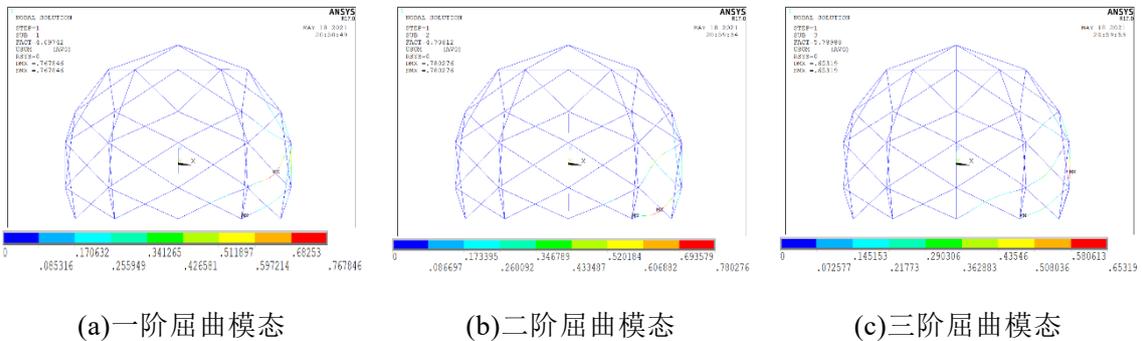


图4-13 十字截面法雷达罩屈曲模态

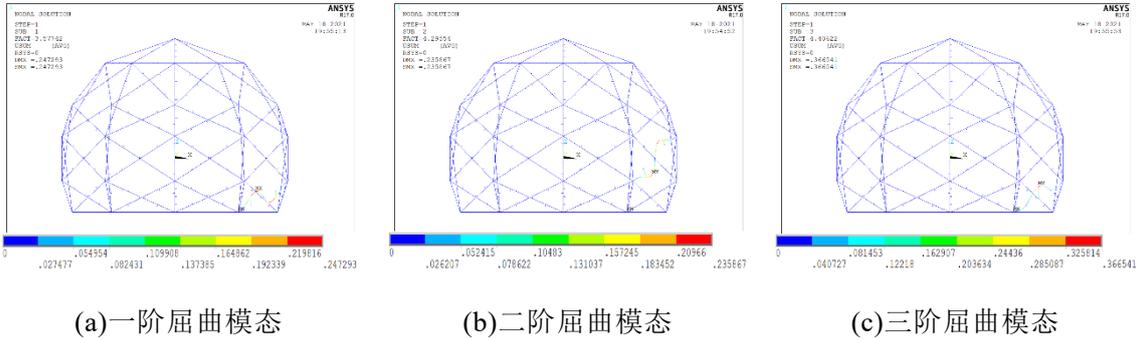


图4-14 弹性支座法雷达罩屈曲模态

最后，对三种模拟方式得到的结构稳定承载力进行分析，计算同时考虑结构风荷载与重力荷载，风荷载通过 APDL 程序进行施加，重力荷载通过 ACEL 命令施加，其它参数设置见 4.2 节中的介绍。考虑双重非线性的全过程稳定计算结果如图 4-15 所示，图中三条曲线均为结构合位移最大的节点的位移荷载曲线。由图可知：带膜雷达罩结构的稳定承载力为  $9.6\text{kN/m}^2$ ，极限荷载对应位移为  $11.45\text{mm}$ 。十字截面法得到的结构稳定承载力为  $8.7\text{kN/m}^2$ ，与带膜雷达罩结构误差为  $9.4\%$ ，极限荷载时对应的节点位移为  $16.29\text{mm}$ ，误差为  $1\%$ ；弹性支座法得到的结构稳定承载力为  $8.5\text{kN/m}^2$ ，与带膜雷达罩结构的误差为  $11.45\%$ ，极限荷载时对应的位移  $12.79\text{mm}$ ，误差为  $18.7\%$ 。对于弹性支座法的模型，由于弹簧的存在，结构在开始加载阶段与加载后期，随着杆件的变形增大，弹性支座开始参与结构受力，所以在结构加载初期与后期，结构的荷载位移曲线的斜率会发生变化，且杆件的屈曲形态会随着荷载增加发生改变，从低阶屈曲变为高阶屈曲，在极限荷载的选取中，只考虑曲线的第一个峰值。

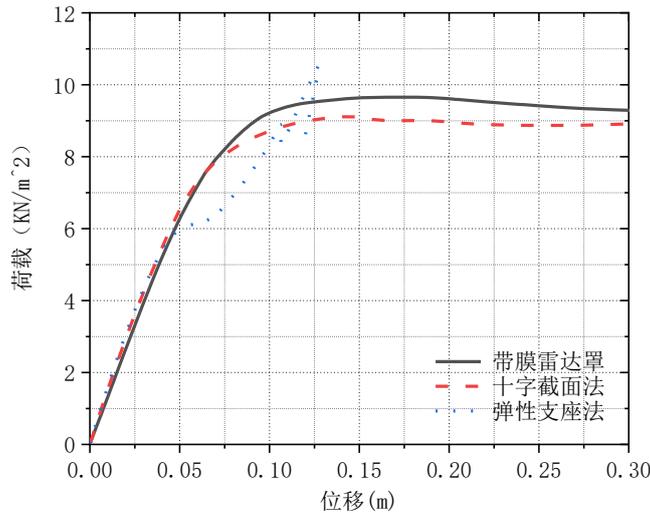
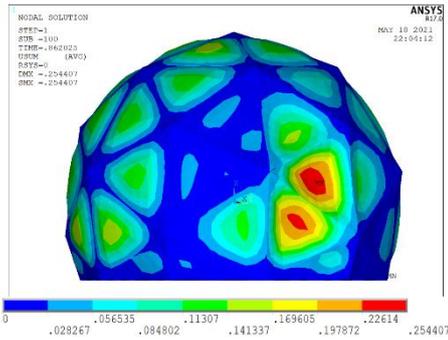
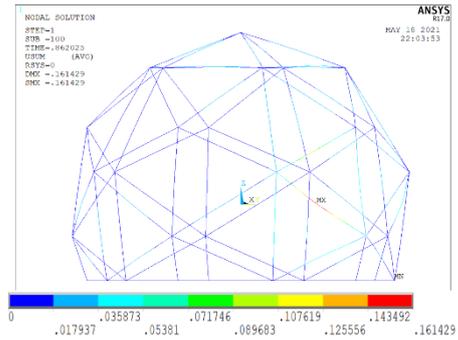


图4-15 雷达罩结构数值方法全过程曲线

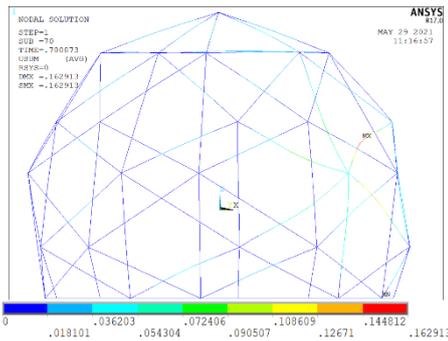
提取三种数值模型在极限荷载时的位移云图，如图 4-16 所示。可以看到带膜雷达罩结构骨架的最大位移发生在迎风面杆件处。对十字截面法，可以看到结构在雷达罩迎风面的上部杆件变形最大。对弹性支座法，结构位移最大节点位置与带膜雷达罩相同。



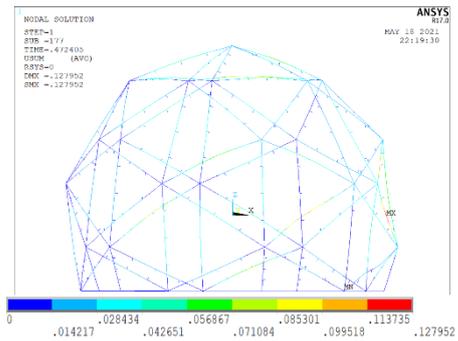
(a) 带膜雷达罩结构位移云图（蒙皮）



(b) 带膜雷达罩结构位移云图（骨架）



(c) 十字截面法位移云图（蒙皮）



(d) 弹性支座法位移云图（骨架）

图4-16 雷达罩风荷载分布

综上，简化方法对结构的静力性能与稳定性能的拟合效果较好，得到的结构极限承载力与最大位移吻合度较高，且简化方法的计算时间与占用内存空间比带膜雷达罩结构大大减少，可以在一定程度上代替带膜雷达罩结构的整体稳定计算，作为其稳定承载力的参考。

#### 4.4.3 不同跨度雷达罩计算结果

为了更好的对两种简化分析方法的准确性进行对比，本文使用两种简化方法对球径为 6m，8m，20m 与 38m 的雷达罩在风荷载下的稳定承载力进行了分析，雷达罩结构有限元模型如图 4-17 所示。四种尺寸雷达罩的杆件与蒙皮使用

相同的材料，截面大小与蒙皮厚度也相同，其它计算设置均与 2.2 节相同，为了研究蒙皮效应受雷达罩跨度的影响，也对不考虑蒙皮效应的这四种骨架雷达罩进行了相同的分析。

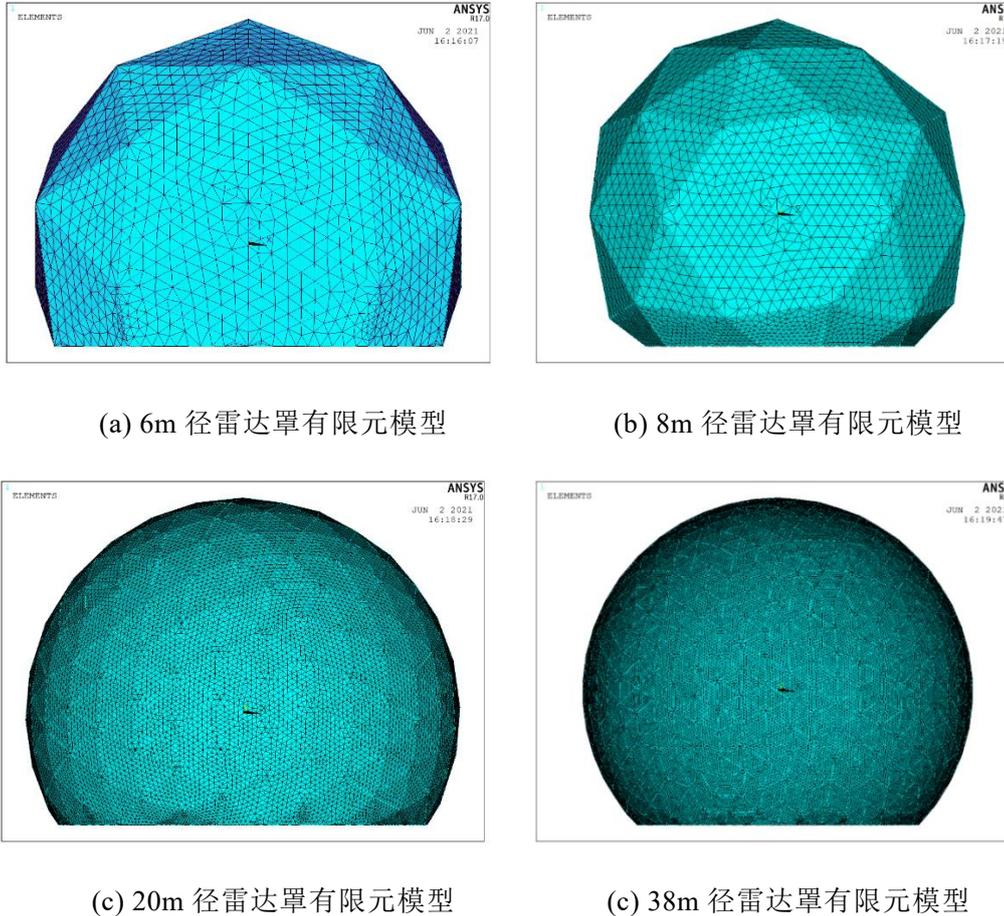


图4-17 不同跨度雷达罩有限元模型

计算结果如图 4-18 所示。可以看到，十字截面法得到的荷载位移曲线与带膜雷达罩得到的结果最接近，十字截面法计算结果的误差为 15.2%。弹性支座法由于弹性支座的存在，曲线平滑度较差，得到的极限荷载小于十字截面法，误差为 19.1%。由于简化方法的雷达罩模型杆件间缺少连接，模型整体性不如带膜雷达罩，所以两种简化方法得到的结果均小于带膜雷达罩，可以认为简化方法得到的雷达罩计算结果偏于安全。与实际结构相比，数值模型未考虑蒙皮与杆件连接处破坏和雷达罩单元间连接节点的破坏。在王乐的整体试验中<sup>[4]</sup>，对局部蒙皮撕裂的雷达罩结构稳定承载力进行了计算，结果表明在杆件一侧缺失蒙皮对雷达罩稳定承载力的影响较小；数值模拟中对节点的处理为共点连接，

节点刚度略大于实际结构，对节点连接较弱的雷达罩结构需要对方法进行一定的修正。

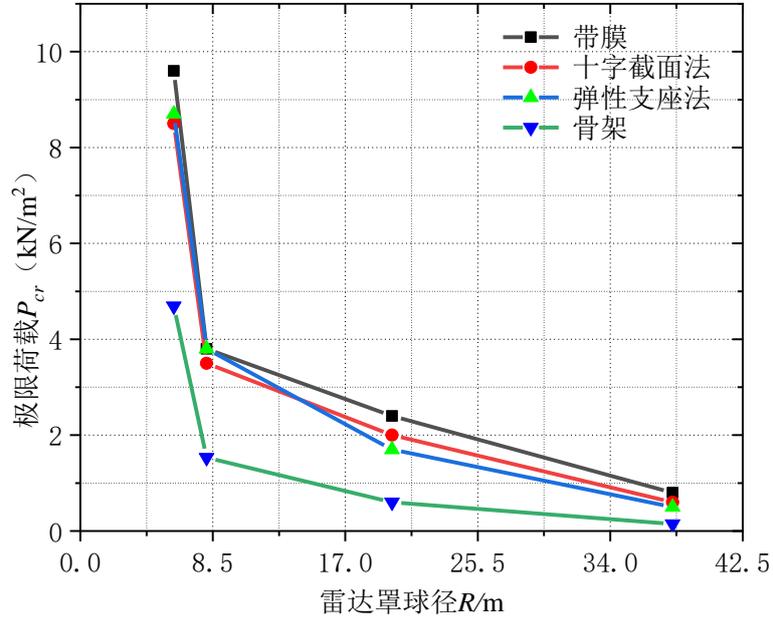


图4-18 简化分析方法雷达罩荷载位移曲线对比

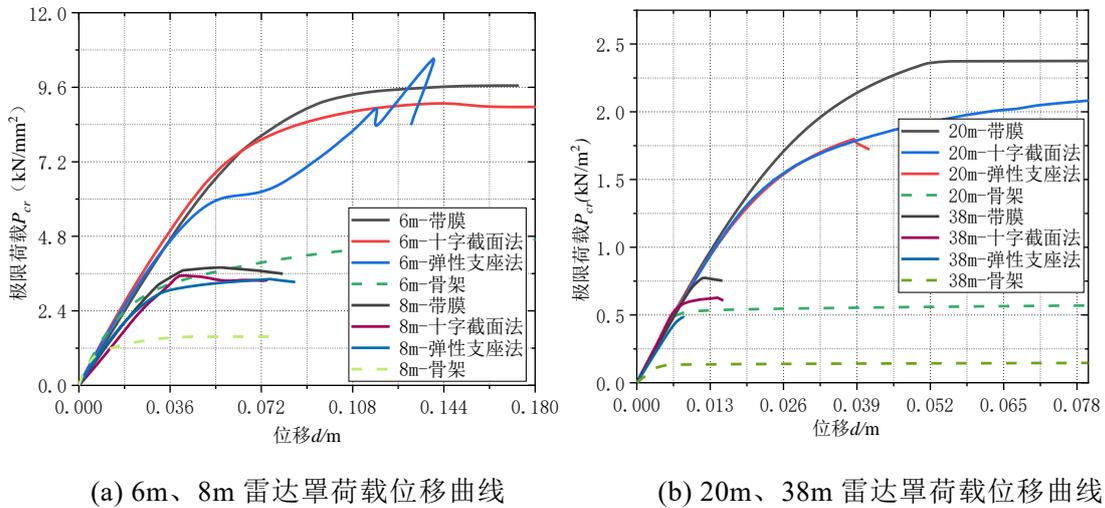


图4-19 雷达罩简化方法计算结果

在 ANSYS 计算过程中，使用\*get 命令在非线性分析计算开始前后记录系统时间，得到不同计算方法所用时间，如表 4-3 所示。可以看到，随着雷达罩跨度的增加，结构计算时间显著增加，当模型跨度为 38m 时，十字截面法的计算时间仅为带蒙皮模型计算时间的 9.3%，而弹性支座法的计算时间为带蒙皮模型的 32.2%。考虑到十字截面法的计算速度与收敛性优于弹性支座法，并且在不同跨

度下的整体雷达罩计算中结果准确度较高，所以建议设计人员使用十字截面法进行雷达罩结构的简化计算分析。同时在论文第五章中的软件平台中，也将采用十字截面法进行计算分析。

表4-3. 简化方法计算效率对比

模型跨度	三角形单元数量	带膜雷达罩/min	十字截面法/min	弹性支座法/min
6m	50	27	10	21
8m	75	52	19	43
20m	435	263	35	85
38m	1500	829	77	266

为了衡量蒙皮效应对整体雷达罩结构极限承载力的提高，与双三角形骨架类似地，引入蒙皮效应提高系数进行分析，蒙皮效应提高系数与雷达罩跨度关系如图 4-20。可以看到，随着雷达罩跨度的增加，结构的稳定承载力成指数型下降，但是蒙皮效应对结构承载力的贡献则有较大提高，从 2.0 倍提高到 5.4 倍。可以认为对于大跨度雷达罩结构，考虑蒙皮效应十分有必要。对于雷达罩结构，蒙皮的存在提高了单根杆件的稳定承载力，使得结构的稳定承载力上限得以提高；此外蒙皮还提高了结构的整体性，使结构的应力分布更加均匀，有利于雷达罩结构受荷。

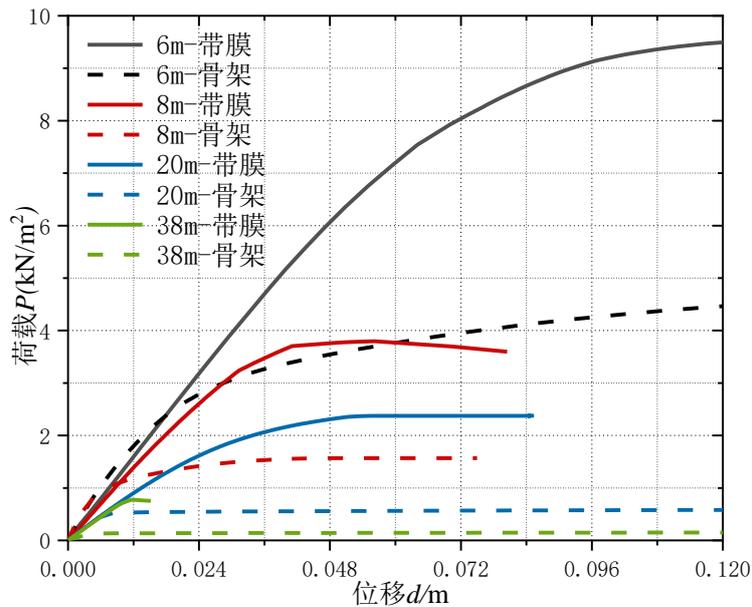


图4-20 不同跨度雷达罩位移荷载曲线对比

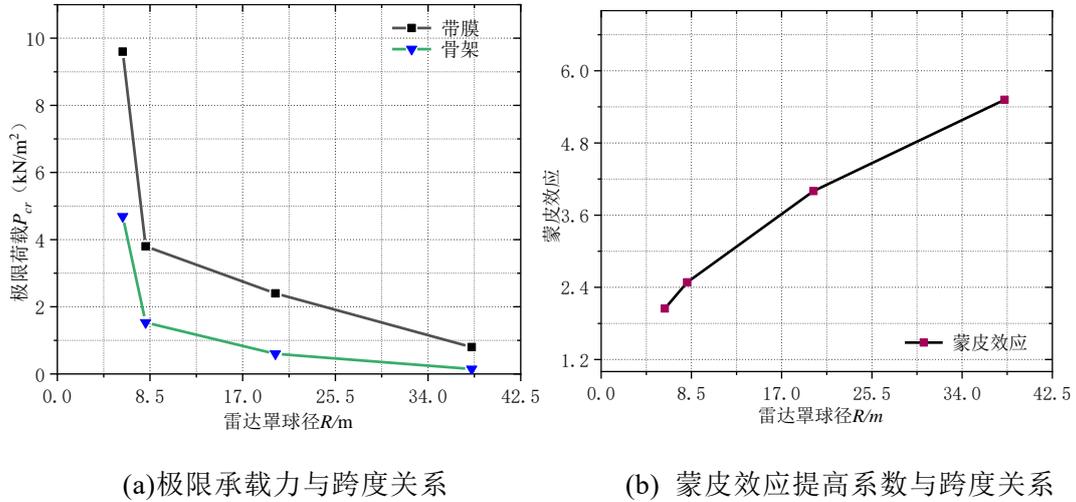


图4-21 雷达罩全过程计算结果

## 4.6 本章小结

本章对考虑蒙皮效应的雷达罩结构的简化分析方法进行了探究：提出了三种不同的简化分析方法，分析了其在双三角形单元的稳定承载力计算中的准确性，将其中准确性较差的一种首先排除；其次分析了剩余两种方法在整体雷达罩计算中的计算效率与准确性，通过对比结构在风荷载、竖向荷载下的计算结果，并将不同跨度雷达罩结构应用两种简化方法的计算结果进行横向对比，最后得到了可靠度与计算效率最高的简化分析方法；最后分析了雷达罩结构的稳定承载力、蒙皮效应与跨度的关系。

(1) 第一种简化方法是通过改变杆件的截面高度与宽度，形成一个考虑了蒙皮效应的新杆件截面，截面仍为矩形。在双三角形结构的稳定承载力计算中，由于其位移误差过大，达到了 42.93%，即初始刚度与精细化模型差距过大，所以在后续计算过程中不考虑该方法。

(2) 第二种简化方法则通过为截面增加翼缘来提高其弱轴惯性矩，通过改变中间矩形高度来改变其强轴惯性矩，形成的截面为十字形截面。在双三角形结构的稳定承载力计算中，该方法的误差均在 10% 以内，在整体雷达罩结构风荷载与竖向荷载作用下的承载力计算中，该简化方法的误差也均小于 10%。对不同跨度的雷达罩结构在风荷载作用下的承载力计算中，该方法的误差小于简化方法二，为 15%。同时考虑到这种简化方法的计算效率与收敛性都明显由于简化方法三，所以将这种方法封装到雷达罩分析软件。

(3) 第三种简化方法基于雷达罩双三角形单元的简化模型，即连续弹簧支

撑的杆件模型，通过在杆件周围施加连续弹性支座来对蒙皮对结构的支撑作用进行考虑。该方法的误差水平与简化方法二相近，但是由于弹性支座与节点耦合的设置，结构在屈曲过程中，杆件的屈曲形态会不断发生变化，导致结果曲线发生振荡，且弹性支座的设置也会影响计算时间，结构的收敛性与计算效率比起精细化模型提高较少。综上，也不考虑在分析软件的开发中使用这种方法。

(4) 其它结构属性不变的情况下，雷达罩跨度越大，结构的稳定承载力越低，蒙皮对结构承载力的贡献越大，证明了对大跨度雷达罩结构考虑蒙皮效应的必要性。

## 第 5 章 雷达罩结构分析软件开发

### 5.1 引言

前述章节对金属骨架雷达罩结构的稳定承载力进行了参数化分析，并对其数值模拟流程与雷达罩模型进行了简化。文章通过数值模拟计算给出了结构的静力计算结果，特征屈曲结果与稳定承载力，为其工程设计提供了参考。考虑到金属骨架雷达罩结构本身的复杂性，设计规范与设计经验不足以满足其设计需求。尤其随着雷达罩结构尺度的不断增长，通过数值模拟计算辅助结构设计的需求愈发明显。对这类结构的数值模拟，在模型建立，非线性计算与数据处理方面需要大量的人工介入与重复性操作。此外，由于金属骨架雷达罩结构的复杂性，骨架与蒙皮单元的刚度差距过大，结构的收敛性较差，往往需要多次的重复试算与模型调整才能得出可靠的结论。上述因素提高了金属骨架雷达罩结构设计的门槛，也增加了设计人员的工作量。针对这些问题，本章对金属骨架雷达罩结构分析软件的功能模块，技术路线，操作流程及功能实现进行了深入的研究。并基于 Visual Studio 2019 软件<sup>[50]</sup>中的.NET 开源开发平台对相应的功能模块进行了开发，生成了适用于 UWP 平台的 Windows 窗体应用，并在最后给出了该软件在工程实例中流程的展示。

### 5.2 分析软件平台基本框架

对工程设计人员来说，金属骨架雷达罩结构的设计荷载作用下的响应与结构的最大承载力是他们最关心的内容。在金属骨架雷达罩结构设计中，对其结构性能的考虑主要分为初步设计阶段与设计优化阶段。每个阶段都需要进行结构信息的输入，结构性能的分析与结构的输出。根据不同的设计阶段的需求，将分析软件平台分为参数化建模模块，计算模拟模块与结果提取模块。

分析软件平台的基本框架如图 5-1，对于软件的用户，即雷达罩结构设计人员，只需按照软件要求输入结构的相关信息，便可以获得结构的初步计算结果。此时软件平台会收集参数，完成雷达罩结构 APDL 文件的自动生成，并且通过 SHELL 命令调用 ANSYS batch 应用程序，自动完成建模与计算流程，最后将得到的结果在软件界面显示，便于设计人员判断结构方案可行性。当设计人员需要通过多次计算优化确定结构尺寸等数据时，可以通过程序内置的批处理选项同时对多个模型进行计算，并综合其结果并生成相应的数据与表格。最后，通

过优化满足了雷达罩结构的电磁性能与结构性能的统一之后，软件分析平台为设计人员提供了生成详细计算报告的选项，可以将所需计算结果输出。

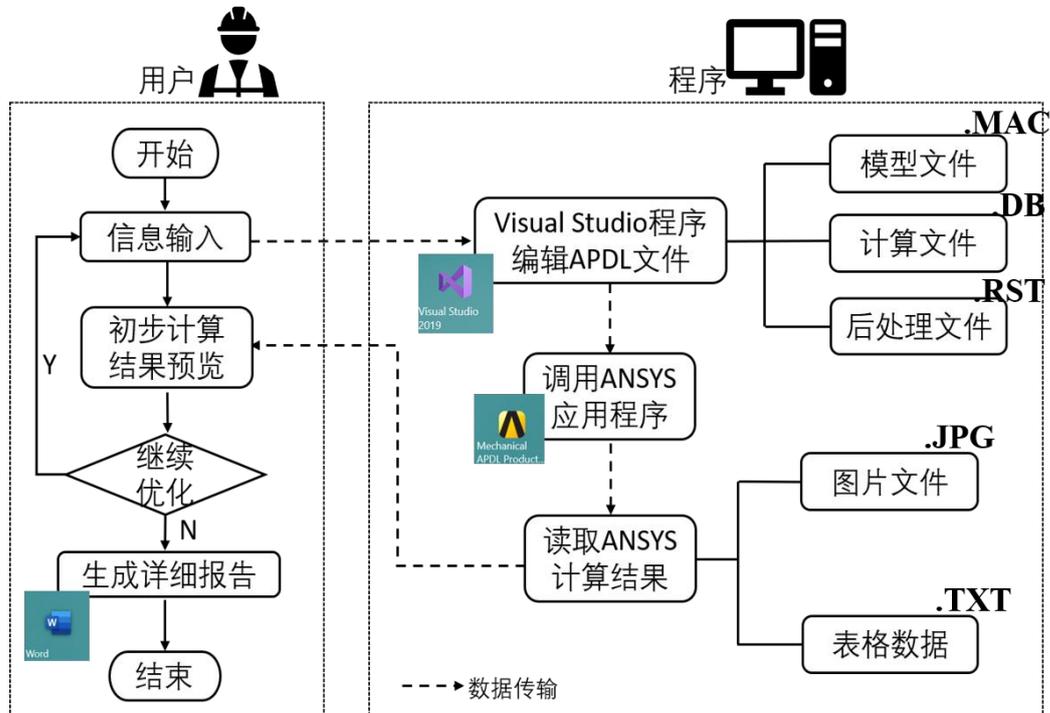


图5-1 金属骨架雷达罩结构分析软件总体框架

表5-1 软件平台模块功能及参数

软件模块	输入参数	实现功能
参数化建模	结构参数、荷载工况、材料参数	根据设计要求生成相应的模型、提供模型的预览图片、提供 ANSYS 相关文件
计算模拟	分析类型，材料非线性	根据要求调用 ANSYS 程序进行计算、生成相应的结果预览
结果提取	输出路径，图片格式，输出内容	汇总计算结果、输出结果至要求目录中、输出相应格式结果图片

在金属骨架雷达罩结构的初步设计阶段，设计人员的主要目的是对结构方案的可行性进行判断。这一部分需要设计人员将结构尺寸，杆件与蒙皮的材料信息，结构考虑的荷载类型与结构的支撑形式等信息在界面中输入，并通过计算

模拟模块进行结构方案可行性的判断，最后将初步计算的结果在结果输出模块呈现，或通过程序对结构方案的可行性进行判断。

在金属骨架雷达罩结构的设计优化阶段，为了达到雷达罩结构电磁性能与结构性能的平衡，设计人员需要对结构方案不断的优化，同时也需要对结构稳定性能进行计算。在这个过程中，需要对雷达罩结构进行多次的重复计算，给出多种工况下最满足要求的结构形式。为了辅助以上两个设计阶段，减少设计人员工作难度与工作量，软件平台提供了参数化建模，计算模拟，结果提取三个模块，各个模块介绍如表 5-1。

### 5.3 分析软件的使用与开发

分析软件的主界面如图所示，需要设计人员选择项目建立的工作目录与 ANSYS 程序的位置。主界面的功能条包括如下功能：新建/保存项目文件、设置文件与程序目录、输入模型信息、选择计算方式、输出计算结果、输出计算报告，输出帮助信息。当用户选择新建项目文件并完成弹出的设置选项后，界面功能条中的灰色选项将被激活，允许用户进行输入结构信息等后续操作。后续可进行的操作可以被分为三个部分：模型建立选项对应参数化建模模块，计算设置选项对应计算模拟模块，计算结果与计算报告选项对应结果提取模块。在其余选项未被激活时，软件允许用户打开相关帮助文件进行参考。以下将对三个模块的使用方法与开发方法进行介绍。



图5-2 金属骨架雷达罩结构分析软件主界面

### 5.3.1 参数化建模模块

参数化建模模块的界面如图 5-3 所示：在设计过程中需要设计人员按照要求依次输入骨架材料与蒙皮材料的参数，并输入金属骨架雷达罩结构的尺寸与支撑条件等数据。完成这一部分的输入后，用户可以根据需求，在指定的项目文件夹中生成模型命令流与模型预览文件，通过点击‘查看模型’按钮便可在右端窗口看到新建立的模型图片。

生成模型文件之后，设计人员还可以在此页面进行荷载施加的设置，通过选择荷载类型为风荷载或节点竖向荷载，并输入荷载数值，软件可以生成相应的荷载施加命令流文件，并在用户点击‘施加荷载’按钮后调用 ANSYS 程序进行相应操作，最后生成施加荷载后的雷达罩图片。生成的图片文件可以通过点击‘查看荷载’按钮在对应的图片框中查看，方便设计人员进行检查。

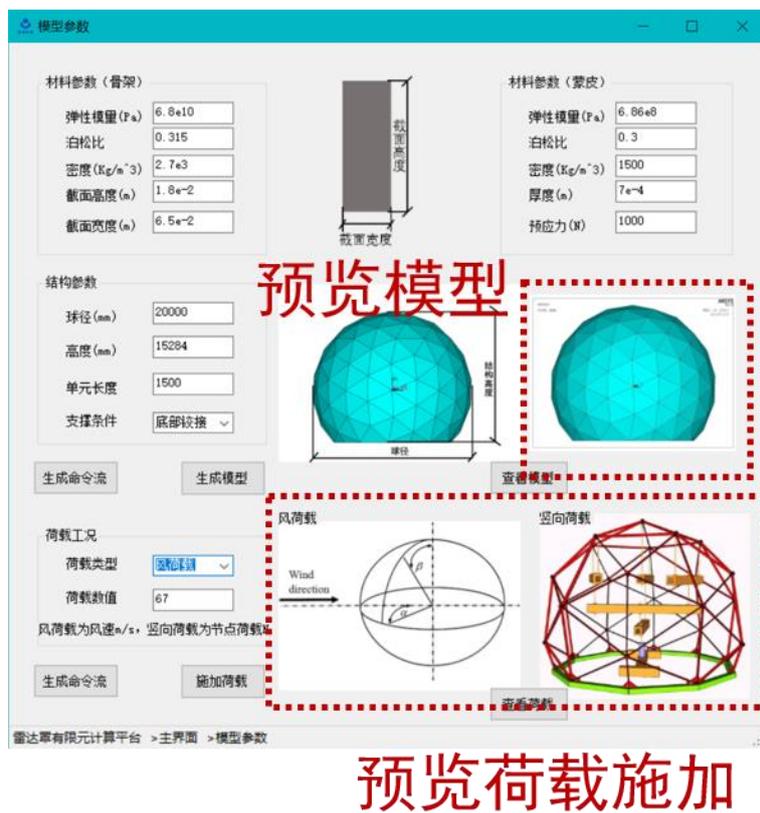


图5-3 模型建立界面

金属骨架雷达罩结构属于截球形罩体，对于这类罩体的划分有许多不同的方法。根据电性能、结构、工艺、运输、安装等方面的要求，一般都先将球面分为正多面体（通常有四面体、六面体、八面体、十二面体与二十面体等多种），然后再从正多面体出发作进一步的划分，此外，也可按爪瓣状或按照经纬线方

向进行划分。考虑到上面各项要求，以正十二面体出发划分较为合适。

按照从正十二面体出发的划分方法，将使罩体由多种规格的球面六边形、五边形与四边形单元组成。划分时，先将球面分为十二个全等的球面正五边形，再将每个正五边形分为具有公共顶点的五个相等的球面等腰三角形，如图 5-4 所示。这样便将球的划分归结为对球面等腰三角形作具体的划分。

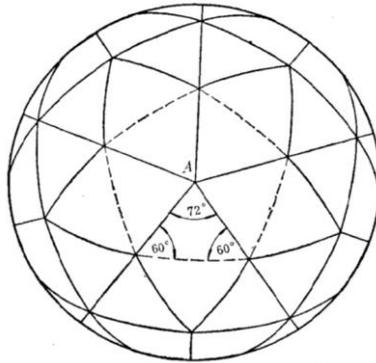
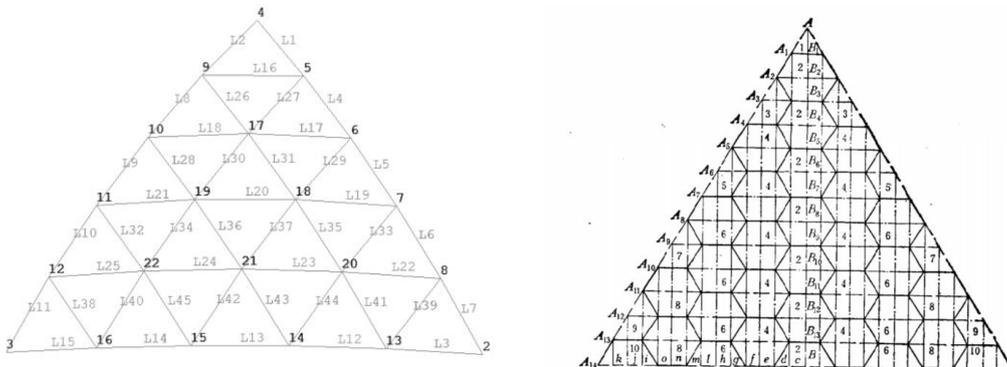


图5-4 球面正十二面体与三角形的划分

基于球面几何知识，上述球面等腰三角形的顶角为  $72^\circ$ ，另两角均为  $60^\circ$ 。对于三角形的划分又有两种方式，第一种方式将三角形的三条边长等分，并过三角形两腰的节点，过结构球心做弧。将弧线按比例划分，并将三角形线段位置的点依次连接成小三角形，最后得到的图形如图 5-5 a)。第二种方式则通过在三角形底边做高，将此等腰三角形分为两个镜面对称的球面直角三角形，其两锐角分别为  $36^\circ$  与  $60^\circ$ 。一个球面直角三角形中已知两锐角，即可按有关公式求出底边、腰与底边上的高。求得以上三个元素，便可再将此等腰三角形分成若干种球面六边形、五边形，得到的三角形如图 5-5 b)。



(a) 三角形划分一

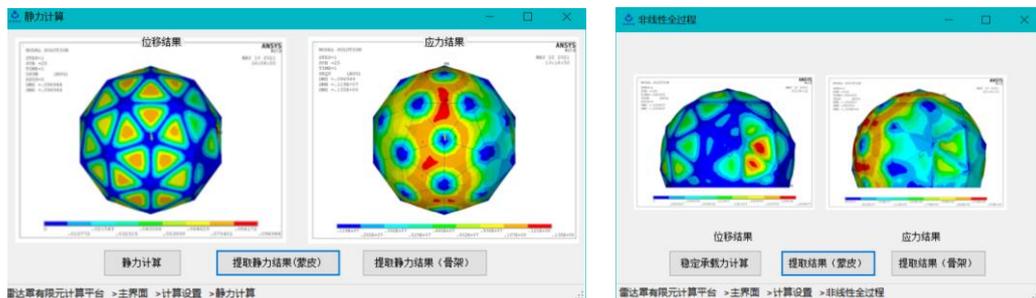
(b) 三角形划分二

图5-5 球面等腰三角形的划分

考虑到单元件的尺寸与数量，金属骨架雷达罩结构通常使用第一种划分方法。玻璃钢蒙皮结构雷达罩等刚性罩更多使用第二种划分方式。参数化建模的流程则是将划分过程逆转，首先建立一个球面正十二面体的待划分三角形，将三角形的三条边按照设计需求的单元长度等分，并连接线段为直线，通过 APDL 程序将得到的节点连接成线，按照一定规律生成对应的三角形面。得到划分好的三角形之后，将其围绕顶点复制，形成一个球面五角形。之后将五角形绕三角形的一条边翻转，生成新的球面五角形，并将新五角形绕球心旋转，生成上半部球形。最后将上半部球形绕球形对称复制，生成整个球体并按照要求将球体截断。

### 5.3.2 计算模拟模块

计算模拟模块包括三个界面，静力分析，特征屈曲，非线性屈曲，如图 5-6 与图 5-7 所示。使用时，在用户完成结构参数建模页面的输入之后，用户可以通过在主界面点击选项栏的‘计算设置’来选择进行何种分析。进入页面后，与模型建立界面类似，用户可以选择进行何种分析，并将需要的结果在页面的图片框中显示并进行判断。对于金属骨架雷达罩结构，骨架与蒙皮的位移与应力同时显示时，蒙皮结果会遮挡骨架结果，所以软件为用户提供了分别显示蒙皮结果与骨架结果的选项。对于特征屈曲结果，由于金属骨架雷达罩属于柔性罩，结构前几阶特征值差距较小，所以软件为设计人员提供了结构前三阶特征屈曲模态供其参考。



(a) 静力分析界面

(b) 非线性屈曲界面

图5-6 计算模拟模块界面

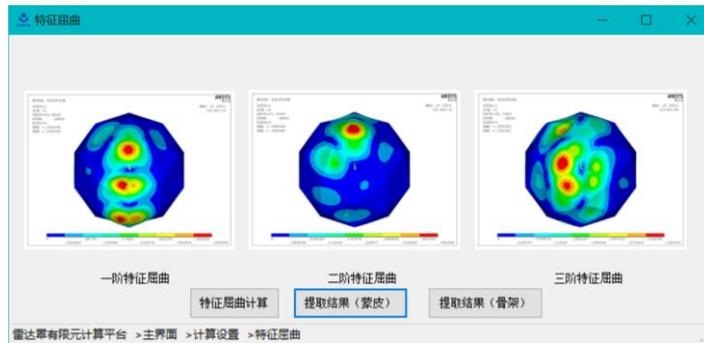


图5-7 特征屈曲计算界面

在软件窗口输出的图片来自于 APDL 命令流中的设置，本文采用 /SHOW 命令将指定的结果图片输出。在 APDL 中，输出图形文件的方式有三种：/UI,COPY,SAVE,BMP 命令、/IMAGE,SAVE 命令、/SHOW,JPEG 命令，考虑到程序需要调用 ANSYS batch 进行计算，只有 /SHOW 命令支持这种方式下的图片输出，所以软件采用这种方式。

### 5.3.3 结果提取模块

软件的结果提取模块包括两个功能：根据得到的数据生成计算曲线、输出结构的计算报告。模块界面如下图所示：该页面为用户提供对之前的计算结果进行综合浏览，用户可以选择需要浏览的结果内容；该模块也可以在曲线页面自动提取结构位移最大点的全过程荷载位移数据，并在程序中给出该节点的位移荷载曲线。此外，本模块也为用户提供了金属骨架雷达罩计算报告模板，可以在‘计算报告’页面指定报告名称与位置，计算报告将输出结构静力响应，特征屈曲结果，全过程分析结果等内容帮助设计人员减轻工作量。



(a) 结果提取界面一

(b) 结果提取界面二

图5-8 结果提取模块界面

在软件平台中，为了可以对 WORD 文档进行编辑，在开发过程中调用了 Visual Studio 2019 软件提供的 Microsoft Office 16.0 Object Library、Microsoft Word 16.0 Object Library 与 Microsoft Visual Basic for Application Extensibility5.3。用户选择生成计算报告后，软件会将‘报告模板’文档内的指定字符替换为之前的计算中储存的计算结果与图片文件，从而自动生成新的雷达罩计算报告。此外，用户也可以参考‘报告模板’文档内的字符形式，将其它的文档作为模板来生成相应的计算报告。



(a) 计算报告界面

```
Private Sub 生成报告_Click(sender As Object, e As EventArgs) Handles 生成报告.Click
    Dim wordApp As New word.Application "word应用程序对象"
    Dim wordDocument As word.Document

    wordDocument = wordApp.Documents.Open(报告位置.Text & "\报告模板.docx")
    wordApp.Visible = False

    Dim FindObject1 As word.Find = wordApp.Selection.Find '定义word中需要被替换的目
    Dim FindObject2 As word.Find = wordApp.Selection.Find
    Dim FindObject3 As word.Find = wordApp.Selection.Find
    Dim FindObject4 As word.Find = wordApp.Selection.Find
    Dim FindObject5 As word.Find = wordApp.Selection.Find
    Dim FindObject6 As word.Find = wordApp.Selection.Find
    Dim FindObject7 As word.Find = wordApp.Selection.Find
    Dim FindObject8 As word.Find = wordApp.Selection.Find
    Dim FindObject9 As word.Find = wordApp.Selection.Find

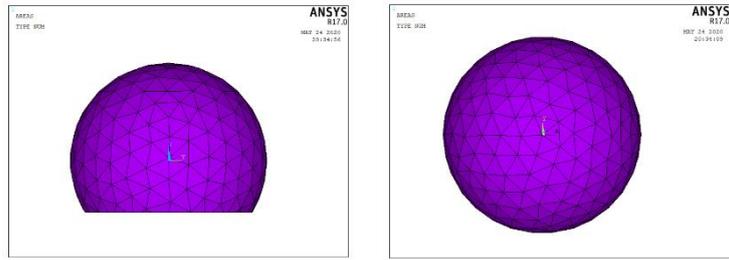
    With FindObject1
        .ClearFormatting()
        .Text = "骨架弹性模量value"
        .Replacement.ClearFormatting()
        .Replacement.Text = 模型参数.弹性模量_骨架.Text
        .Execute(Replace:=word.WdReplace.wdReplaceAll)
    End With
End Sub
```

(b) 计算报告生成部分主要代码

图5-9 计算报告生成界面

## 5.4 分析软件的应用

本节将通过雷达罩结构设计分析软件，在结构初步设计阶段，对不同杆件截面的雷达罩结构进行静力分析、特征值分析与全过程分析，选择最合适的截面。计算的雷达罩结构直径 38 米，主体外形为截球形金属骨架地面雷达罩，结构外形见图 1-1。结构主要由铝合金杆件相连构成各个单面，然后由单面拼接形成结构骨架，结构骨架外覆膜材，成为罩体。由于雷达罩结构空间尺寸较大、结构轻柔，所在地极限风速为 56m/s，有必要对结构进行抗风验算。验算过程中相关的限值主要参考《JGJ 7-2010 空间网格结构技术规程》与《CECS 158-2015 膜结构技术规程》<sup>[51]</sup>。



(a) 正视图

(b) 俯视图

图5-10 雷达罩几何外形

待计算的结构截面选择如下，共有四种不同的截面组合，具体的截面数据如表 5-2 所示。通过雷达罩分析软件对四种截面进行了静力计算，计算得到的结果如表 5-3。经过计算分析，在结构自重与水平向风荷载的作用下，四种截面均可满足规范规定的挠度限值和应力限值。蒙皮厚度从 0.7mm 减小到 0.5mm 后，膜材位移平均增大 11.6%，应力平均增大 26.6%。骨架截面减小后位移和内力均有明显的增大，但是蒙皮应力和位移改变较小，说明蒙皮内力对骨架截面不敏感。

表5-2 雷达罩截面选择

截面编号	截面宽度 (m)	截面高度 (m)	蒙皮厚度 (m)
1	0.036	0.2	0.0007
2	0.036	0.2	0.0005
3	0.028	0.16	0.0007
4	0.028	0.16	0.0005

表5-3 雷达罩计算结果

截面编号	膜材位移 (mm)	骨架位移 (mm)	膜材应力 (MPa)	骨架应力 (MPa)
规范限值	133	95	40	200
1	95.4	9.55	8.85	27.8
2	106.52	9.88	11.2	27.7
3	98.21	16.14	8.77	45.4
4	109.78	16.6	11.1	45.6

以截面 3 为例，通过结构的位移云图可以看到：膜材的最大变形为 83.2mm，

小于规范资料规定的 120.7mm，主要发生在风吸区域，符合规范要求。综合四种截面的计算结果，可以看到截面 1 与截面 2 的结果相近，截面 3 与截面 4 的计算结果相近。考虑到骨架截面越小，结构的电磁性能越好，蒙皮厚度越薄，电磁性能越好，下面将对选取这两组结果中蒙皮较薄的截面 2 与截面 4 进行全过程分析。



(a) 截面3骨架位移云图

(b) 截面3蒙皮位移云图

图5-11 雷达罩计算结果

这里定义一个稳定承载力系数  $K$ ，来表征结构的荷载情况，定义如下。

$$K = \frac{P_{cr}}{P_0} \quad (5-1)$$

公式中的  $P_{cr}$  代表结构极限稳定承载力， $P_0$  则代表结构的设计荷载，根据论文 4.4 节中内容， $P_0$  取结构在 67m/s 风速下的风压标准值，即  $P_0 = 2.8kN/m^2$ 。通过雷达罩结构分析软件对结构进行了全过程稳定的计算，计算得到了两种截面极限稳定承载力，通过计算得到了稳定承载力系数。对截面 2，系数为 3.8；对截面 4，系数为 2.4，均满足规范中对系数的要求。最后考虑到雷达罩的电磁性能，选择杆件截面较小的截面 4 作为最终采用的截面方案。

## 5.5 本章小结

本章对金属骨架雷达罩结构的分析软件进行了开发，软件的用户界面部分使用 Visual Studio 2019 提供的 .NET 开发平台进行开发，基于 Visual Basic 语言，软件中涉及到的对于 ANSYS 软件的调用与结构计算部分则通过 ANSYS APDL 编程实现。本节对分析软件功能进行了介绍：包括雷达罩结构的参数化建模、为设计人员提供的自动计算与计算结果后处理功能。此外还将分析软件与实际设计流程结合，为雷达罩结构的设计人员极大减轻了工作量。本章主要结论如下：

(1) 对于考虑蒙皮效应的雷达罩结构进行数值计算难度较大, 需要花费较多时间调整计算模型使其全过程计算收敛, 但是对大跨度雷达罩结构考虑蒙皮效应是十分有必要的, 所以本文开发了供雷达罩结构设计人员使用的分析软件, 降低了对雷达罩结构进行结构分析的难度, 有利于该种结构的设计工作与推广。

(2) 在工程设计过程中, 对结构计算结果进行处理也需要较多的时间, 本文则将结构计算得到的图片、数据的提取及计算报告的生成过程自动化, 通过调用开发平台提供的适用于 WORD 软件的函数库, 使得程序可以进行后处理, 为工程设计提供了便利。

## 结 论

本文在本课题组对金属骨架雷达罩结构稳定性能研究的基础上，完善了结构的数值模拟方法，将模拟方法应用到了结构的局部稳定承载力研究中，并通过雷达罩双三角形单元静力加载试验证实了数值模拟方法的准确性。此外，本文深入探究了雷达罩结构蒙皮效应的机理，并对雷达罩的双三角形单元与整体结构进行了稳定承载力性能的分析，在此基础上，探究了雷达罩结构的简化分析方法，通过与精细化模型的计算结果对比，选择了准确度与计算效率最好的方法。在简化分析方法的基础上，将数值模拟方法封装到软件中，利用 Visual Studio2019 开发了分析软件。研究主要结论如下：

(1) 静力加载试验证实蒙皮效应可以显著提高雷达罩结构杆件的稳定承载力，对工程中常用的金属骨架雷达罩单元，蒙皮效应可以使其承载力提高 6 倍以上；对风荷载作用下的整体雷达罩结构，随着结构跨度从 6m 增加到 38m，蒙皮效应对结构承载力的提高作用从 2.0 倍上升到 5.4 倍；建议对 6m 以上，风荷载作为控制荷载的中大型雷达罩，在结构稳定承载力计算时考虑其蒙皮效应。

(2) 蒙皮对杆件稳定承载力的提高是通过为杆件屈曲方向提供较强的支撑作用实现的，随着杆件长细比的增加，考虑蒙皮效应杆件的破坏形态从强度破坏转为面内多波失稳再转化为面外失稳。在杆件不同的失效阶段，影响蒙皮效应的因素不同。弱轴失稳阶段主要影响因素为杆件截面与蒙皮的面刚度，强轴失稳阶段主要影响因素为单元的支撑条件、杆件长细比与双三角形单元间夹角。

(3) 对于不考虑双三角形单元间夹角的杆件，蒙皮效应提高系数在弱轴高阶屈曲阶段逐渐提高，在强轴低阶屈曲阶段为一常数。对考虑双三角形单元间夹角的杆件，蒙皮效应提高系数随着杆件长细比的提高逐渐提高。

(4) 蒙皮效应对雷达罩杆件稳定承载力的影响可以采用为杆件增设翼缘的简化方法来进行计算，与精细化模拟方法相比，简化分析方法的计算时间仅为带蒙皮模型的 9.3%，且模型收敛性较好，与简化方法的计算结果误差可以控制在 17% 内，适合在雷达罩的初步设计阶段对雷达罩结构的稳定承载力进行计算。

(5) 基于前述研究，考虑到雷达罩结构设计人员在考虑结构性能时的需求，开发了相关的参数化模块，并将雷达罩简化分析方法封装到软件中，提高了雷达罩结构的设计效率，降低了雷达罩结构考虑蒙皮效应的设计门槛，有利于这种类型结构的推广。

## 参考文献

- [1] 哈玻. 玻璃钢地面雷达天线罩[M]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学出版社, 2003.
- [2] 王超, 顾叶青, 王晨. 雷达天线罩结构设计方法的研究进展与展望[J]. 电子机械工程, 2015, 31(06): 1-5+10.
- [3] 阎宏涛. 大型天线罩的结构工程研究[D]. 机械工程, 西安: 西安电子科技大学, 2007.
- [4] 王乐. 骨架支撑式膜结构雷达罩整体稳定性研究[D]. 土木工程, 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2019: 88.
- [5] Meeks M, Ruze J. Evaluation of the haystack antenna and radome[J]. IEEE Transactions on Antennas Propagation 1971, 19(6): 723-728.
- [6] Zhang F-S, Xu J-Z, Zu L. The buckling behavior of radome with different braided angles under wind loading based on CFRP[J]. Composite Structures, 2017, 180: 904-913.
- [7] 王荣国. 大型截球形 FRP 地面雷达天线罩的有限元计算[J]. 纤维复合材料, 1993(03): 30-36.
- [8] 佟丽莉, 孟松鹤, 陈辉. 大型地面雷达天线罩内力及稳定性分析 [J]. 纤维复合材料, 2002(04): 3-5.
- [9] Liu Q W , Chen F , Shen Q , et al. Optimal Design for Ceramic Radomes with A-Sandwich Structure[J]. Advanced Materials Research, 2009, 66:29-32.
- [10] 王丽君, 佟丽莉. 地面雷达天线罩风载下的数值模拟与风洞试验的研究[C]. 第 24 届全国结构工程学术会议, 2015: 7.
- [11] Wu Y, Wang L, Xue P, et al. Numerical and experimental study of the stressed skin effect of radome structures[J]. Thin-Walled Structures, 2020, 154.
- [12] 王乐, 武岳, 薛鹏, 等. 考虑蒙皮效应的雷达罩结构受力性能试验[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2020, 52(08): 176-183.
- [13] Nilson A H J J O T S D. Shear Diaphragms of Light Gage Steel[J], 1960, 86(3): 111-139.
- [14] Pincus G, Fisher G P. Behavior of diaphragm-braced columns and beams[J]. Journal of the Structural Division, 1966, 92(2): 323-370.
- [15] Fisher G P, Errera S. The performance of beams and columns continuously braced with diaphragms-I[R]. Ithaca: Cornell University, Department of

- Structural Engineering, School of Civil, 1965.
- [16] Apparao T V, Winter G, Errera S. Design recommendations for diaphragm-braced beams, columns and wall-studs[R]. Ithaca: Cornell University, Department of Structural Engineering, School of Civil, 1968.
- [17] 史艳莉, 王秀丽. 受力蒙皮结构的研究及发展 [J]. 钢结构, 2004(04): 10-13.
- [18] Davies J M, Bryan E R. Manual of stressed skin diaphragm design[M]. Canada: Canadian Journal of Civil Engineering, 1982.
- [19] Phan D T, Lim J B P, Tanyimboh T T, et al. Optimal design of cold-formed steel portal frames for stressed-skin action using genetic algorithm[J]. Engineering Structures, 2015, 93: 36-49.
- [20] Gryniiewicz M, Szlendak J K. FEM model of the steel building roof includes stressed skin diaphragm action effects[M]. 2016: 93-100.
- [21] Nagy Z, Pop A, Mois I, et al. Stressed Skin Effect on the Elastic Buckling of Pitched Roof Portal Frames[J]. Structures, 2016, 8: 227-244.
- [22] Lendvai A, Joo A L. Experimental full-scale tests on steel portal frames for development of diaphragm action - Part II Effect of structural components on shear flexibility[J]. Thin-Walled Structures, 2018, 132: 740-758.
- [23] Lendvai A, Joo A L, Dunai L. Experimental full-scale tests on steel portal frames for development of diaphragm action - Part I experimental results[J]. Thin-Walled Structures, 2018, 132: 729-739.
- [24] Pajunen S, Hautala J, Heinisuo M. Modelling the stressed skin effect by using shell elements with meta-material model[J]. Magazine of Civil Engineering, 2019, 86(2): 20-29.
- [25] 朱勇军, 张耀春. 蒙皮支撑的钢构件静力工作性能研究综述[J]. 哈尔滨建筑大学学报, 1995(04): 121-127.
- [26] 朱勇军, 张耀春. 蒙皮支撑的钢构件非线性静力分析[J]. 哈尔滨建筑大学学报, 1996(03): 53-61.
- [27] 朱勇军, 张耀春, 刘锡良, 等. 影响蒙皮支撑柱静力性能的若干因素[J]. 哈尔滨建筑大学学报, 1998(05): 3-5.
- [28] 武岳, 杨庆山, 沈世钊. 膜结构分析理论研究现状与展望[J]. 工程力学, 2014, 31(2): 1-14.
- [29] 邵连军. 多层框架结构轻钢住宅应力蒙皮效应有限元分析[D]. 土木工程, 淮南: 安徽理工大学, 2015.

- [30] 陈天乐. 轻钢结构在考虑应力蒙皮效应影响下的有限元模拟分析[D]. 土木工程, 重庆: 重庆交通大学, 2017.
- [31] 巫燕贞. 铝合金单层网壳结构蒙皮效应研究[J]. 建筑结构, 2018, 48(S2): 1018-1021.
- [32] 巫燕贞, 崔家春. 蒙皮效应对铝合金单层网壳结构性能的影响 [J]. 工程质量, 2020, 38(03): 76-81.
- [33] Shi Y-L, Li H-W, Wang W-D, 等. A Fiber Model Based on Secondary Development of ABAQUS for ElasticPlastic Analysis[J]. International Journal of Steel Structures, 2018, 18(5): 1560-1576.
- [34] Zhu K, Long L. Encapsulated invoking the analysis software ANSYS based on VB[C]. 2010 International Conference on E-Product E-Service and E-Entertainment, ICEEE2010, 2010.
- [35] 王柏生. 结构试验与检测[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2007.
- [36] 沈祖炎, 赵宪忠, 陈以一, 等. 大型空间结构整体模型静力试验的若干关键技术[J]. 土木工程学报, 2001, 34(4): 102-102.
- [37] 沈世钊, 陈昕. 网壳结构的稳定性[M]. 北京: 科学出版社, 1999.
- [38] 陈建稳, 吴善祥, 赵兵, 等. 经编织物类复合膜材拉伸力学性能的温度效应 [J]. 东南大学学报(自然科学版), 2020, 50(02): 251-259.
- [39] 陈建稳, 周涵, 陈务军, 等. 双轴向经编类膜材 PVDF8028 偏轴强度及刚度特征 [J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2019, 46(09): 54-61.
- [40] 关晓宇, 陈建稳, 夏雨凡, 等. 经编织物膜材双轴撕裂力学性能试验与数值研究[J]. 复合材料科学与工程, 2020(07): 5-12.
- [41] Inc. A. Ansys 17.0 Theory Guide[M]. Washington, DC: ANSYS inc., 2014.
- [42] Wempner G A, Structures. Discrete approximations related to nonlinear theories of solids[J]. International Journal of Solids, 1971, 7(11): 1581-1599.
- [43] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 空间网格结构技术规程 (JGJ7-2010) [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.
- [44] Crisfield M A. An arc - length method including line searches and accelerations[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1983, 19(9).
- [45] Forde B, Stiemer S F. Improved arc length orthogonality methods for nonlinear finite element analysis[J]. Computers, 1987, 27(5): 625-630.
- [46] Crisfield M A, Engineering. A faster modified Newton-Raphson iteration[J].

Computer Methods in Applied Mechanics, 1979, 20(3): 267-278.

- [47] 关超, 孙学水, 张专涛, 等. 应力蒙皮的试验研究和有限元分析 [J]. 科学技术与工程, 2014, 14(20): 275-280.
- [48] 陈骥, 陈浩军. 钢结构稳定[M]. 北京: 中国电力出版社, 2010.
- [49] 中华人民共和国建设部. 铝合金结构设计规范 (GB50429) [S]. 北京: 中国计划出版社, 2007.
- [50] Johnson B. Professional visual studio 2012[M]. Canada: John Wiley & Sons, Inc, 2012.
- [51] 中国钢结构协会空间结构分会. 膜结构技术规程 (CECS158:2015) [S]. 北京: 中国计划出版社, 2015.

## 攻读学位期间发表的学术论文

- [1] 王乐, 武岳, 薛鹏, 孙宝华, 孟松. 考虑蒙皮效应的雷达罩结构受力性能试验. 哈尔滨工业大学学报.2020,52 (8): 176-183
- [2] Yue Wu, Le Wang, Peng Xue, Bao hua Sun, Song Meng. Numerical and experimental study of the stressed skin effect of radome structures. Thin-walled Structures. 2020, 154: 106814

## 哈尔滨工业大学学位论文原创性声明和使用权限

### 学位论文原创性声明

本人郑重声明：此处所提交的学位论文《骨架支撑式膜结构雷达罩整体稳定性研究》，是本人在导师指导下，在哈尔滨工业大学攻读学位期间独立进行研究工作所取得的成果，且学位论文中除已标注引用文献的部分外不包含他人完成或已发表的研究成果。对本学位论文的研究工作做出重要贡献的个人和集体，均已在文中以明确方式注明。

作者签名：  日期：2021年06月11日

### 学位论文使用权限

学位论文是研究生在哈尔滨工业大学攻读学位期间完成的成果，知识产权归属哈尔滨工业大学。学位论文的使用权限如下：

(1)学校可以采用影印、缩印或其他复制手段保存研究生上交的学位论文，并向国家图书馆报送学位论文；(2)学校可以将学位论文部分或全部内容编入有关数据库进行检索和提供相应阅览服务；(3)研究生毕业后发表与此学位论文研究成果相关的学术论文和其他成果时，应征得导师同意，且第一署名单位为哈尔滨工业大学。

保密论文在保密期内遵守有关保密规定，解密后适用于此使用权限规定。本人知悉学位论文的使用权限，并将遵守有关规定。

作者签名：  日期：2021年06月11日

导师签名：  日期：2021年06月11日

## 致 谢

春去秋来，白驹过隙，在哈尔滨的六年即将结束，我也将收拾行囊走向人生的下一阶段，回首在工大求学的岁月，想起遇到的各位老师，朋友，同学，心中充满了感谢与不舍。

本篇论文的完成首先要感谢我的导师武岳教授，武老师指导了我的本科论文与硕士论文，从课题的起步阶段就一直为课题的完成保驾护航，为我答疑解惑，指点迷津。在这一过程中，我从武老师这里学到了太多太多：规格严格的科研态度、孜孜不倦的园丁精神、高瞻远瞩的治学思想都让我由衷的敬佩。还记得在刚入学时，武老师和我的谈话，教育我作为工大的学生，目光不能局限于找工作赚钱，要有家国情怀，人生要有更高的追求。武老师这种对人生的态度也感染了我，让我也开始渴望追求在科研道路上更进一步，为社会国家做出自己的一份贡献。我想，在这几年学到的东西将影响我的一生，在此，对武老师几年来的栽培与关怀表示真心的感谢。

这篇论文的完成还要感谢课题组孙瑛、孙晓颖、郑朝荣老师在例会与生活中的指导与帮助，在课题组的每一场汇报都让我不断进步。感谢课题的合作方哈玻拓普的孟松部长、孙东岩等工程师的大力支持。感谢我的师兄王乐对我课题的指导与帮助，他也是我科研生涯的另一位领路人。感谢苏岩师兄对我的关怀与帮助，也是他介绍我进入了空间结构研究中心这个大家庭。也感谢课题组所有师兄师姐在科研、生活中的帮助，希望大家以后可以一帆风顺。

感谢诸位同门黄俊凯、陈志勇、唐龙飞、吴运强、葛宇行、何欣、刘丹彤、李海坤等人的陪伴，感谢我的室友潘源良，朝日对我的包容与关怀。愿诸位位的未来各自精彩，不负韶华，我们青山不改，绿水长流，江湖再见。

还要感谢我的妻子，感谢你对我的信任与包容，在我位于低谷时候的陪伴与鼓励，感谢你选择了我来陪伴余生，希望未来我们可以一起走下去，不离不弃。

最后还要感谢我的父母，感谢你们一直以来给我的关心与支持，生我育我之恩，此生无以为报，只希望能在未来成为你们的后盾，保护你们无病无灾，喜乐平安。

薛鹏

2021年6月于哈尔滨