

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20241202002

雷达罩在强风作用下失效过程及易损性分析*

侯彦岑, 徐枫, 胡钢, 段忠东, 欧进萍

(哈尔滨工业大学(深圳)土木与环境工程学院, 深圳 518055)

摘要: 雷达罩被广泛用于军事和民用设施, 在风荷载中破坏严重, 因此进行雷达罩结构失效模式和易损性分析具有重要意义。首先采用大涡模拟进行雷达罩结构表面风荷载分布特性模拟, 获得3类不同基座高度雷达罩表面风荷载分布特性, 采用函数对其进行高精度拟合, 结果表明其风荷载大小远高于规范中旋转壳顶风荷载体型系数规定, 且增加基座高度主要影响雷达罩背风面体型系数。同时利用改进的Hashin准则和Tserpes的刚度退化准则进行雷达罩全过程失效分析, 基于此提出了雷达罩风致易损性的分析框架, 以失效单元数为损伤指标并给出了3种破坏状态的量化值, 构建Kriging代理模型预测雷达罩结构的失效概率, 为评估雷达罩的抗风极限性能、预估其损伤程度提供依据, 其结果表明: 雷达罩破坏极少单元就会造成结构失稳, 在低风速下随着基座高度增加, 其失效概率增加, 不过在高风速下, 基座高度超过12 m后再增加其高度不会对雷达罩失效概率产生显著影响。

关键词: 雷达罩; 风荷载特性; 渐进失效; 易损性

中图分类号: TU33[†]4 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2025)05-1074-14

Failure Process and Vulnerability Analysis of Radomes under Strong Winds

HOU Yancen, XU Feng, HU Gang, DUAN Zhongdong, OU Jinping

(School of Civil and Environmental Engineering, Harbin Institute of Technology (Shenzhen), Shenzhen 518055, China)

Abstract: Radomes are widely used in military and civilian facilities, yet they often suffer severe damage under wind loads. Therefore, the analysis of structural failure modes and vulnerability of radomes is of great significance. Firstly, large eddy simulation was used to simulate the wind load distribution characteristics on the surface of the radome structures. The wind load distribution characteristics were obtained for three types of radomes with different base heights, and high-precision fitting was performed using functions. The results showed that the wind load magnitudes were much higher than the shape coefficients of wind load on the top of rotating shells specified in the codes, and increasing the base height mainly affected the shape coefficient on the leeward side of the radome. Additionally, the improved Hashin criterion and Tserpes' stiffness degradation criterion were used to analyze the entire failure process of the radomes. Based on this, an analytical framework for the wind-induced vulnerability of radomes was proposed, in which the number of failed elements was used as the damage indicator and quantitative values for three failure states were provided. A Kriging surrogate model was constructed to predict the failure probability of the radome structures, providing a basis for evaluating

* 收稿日期: 2024-12-02; 修回日期: 2025-02-28

基金项目: 十四五重点研发计划重点专项(2021YFC3100702)、广东省土木工程智能韧性结构重点实验室建设项目(2023B1212010004)资助

作者简介: 侯彦岑(1998—), 男, 博士研究生。主要从事结构风工程研究。E-mail: 1716605435@qq.com

通信作者: 徐枫(1980—), 男, 教授, 博导, 博士。主要从事结构风工程研究。E-mail: xufenghit@hit.edu.cn

their wind-resistance limit performance and estimating damage degrees. The results showed that structural instability of the radomes could be triggered by failure of only a few elements. At low wind speeds, the probability of failure increased with the base height, whereas at high wind speeds, increasing the base height beyond 12 m had no significant effect on the failure probability of the radomes.

Keywords: radome; wind load characteristics; progressive failure; vulnerability

0 引言

地面雷达罩在气象观测和信号传递等方面有着巨大应用前景,常见的地面雷达罩为截球形,小型雷达罩直径只有几米,大型雷达罩直径可达几十米。雷达罩作为风敏感结构,在强风作用下破坏尤其显著,因此对雷达罩在极端风荷载作用下进行渐进失效研究和易损性分析具有较大研究意义和工程应用前景。

为了研究大矢跨比球壳表面风荷载分布特性,国内外学者进行了大量的研究。J. Blessmann^[1]设计3种矢跨比的球壳,利用风洞试验探究场地类型和风向角对球壳表面风压的影响。S. Kawamura等^[2]通过风洞试验发现当风速超过10 m/s之后,同一类型球壳表面风压系数分布具有一致性。C. M. Cheng等^[3]通过风洞试验表明雷诺数在 $1.0 \times 10^5 \sim 2.0 \times 10^5$ 内对球壳表面风荷载分布几乎无影响;近年来数值模拟罩体表面风荷载开始兴起,其模拟的可靠性得到众多学者的验证^[4-6]。

同时由于复合材料的各向异性和非均匀性,复合材料的设计与分析具有一定的困难,特别是对其进行损伤发展过程预测和失效模式分析方面。Hashin失效准则被广泛运用于复合材料失效过程研究,且被多名学者^[7-9]证实与试验结果相比具有较高的精度。卜嘉润等^[10]根据Hashin失效判据判断柔性管模型失效情况,利用ABAQUS建立有限元模型,通过压缩试验验证了数值模拟与其得到的力与位移关系吻合较好。T. Kermandis等^[11]采用改进的Hashin失效准则,构建复合材料层合板的三维渐进失效模型,研究其在拉伸作用下螺栓接头处层合板单元的失效情况,取得了较好效果。近年来伴随着复合材料的大量应用,人们越来越关注其极限承载力,不过其结构设计以及材料的复杂性,导致结构的极限承载能力分散性较大,因此许多学者对复合材料的可靠度分析进行了大量的研究:丁振东

等^[12]基于蔡-吴失效准则,提出复合材料结构可靠性分析框架,用于此类结构可靠性分析,不过该类破坏考虑方式较为保守,易造成材料性能较大的浪费。S. C. Lin^[13]对多种失效准则的适用性进行讨论,分析复合材料失效过程,据此提出对复合材料层合板的可靠度分析方法。Z. H. Wang等^[14]则以有限元模拟复合材料圆柱壳的屈曲位移,以此作为结构失效条件,并作为构建克里金代理模型的训练样本,进行可靠度分析。

现已有的大型雷达罩这类复合材料研究中,对其进行有限元分析多采用规范进行荷载施加,往往过于低估其所受风荷载,同时基座高度不同对其表面风压的影响也未能考虑,危害结构设计;并且屈曲分析较多,缺少在风荷载作用下对雷达罩材料失效的萌生,发展直至最终破坏的全过程分析,以及易损性这一类的研究,而雷达罩结构的材料破坏引起其极限承载能力降低发生失稳往往先于其屈曲失稳,因此屈曲失稳会造成其对极限承载力评估过高。为此,本文采用已被证实有效的渐进失效研究方法,给出了3种破坏状态的量化指标,提出了雷达罩整体结构风致易损性分析方法,利用LES模拟罩体表面风压,结合改进的Hashin失效准则,对雷达罩这类复合材料进行研究,为该类结构的可靠性分析及安全评估提供方法支持。

1 雷达罩表面风荷载模拟

首先建立与邱冶^[15]风洞试验一样大矢跨比球壳模型,雷达罩半径0.4 m,基座高度0.4 m,风速为36 m/s的均匀流,模型示意图如图1所示。采用大涡模拟进行雷达罩表面风压模拟,模型计算域为 $15 \text{ m} \times 10 \text{ m} \times 5 \text{ m}$ (流向 x ×展向 y ×竖向 z),满足阻塞比小于3%,网格总数为640万,第一层网格高度为 $1 \times 10^{-5} \text{ m}$,满足 y^+ 小于1的条件。

风压系数高度参考点为1.0 m,图2为风压系数展示角度取值示意图,从图3的模拟结果对比可以看出,迎风面风压系数基本重合,仅在背风面受扰

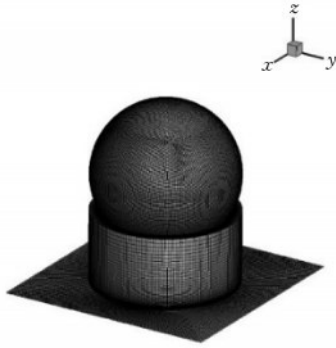


图1 模型示意图

Fig.1 Schematic diagram of model

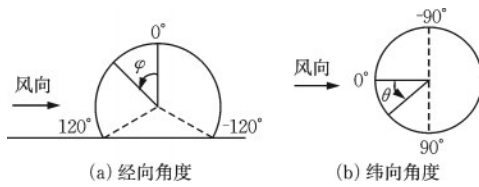


图2 取值角度示意图

Fig.2 Schematic diagram of measurement angles

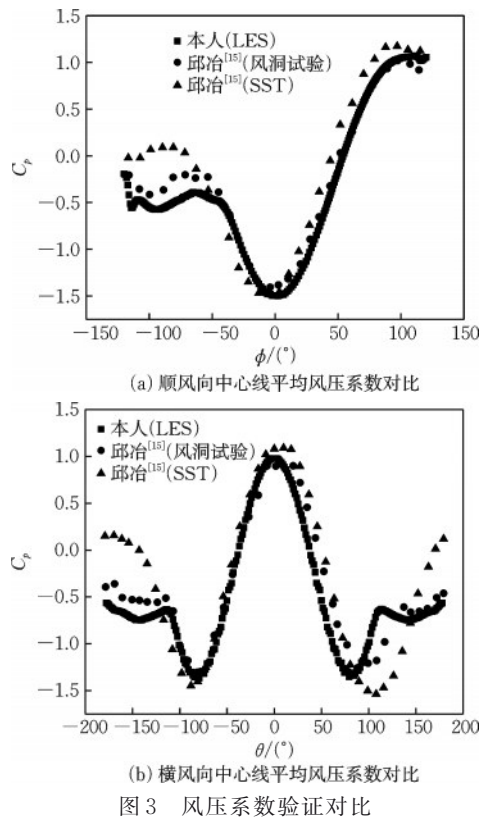


图3 风压系数验证对比

Fig.3 Verification and comparison of wind pressure coefficients

流影响稍有误差,因此本文采用的模拟方法的模拟结果与试验结果对比良好,为后文进行罩体风荷载模拟的正确性提供了保障。

1.1 边界条件及网格划分

本文调研雷达罩实际尺寸,建立直径16 m的大矢跨比截球型雷达罩结构,基座高度22 m,直径18 m。为了让流体充分发展,计算域的尺度为420 m×140 m×200 m(流向x×展向y×竖向z),雷达罩置于流域沿流动方向前1/3位置处,此时阻塞率满足模拟外部阻塞率小于3%的要求。由于LES对网格要求较高,同时考虑计算精度与效率,采用设置混合网格将计算域分为内外区域,内部加密区尺寸为60 m×60 m×60 m,将网格文件导入FLUENT中进行LES计算。

入口采用速度入口,风剖面采用A类风剖面,10 m高度处风速为35 m/s;计算域顶部和两侧为对称边界,出口采用压力出口,计算域底部和建筑物采用无滑移的壁面边界条件,计算域与网格示意图如图4所示。为了精细化模拟雷达罩表面风压分布,设置3套网格方案(G1,G2和G3)进行网格无关性分析。罩体表面第一层最大网格高度为 h_0 ,保持第一层网格高度不变,改变罩体表面网格大小和罩体周围网格增长率(R_b),三个网格方案的 y_{max}^+ 相同且均小于1。不同网格方案的划分参数和单元总数见表1。

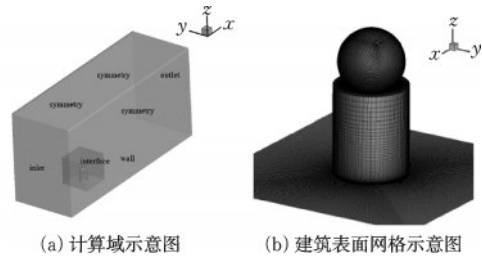


图4 计算域和网格示意图

Fig.4 Schematic diagrams of computational domain and mesh

表1 网格划分参数

Table 1 Mesh division parameters

网格方案	罩体表		y_{max}^+	h_0/m	R_b	网格数量
	面最小 网格/m	面最大 网格/m				
G1	0.10	0.23	0.85	1.0×10^{-5}	1.15	5.04×10^6
G2	0.08	0.18	0.85	1.0×10^{-5}	1.13	6.74×10^6
G3	0.06	0.15	0.85	1.0×10^{-5}	1.10	8.34×10^6

1.2 模拟结果分析

图5展示了提取雷达罩平均风压系数位置示意

图,由图6和图7可知,3套网格迎风面平均风压系数相差不大,而背风面由于回流和旋涡造成风场变化复杂,网格数量对模拟精度影响较大,故第1套网格与第2,3套网格相比,背风面平均风压系数差异明显。综上所述,选择网格方案2的平均风压系数结果作为后文计算依据。由经向平均风压系数可以看出,正压主要位于雷达罩迎风面的中下部位,40度附近位置风压转为负压,罩体迎风面的底部由于基座的流动分离作用,使得其反而出现较大的正压,最大负压位于罩体顶部位置。由于雷达罩沿中轴对称分布,因此沿纬向分布的平均风压系数也呈对称分布。

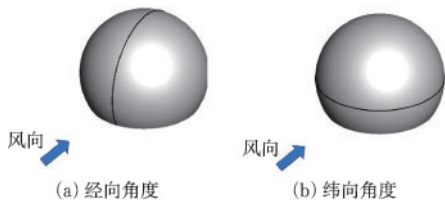


图5 提取位置示意图

Fig.5 Schematic diagrams of extraction positions

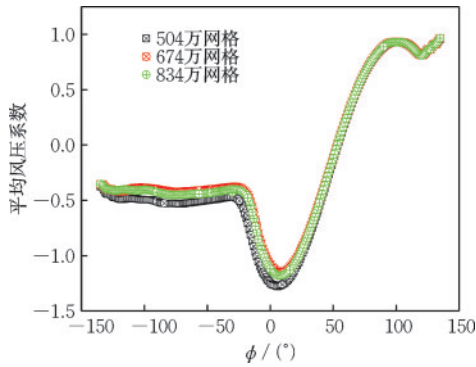


图6 平均风压系数随经向角度变化示意图

Fig.6 Variation of average wind pressure coefficient with longitudinal angle

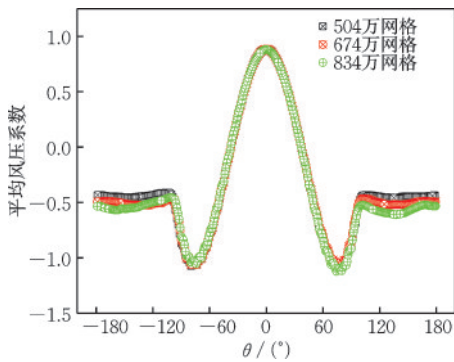


图7 平均风压系数随纬向角度变化示意图

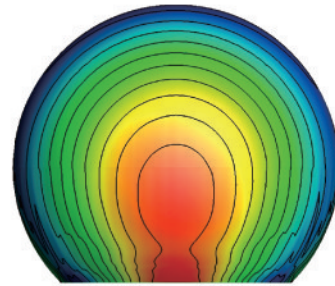
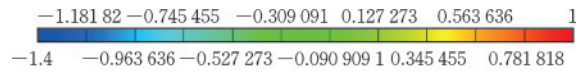
Fig.7 Variation of average wind pressure coefficient with latitudinal angle

同时给出雷达罩迎风面和侧风面平均风压系数分布图,如图8所示,参考点设置高度与雷达罩顶部等高,为35.7 m。可以看出雷达罩迎风面风压系数呈对称环状分布,罩体前缘对流体阻滞现象明显,最大正压为0.96,向两侧逐渐减小;侧风面平均风压系数分布复杂,由于流动分离的加速作用,罩体顶部与基座相连的底部在分离流的作用下产生较大负压,最大负压为-1.3,侧面和背风面负压占绝大部分,且风压分布并不规律。

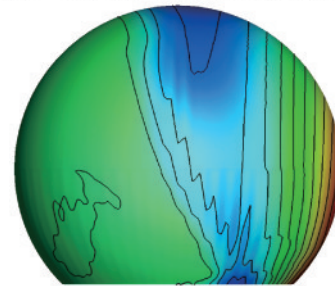
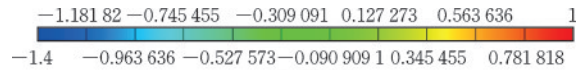
进一步观察流线图9(a),可以看出,靠近雷达罩附近时,风在雷达罩前缘受到阻滞发生分离,一部分向下流动形成旋涡,另一部分沿罩体向上流动,在雷达罩顶部达到最大风速。由于雷达罩的阻挡,背风面存在空隙区域,背风面速度减小,一部分气流向后运动,另一部分沿雷达罩向下运动形成旋涡。由图9(b)可以看出,气流绕过雷达罩,在侧面流动分离,形成分离涡,分离涡中较大的逆压梯度导致气流分离处形成很大的负压区,并在背风面尾部形成一定范围的回流区。

1.3 表面风压函数拟合

相关学者进行了球壳表面风荷载分布函数的



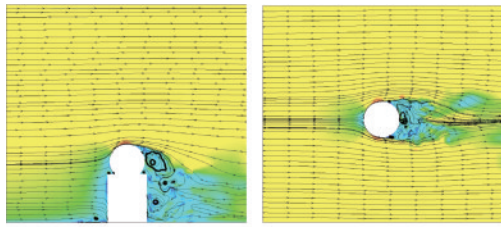
(a) 正面压力系数分布



(b) 左面压力系数分布

图8 压力系数分布图

Fig.8 Distribution of pressure coefficients



(a) 竖向流线图 (b) 横向流线图

图9 流线图

Fig.9 Streamline diagrams

研究,已有文献^[16]表明,雷达罩表面的平均风压系数 $C_p(\varphi, \theta)$ 是雷达罩表面各点的连续函数,如式(1)所示,可使用傅里叶级数展开法对其进行拟合。

$$C_p(\varphi, \theta) = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \left(\frac{x}{R} \right) = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \left(\frac{R \sin \varphi \cos \theta}{R} \right)^n = \sum_{n=1}^{\infty} a_n (\sin \varphi \cos \theta)^n \quad (1)$$

式中, x 为罩体表面直角坐标系坐标; R 为雷达罩半径; a_n 为待定系数,可用待定系数法求解。

为了提高拟合函数的精度,分别对上下半球选择其代表测点,雷达天线罩沿迎风面中心线经向位置上半球取9个代表测点,下半球取7个,测点分布及平均风压系数如表2所示。按照前文相同的模拟方法,利用LES分别获得基座高度为12 m和2 m的雷达罩模型的表面平均风压系数,除基座高度变化外其余尺寸与之前雷达罩模型一致,计算域及计算设置也保持一致,参考点位置高度与这类高度的雷达罩顶部等高,网格划分示意图如图10所示。

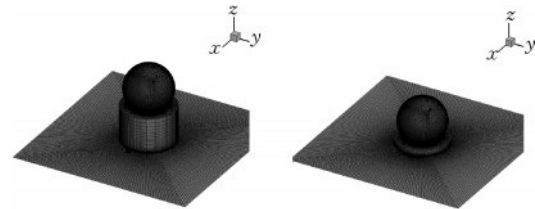
根据相关参数对表面风压函数进行幂级数展开,由以上条件解得傅里叶系数如表3所示,拟合结果如图11所示。

由结果可以看出,3类高度雷达罩平均风压系

表2 球面提取点坐标及对应平均压力系数

Table 2 Coordinates of spherical extraction points and corresponding average pressure coefficients

	(φ, θ)	C_p	(φ, θ)	C_p
上半球	(0, 0)	-1.21	(30, 180)	-0.44
	(30, 0)	-0.83	(45, 180)	-0.46
	(45, 0)	-0.32	(60, 180)	-0.46
	(60, 0)	0.20	(90, 180)	-0.50
	(90, 0)	0.89	—	—
下半球	(0, 0)	-1.21	(90, 180)	-0.50
	(90, 0)	0.89	(120, 180)	-0.43
	(120, 0)	0.80	(135, 180)	-0.50
	(135, 0)	0.96	—	—



(a) 基座高度12 m雷达罩 (b) 基座高度2 m雷达罩

图10 网格划分示意图

Fig.10 Schematic diagrams of mesh division

数拟合精度较高,并且3种基座高度迎风面风压变化趋势基本一致,而高度较低基座球壳背风面由于中心线的分离流沿球面再附着,冲击结构表面,造成背风面下部区域产生正向风压,其背风面风荷载分布远比22 m基座的雷达罩复杂。

利用各个高度处的平均风压系数 C_p 计算其在参考高度 H 为10 m位置处的体型系数(式(2)),与《建筑结构荷载规范》^[17]中旋转壳顶表面风荷载体型系数分布对比如图12所示。

表3 22 m,12 m和2 m基座高度雷达罩球面拟合公式中傅里叶系数

Table 3 Fourier coefficients in spherical fitting formulas of radomes with base heights of 22 m, 12 m, and 2 m

基座高度/m		a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8
22	上半球	-1.21	-1.29	3.77	4.79	-7.84	-5.21	8.81	2.41	-3.34
	下半球	-1.21	1.99	7.34	-2.94	-11.58	1.63	5.58	—	—
12	上半球	-1.44	-0.22	2.55	1.68	-1.44	-3.71	2.18	2.89	-1.64
	下半球	-1.44	0.09	10.46	1.60	-17.97	-1.06	9.16	—	—
2	上半球	-1.32	-0.20	2.80	1.59	2.73	3.35	4.23	2.55	-2.76
	下半球	-1.32	0.51	9.33	0.10	-15.86	-0.01	8.08	—	—

$$\mu_s = C_p \times \left(\frac{z}{H} \right)^{2\sigma} \quad (2)$$

可以看出不同基座高度雷达罩的背风面体型

系数差异明显,迎风面无明显区别,可以认为增加基座高度会对雷达罩背风面的风压产生严重影响。对于上半球的迎风面,规范结果明显小于3类高度

2 雷达罩渐进失效模拟及易损性分析

2.1 复合材料渐进失效理论

对复合材料结构进行加载测试时,复合材料的失效是渐进损伤的过程,不是瞬间发生的,因此,基于损伤力学的渐进损伤方法被用于大部分复合材料损伤失效问题研究。相比于其他失效准则,改进的Hashin失效准则考虑了不同应力分量之间的相互作用,能够更准确地预测复合材料在复杂应力状态下的失效模式,有助于更细致地分析复合材料的破坏机理,同时适用性更强;不过该准则需要更多的材料参数,而这些参数的获取可能较为困难,尤其是对于新型复合材料,且比其他失效准则更复杂,增加了计算量和实现难度。同时夏婉莹等^[18],付成建等^[19],W. C. Liu等^[20]采用实际试验和有限元模拟相结合的方法,也证实Hashin准则可以准确预测复合材料板的损伤情况,更加适用于实际的极限强度预测。因此,本文采用改进的Hashin失效准则作为复合材料单元失效判断依据,此时不考虑雷达罩分层失效,芯材为各项同性材料,只考虑剪切破坏这一种破坏模式,采用Tserpes的刚度退化准则对蒙皮进行材料刚度退化,同时由于单元坐标系和材料坐标系存在一定的夹角,需要将单元坐标系的应力转化到材料坐标系下再进行失效判断。

三维改进的Hashin失效准则包括纤维拉伸破坏,纤维压缩破坏,基体拉伸破坏,基体压缩破坏,纤维基体剪切破坏五类破坏模式,蒙皮各类失效模式表达式如式(3)~(7)所示。

纤维拉伸破坏:

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1, \sigma_{11} \geq 0 \quad (3)$$

纤维压缩破坏:

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2 \geq 1, \sigma_{11} \leq 0 \quad (4)$$

基体拉伸破坏:

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1, \sigma_{22} \geq 0 \quad (5)$$

基体压缩破坏:

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y_c}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1, \sigma_{22} \leq 0 \quad (6)$$

纤维基体剪切破坏:

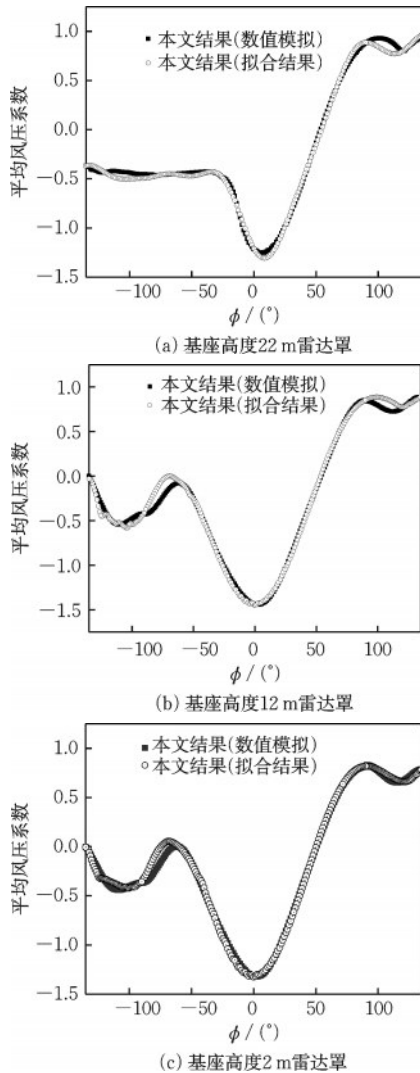


图11 拟合结果验证

Fig.11 Verification of fitting results

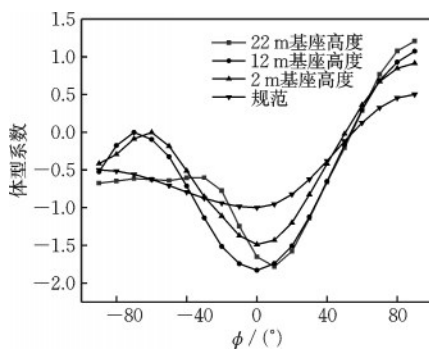


图12 不同基座高度雷达罩体型系数与规范对比

Fig.12 Comparison of shape coefficients of radomes with different base heights and codes

雷达罩模拟结果,尤其是在迎风面最大正压和顶部极大负压的预测,因此在应用时建议对迎风面体型系数进行适当放大。

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1, \sigma_{11} \leq 0 \quad (7)$$

式中, σ_{11} 为沿纤维方向主应力; σ_{22} 为垂直纤维方向主应力; σ_{33} 为 z 方向主应力; τ_{12} , τ_{13} 和 τ_{23} 为三个方向的剪应力; X_t 和 X_c 分别为纤维方向上的拉伸和压缩强度; Y_t 和 Y_c 分别为面内垂直于纤维方向上的拉伸和压缩强度; S_{12} , S_{13} 和 S_{23} 分别为三个方向的抗剪强度。

芯材剪切破坏:

$$\tau_{\max} = (\sigma_1 - \sigma_3) / 2 \quad (8)$$

式中, σ_1 为第一主应力, σ_3 为第三主应力。

剪切芯材失效模式表达式如下:

$$\tau_{\max} \geq S_c \quad (9)$$

式中, S_c 为芯材抗剪强度。

2.2 雷达罩渐进失效数值模拟

为了验证建模方法的正确性, 通过建立与张锦^[21]相同的雷达罩, 直径为 40 m, 壳体分层数与材

料性能与其保持一致, 前六阶振型如图 13 所示。比较前六阶固有频率, 结果如表 4 所示。由固有频率对比结果可以看出, 第 1, 2 阶振型, 第五, 六阶振型频率相等, 且第一阶振型固有频率稍稍大于张锦^[21]模拟结果, 而高阶振型固有频率与其模拟结果相差无几。

进一步在施加与原文相同的平均风压表面函数下比较了最大位移值和外蒙皮最大应力值, 模拟结果如图 14 和图 15 所示。张锦^[21]模拟得到的最大位移为 12.3 mm, 外蒙皮最大应力为 21.1 MPa, 结构整体变形和应力分布与其结果相似, 本文计算得到的最大位移为 11.4 mm, 外蒙皮最大应力为 19.2 MPa, 与其最大位移结果相差 7.5%, 外蒙皮最大应力相差 9%, 误差均在可接受范围之内。由此可见本文的建模过程和施加荷载方法均正确, 因此可以对实际的雷达罩结构进行相关的模拟, 并可以应用到理论分析中。

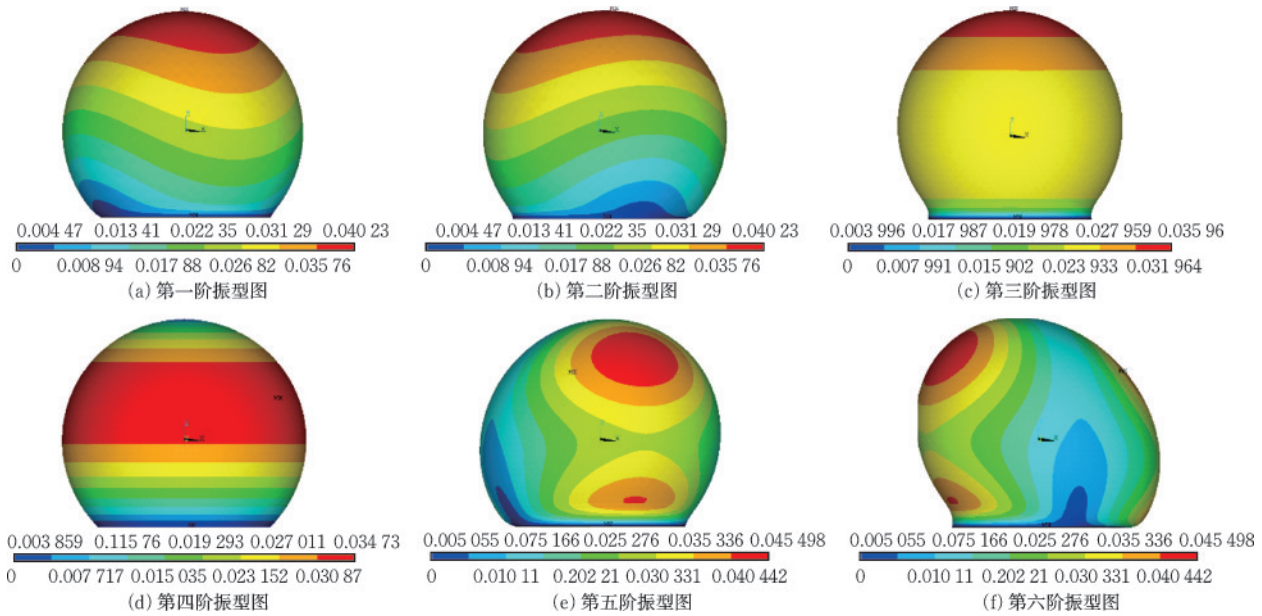


图 13 振型图

Fig.13 Vibration mode diagrams

表 4 固有频率对比

Table 4 Comparison of natural frequencies

阶数	一	二	三	四	五	六
自振频率/Hz(本文)	15.186	15.186	36.185	46.064	60.634	60.634
自振频率/Hz(张锦 ^[20])	14.451	14.451	35.594	44.437	60.630	60.631

本文雷达罩有限元模型尺寸与上文 CFD 模型保持一致, 雷达罩截面形式为常见的 A 型夹层式, 类似于三明治结构。利用 ANSYS-APDL 建立了 5

层复合壳结构的雷达罩有限元模型, 4 层蒙皮和中间 1 层芯材, 使用 shell 181 单元建立模型, 蒙皮采用石英纤维增强环氧树脂, 夹层材料为 PMI 泡沫芯

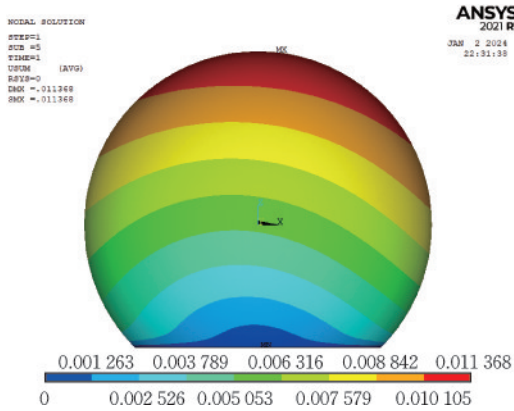


图 14 整体变形云图

Fig.14 Contour map of overall deformation

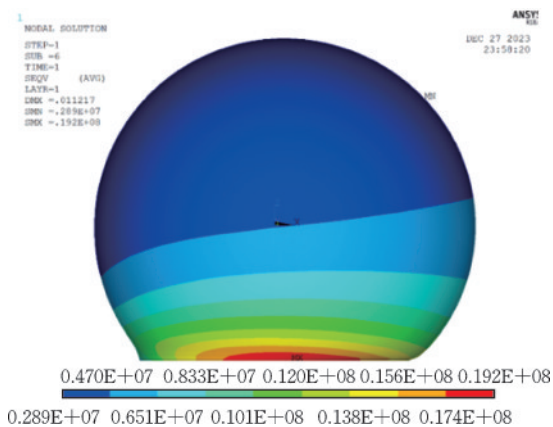


图 15 外蒙皮最大应力云图

Fig.15 Contour map of maximum stress on outer skin

子,材料性能如表 5 所示。

表 5 材料性能参数

Table 5 Material performance parameters

罩壁材料	工程常数	数值	强度/ MPa	数值
玻璃纤维	E_x /MPa	24 490	X_t	449
	$E_y = E_z$ /MPa	5 710	X_c	123
	$G_{xy} = G_{xz}$ /MPa	4 930	Y_t	10
	G_{yz} /MPa	2 060	Y_c	70
	ρ /($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	1 600	S_{12}	361
	—	—	S_{13}	361
泡沫芯子	—	—	S_{23}	21
	E_1 /MPa	20	S_c	1
	ρ /($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	45	—	—

参考复合材料设计准则可知,外层蒙皮在外荷载下主要承受剪切作用,铺层角度为 $\pm 45^\circ$ 提升抗剪效果最明显;中间层一般受拉力作用,铺层角度为 0°

和 90° 对其性能提升最为明显,因此将芯材视为一层复合材料,铺层角度为 0° ,两侧蒙皮最好应对称布置,按照从外向内的铺层设计,上下两层蒙皮均采用 $(45^\circ/-45^\circ)$ 的角度铺设,纤维铺设方向如图 16(a)所示。蒙皮厚度为 0.075 mm,夹芯层厚度为 27 mm,总厚度为 30 mm,按经纬度划分网格,有限元单元划分为 2.5° 一个单元,共有 6 480 个面网格,划分后的有限元模型网格如图 16(c)所示,对底部施加 x, y, z 三个方向的约束。

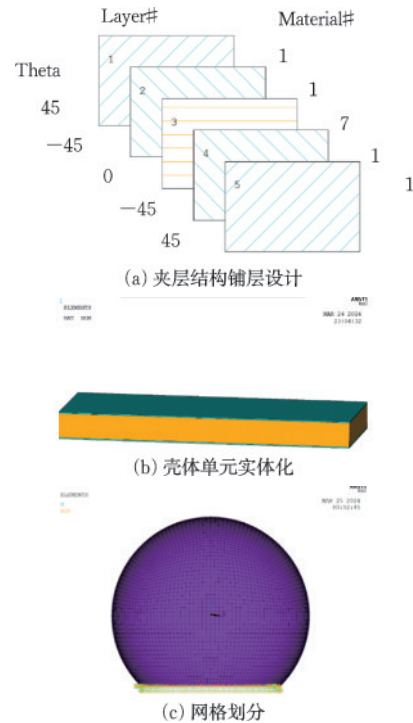


图 16 建模示意图

Fig.16 Schematic diagrams of modeling

通过 APDL 循环语句对雷达罩施加节 22 m 基底高度雷达罩表面平均风压函数,同时参考张锦^[21]和薛鹏^[22]在进行雷达罩风压设计时,由于风荷载作为活荷载对结构起控制作用,考虑其不确定性,对风压进行一定程度的放大,因此乘以 1.4 作为平均风压的放大系数,对其进行渐进失效模拟,流程如图 17 所示。

统计各分层破坏单元数量变化情况,如图 18 所示。可以看出第一层蒙皮和第二层蒙皮单元破坏数量变化趋势相似,第三层蒙皮和第四层蒙皮单元破坏数量变化趋势相似,由于中间存在一层较厚的芯材,内部蒙皮更晚破坏;为了进一步观察蒙皮受力情况,考虑蒙皮铺设方向的不同,给出第一层蒙皮和第三层蒙皮在 $v=40$ m/s 时的等效应力云图,

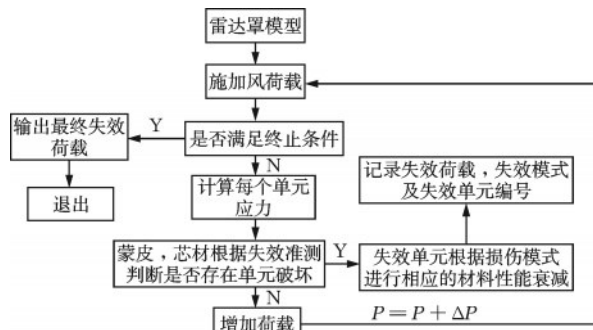


图 17 流程图

Fig.17 Flow chart

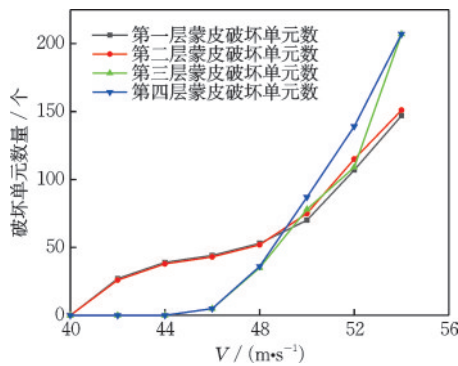
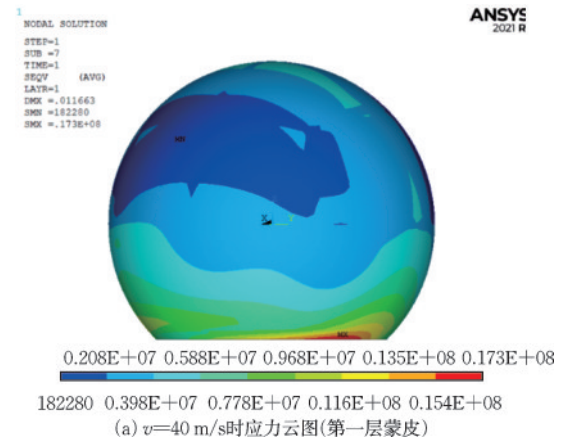


图 18 各分层破坏单元数量随风速变化趋势

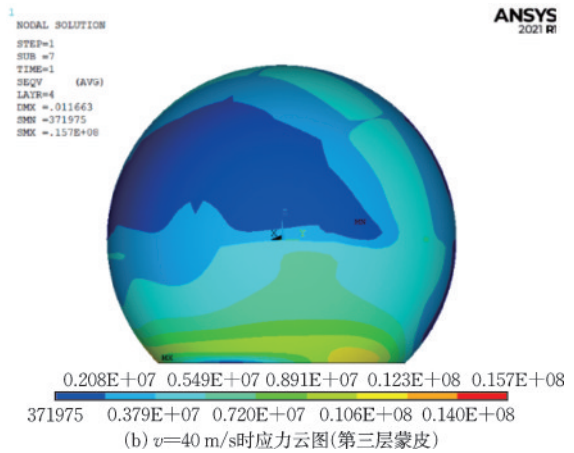
Fig.18 Variation trends of number of failure units in each layer with wind speed

如图 19 所示。可以看出雷达罩在约束部位产生最大应力,且由于蒙皮材料纤维铺设方向的不同,使得第一层蒙皮最大应力分布与第三层蒙皮不同。

进一步统计各分层单元破坏类型数量变化图,如图 20 所示。由模拟结果得到,雷达罩蒙皮总共发生基体拉伸破坏,二次破坏(在发生基体拉伸破坏的基础上再发生另外破坏)两种破坏模式,芯材不会发生剪切破坏。风速较低时,基体拉伸破坏单元缓慢增长,风速超过 48 m/s 后,破坏单元数量快速增加,说明这时多数单元达到基体拉伸破坏受力条件,雷达罩受损情况大大加剧,应在抗风设计重点注意。此后,雷达罩各层蒙皮依次发生这两类破坏,失效单元材料性能退化会导致应力重分布,应力将会更多的分布在失效单元附近,加剧了雷达罩单元失效,失效部位也由此向外快速发展,直至雷达罩结构变形过大造成结构不能继续承载,其到达极限承载能力的风速为 54 m/s。并且可知雷达罩破坏时失效单元数量占单元总数的 2.2%,集中位于雷达罩底部,即雷达罩破坏极少的单元就能达到极限承载力。



(a) $v=40$ m/s 时应力云图(第一层蒙皮)



(b) $v=40$ m/s 时应力云图(第三层蒙皮)

图 19 应力分布云图

Fig.19 Contour maps of stress distribution

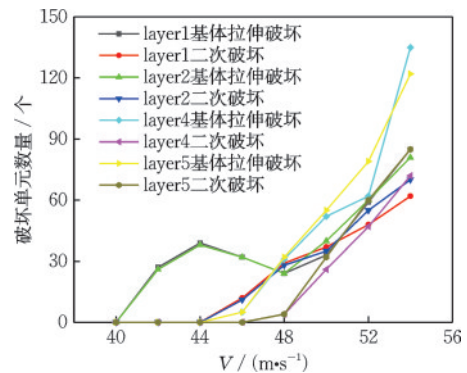


图 20 各分层不同破坏单元数量随风速变化趋势

Fig.20 Variation trends of different numbers of failure units in different layers with wind speed

进一步给出第一层蒙皮和第三层蒙皮失效单元发展过程图,如图 21 和图 22 所示。第一层蒙皮在风速到达 42 m/s 时,由于材料基体拉伸方向强度相比于其余方向强度较小,在罩体约束部位首先产生基体拉伸破坏,破坏部位与蒙皮应力较大处吻合。随着风速继续增加,破坏单元沿着约束部位周围扩展,在 46 m/s 时首次发生二次破坏,

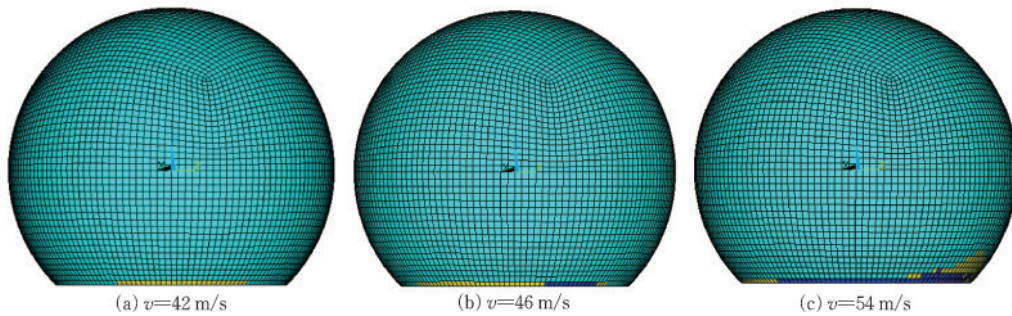


图 21 第一层蒙皮失效扩展过程

Fig.21 Failure propagation process of first-layer skin

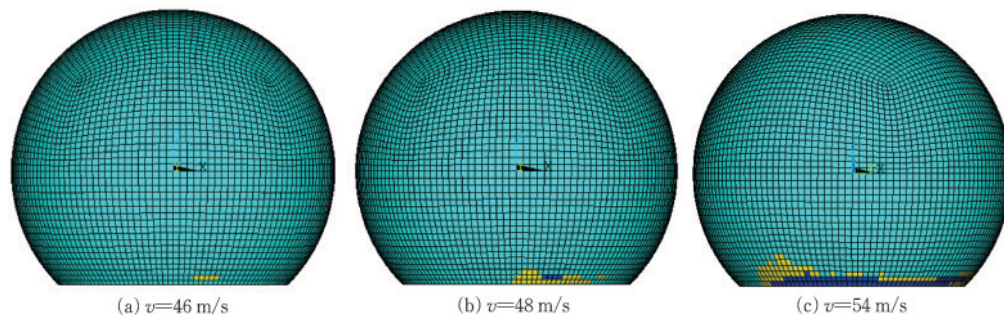


图 22 第三层蒙皮失效扩展过程

Fig.22 Failure propagation process of third-layer skin

二次破坏位于应力始终较大的约束部位。风速继续增加,破坏单元数量快速增加,二次破坏单元集中于约束部位,基体拉伸破坏单元逐渐向球心方向发展,失效区域就由初始损伤部位向外发展,直至 54 m/s 时雷达罩达到其极限承载能力。可以看出蒙皮层在雷达罩失稳前已经逐渐发生失效,这代表雷达罩的风压承载能力在失稳前持续下降。同时第三层蒙皮发展破坏过程与第一层蒙皮相似,不过比较图 19(a)和图 19(b)可知,由于蒙皮材料纤维铺设方向的不同,使得其最大应力分布与第一层蒙皮不同,破坏起始位置不同于第一层蒙皮,并且首次达到基体拉伸破坏的临界风速也大于第一层蒙皮。可以看出约束部位大量失效的单元转化为二次破坏单元,该部分单元刚度减小为 0,损毁最为严重,最终导致雷达罩过大变形而失稳破坏,因此加强迎风面约束部位强度是我们进行雷达罩防护的关键。

2.3 雷达罩易损性分析

雷达罩结构在实际中存在腐蚀破坏,冲击破坏,疲劳损伤等多种破坏模式,为了研究复合材料的主要力学性能对雷达罩结构的影响,当前的模型侧重于静强度失效,由雷达罩在 40 m/s 的特征值屈

曲分析以及雷达罩的非线性屈曲分析可知,其雷达罩出现失稳破坏时风速均高于雷达罩出现材料破坏时的风速,即特征值失稳和局部失稳在特定的风速下虽然可能存在,但它们的发生时间较晚,明显晚于首次材料破坏,图 23 展示了雷达罩屈曲失稳结果,丁振东等^[12]和潘康华等^[23]进行复合材料承载力研究时也有同样的结果。说明由屈曲失稳得到的雷达罩极限承载力并不能代表其雷达罩真实的极限承载能力,也无法说明其在风荷载下的失效过程,因此,本文假定由材料失效导致失稳作为其失效模式进行易损性研究。

本文将雷达罩结构材料参数作为随机变量,需要指出的是,除了结构参数的随机性外,风荷载的随机性也是影响结构响应的重要因素。由于本研究主要聚焦于结构参数随机性的影响,主要提出了雷达罩风致易损性的分析框架,风荷载随机性的详细分析未纳入当前研究范围。未来研究将进一步结合风荷载随机性与结构参数随机性,以更全面地评估结构响应的不确定性。

根据周春苹等^[24]通过对石英纤维复合材料的各个材料性能做灵敏度分析发现,复合材料的弹性模量对结构响应的方差影响较大,因此针对雷达罩结构易损性分析考虑取蒙皮和芯材弹性模量作为

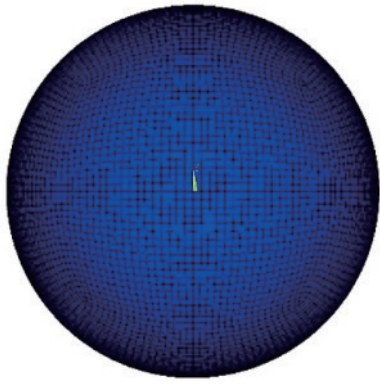


图 23 屈曲失稳示意图

Fig.23 Schematic diagram of buckling instability

随机参数,各随机变量均值和变异系数^[25]如表 6 所示。

表 6 雷达罩材料性能参数随机分布

Table 6 Random distribution of radome material performance parameters

结构参数	E_x	E_y	E_z	E_1
均值/MPa	24 490	5 710	5 710	20
变异系数	0.03	0.05	0.05	0.05

由之前研究可以看出,雷达罩发生倒塌破坏时,并非所有层都会破坏,因此复合材料结构的极限强度准则对雷达罩而言并不具有普适性;同时由图 24 可以看出,不同失效单元的破坏层数不一致,且破坏两层和破坏四层的单元数量居多。考虑到雷达罩为复合壳结构,破坏不同层数的失效单元损伤程度不一致,不能笼统的认为其为同一失效单元,同时考虑到破坏单元占整体单元总数比例较小,而常规围护结构通常以破坏单元数占单元总数的比值作为其不同失效状态判断依据,若以此作为雷达罩不同失效状态的判断依据不足以描述其失效严重程度。因此将单元的各个分层部位作为一个小单元,以每一阶段破坏小单元数占最终破坏小单元总数的百分比来定义破坏状态。

根据之前的渐进失效分析结果,本文提出三种破坏状态。第一阶破坏状态:轻微破坏状态,对应的临界风速为破坏小单元数占最终破坏小单元数首次超过 10% 的风速;第二阶破坏状态:中等破坏状态,临界风速为破坏小单元数占最终破坏小单元数首次超过 50% 时对应的风速;最终破坏状态:完全破坏状态,即结构不能再继续承受荷载,达到极限承载能力,破坏小单元数占最终破坏小单元数为

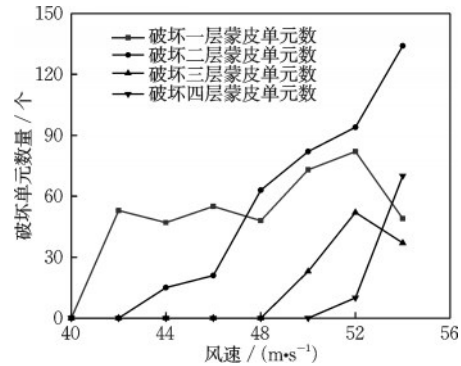


图 24 破坏不同层数单元数量随风速变化趋势

Fig.24 Variation trends of number of failure units in different layers with wind speed

100%。

为了将雷达罩易损性分析的计算量降低到工程可接受的范围内,本文选择构建一种克里金模型,其为基于高斯过程的插值方法,通过代替原始数值计算复杂模型,将失效概率积分转化为代理模型预测值的统计计算,显著减少计算量。通过抽样产生构建代理模型的初始样本,计算每个样本点响应值,将输入值和响应值代入子程序,利用训练数据集和拟合的变异函数参数,构建目标克里金代理模型,即通过利用已有样本数据点之间的空间相关性来预测未知点的值,建立输入与输出之间的关系。

为了在抽取较少样本点情况下还能保持模拟的精度,本文考虑采用拉丁超立方抽样法来抽取构建 Kriging 代理模型的样本点。经过学者大量研究发现,对于 n 维变量,至少进行 $(n+1)(n+2)/2$ 次抽样才能保证其计算精度,因此抽取训练样本总数为 100,接着对 100 组不同材料参数的雷达罩模型进行非线性重新启动分析,通过子程序得到各阶破坏状态下的临界风速作为输出样本,利用获得的各阶风速样本构建 Kriging 代理模型,模拟各阶破坏状态与风速关系,进一步抽样风速来预测各阶破坏状态下的失效概率,最终得到雷达罩在 3 类破坏状态下的易损性曲线,评估雷达罩结构的在风荷载作用下的易损性,图 25 展现了 Kriging 代理模型构造流程。

给出基座高度为 22 m 雷达罩易损性曲线图,横坐标风速对应其与雷达罩顶部等高处的参考点风速,如图 26 所示。可以看出,风速为 42.5 m/s 以下时,雷达罩发生轻微破坏概率较小。当风速较高时(如 50 m/s),雷达罩发生中等破坏概率较高,而最终破坏概率仍然较小。当风速超过 54.1 m/s 后,雷

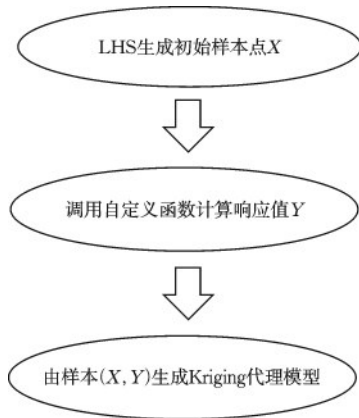


图 25 Kriging代理模型构造流程图

Fig.25 Construction flowchart of Kriging surrogate model

达罩基本达到完全破坏状态。同时可以看出,中等破坏状态与完全破坏状态之间的风速阈值较小,即达到中等破坏状态后,稍微增大风速后雷达罩就会达到其极限承载能力,这也与之前渐进失效分析过程中风速增大的后半段雷达罩失效单元在急速增加相吻合。而达到轻微破坏状态时,风速较小,破坏单元数增加缓慢,使结构整体承载性能未受太大影响,与中等破坏状态之间有较大的安全余量。

由于获取前文罩体表面风压时,三种不同基座高度的雷达罩的参考点各自选为其雷达罩顶部高度,为统一相关横坐标参数,故将12 m基座高度和2 m基座高度的雷达罩三种破坏状态临界风速,由各自参考点位置风速通过风剖面函数转化为在其22 m基座高度雷达罩顶部高度处风速,三种不同基座高度雷达罩易损性曲线对比如图27所示。由图27(a)可以看出在轻微破坏状态下,基座高度为12 m和22 m高度的雷达罩临界破坏风速相差不大,远小于基座高度为2 m雷达罩的破坏风速,这与雷达罩结构越高所受风荷载越大有关,同时在低风

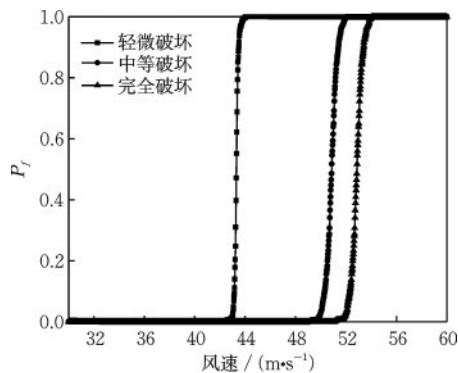
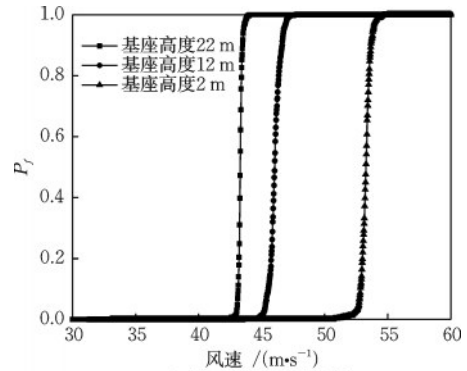
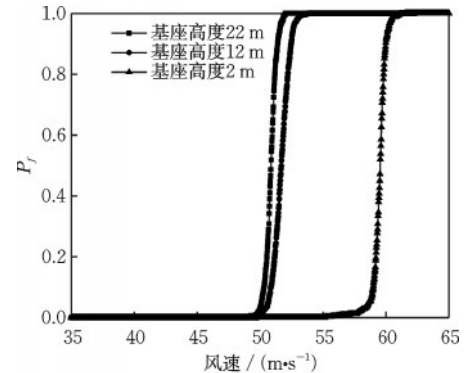


图 26 易损性曲线

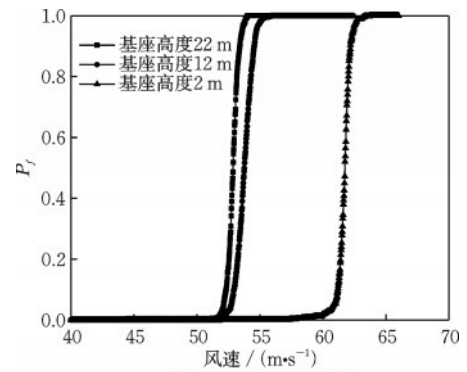
Fig.26 Vulnerability curves



(a) 轻微破坏状态比较



(b) 中等破坏状态比较



(c) 完全破坏状态比较

图 27 不同高度雷达罩各破坏状态易损性曲线

Fig.27 Vulnerability curves of radomes with different heights in different failure states

速下破坏单元缓慢增长,随着风速增加破坏速度加快,而低处风速变化速率又快于高处风速,这也解释了随高度增加达到轻微破坏状态下的风速差距减小;同时相比于22 m和2 m基座高度的雷达罩,12 m高度的雷达罩破坏风速范围更广,说明其对材料参数的灵敏性更大。由图27(b)和图27(c)可以看出,随着风速的增大,2 m基座高度的雷达罩始终最后达到破坏状态,而12 m基座高度雷达罩和22 m基座高度雷达罩的破坏风速非常接近,这与低风速情况不同,说明在高风速下,超过一定高度后,增加基座高度,并不会使雷达罩发生失效的概率显

著增加,原因是两者离地面高度较高,其风速差距不大,由图12可知,2 m基座高度的雷达罩的体型系数最小,而12 m基座高度和22 m基座高度的雷达罩在极大正压和极大负压位置处体型系数更为接近,且由上文模拟结果可知,雷达罩在高风速下破坏加剧,稍微增加风速,雷达罩破坏单元就会急剧增多,使得雷达罩在高风速下更易达到其破坏状态,故两者在风速和表面体型系数均接近的情况下后面两类破坏状态比较时风速差距较小;并且雷达罩易损性曲线斜率先增大后减小,说明风速对其易损性的影响呈现先增大后减弱的趋势。

3 结 论

研究了雷达罩在风荷载作用下的风压分布特性、破坏过程及易损性,基于此提出雷达罩风致易损性的分析框架,可用于其可靠性分析。利用LES获得三类高度雷达罩的表面风压分布,对雷达罩进行非线性重启动分析,结合改进的Hashin准则,获得风荷载作用下雷达罩的渐进失效模式,据此定义三类破坏状态结合构建的克里金代理模型,得到三类高度雷达罩易损性曲线,具体结论如下:

(1)通过LES模拟了雷达罩表面风荷载分布,可知增加基座高度对雷达罩背风面风压分布影响显著;按照规范给的旋转壳顶公式对于上半球结果偏于保守,尤其是在顶部负风压和迎风面正压的预测。

(2)对雷达罩进行渐进失效分析,雷达罩仅产生基体拉伸破坏以及在其基础之上的二次破坏,并且基体拉伸破坏由罩体约束部位向上发展,二次破坏基本位于约束部位,并且纤维铺设方向的不同会造成各层单元初始破坏位置不同;风速增大导致破坏发展速度加快,破坏较少单元就会造成雷达罩失稳破坏,说明雷达罩对破坏极其敏感。

(3)通过构建克里金代理模型,计算得到三类基座高度的雷达罩的易损性曲线,中等破坏状态和完全破坏状态之间的风速阈值较小;受单元破坏速度的影响,在低风速下,3类基座高度下达到轻微破坏的临界风速有明显差距;在高风速下,随着基座高度的增加,雷达罩失效概率逐渐增大,但基座高度超过12 m后,雷达罩的失效概率对基座高度变化不再敏感。

参考文献:

- [1] Blessmann J. Researches on wind effects on domes in Brazil [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1996, 65(1-3): 167-177.
- [2] Kawamura S, Kiuchi T, Mo chizuki T. Characteristics of wind pressure acting on spatial large dome [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1992, 42(1-3): 1511-1512.
- [3] Cheng C M, Fu C L. Characteristics of wind loads on a hemispherical dome in smooth flow and turbulent boundary layer flow [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2010, 98(6/7): 328-344.
- [4] 聂少锋,陶莹,曹正霖,等.长悬挑圆弧形大跨屋盖结构风荷载特性研究[J].*工业建筑*, 2016, 46(10): 136-142.
Nie S F, Tao Y, Cao Z L, et al. Study of wind load characteristics of long-overhang circular-arc large-span roof [J]. *Industrial Construction*, 2016, 46(10): 136-142. (in Chinese)
- [5] 孙磊,姜国义,顾久仁,等.基于RANS模型的球型结构风荷载数值模拟研究[J].*建筑科学*, 2017, 33(7): 1-8.
Sun L, Jiang G Y, Gu J R, et al. Wind loads numerical simulation of spherical structures based on RANS model [J]. *Building Science*, 2017, 33(7): 1-8. (in Chinese)
- [6] Ding W, Uematsu Y. Large eddy simulation of unsteady aerodynamic behavior of long-span vaulted roofs [J]. *Journal of Zhejiang University: Science A*, 2017, 18(10): 793-806.
- [7] Li X, Ma D Y, Liu H F, et al. Assessment of failure criteria and damage evolution methods for composite laminates under low-velocity impact [J]. *Composite Structures*, 2019, 207: 727-739.
- [8] Zhou J J, Wen P, Wang S N. Finite element analysis of a modified progressive damage model for composite laminates under low-velocity impact [J]. *Composite Structures*, 2019, 225: 111-113.
- [9] Shao J R, Liu N, Zheng Z J. Numerical comparison between Hashin and Chang-Chang failure criteria in terms of inter-laminar damage behavior of laminated composite [J]. *Materials Research Express*, 2021, 8(8): 085602.
- [10] 卜嘉润,刘文成,王树青,等.轴向压缩荷载作用下纤维增强柔性管渐进失效研究[J].*复合材料科学与工程*, 2023(7): 57-64, 90.

- Bu J R, Liu W C, Wang S Q, et al. Study on the progressive failure of reinforced thermoplastic pipes (RTPs) under axial compression [J]. *Composites Science and Engineering*, 2023 (7) : 57-64, 90. (in Chinese)
- [11] Kermandis T, Labeas G, Tserpes K I, et al. Finite element modeling of damage accumulation in bolted composite joints under incremental tensile loading[C]//Proceedings of the Third ECCOMAS Congress. Barcelona: CIMNE, 2000: 11-14.
- [12] 丁振东, 李洪双, 管晓乐. 基于代理模型的机身蒙皮复合材料夹层结构可靠性分析[J]. *西北工业大学学报*, 2022, 40(2): 360-368.
Ding Z D, Li H S, Guan X L. Reliability analysis of composite sandwich structure for fuselage skin based on surrogate model[J]. *Journal of Northwestern Polytechnical University*, 2022, 40(2): 360-368. (in Chinese)
- [13] Lin S C. Reliability predictions of laminated composite plates with random system parameters[J]. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 2000, 15(4): 327-338.
- [14] Wang Z H, Almeida J H S Jr, St-Pierre L, et al. Reliability-based buckling optimization with an accelerated Kriging metamodel for filament-wound variable angle tow composite cylinders[J]. *Composite Structures*, 2020, 254: 112821.
- [15] 邱冶. 大矢跨比球壳的风荷载特性研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
Qiu Y. Characteristics of wind load on spherical shells with large rise-span ratio [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010. (in Chinese)
- [16] Montes P, Fernandez A. Behaviour of a hemispherical dome subjected to wind loading [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2001, 89 (10): 911-924.
- [17] 建筑结构荷载规范: GB 50009—2012 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- [18] 夏婉莹, 李志虎, 秦玉林, 等. 基于失效理论的复合材料力学性能预测及试验验证[J]. *复合材料科学与工程*, 2023(9): 42-47.
Xia W Y, Li Z H, Qin Y L, et al. Prediction and experimental verification of mechanical properties of composite materials based on failure theories [J]. *Composites Science and Engineering*, 2023 (9) : 42-47. (in Chinese)
- [19] 付成建, 林松, 郭淑芬. 基于渐进损伤的IV型复合材料气瓶的爆破压强预测分析[J]. *复合材料科学与工程*, 2024(9): 92-97, 104.
Fu C J, Lin S, Guo S F. Prediction and analysis of burst pressure of type IV composite cylinder based on progressive damage [J]. *Composites Science and Engineering*, 2024(9): 92-97, 104. (in Chinese)
- [20] Liu W C, Wang S Q, Bu J R, et al. An analytical model for the progressive failure prediction of reinforced thermoplastic pipes under axial compression [J]. *Polymer Composites*, 2021, 42(6): 3011-3024.
- [21] 张锦. 大型天线罩的结构分析[D]. 西安: 西安电子科技大学, 2012.
Zhang J. Structural analysis of the large scale radomes [D]. Xi'an: Xidian University, 2012. (in Chinese)
- [22] 薛鹏. 考虑蒙皮效应的金属骨架雷达罩结构简化分析方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2021.
Xue P. Research on simplified analysis method of metal frame radome structure considering skin effect [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2021. (in Chinese)
- [23] 潘康华, 田阿利, 叶仁传, 等. 复合材料夹层板架结构在组合载荷作用下的极限强度研究[J]. *舰船科学技术*, 2019, 41(1): 14-19.
Pan K H, Tian A L, Ye R Z, et al. Investigations on the ultimate strength of composite sandwich frame structure under combined loads [J]. *Ship Science and Technology*, 2019, 41(1): 14-19. (in Chinese)
- [24] 周春苹, 刘付超, 周长聪, 等. 石英纤维/环氧树脂复合材料结构静强度的可靠度计算及全局灵敏度分析[J]. *复合材料学报*, 2020, 37(7): 1611-1618.
Zhou C P, Liu F C, Zhou C C, et al. Reliability and global sensitivity analysis for static strength of quartz/epoxy composite [J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2020, 37(7): 1611-1618. (in Chinese)
- [25] 张一鸣, 严仁军. 复合材料夹芯板螺栓连接渐进失效分析[J]. *武汉理工大学学报(交通科学与工程版)*, 2023, 47(5): 856-861.
Zhang Y M, Yan R J. Progressive failure analysis of bolted joint of composite sandwich plate [J]. *Journal of Wuhan University of Technology (Transportation Science & Engineering)*, 2023, 47(5): 856-861. (in Chinese)

(本文编辑: 池营营)