

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics
The Graduate School
College of Materials Science and Technology

Preparation and Mechanical Properties of X-cor Sandwich Composites

A Thesis in

Materials Processing Engineering

by

DANG Xudan

Advised by

Professor XIAO Jun

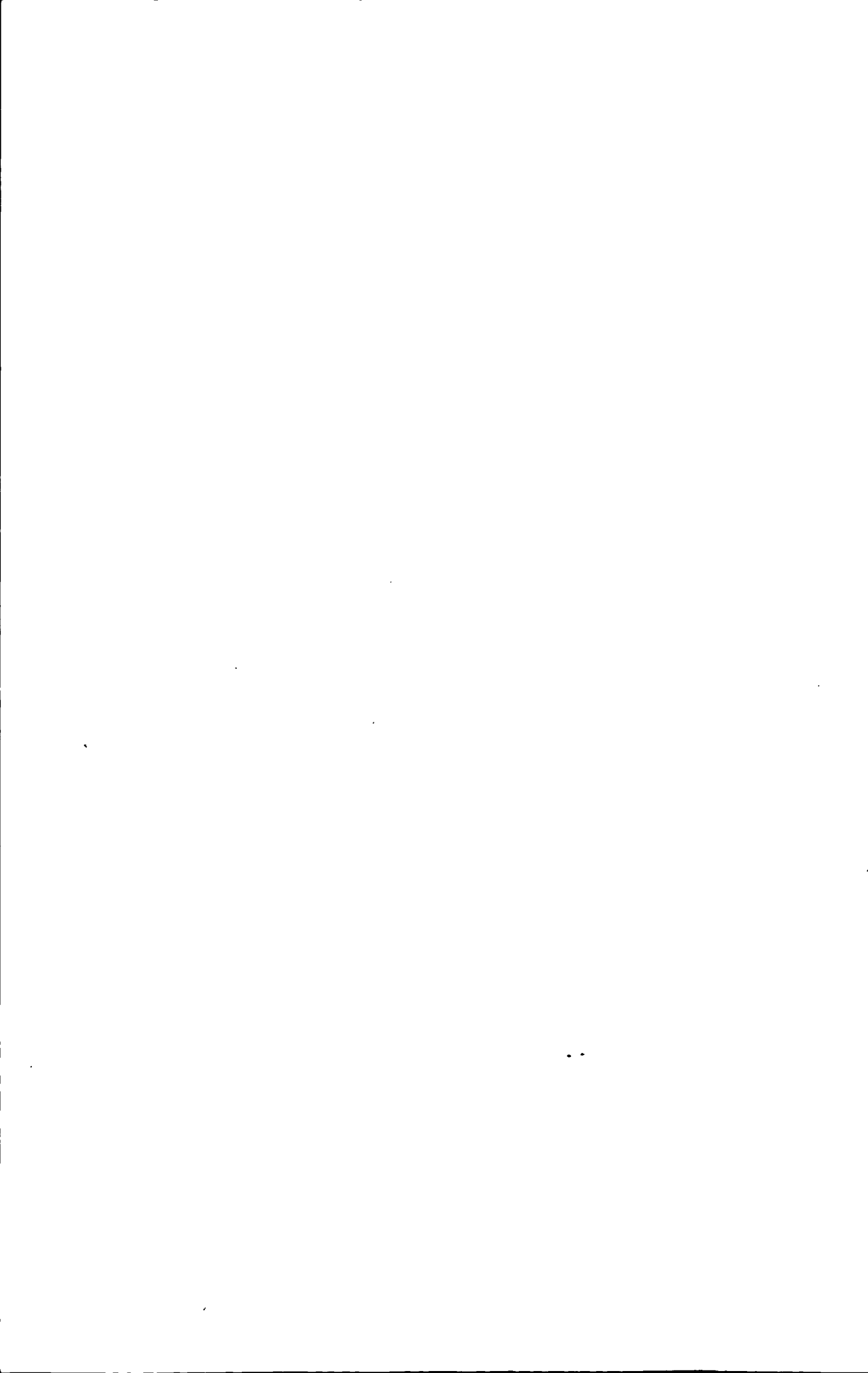
Submitted in Partial Fulfillment

of the Requirements

for the Degree of

Doctor of Philosophy

June, 2009





承诺书

本人声明所呈交的博士学位论文是本人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。除了文中特别加以标注和致谢的地方外，论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包含为获得南京航空航天大学或其他教育机构的学位或证书而使用过的材料。

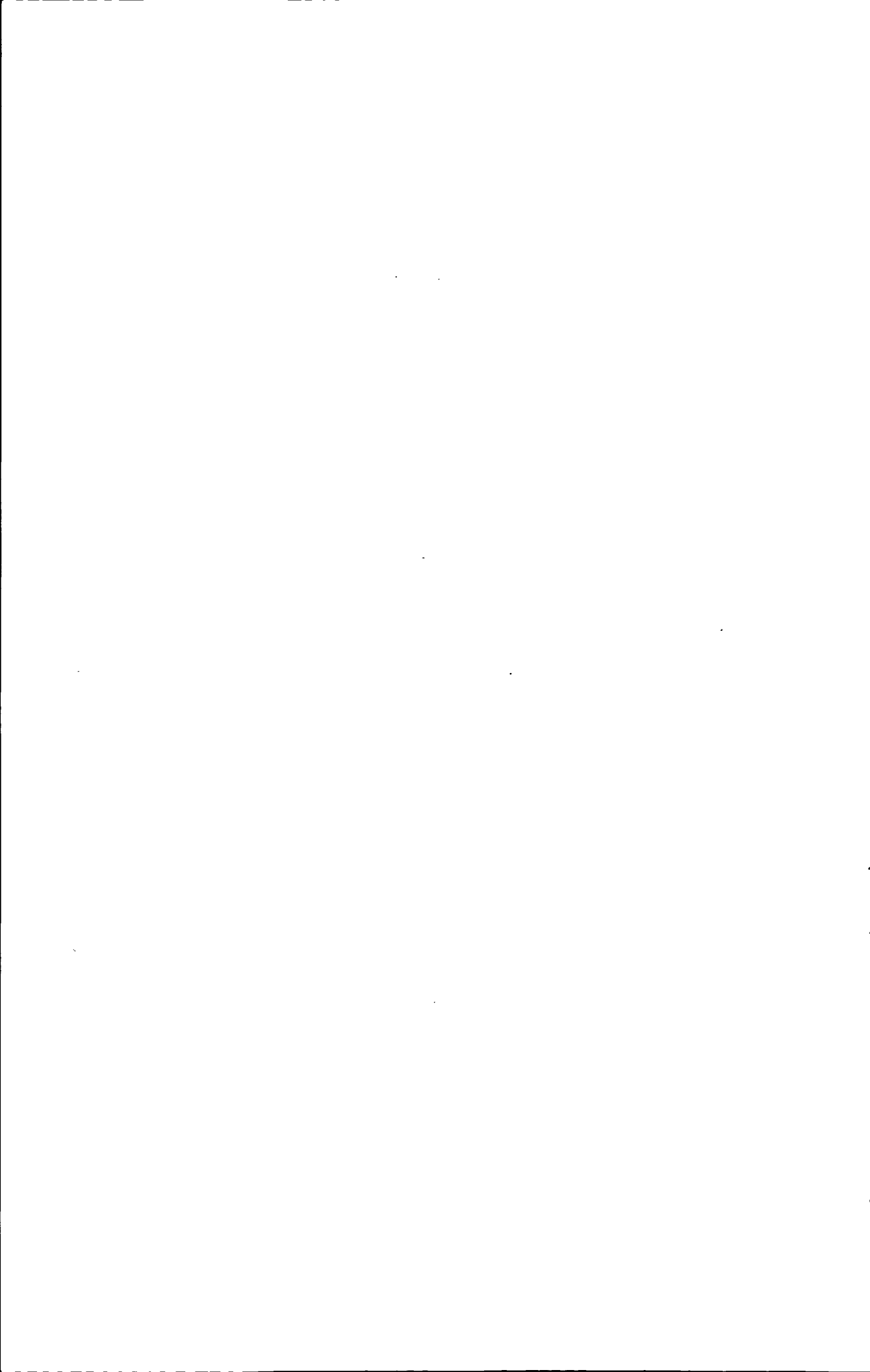
本人授权南京航空航天大学可以将学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存、汇编学位论文。

(保密的学位论文在解密后适用本承诺书)

作者签名： 党旭丹

日期：2007 年 11 月

党旭丹 2008/11/23



摘 要

X-cor 夹层结构以其独特的结构弥补了泡沫夹层结构厚度方向性能的不足,更好地适应了航空航天等高科技领域对轻质高强材料的需求。目前国内外的研究主要是利用各种模型预报 X-cor 夹层结构的力学性能,较少地涉及 X-cor 的自动化成形及其微观结构与失效机理。本文研究了 X-cor 夹层结构的制备,并针对其在压缩、剪切和拉伸载荷下的响应,分别从刚度、强度和失效机理方面进行理论分析和试验研究。

基于对 X-cor 夹层结构中 Z-pin 端部微观结构的显微镜观察,提出其端部树脂区椭圆形态的基本假设,进而分别建立树脂区的纤维偏离角度、长轴长度、短轴长度与 Z-pin 直径之间关系的模型。以 X-cor 夹层结构的参数化表征为研究基础,建立其几何分析模型。分别引入修正系数,改进基于均匀化理论的 X-cor 夹层结构的压缩和剪切模量计算模型;利用 ANSYS 软件分析计算其弹性性能。理论分析和试验结果相吻合,证明本文修正后的计算模型和所建立的有限元模型可计算 X-cor 夹层结构的弹性性能。

基于弹性稳定理论,采用文克尔地基模型,引入不同的 Z-pin 植入角度、密度和直径的端部约束修正系数,考虑制备工艺中残余应力的影响,修正了 Cartié 的压缩强度计算模型;端部约束修正系数与植入角度呈线性变化。运用有限元模型,依据蔡-胡失效判据、屈曲失效判据、Von-Mises 失效判据和最大应力失效判据及相应材料刚度退化规则的组合,分别研究了 X-cor 夹层结构的参数对其压缩、剪切和拉伸强度的影响。理论预测和试验研究所得数值基本一致,表明其可用于 X-cor 夹层结构强度性能的分析。

根据确定的失效判据和材料刚度退化规则的组合,采用刚度退化单元模拟结构的失效过程和类型,分别研究了 X-cor 夹层结构压缩、剪切和拉伸的失效机理。分析表明:在压缩载荷下,树脂区和 Z-pin 先后失效,X-cor 夹层结构的失效模式是 Z-pin 屈曲;在剪切载荷下,树脂区和 Z-pin 依次失效且多重失效模式并存;在拉伸载荷下,树脂区控制结构失效,其失效模式是 Z-pin 拔出面板。树脂区对结构的失效机理影响显著,失效单元的初始位置和扩展路径具有一定的分散性;Z-pin 的存在改善了 X-cor 夹层结构的力学性能,使其与泡沫夹层结构相比具有不同的变形过程和破坏模式。有限元研究与试验结果相吻合,证明了失效机理分析方法的有效性。

关键词: X-cor 夹层结构, 制备, 力学性能, 微观结构, 失效机理, Z-pin, 有限元模型

Abstract

With unique structure, the X-cor sandwich makes up the deficiencies of the foam sandwich in thickness direction. The novel structural composites well satisfy the requirements for light weight and high strength of the materials for high technology, such as aeronautics and astronautics, etc. The existent researches were mostly focus on the prediction of the mechanical properties of the X-cor sandwich through diversified models while the research of its auto-manufacture, micro-structures and failure mechanism were little. Based on the analysis of micro-structures of the X-cor sandwich the manufacture, stiffness, strength and failure mechanism under compression, shear and tension were investigated respectively with theoretical analysis and experiment in this dissertation.

According to the photomicrographs of micro-structures in the X-cor sandwich, the basic hypothesis of the elliptic configuration of the resin regions around Z-pin's ends were proposed. Then the relationships between the fiber misalignment angle, major axis length, minor axis length of the resin region and the Z-pin's diameter were established. Based on the parametric representation of the X-cor sandwich, its geometric model was built up. Introducing the modified coefficient respectively the computational models of the compression and shear modulus for the X-cor sandwich based on the homogenization theory were modified; the ANSYS software was utilized to analyse its elastic properties. The theoretical analysis and experimental results were consistent well so the modified theoretical model and the finite element model could be utilized to compute the elastic properties of the X-cor sandwich.

Based on the elastic stability theory, using the Winkle elastic foundations, introducing constraint modified coefficients with different angle, density and diameter, considering the affects of residual stresses during manufacturing process the original theoretical model of the compression strength was modified; the constraint modified coefficients had a linear relation with inserting angles. Through the finite element model utilizing the combination of the Tsai-Wu failure criterion, elastic buckling failure criterion, Von-Mises failure criterion and the maximum stress failure criterion and corresponding materials stiffness degradation rules, the effects of the parameters of the X-cor sandwich to its compression, shear and tension strength were studied respectively. The theoretical predictions and experimental results were coincident well that indicated the methods were fit for the computation of the strength of the X-cor sandwich.

By the combination of the failure criterion and materials stiffness degradation rules, using the location and distribution of failure elements to simulate the failure process and failure mode, the compression, shear and tension failure mechanism of the X-cor sandwich were studied. The finite element analysis showed: 1) under compression, the resin region and Z-pins failed orderly and its

main failure mode were Z-pin's elastic buckling; 2) under shear, the resin region and Z-pins failed in turn and many failure modes appeared simultaneously; 3) under tension, the results indicated the resin region controlled the tensile failure of the X-cor sandwich and its failure mode was Z-pin's pulling out of the facesheets. These result showed the resin region had a significant effect on the failure mechanism of the X-cor sandwich and the initial location and propagation path of failure elements had some dispersion; the Z-pin's existence improved the mechanical properties of the X-cor sandwich and made the X-cor sandwich behave different deformation process and failure modes compared with the foam sandwich; the finite element research correlated with experimental results that proved the validity of the failure mechanism analysis.

Keywords: X-cor sandwich, manufacture, mechanical properties, micro-structure, failure mechanism, Z-pin, finite element model

目 录

第一章 绪论.....	1
1.1 研究背景与选题意义.....	1
1.2 国内外研究进展情况.....	2
1.2.1 X-cor 夹层结构制造技术的发展.....	3
1.2.2 Z-pin 增强结构细观模型的研究进展.....	4
1.2.3 X-cor 夹层结构刚度性能的研究进展.....	5
1.2.4 X-cor 夹层结构强度性能的研究进展.....	6
1.2.5 X-cor 夹层结构失效机理的研究进展.....	8
1.3 研究内容及方法.....	10
1.4 论文的创新点.....	10
第二章 X-cor 夹层结构的制备技术.....	12
2.1 引言.....	12
2.2 Z-pin 的拉挤工艺.....	12
2.2.1 试验装置及材料.....	12
2.2.2 工艺研究.....	13
2.3 Z-pin 的植入工艺.....	14
2.3.1 试验装置及材料.....	14
2.3.2 工艺研究.....	15
2.4 X-cor 夹层结构的固化工艺.....	15
2.4.1 试验装置及材料.....	15
2.4.2 工艺研究.....	16
2.5 X-cor 夹层结构制备工艺参数的进一步讨论.....	16
2.5.1 固化压力.....	16
2.5.2 固化温度.....	17
2.6 本章小结.....	17
第三章 X-cor 夹层结构细观结构的分析模型.....	18
3.1 引言.....	18
3.2 细观结构试验观察.....	18
3.3 单胞的几何模型.....	19

3.3.1 单胞中 Z-pin 端部树脂区细观结构参数.....	19
3.3.2 单胞中 Z-pin 体积分数的计算.....	20
3.4 单胞的有限元模型	20
3.4.1 单胞有限元模型的建模及材料属性的定义.....	20
3.4.2 网格离散化及参数调整	22
3.5 材料参数的确定	22
3.5.1 Z-pin 基本力学参数的确定.....	22
3.5.2 面板基本力学参数的确定	23
3.6 本章小结	24
第四章 X-cor 夹层结构的压缩性能研究	26
4.1 引言	26
4.2 压缩模量的分析	26
4.2.1 数学模型	26
4.2.2 有限元模型	28
4.2.2.1 求解压缩模量的边界条件.....	28
4.2.2.2 压缩模量的计算	29
4.2.2.3 结构参数对压缩模量的影响.....	29
4.2.3 压缩模量的测试	31
4.2.3.1 试验方案及过程	31
4.2.3.2 压缩模量测试结果及分析.....	32
4.2.4 压缩模量的理论分析结果和试验数据对比.....	34
4.3 压缩强度的研究	34
4.3.1 压缩强度计算模型的改进	34
4.3.1.1 压缩强度计算模型分析.....	35
4.3.1.2 考虑工艺过程的计算模型.....	38
4.3.2 压缩强度的有限元分析	41
4.3.2.1 X-cor 夹层结构的应力场	41
4.3.2.2 压缩强度有限元分析流程.....	43
4.3.2.3 强度判据及材料刚度退化规则.....	44
4.3.2.4 压缩载荷下的失效机理.....	45
4.3.2.5 结构参数对压缩强度的影响.....	49
4.3.3 压缩强度的理论研究和试验结果对比分析.....	50
4.4 本章小结	51

第五章 X-cor 夹层结构的剪切性能研究	53
5.1 引言	53
5.2 剪切模量的分析	53
5.2.1 理论计算模型	53
5.2.2 有限元模型	54
5.2.2.1 求解剪切模量的边界条件	54
5.2.2.2 剪切模量的计算	54
5.2.2.3 结构参数对剪切模量的影响	54
5.2.3 剪切模量的测试	57
5.2.3.1 试验方案及过程	57
5.2.3.2 剪切模量测试结果及分析	58
5.2.4 剪切模量的理论计算结果和试验数据对比	59
5.3 剪切强度的研究	60
5.3.1 剪切强度的有限元分析	60
5.3.1.1 X-cor 夹层结构的应力场	60
5.3.1.2 剪切强度有限元分析流程	61
5.3.1.3 强度判据及材料刚度退化规则	62
5.3.1.4 剪切载荷下的失效机理	62
5.3.1.5 结构参数对剪切强度的影响	65
5.3.2 剪切强度的理论研究结果与试验结果对比分析	66
5.4 本章小结	67
第六章 X-cor 夹层结构的拉伸性能研究	69
6.1 引言	69
6.2 拉伸模量的分析	69
6.2.1 有限元模型	69
6.2.1.1 求解拉伸模量的边界条件	69
6.2.1.2 拉伸模量的计算	69
6.2.1.3 结构参数对拉伸模量的影响	70
6.2.2 拉伸模量的测试	70
6.2.2.1 试验方案及过程	70
6.2.2.2 拉伸模量测试结果及分析	70
6.2.3 拉伸模量的有限元分析结果与试验数据对比	71
6.3 拉伸强度的研究	72

6.3.1 拉伸强度的有限元分析	72
6.3.1.1 X-cor 夹层结构的应力场	72
6.3.1.2 拉伸强度有限元分析流程.....	73
6.3.1.3 强度判据及材料刚度退化规则.....	73
6.3.1.4 拉伸载荷下的失效机理.....	73
6.3.1.5 结构参数对拉伸强度的影响.....	74
6.3.2 拉伸强度的有限元研究与试验结果对比分析.....	75
6.4 本章小结	75
第七章 总结与展望	77
7.1 本文工作总结	77
7.2 后续工作展望	78
参考文献	79
致 谢	88
在学期间的研究成果及发表的学术论文	89

图、表清单

图 1.1 X-cor 预成型体和夹层结构.....	2
图 1.2 Z-pin 植入机.....	3
图 1.3 Z-pin 增强单向层合板面内微观模型.....	4
图 1.4 Z-pin 增强层合板有限元单胞模型.....	5
图 1.5 Z-pin 增强层合板三维有限元单胞模型.....	5
图 1.6 单胞示意图 (a) 锥体结构 (b) 四面体结构.....	5
图 1.7 X-cor 夹层结构剪切刚度计算单胞示意图.....	6
图 1.8 剪切刚度计算有限元模型.....	6
图 1.9 文克尔型弹性基础 (a) 垂直弹簧 (b) 水平弹簧.....	8
图 1.10 具有过渡区的试样板.....	10
图 2.1 Z-pin 拉挤机结构示意图.....	12
图 2.2 Z-pin 拉挤试验装置.....	13
图 2.3 拉挤模具分区示意图.....	14
图 2.4 Z-pin 拉挤操作步骤.....	14
图 2.5 拉挤 Z-pin.....	14
图 2.6 X-cor 芯子.....	15
图 2.7 X-cor 夹层结构真空袋固化装置.....	15
图 2.8 X-cor 夹层结构真空袋固化工艺曲线.....	16
图 2.9 X-cor 夹层结构.....	16
图 2.10 X-cor 夹层结构固化工艺操作步骤.....	16
图 2.11 不同压力下制备的 X-cor 夹层结构试样.....	17
图 2.12 不同固化温度下的 Z-pin 形态.....	17
图 3.1 Z-pin 端部树脂区的显微镜照片.....	18
图 3.2 X-cor 夹层结构单胞几何模型.....	19
图 3.3 Z-pin 端部树脂区示意图.....	20
图 3.4 Z-pin 与面板组成的三维网架结构.....	21
图 3.5 X-cor 夹层结构有限元模型.....	21
图 3.6 Z-pin 端部树脂区模型.....	21
图 4.1 有限元模型压缩变形示意图.....	28
图 4.2 Z-pin 植入角度对压缩模量的影响.....	29
图 4.3 Z-pin 直径对压缩模量的影响.....	30
图 4.4 Z-pin 密度对压缩模量的影响.....	30
图 4.5 X-cor 夹层结构平面压缩试验装置.....	31

图 4.6 X-cor 夹层结构压缩载荷-位移曲线.....	33
图 4.7 不同角度下 X-cor 夹层结构吸收的能量.....	33
图 4.8 不同规格 X-cor 夹层结构压缩模量对比图.....	33
图 4.9 $1\%V_{Z-pin}$ 对 X-cor 夹层结构压缩模量贡献率的对比图.....	33
图 4.10 压缩载荷下 Z-pin 的受力状态.....	35
图 4.11 弹性地基梁计算示意图.....	36
图 4.12 X-cor 夹层结构固化过程中 Z-pin 与泡沫的变形状态.....	39
图 4.13 $\varepsilon_z = 0.005$ 时 X-cor 夹层结构的应力云图.....	42
图 4.14 X-cor 夹层结构压缩强度分析流程图.....	43
图 4.15 Z-pin 端部失效单元随应变增加的扩展情况.....	46
图 4.16 Z-pin 端部树脂区的 Von-Mises 应力云图.....	46
图 4.17 Z-pin 端部树脂区失效单元随应变增加的扩展情况.....	47
图 4.18 Z-pin 端部树脂区 x 方向应力分布.....	47
图 4.19 Z-pin 上屈曲失效单元随应变增加的扩展情况.....	48
图 4.20 Z-pin 屈曲失效模式试验照片.....	48
图 4.21 Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响.....	49
图 4.22 Z-pin 植入密度对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响.....	49
图 4.23 Z-pin 直径对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响.....	49
图 4.24 不同规格 X-cor 夹层结构压缩强度对比图.....	50
图 4.25 $1\%V_{Z-pin}$ 对 X-cor 夹层结构压缩强度贡献率的对比图.....	50
图 5.1 有限元模型剪切变形示意图.....	54
图 5.2 Z-pin 植入角度对剪切模量的影响.....	55
图 5.3 Z-pin 直径对剪切模量的影响.....	55
图 5.4 Z-pin 密度对剪切模量的影响.....	55
图 5.5 Z-pin 体积分数对剪切模量的影响.....	56
图 5.6 植入角度对纵横剪切模量的影响.....	56
图 5.7 植入角度 45° 时 Z-pin 上应力数值.....	56
图 5.8 X-cor 夹层结构剪切试验装置.....	57
图 5.9 不同植入角度 X-cor 夹层结构典型纵剪试验曲线.....	58
图 5.10 不同规格 X-cor 夹层结构中 Z-pin 对纵向剪切模量的贡献率.....	59
图 5.11 不同植入角度 X-cor 夹层结构横向剪切试验曲线.....	59
图 5.12 $\gamma_{xz} = 0.006$ 时 X-cor 夹层结构的应力云图.....	60
图 5.13 X-cor 夹层结构剪切失效过程.....	61
图 5.14 $\gamma_{xz} = 0.008$ 时泡沫的应力云图.....	63
图 5.15 X-cor 夹层结构 Z-pin 与树脂区界面失效单元分布情况.....	63
图 5.16 $\gamma_{xz} = 0.010$ Z-pin 受横向应力失效单元分布情况.....	64

图 5.17 Z-pin 剪切失效模式试验照片.....	64
图 5.18 Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构剪切强度的影响.....	65
图 5.19 Z-pin 植入密度对 X-cor 夹层结构剪切强度的影响.....	65
图 5.20 Z-pin 直径对 X-cor 夹层结构剪切强度影响.....	65
图 5.21 剪切载荷下 X-cor 夹层结构的能量吸收.....	66
图 5.22 Z-pin 对 X-cor 夹层结构纵向剪切强度的贡献率.....	66
图 5.23 X-cor 夹层结构的剪切破坏裂纹.....	67
图 6.1 有限元模型拉伸变形示意图.....	69
图 6.2 X-cor 夹层结构平面拉伸试验装置.....	70
图 6.3 Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构拉伸模量的影响.....	71
图 6.4 Z-pin 直径对 X-cor 夹层结构拉伸模量的影响.....	71
图 6.5 $\varepsilon_z = 0.005$ 时 X-cor 夹层结构的应力云图.....	73
图 6.6 Z-pin 拉伸失效模式试验照片.....	74
图 6.7 泡沫表面拉伸裂纹的试验照片.....	74
图 6.8 Z-pin 植入角度对其端部树脂区应力的影响.....	75
图 6.9 Z-pin 在拉伸载荷下的受力状态.....	75
表 1.1 力学性能试验结果.....	9
表 2.1 Z-pin 的纤维体积含量.....	13
表 3.1 Z-pin 弹性性能参数.....	23
表 3.2 面板和其余组分弹性性能参数.....	24
表 4.1 X-cor 夹层结构试样规格数据表.....	31
表 4.2 X-cor 夹层结构压缩模量测试结果.....	32
表 4.3 Z-pin 对结构压缩模量和密度的增加效果.....	33
表 4.4 压缩模量理论计算和测试结果比较.....	34
表 4.5 泡沫地基系数与约束系数的数值.....	38
表 4.6 工艺过程的残余应力计算结果.....	41
表 4.7 X-cor 夹层结构有限元单胞模型各组分基本强度性能参数.....	42
表 4.8 材料刚度退化规则.....	45
表 4.9 压缩载荷下泡沫与 Z-pin 上应力与其各自许用应力的比较.....	46
表 4.10 泡沫施加的横向力对压缩性能的贡献.....	48
表 4.11 弹性理论预测结果与试验结果的比较.....	50
表 4.12 压缩强度的有限元预测结果与试验值的比较.....	51
表 5.1 X-cor 夹层结构纵向剪切试样规格.....	57
表 5.2 X-cor 夹层结构横向剪切试样规格.....	57

表 5.3 X-cor 夹层结构纵向剪切性能试验结果.....	58
表 5.4 X-cor 夹层结构横向剪切性能试验结果.....	58
表 5.5 剪切模量理论计算与测试结果对比.....	59
表 5.6 材料刚度退化规则.....	62
表 5.7 剪切载荷下树脂区、Z-pin 与泡沫上应力与其各自许用应力的比较.....	64
表 5.8 剪切强度的有限元预测结果与试验值的比较.....	67
表 6.1 X-cor 夹层结构拉伸试样规格.....	70
表 6.2 X-cor 夹层结构拉伸性能试验结果.....	71
表 6.3 拉伸模量理论计算与测试结果的对比.....	71
表 6.4 拉伸强度的有限元预测结果与试验值的比较.....	75

注释表

A	受力面积	A_{ij}^*	面内拉伸刚度系数
C	单元刚度矩阵	C_{33}^H	X-cor 夹层结构厚度方向压缩刚度
C_{33}^H	X-cor 夹层结构厚度方向剪切刚度	D_1	Z-pin 投影长度
D_2	单胞长度	D_3	单胞宽度
d	Z-pin 直径	E	弹性模量
F	拉伸载荷	G	剪切刚度
h	泡沫厚度	Δh	与载荷对应的变形增量值
I_p	惯性矩	K_m	应力集中系数
k	弹性模量计算公式修正系数	L_R	树脂区长轴长度
l_p	Z-pin 长度	M_m	压缩模量修正系数
M_m	剪切模量修正系数	m_b	Z-pin 质量
m	Z-pin 屈曲半波个数	n	Z-pin 数量
P	压缩载荷	Q_{max}	最大剪切载荷
R	强度比	r	Z-pin 截面半径
S_m	树脂剪切强度	ΔT	温度变化数值
U	位移载荷	U_i	单向复合材料正轴模量的线性组合
V	体积分数	W_R	树脂区短轴长度
X_m	树脂拉伸强度	α	热膨胀系数
β	地基系数	χ_R	纤维拉伸强度
δ	单胞剪切位移	ε	压应变
γ	剪应变	η_{23}	剪切模量计算公式修正系数
η	应力分配系数	μ	约束修正系数
ω	Z-pin 植入角度	θ	纤维偏离角度
ρ	密度	σ	压缩强度
τ	剪切强度	ν	泊松比



第一章 绪论

1.1 研究背景与选题意义

新材料的研究、开发与应用一直是当代高新技术的重要内容之一。复合材料,特别是先进复合材料在新材料技术领域中占有重要的地位,在世界各国的军用和民用领域都起到了至关重要的作用^[1-2]。所谓先进复合材料,专指那些可用于制备主承力和次承力结构,且刚度和强度性能相当于或超过铝合金的复合材料^[3-4]。先进复合材料的高比强度、高比模量、耐高温、性能可设计等优势已被世人所共识^[5-6]。2007年2月,国务院批准大型飞机立项,我国在上海成立了中国商用飞机有限责任公司,同时确立了自主创新的大型飞机材料和制造技术发展路线及加快关键材料实现国产化的目标。要成功研制我国大型飞机并取得市场竞争的优势,解决大型飞机材料的关键技术,尤其是复合材料技术的攻关已迫在眉睫^[7-8]。

夹层结构是一种轻质结构,由面板、芯子和将二者连接在一起的胶接层三部分所构成^[9-10]。面板采用高强度、高模量材料,芯子使用蜂窝、泡沫等轻质材料。夹层结构广泛应用于对刚度和重量要求高的飞行器构件。在航空方面,美国波音公司将铝蜂窝夹层结构用于F-15战斗机的前缘、后缘、副翼及襟翼;欧洲直升机工业公司用夹层结构制造EH101直升机旋翼;国产直九直升机Nomex蜂窝夹层结构的用量也占到了整机覆盖面积的80%^[11]等。在航天方面,美国的“哥伦比亚”号航天飞机的中部机身舱门采用了石墨/环氧蒙皮和Nomex蜂窝夹层结构^[12];国际通信卫星5的中心推力筒壳体使用了碳纤维/环氧蒙皮和铝蜂窝的夹层结构^[13];我国“风云三号”卫星推进舱和服务舱的承力筒采用了碳纤维复合材料蒙皮和蜂窝组成的夹层结构^[14]等。

蜂窝夹层结构是常用的夹层结构,具有悠久的历史,它重量轻、强度高、刚度大,多用于结构尺寸大、强度要求高的结构件;泡沫夹层结构重量轻,刚度大,通常适用于刚度要求高、受力不大的部件;新型高性能泡沫,如聚甲基丙烯酸酯亚胺(PMI)的出现,使其用于主承力结构成为可能,如A380压力舱隔板^[15]等。

蜂窝夹层结构存在的问题之一是制备工艺复杂,且面板表面蜂窝芯孔处易出现凹坑,严重时会影响面板的光滑平整性^[16-17]。闭孔硬质泡沫作芯子的夹层结构能弥补蜂窝夹层结构的主要缺陷,且尺寸稳定性良好。PMI硬质泡沫是结构型泡沫材料,能够适用通用复合材料制造工艺,其工艺范围从室温固化到190℃、0.7MPa的高温固化条件。PMI硬质泡沫最早由德国德固赛公司开发研制成功,目前商品化的PMI硬质泡沫主要由该公司生产,以商品名Rohacell出售^[18]。

硬质泡沫的主要缺点是其刚度和强度比蜂窝低,故泡沫夹层结构的压缩、拉伸刚度和强度都低于相同芯子密度的蜂窝夹层结构;由于没有厚度方向增强,面板和芯子间仅靠胶接相连,易发生脱粘破坏。这些缺点限制了泡沫夹层结构在飞机结构上的应用,因而有必要发展一种有

效的增强其厚度方向力学性能的技术。为了进一步提高泡沫夹层结构的性能和减重^[19-20], 促使其迅速发展, 国外学者提出了不少解决办法, 其中缝合泡沫夹层结构^[21-22]、X-cor 夹层结构^[23]的研究与应用最为成功。缝合泡沫夹层结构采用 Kevlar 线在厚度方向上缝合面板预制体, 然后液体成型为夹层结构; 在 X-cor 夹层结构中, 无数预制的高强度、高刚度单向复合材料针(即 Z-pin)按照所需的角度植入泡沫形成 X 型空间网架结构, 在有网架结构的泡沫上铺覆预浸料, 经复合固化后, 使复合材料针的两端嵌入面板, 形成一种整体式结构, 提高结构厚度方向的刚度和强度^[24]。X-cor 夹层结构也可视为 Z-pin 增强技术在泡沫夹层结构上的应用^[25-26](见图 1.1)。图 1.1 中 Z-pin 与结构厚度方向夹角即植入角度。相对于蜂窝夹层结构, X-cor 夹层结构具有突出的抗压、抗剪和抗冲击性能, 能够降低飞机结构的重量系数; 与缝合泡沫夹层结构技术比较, Z-pin 对面板面内力学性能的损伤较小、更适于预浸料成型复合材料结构。

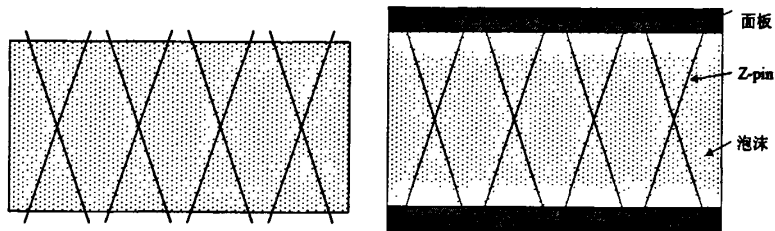


图 1.1 X-cor 预成型体和夹层结构

X-cor 夹层结构的可设计性强, 通过改变 Z-pin 的直径、植入角度、密度和材料等参数, 可以实现结构力学性能和重量的最优化, 同时可降低其制造成本和维修费用。美国 Sikorsky 直升机的研究表明: 用 X-cor 夹层结构代替蜂窝夹层结构可使结构减重 10%~15%, 从而使其有望替代蜂窝夹层结构用于飞机和直升机承力结构; Sikorsky 直升机公司还开展了 X-cor 夹层结构在旋翼机上的应用研究, 包括 RAH-66 卡曼奇武装直升机^[27-28]。国外早在 2001 年就提出了 X-cor 芯子的概念并已商品化, 由美国的 Aztex 公司生产, 而我国对此的相关研究起步较晚, 系统深入地研究 X-cor 夹层结构的制备和力学性能对该种复合材料结构的设计和实际工程应用具有十分重要的指导作用。

本文从理论分析和试验研究两方面探索了 X-cor 夹层结构的制备工艺和力学性能。首先, 通过工艺试验得到了 X-cor 夹层结构制备的最佳工艺参数。其次, 通过分析 X-cor 夹层结构中 Z-pin 端部的细观结构, 建立其几何分析模型和有限元单胞模型。再次, 在压缩、剪切、拉伸载荷下, 研究不同的 Z-pin 直径、植入角度、密度和材料对 X-cor 夹层结构的模量、强度的影响, 对其力学性能进行预测, 并基于有限元分析提出其失效机理的研究方法。最后, 对比理论分析和试验结果, 验证所建立的解析模型和有限元模型的合理性及失效机理研究的可行性。

1.2 国内外研究进展情况

目前, 国外对 X-cor 夹层结构在制备技术、细观模型、弹性和强度性能计算、失效机理和

试验方法等方面都有较为深入的研究,已形成商业化的产品;而国内的相关研究却起步较晚,尚处于探索阶段。2004年,南京航空航天大学率先对其进行研究,在制备技术和力学性能数据方面取得了一定的进展。2006年,西北工业大学开始深入、细致地研究 X-cor 夹层结构的力学模型建立、力学性能预测和结构设计等方面的问题。2008年,北京航空航天大学开始研究 X-cor 夹层结构的成型工艺和力学性能分析方面的问题。根据文献搜索,国内对 X-cor 夹层结构的理论和试验研究,主要在上述三所科研单位展开。

1.2.1 X-cor 夹层结构制造技术的发展

X-cor 夹层结构是 Z-pin 增强技术在泡沫夹层结构上的推广应用,此前 Z-pin 技术已成功应用于层合板。1970年金属 Z-pin 首次被用来增强层合板^[29-30],该项技术充分显示它的优势。除 Z-pin(Z-anchoring)增强技术外^[31-32],提高层合板厚度方向力学性能的手段还有纺织(3D Weaving)^[33-34]、缝纫(Stitching)^[35-36]、编织(Braiding)^[37-38]、刺绣(Embroidery)^[39]等。但这些技术限于液体成型,对预浸料成型工艺无能为力^[40-41],Z-pin 增强技术刚好弥补其不足。为实现 Z-pin 技术的自动化,1980年 Krasnov^[42]和 Tomashevskii^[43]开发了层合板 Z-pin 植入自动化设备。与此同时,美国 Aztex 公司(Waltham)也开发了 UAZ 工艺来实现大量 Z-pin 的快速植入^[44-45]。

X-cor 夹层结构研制过程中,早期的 Z-pin 植入采用人工植入法,费时费力,难于保证 Z-pin 的顺利植入和穿透泡沫及其植入角度的一致性。为此,2002年美国 Aztex 公司设计制造了六轴龙门式植入机(见图 1.2),成功地解决了 Z-pin 的自动化植入问题。该设备能够控制 Z-pin 的植入深度和密度,实现植入路径的程序控制。X-cor 夹层结构的固化采用真空袋固化成型,工艺操作简单,选择合适的固化温度和固化压力,即可获得质量较好的制品。

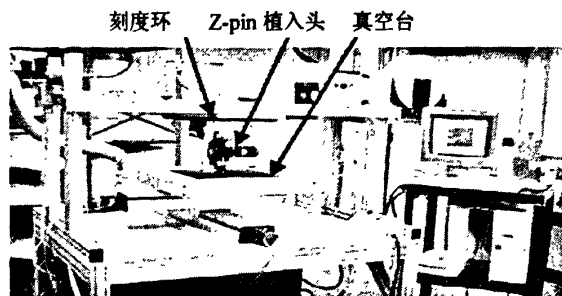


图 1.2 Z-pin 植入机^[23]

在国内,西北工业大学的黄涛和矫桂琼等^[46]以 Rohacell 71WF 泡沫为芯子,采用有模具导向钻孔法进行碳复合材料针的植入,自行制备了玻璃纤维面板 X-cor 夹层结构,同时将一部分含有碳复合材料针的泡沫芯子交北京航空制造工程研究所,干态铺设 T300/BA9912 碳布,采用树脂膜熔渗(RFI)工艺加工成型,并测试其力学性能。

南京航空航天大学复合材料工程自动化中心设计并制造了 X-cor 夹层结构用 Z-pin 拉挤机

[47-48]、Z-pin 数控植入机^[49-50]和真空袋固化成型装置^[51],探索了不同树脂基体的 Z-pin 拉挤工艺和植入工艺、不同预浸料铺层的 X-cor 夹层结构的共固化制度,可完成 X-cor 夹层结构的制备。

北京航空航天大学的郝继军^[52-53]、张蕾和张佐光等^[54]以 F-44 环氧树脂体系浸渍 12K 的碳纤维丝束,采用手工缠绕方式,经固化、裁剪制备 Z-pin。实验室自行设计定角度装置和打孔装置,实现 Z-pin 在硬质聚氨酯泡沫上的植入。采用热压成型工艺,制备了 X-cor 夹层结构,并研究了结构参数对其力学性能的影响。

1.2.2 Z-pin 增强结构细观模型的研究进展

X-cor 夹层结构的细观结构复杂,从细观角度出发研究其力学性能并设计优化复合材料已成为当前结构材料研究开发的重要手段之一,研究其细观结构并建立合理的力学模型是关键。

在 Z-pin 增强层合板中,Z-pin 通常垂直植入并穿透层合板;而在 X-cor 夹层结构中,Z-pin 则是以一定角度植入泡沫,两端嵌入上下面板中。对 Z-pin 增强层合板与 X-cor 夹层结构同样重要的是 Z-pin 与层合板的连接,因而 Z-pin 增强层合板的细观模型对 X-cor 夹层结构的细观模型研究有重要的参考价值。

Mouritz^[55-56]、Steeves^[57-58]、Stringer 和 Grassi 等^[59-60]研究了 Z-pin 的植入对碳纤维/环氧层合板面内力学性能的影响,提出 Z-pin 增强单向层合板的面内细观模型(见图 1.3),Z-pin 的植入导致纤维弯曲变形和其周围形成树脂区。由模型可知,Z-pin 周围树脂区的面积随其直径的增加而增大。该模型较好地解释了 Z-pin 的植入导致单向层合板面内力学性能下降的机理。

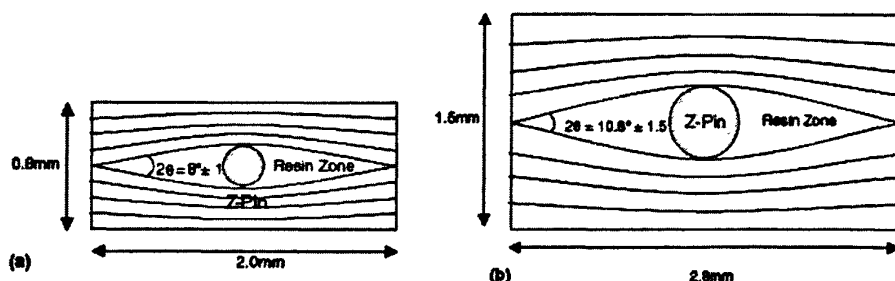


图 1.3 Z-pin 增强单向层合板面内细观模型^[55]

基于 Z-pin 增强单向层合板的面内细观模型,Krueger^[61-62]和 O'Brien^[63-64]在二维有限元程序 (FLASH) 中建立了计算模型(见图 1.4),研究了 Z-pin 的植入对其面内力学性能的影响。Z-pin 的植入导致面板局部纤维弯曲,形成贫富树脂区,纤维的弯曲导致层合板面内力学性能的下降。

上述细观模型和有限元模型均为二维模型,无法评估 Z-pin 的植入对层合板厚度方向力学性能的影响。Sweeting 和 Thomson^[65]建立了三维有限元模型,研究了 Z-pin 增强层合板由于热不匹配产生的残余应力对其性能的影响(见图 1.5)。结果表明:在 Z-pin 增强层合板的固化过程中,由于树脂和 Z-pin 热膨胀系数的不匹配,结构将产生热残余应力,树脂区的热残余应力高于其失效强度,故其内部将产生微裂纹。

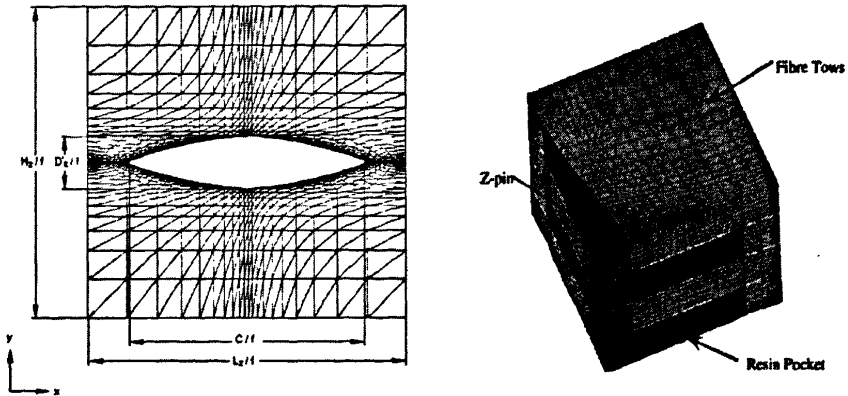


图 1.4 Z-pin 增强层合板有限元单胞模型^[61] 图 1.5 Z-pin 增强层合板三维有限元单胞模型^[65]

在 X-cor 夹层结构中, Z-pin 端部同样会形成树脂区, 树脂区对其力学性能的影响需要建立新的模型深入研究。

1.2.3 X-cor 夹层结构刚度性能的研究进展

Mouritz^[66-67]制作了 X-cor 夹层结构试样, 以碳纤维复合材料 Z-pin 增强闭孔 PVC 泡沫为芯子, 玻纤/环氧层合板为面板。对 Z-pin 的 0° 植入角度结构, 基于混合法则提出了 X-cor 夹层结构厚度方向压缩模量的计算模型。

$$E_c = E_f \cdot V_f + E_p \cdot V_p \quad (1.1)$$

式(1.1)中, V_f 、 V_p 、 E_f 、 E_p 分别是泡沫和 Z-pin 的体积分数及其压缩模量。结果表明: X-cor 夹层结构的压缩模量和强度随 Z-pin 体积分数和直径的增加而增加^[68]。

Liu 和 Deng^[69-70]等基于均匀化理论^[71-72]分析了 X-cor 夹层结构芯子的刚度, 计算模型见图 1.6。芯子的刚度由 Z-pin 的贡献和泡沫的贡献两部分组成。结果表明: 锥体和四面体结构在厚度方向的刚度相同, 但厚度方向的剪切模量, 锥体结构则大于四面体结构。

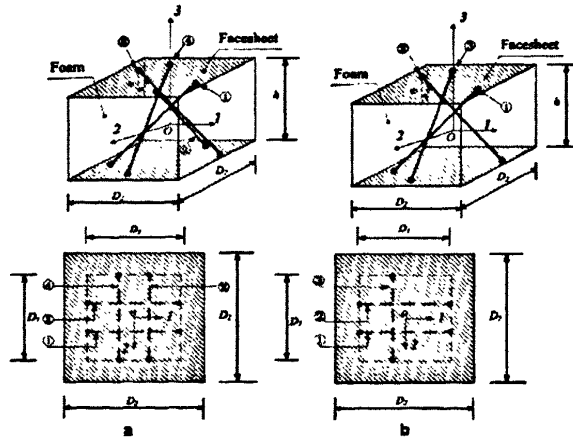


图 1.6 单胞示意图 (a) 锥体结构 (b) 四面体结构^[69]

田旭、肖军等^[73]在硬质聚氨酯泡沫中植入手工缠绕成型制备的 M46J/E51 复合材料针, 探索了 S2/E51 面板试制 X-cor 夹层结构。通过试验研究 X-cor 夹层结构的基本力学性能; 应用材料力学原理建立了二维平面模型, 尝试将 Z-pin 抽象成空间受拉压杆系, Z-pin 与面板构成板-网架结构, 经过受力分析和变形计算得到不同 Z-pin 植入角度对应模量的曲线。

杜龙、矫桂琼等^[74-75]结合空间网架和等效夹杂方法, 提出 X-cor 夹层结构剪切刚度的预报模型(见图 1.7)。在剪切试验中, Z-pin 端部存在转动^[76-77], 因此 Z-pin 与面板间的约束处理为铰支。嵌入面板前 Z-pin 端部需处理, 目的是减小对面板的损伤^[78-79]。计算方法是首先利用 Mori-Tanaka 方法^[80-81]计算含 Z-pin 夹杂的泡沫的等效剪切刚度, 夹杂的 Eshelby 张量表达式已知^[82-83], 然后计算整个单胞的剪切刚度。结果表明: 该剪切刚度预报模型与试验结果吻合良好。

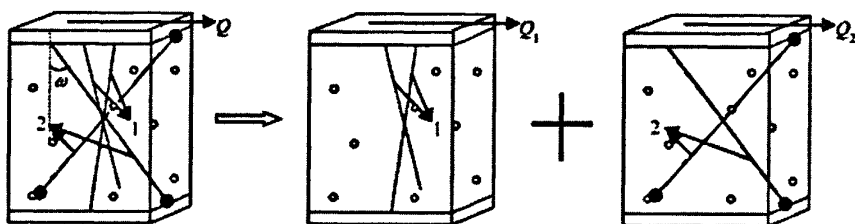


图 1.7 X-cor 夹层结构剪切刚度计算单胞示意图^[74]

Vaidya 和 Mahfuz^[84]利用有限元软件(FEA/FEM)^[85-86]分别建立了两种简化的三维夹层结构模型, Z-pin 芯子夹层结构和泡沫夹层结构。对 Z-pin 芯子夹层结构, 采用实体建模方法建立单胞^[87-88]模型。结果表明: 压缩载荷下 Z-pin 与面板的连接状况对压缩性能有较大影响。对泡沫夹层结构, 在压缩和三点弯曲时, 利用模型的应变和应力求出相应的弹性模量。

杜龙和矫桂琼等^[74]利用 ABAQUS 软件预报了 X-cor 夹层结构的剪切刚度, 三维有限元模型见图 1.8。有限元模型忽略了泡沫对剪切刚度的影响, 仅考虑面板与 Z-pin 形成的空间结构。

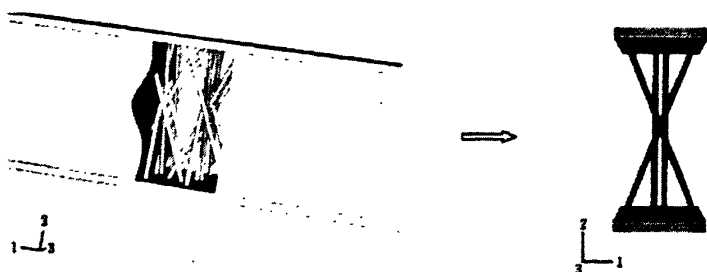


图 1.8 剪切刚度计算有限元模型^[74]

1.2.4 X-cor 夹层结构强度性能的研究进展

X-cor 夹层结构强度性能的理论研究, 学者们根据其制造工艺及承载提出了一些力学模型,

多采用基于细观参数的预测方法,但影响其强度性能的参数较多,目前尚无全面、统一的分析模型。国内的研究多限于 X-cor 夹层结构静态承载的强度特性,较少涉及动载下的强度特性。X-cor 夹层结构强度性能的理论发展,经历了由泡沫夹层结构到 Z-pin 增强泡沫夹层结构的过程。

夹层结构梁承受弯曲载荷时,学者们发现其失效模式主要有面板微屈曲^[89-90]、面板起皱^[91-92]、面板压痕^[93-94]和芯子剪坏^[95-96]四种。Steeves 和 Fleck^[97-98]研究了夹层结构梁在三点弯曲情况下的失效情况,并针对面板压痕失效模式建立理论模型,计算结果与试验结果吻合。

杜龙和矫桂琼^[99-100]根据试验观察,提出等应变假设模型计算 X-cor 夹层结构的剪切强度。等应变假设模型认为 X-cor 夹层结构的破坏由泡沫的剪切破坏开始,有三个假设:上下面板的刚度强度远大于泡沫芯子,认为其为刚性层;对芯子的变形采用等应变假设,即无论单胞是否含有 Z-pin,剪应变相等;Z-pin 的剪切模量和强度远高于泡沫芯子,在剪切载荷下,泡沫芯子中的泡沫首先被剪坏。

Cartié 和 Fleck^[77]提出了 X-cor 夹层结构压缩强度的计算模型。模型的建立首先计算 Z-pin 芯子夹层结构的压缩强度^[101-102],然后得到 Z-pin 的屈曲载荷。在压缩载荷下泡沫的作用不可忽略,将 Z-pin 增强泡沫视为简支梁(Z-pin)和弹性基础的组合(泡沫),则屈曲载荷为^[103-104]:

$$P = P_E \cdot \left(m^2 + \frac{\beta \cdot l_p^2}{m^2 \cdot \pi^2 \cdot P_E} \right) \quad (1.2)$$

式(1.2)中, P_E 为简支梁的欧拉屈曲载荷, β 为地基系数, m 为 Z-pin 屈曲半波个数, l_p 为 Z-pin 的长度。该模型预测的压缩强度低于试验值, Cartié 认为原因是模型依照简支条件约束 Z-pin 端部,但实际上其端部约束条件介于简支和固支之间,因此导致预测值较低。

为考虑 Z-pin 端部的转动,杜龙和矫桂琼^[99]基于 Cartié 的研究,采用压杆在不同支承条件下计算屈曲载荷时修正计算长度的方法,对其模型进行修正,提出的修正计算模型为:

$$\sigma_{\max} = V_p \cdot \sigma_p \cdot \cos^2 \omega + \sigma_f \quad (1.3)$$

式(1.3)中, σ_p 为 Z-pin 屈曲失稳的临界应力, σ_f 为泡沫的应力。该修正模型的预测值仍低于试验值,杜龙认为原因可能与地基系数的准确测量有关,且 Z-pin 与泡沫间的界面也需要进一步研究。

Liu 和 Deng^[69]等基于铁摩辛柯的弹性地基梁理论改进了 X-cor 夹层结构压缩强度的计算模型。Liu 的模型采用解析方法得到地基系数,将泡沫处理为两个文克尔型(Winkler)^[105-106]弹性基础的叠加,Z-pin 两端为简支条件(见图 1.9)。根据此叠加模型,地基系数 β 为:

$$\beta = \frac{2 \cdot E_f \cdot r}{h} \cdot \sin \omega + \frac{2 \cdot E_f \cdot r}{D_1} \cdot \cos \omega \quad (1.4)$$

式(1.4)中, E_f 、 h 分别为泡沫的弹性模量和厚度, r 、 D_1 分别为 Z-pin 的半径和其在单胞底面的投影长度。由于地基系数考虑了 Z-pin 的植入角度, Liu 的计算模型与试验值吻合较好。

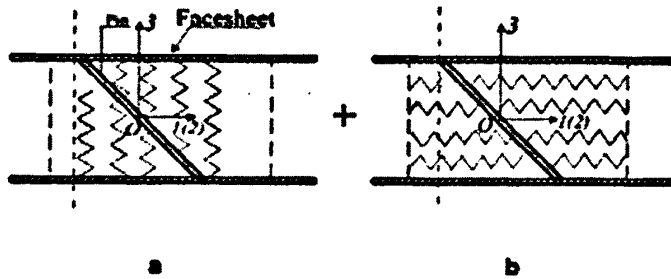


图 1.9 文克尔型弹性基础 (a)垂直弹簧 (b)水平弹簧^[69]

郝继军和张佐光等^[107]通过正交试验,考察了 X-cor 夹层结构侧压性能与结构参数间的关系。结果表明:面板的厚度对强度、比强度的影响较为显著,而 Z-pin 植入角度的影响则较小;增大面板厚度, X-cor 夹层结构的侧压强度提高,但比强度先提高后降低。

X-cor 夹层结构既不同于缝绉复合材料层压板,也不同于泡沫夹层结构,其力学性能的分析方法也具有特殊性,需要建立新的分析模型和强度设计理论。

1.2.5 X-cor 夹层结构失效机理的研究进展

目前,国内外主要通过失效判据与试验分析相结合的方法,探讨 X-cor 夹层结构的失效过程和模式及其失效机理,失效机理的研究理论及试验方法尚不完善,仍需进一步探索。

关于层合结构失效机理分析的理论相对成熟,已有的失效判据和材料刚度退化规则对 X-cor 夹层结构失效机理的研究具有重要的启发和借鉴作用,下面就层合结构的失效机理分析理论作一概述。

Blacketter^[108]、Tserpes^[109]分别提出了针对织物增强复合材料和石墨/环氧复合材料的刚度退化规则。佟丽莉^[110]对复合材料单向板进行拉伸试验,得到了用于应力分析的刚度折减系数;利用最大应力失效判据和刚度折减系数对纤维缠绕壳体进行变形分析。王丹勇和温卫东等^[111]针对纤维增强复合材料含中孔层合板,提出了材料损伤过程中的刚度退化规则。王新峰和周光明^[112-113]等采用三维实体有限元方法,研究了平面机织复合材料受面内载荷时损伤的起始、扩展直至最终破坏的全过程,分析中对破坏的基体和纤维束单元均按特定方向进行刚度折减。徐焜和许希武^[114]采用细观非线性有限元方法,建立了三维四向编织复合材料的渐进损伤拉伸强度模型,利用 Hashin 型损伤失效判据定义了纤维束的典型损伤类型,并根据纤维束和基体相应的损伤类型进行材料性能退化。Gummadi^[115]以 Z-pin 屈曲为失效判据,分析了 Z-pin 芯子夹层结构在低速冲击下的失效,一旦 Z-pin 屈曲,则其刚度在整体刚度矩阵中退化为原始刚度的 1%。

现阶段,对 X-cor 夹层结构的失效过程缺乏有效地检测手段,大多专家通过分析试验曲线、失效试样研究其失效过程和机理。Marasco^[116]和 Partridge^[117]等研究了 X-cor 夹层结构的基本力学性能。试验中 Z-pin 为碳复合材料针,植入角度为 22°和 30°,结果列于表 1.1。

表 1.1 力学性能试验结果^[116]

名称	X-cor 22°/MPa	X-cor 30°/MPa	Hollow X-cor 22°/MPa
拉伸强度	2.5±0.1	1.6±0.4	
拉伸模量	350±27	232±91	
剪切强度	0.8±0.1	1.0±0.1	0.7±0.1
剪切模量	200±25	341±25	208±14
压缩强度	5.0±0.5	4.8±0.6	4.2±0.7
压缩模量	508±51	428±40	403±83

(注: Hollow X-cor 指去除泡沫的 Z-pin 芯子夹层结构)

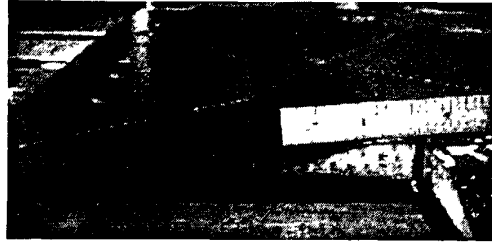
分析 X-cor 夹层结构的受力, 拉伸/压缩载荷由面板-芯子-面板和面板-Z-pin-面板两路进行传递, 由于 Z-pin 的刚度和强度很大, 使后者占居主导地位。拉伸强度主要由 Z-pin 拔出面板的抗力和局部强度控制; 一旦 Z-pin 与面板的连接大面积失效, 试样便会破坏; 压缩具有类似的机制, 所不同的是压缩破坏中还可能伴有 Z-pin 的屈曲失效。对剪切试验而言, 剪切载荷分解后可使 Z-pin 受拉伸和压缩, 分解后的应力水平直接与植入角度相对应, 试样的失效强度受控于 Z-pin 与面板的连接强度和 Z-pin 自身的屈曲强度。

X-cor 夹层结构的复杂性不仅在于面板、芯子及跨高比这些宏观结构参数, 更依赖于 Z-pin 的体积分数、直径、长径比及 Z-pin 与泡沫的协调。考虑这些不同层次的结构参数, 通过大量不同几何参数组合的试验, 可以期待获得压缩、剪切和弯曲等一些载荷下的力学性能趋势, 对其失效模式进行预测。

为与其它构件进行机械连接, O'Brien 等^[118]制作了一种试样(见图 1.10)。试样一端是实体层合板, 另一端是 X-cor 夹层结构, 中间的过渡区域植入 Z-pin, 研究过渡区域在不同加载方式下的力学性能。结果表明: 在三点弯曲载荷下, 层合板一端出现较大变形, 过渡区域出现 Z-pin 拔出面板现象; 在单轴拉伸载荷下, 试样失效于夹层结构的面板部分, 并伴有泡沫与面板脱粘及过渡区面板分层; 在拉弯组合载荷下, 试样因过渡区 Z-pin 拔出面板和 Z-pin 屈曲失效。

杜龙和矫桂琼等^[99,119]深入、细致的分析了 X-cor 夹层结构在不同载荷下的失效过程和模式。在剪切载荷下, 试样失效模式主要是 Z-pin 拔出面板和 Z-pin 剪断; 在压缩载荷下, 试样因 Z-pin 屈曲失效。在弯曲载荷下, 其破坏模式与剪切载荷下的破坏模式基本一致, 微裂纹被限制在泡沫中, 直至 Z-pin 被剪断或拔出面板, 失效模式主要是 Z-pin 被剪断或拔出面板。

迄今为止, 研究人员开展了大量 X-cor 夹层结构静态基本力学性能研究, 同时建立了多种模型预测其性能; 但由于 X-cor 夹层结构的复杂性, 还有大量工作需要进行。关于 X-cor 夹层结构的其它静态力学性能及动态力学性能, 国内外均有研究人员进行过试验研究, 由于本文未涉及, 故未在文献综述部分总结而列入将来研究范畴。

图 1.10 具有过渡区的试样板^[118]

1.3 研究内容及方法

Z-pin 及其端部树脂区对 X-cor 夹层结构的刚度和强度具有决定性作用, 因此本文的研究围绕 Z-pin 及其端部树脂区的微观结构展开, 主要采用解析方法、数值方法和试验方法。本文的研究内容为 X-cor 夹层结构的制备, 微观模型的建立, 模量、强度的计算和失效机理的分析。

(1) X-cor 夹层结构的制备 X-cor 夹层结构的制备工艺目前尚无现成的技术参数可供参考。我们自行设计了拉挤模具、自动植入机、共固化装置并总结出合适的工艺参数, 完成 X-cor 夹层结构的制备。

(2) X-cor 夹层结构的微观模型的建立 通过对 Z-pin 端部树脂区微观结构显微镜照片的观察, 提出其椭圆形态的基本假设, 由此建立 X-cor 夹层结构的几何分析模型。

(3) X-cor 夹层结构模量的计算 解析计算方面, 引入修正系数改进原有计算模型, 预测 X-cor 夹层结构的压缩和剪切模量; 数值计算方面, 利用有限元模型分析结构应力分布并计算其在不同参数下的弹性性能。与试验结果对比, 验证改进的模型与有限元模型的合理性。

(4) X-cor 夹层结构强度性能的计算 解析计算方面, 基于弹性稳定理论计算 X-cor 夹层结构的压缩强度, 考虑 Z-pin 端部的约束条件和固化工艺的残余应力, 修正现有理论模型, 并分析结构参数对 Z-pin 端部约束的影响。数值分析方面, 利用有限元模型分别计算 X-cor 夹层结构在压缩、剪切和拉伸载荷下的强度, 并分析结构参数对其强度的影响。与试验结果对比, 证明修正的模型与有限元模型的正确性。

(5) X-cor 夹层结构的失效机理分析 通过蔡-胡失效判据、屈曲失效判据、最大应力失效判据和 Von-Mises 失效判据及相应的材料刚度退化规则的组合, 采用有限元方法分析了 X-cor 夹层结构的失效过程, 提出其失效机理的研究方法, 并给出不同载荷下的失效判据和材料刚度退化规则。试验观察到的失效模式验证了 X-cor 夹层结构失效机理分析的有效性。

1.4 论文的创新点

本文对 X-cor 夹层结构的制备、刚度性能、强度性能和失效机理进行了有益的研究, 为其在航空航天等高科技领域的应用提供了较为可靠的技术保障、理论基础和分析方法。

(1) 分析固化过程中 Z-pin 随面板软化刺入预浸料中, 与面板通过树脂形成弱连接; 根据

显微镜照片分析提出了 Z-pin 端部树脂区形态的基本假设,建立了相应的有限元模型,解决了现有参考文献中 Z-pin 与面板的节点直接耦合引起的计算结果远高于试验值问题。

(2) 分析 X-cor 夹层结构制备工艺过程中的热残余应力,考虑 Z-pin 端部约束条件和泡沫的侧壁支撑对压缩强度的重要影响,通过试验、计算得到不同结构参数下 Z-pin 端部的约束状况及其随 Z-pin 植入角度的变化规律,采用文克尔地基模型计算泡沫的地基系数,利用约束修正系数和新的地基模型改善文献中的计算模型。

(3) 运用失效判据和材料刚度退化规则的组合,通过有限元分析获得 X-cor 夹层结构的应力场。将 Z-pin 及其端部树脂区的应力数值分别与其自身的失效判据相对照,得出 X-cor 夹层结构各组成部分的失效级别。根据有限元计算判断模型中失效单元的位置和分布,确定失效过程并给出最终的失效模式。

(4) 通过有限元分析,计算了 X-cor 夹层结构的剪切模量,建立了不同 Z-pin 植入角度下 Z-pin 体积分数与剪切模量间的计算模型,给出其剪切模量的预测公式,解决了 X-cor 夹层结构剪切模量的预测问题。

(5) 分析拉伸载荷下 X-cor 夹层结构中 Z-pin 的受力状态,论述了 Z-pin 的植入角度对 X-cor 夹层结构拉伸强度的影响,解释了失效控制应力随植入角度的变化,说明拉伸强度在 18° 左右达到最大值,可以此为原则对其拉伸强度进行设计。

第二章 X-cor 夹层结构的制备技术

2.1 引言

X-cor 夹层结构技术在夹层结构的泡沫中植入高模量、高强度的 Z-pin, 弥补了泡沫力学性能的不足, 其可用现有成熟的复合材料成型工艺制备, 具有成型速度快、最大限度满足构件尺寸和形状需要及实现构件局部性能增强的显著优点。

X-cor 夹层结构的制备分三步, 每一步采用相应的成型工艺完成。第一步是 Z-pin 的拉挤, 采用复合材料拉挤成型工艺实现。拉挤的基本工艺过程: 将浸渍树脂胶液的连续纤维经加热后的模具拉出, 利用烘道使树脂进一步固化而制备具有单向高强度且连续增强的复合材料^[120]。第二步是 Z-pin 的植入, 采用数控植入工艺完成。这一步主要利用植入机将拉挤出的 Z-pin 均匀等长(局部增强除外)地植入泡沫中, 形成增强泡沫。第三步是 X-cor 夹层结构的固化, 采用真空固化成型工艺完成。增强泡沫在铺覆预浸料后, 利用自行研制的真空固化装置, 在合适的固化制度下固化, 得到 X-cor 夹层结构试样。

本章通过 X-cor 夹层结构制备工艺的研究, 获得了符合试验要求的试样。通过对试验现象的分析, 研究了 Z-pin 的拉挤、Z-pin 的植入、X-cor 夹层结构固化成型工艺参数的确定方法。

2.2 Z-pin 的拉挤工艺

Z-pin 是提高 X-cor 夹层结构性能的关键, 因此它的拉挤是整个制备工艺的基础。

2.2.1 试验装置及材料

Z-pin 拉挤机由以下部分组成: ①放纱装置; ②纤维导向装置; ③浸胶装置; ④拉挤模具; ⑤牵引装置; ⑥收卷装置; ⑦控制系统。拉挤机的结构原理见图 2.1。

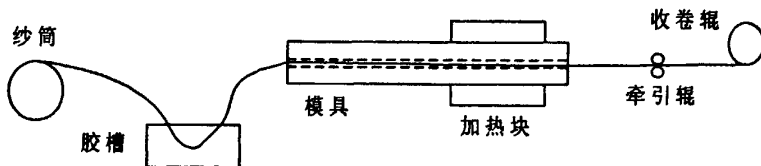


图 2.1 Z-pin 拉挤机结构示意图

图 2.1 中, 模具是拉挤成型的关键部件, 其直接影响到工艺的成功与否和 Z-pin 的质量。对模具的要求是其表面要光滑, 从而降低牵引力、延长模具使用寿命、提高生产率和保证 Z-pin 的质量; 模具应具有较大的长度, 但太长会增加制备过程中 Z-pin 受到的阻力, 造成死模或 Z-pin 损伤; 模具的型腔设计根据纱线型号计算得到。综合考虑, 最终选取模具的横截面尺寸为 $65\text{mm} \times 85\text{mm}$ (合模后), 长度为 600mm 。X-cor 夹层结构的固化工艺要求 Z-pin 具有较高的玻璃

化转变温度 T_g ，因此 Z-pin 的树脂多采用中、高温树脂体系，以满足其固化度要求。

Z-pin 拉挤工艺试验的全貌见图 2.2。

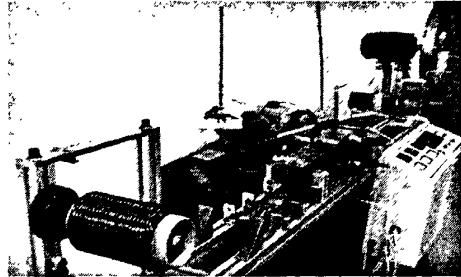


图 2.2 Z-pin 拉挤试验装置

Z-pin 拉挤采用的纤维是碳纤维 (Carbon Fiber) 和玻璃纤维 (Glass Fiber) 粗纱。碳纤维由日本 Toray 公司生产，型号为 T300-3K 和 T300-6K，该纱的主要性能是：拉伸强度 2971MPa，拉伸模量 230GPa。玻璃纤维型号为 HS4，由南京玻璃纤维研究院提供。树脂体系采用 FW-63 型环氧树脂，昆山裕博公司生产。

拉挤工艺要求树脂胶液粘度低、对纤维纱的浸渍速度快、粘结性好、存放期长、固化快及具有一定的柔韧性。经过小样配比试验，树脂体系两种组分的配比为 FW-63 A: FW-63 B=100:145 较为合适，能够满足拉挤工艺要求。拉挤工艺制得的 Z-pin 的纤维体积含量由下式计算：

$$V_{fb} = \frac{l_p \cdot \rho_l}{\rho_{fb} + \frac{m_{fb} - l_p \cdot \rho_l}{\rho_m}} \quad (2.1)$$

式(2.1)中， ρ_l 、 ρ_{fb} 分别为纤维的线密度和密度， l_p 、 m_{fb} 分别为 Z-pin 的长度和质量， ρ_m 为树脂的密度。Z-pin 纤维体积含量列于表 2.1。

表 2.1 Z-pin 的纤维体积含量

纤维型号	Z-pin 直径/mm	密度/g/cm ³	线密度/tex	纤维体积含量/%	离散系数/%
碳纤维 T300	0.7(C)	1.76	396	61.3	1.3
	0.5(C)	1.76	198	63.2	1.4
玻璃纤维 HS4	0.7(G)	2.53	575	61.2	1.3
	0.5(G)	2.53	240	58.4	1.8

2.2.2 工艺研究

Z-pin 的拉挤主要由树脂浸渍纤维和把纤维转变为固体的树脂固化两个过程组成。本文中拉挤工艺的设计，主要借鉴了国内有关研究机构和本实验室的成功经验。

拉挤树脂体系对温度很敏感，模具温度的控制十分严格，温度的分布原则上应该是两端低、中间高。在 Z-pin 拉挤过程中，按照树脂在模腔中的状态，将模具分为预热区、胶凝区和固化

区(见图 2.3), 合理确定模具上三区的温度及分布, 对成功拉挤 Z-pin 至关重要。

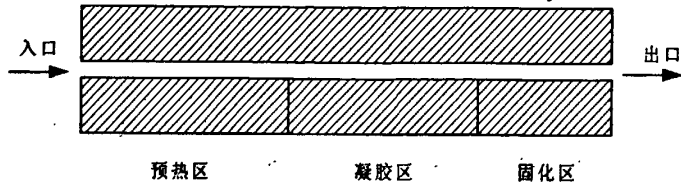


图 2.3 拉挤模具分区示意图

在拉挤过程中, 模具内将产生拉挤阻力。预热区的阻力主要来源于树脂的粘性剪切力; 凝胶区的阻力主要来自于摩擦作用产生的拉伸阻力; 固化区的阻力则源于热膨胀效应、体积压缩和低收缩率的共同作用, 对环氧树脂等低收缩率树脂体系, 此区产生的摩擦力很高。因此降低预热区温度, 增长预热区和凝胶区, 可有效降低 Z-pin 在模具中所受阻力。为使 Z-pin 达到一定固化度, 须提高固化区温度。根据以上原则, 将模具加热板固定在靠近拉挤 Z-pin 出模口部位。

Z-pin 拉挤工艺的操作步骤见图 2.4。

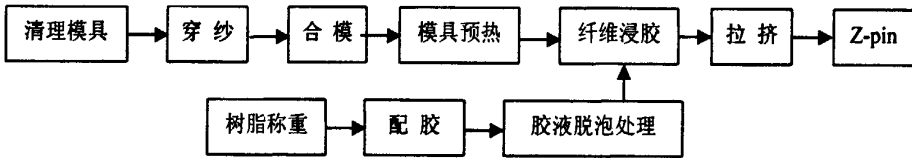


图 2.4 Z-pin 拉挤操作步骤

图 2.5 为碳纤维/FW-63 环氧树脂拉挤的 Z-pin。

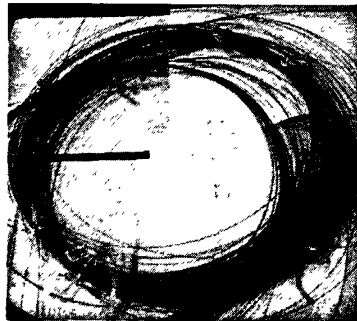


图 2.5 拉挤 Z-pin

2.3 Z-pin 的植入工艺

2.3.1 试验装置及材料

Z-pin 增强泡沫的制备采用数控设备完成, 可提高其制备效率并保证 Z-pin 植入角度的精确性和空间分布的均匀性。Z-pin 数控植入机由三轴数控机床和植入头两部分组成, 可实现 Z-pin 植入角度 $0^{\circ}\sim 45^{\circ}$ 的自动化植入。数控植入机的植入头主要实现四个功能, 分别是: ①Z-pin 的定长送料; ②Z-pin 植入角度的调节; ③Z-pin 的切割; ④将 Z-pin 按照设定的深度压入泡沫中。

Z-pin 植入工艺中所要用到的材料是 Z-pin 和 PMI 泡沫。PMI 泡沫的型号是 Rohacell 311G,

德国德固赛公司生产,其主要性能为:密度 32kg/m^3 , 压缩强度 0.4MPa , 剪切强度 0.4MPa , 拉伸强度 1MPa , 弹性模量 36MPa , 剪切模量 13MPa 。

2.3.2 工艺研究

通过文献及有限元分析表明: X-cor 夹层结构的力学性能对 Z-pin 的植入角度十分敏感; Z-pin 分布的均匀性及其尖端嵌入面板的深度对结构的强度有较大影响。因此 Z-pin 的植入工艺需满足以下要求: ①Z-pin 以精确角度植入泡沫; ②如无需局部增强, 应保证 Z-pin 的空间分布均匀; ③Z-pin 嵌入面板要有足够的深度, 即保证其伸出泡沫两端的长度要精确。Z-pin 最初插入泡沫的部分应超过其长度的一半, 使压入过程中泡沫对其有足够的稳定作用, 保证 Z-pin 植入角度的精确性。完成 Z-pin 植入的 X-cor 芯子见图 2.6。

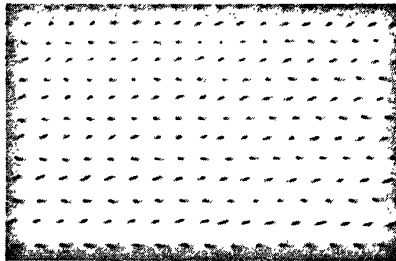


图 2.6 X-cor 芯子

2.4 X-cor 夹层结构的固化工艺

X-cor 夹层结构的固化工艺采用真空袋法实现, 此过程中, 固化制度的确定是关键。

2.4.1 试验装置及材料

所谓真空袋法, 是将未固化的制品放于模具中, 密封周边并抽真空, 排除制品中的气泡和挥发物, 使制品在压力和温度下固化成型的方法^[121]。图 2.7 为自行研制的真空袋固化装置。

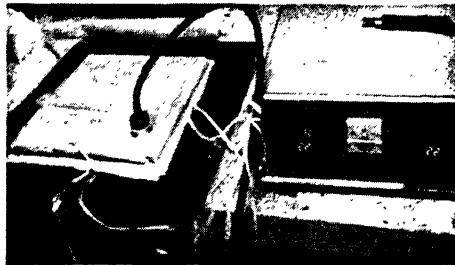


图 2.7 X-cor 夹层结构真空袋固化装置

在 X-cor 夹层结构真空袋固化工艺过程中, 所需材料为 X-cor 芯子和预浸料。面板为 8 层预浸料铺成, 分别采用两种材料, 一种是山东光威渔具公司生产的 12500 型单向碳纤维预浸布, 铺层顺序为 $[0/90/0/90]_8$ 。另一种是玻璃纤维预浸织物, 由航空工业集团 637 研究所提供, 在该所分别制备以玻璃纤维和碳纤维 Z-pin 增强泡沫为芯子的 X-cor 夹层结构。

2.4.2 工艺研究

X-cor 夹层结构的固化是复合材料面板的固化过程,也是带有 Z-pin 的泡沫与面板形成牢固结合界面的过程。因此, X-cor 夹层结构的固化必须满足面板树脂固化和 Z-pin 嵌入面板的双重需要。根据以上需要和泡沫所能承受的压力与温度,真空袋固化工艺的工艺曲线见图 2.8。

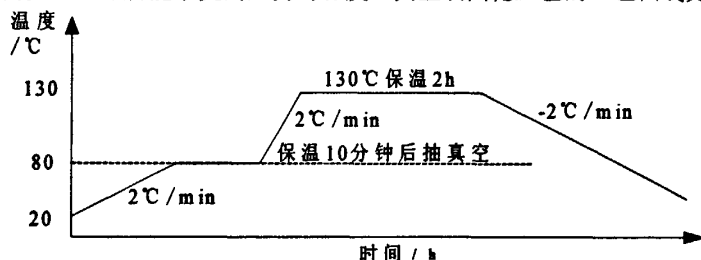


图 2.8 X-cor 夹层结构真空袋固化工艺曲线

根据 GB 7192-87《预浸料树脂含量试验方法》^[122],采用索式萃取法测得 12500 型预浸料的树脂含量为 39.5%。树脂含量偏高,因此固化过程中需进行吸胶处理。

在固化工艺中,温度的作用是降低树脂粘度和引发固化反应,压力的作用则是压合各层预浸布并抑制空隙产生。在试验过程中,加压点选择在 80°C 保温 10min 后,能保证在加压时面板已经软化,使 Z-pin 有效地嵌入面板, X-cor 夹层结构见图 2.9。

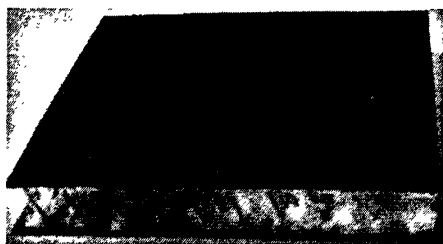


图 2.9 X-cor 夹层结构

X-cor 夹层结构真空袋固化工艺的操作步骤见图 2.10。

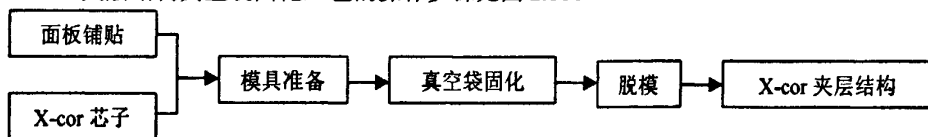


图 2.10 X-cor 夹层结构固化工艺操作步骤

2.5 X-cor 夹层结构制备工艺参数的进一步讨论

2.5.1 固化压力

X-cor 夹层结构真空袋固化工艺的加压方式灵活,且加压均匀,但压力数值需慎重选择。试验中采用的 Rohacell 311G 泡沫在常温下的抗压强度为 0.4MPa,随温度的升高,其抗压强度逐渐降低。在试验过程中分别采用 0.3MPa 和 0.1MPa 的压力固化(见图 2.11)。由图 2.11 可见,在 0.3MPa 压力下,泡沫被完全压垮;而采用 0.1MPa 的固化压力,面板固化良好。



图 2.11 不同压力下制备的 X-cor 夹层结构试样

2.5.2 固化温度

X-cor 夹层结构固化温度的最大值一般应低于 Z-pin 中树脂的玻璃化转变温度,以防止 Z-pin 在 X-cor 夹层结构成型过程中发生弯曲(见图 2.12)。

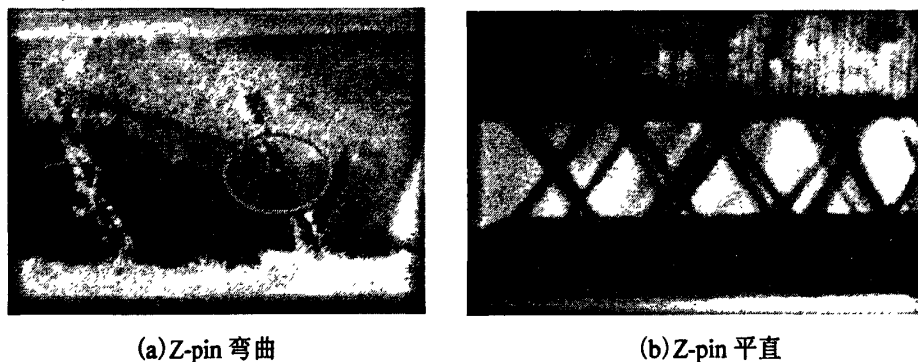


图 2.12 不同固化温度下的 Z-pin 形态

当 X-cor 夹层结构的固化温度选择合适时,可得到平直的 Z-pin;当固化温度选择不合适时,Z-pin 发生弯曲,对其力学性能产生负面影响。因此应合理选择固化温度,此处选择 130℃。

2.6 本章小结

X-cor 夹层结构的制备表明: Z-pin 的拉挤温度、X-cor 夹层结构的固化压力及温度都对试样质量有很大影响。Z-pin 拉挤温度根据环氧树脂的固化特性确定,尽量使 Z-pin 在模具中后部固化。X-cor 夹层结构的固化压力及温度的选择与面板树脂、泡沫的承受能力有关,既要保证面板树脂固化又要保证泡沫不发生坍塌。因此,Z-pin 拉挤所用的树脂、面板树脂和泡沫的强度是 X-cor 夹层结构工艺参数的选择根据。经过上述三个步骤,可完成 X-cor 夹层结构试样的制作。本文选择的 X-cor 夹层结构制备工艺参数切实可行,试样质量较好。

第三章 X-cor 夹层结构细观结构的分析模型

3.1 引言

X-cor 夹层结构的制备工艺过程决定其细观结构,同时也是分析其力学性能的基础。在 X-cor 夹层结构中, Z-pin 嵌入面板使 Z-pin、面板和泡沫成为整体式结构。Z-pin 的嵌入造成面板纤维的弯曲,从而在 Z-pin 端部出现树脂区,导致其端部的约束条件变得非常复杂,树脂区的存在对 X-cor 夹层结构的力学性能产生较大影响。已有研究工作提供的分析模型虽然使我们在一定程度上了解了 X-cor 夹层结构单胞的构造,但不能很好的解释一些试验现象,例如在压缩过程中 Z-pin 端部的转动及不同结构参数下 Z-pin 端部约束条件的变化等等,这些现象都与树脂区有关,然而已有的模型却未将其考虑在内。因此,需要更加符合实际并能反映结构参数和细观结构影响的分析模型。当 Z-pin 的植入角度、密度和直径均相同时, X-cor 夹层结构具有宏观上的对称性和均匀性,可将其视为由许多单胞重复排列组成。

本章首先通过对 X-cor 夹层结构中 Z-pin 端部树脂区的显微镜观察,提出树脂区形态的基本假设,给出用于描述树脂区细观结构的参数方程,建立了一个集结构设计 with 几何分析为一体的 X-cor 夹层结构几何分析模型;其次,根据几何分析模型,利用参数化表征方程建立其三维有限元模型,并依据单元所属组分材料定义其均质或各向异性的材料属性;最后,通过试验和理论计算,获得有限元计算中需要的 Z-pin 和面板的弹性性能参数。

3.2 细观结构试验观察

研究 X-cor 夹层结构的几何模型,重点需要分析 Z-pin 端部的树脂区,此树脂区的结构和范围将对整体结构的力学性能产生较大影响。因此,研究树脂区的细观结构更具有现实意义。

X-cor 夹层结构制作完成后,切割成所需试样。然后分离面板与泡沫,留下 Z-pin 与面板的结合部位,利用扫描电子显微镜观察 Z-pin 端部的细观结构,图 3.1 为 Z-pin 端部树脂区照片。



图 3.1 Z-pin 端部树脂区的显微镜照片

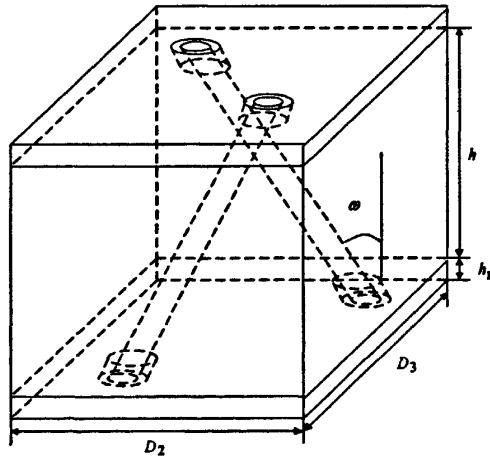
由图 3.1 可见, Z-pin 嵌入面板中, 面板纤维明显弯曲, Z-pin 端部的树脂区呈“眼睛”状, 两端尖, 中间宽。通过对 Z-pin 端部树脂区显微镜照片的观察, 为深入研究这一微观结构和预测 X-cor 夹层结构的力学性能奠定基础。

3.3 单胞的几何模型

为定量评估结构参数对 X-cor 夹层结构力学性能的影响, 几何分析模型应符合实际结构的几何形态。根据对 Z-pin 及其端部树脂区几何形状的观察, 在分析中作如下假设:

- (1) Z-pin 的横截面为圆形, 且沿 Z-pin 轴向纤维平直, 几何形状不变。
- (2) Z-pin 的端部贯穿面板, 端部为平面。
- (3) 所有 Z-pin 内纤维的聚集密度均相同。
- (4) “眼睛”状树脂区的两端为圆弧连接。
- (5) Z-pin 端部树脂区的材料分布均匀。
- (6) 几何分析模型中所含 Z-pin 为完整的 Z-pin (未切断)。

X-cor 夹层结构的几何分析模型由四部分组成, 分别是 Z-pin, Z-pin 端部的树脂区, 面板和泡沫, 各组成部分的几何关系见图 3.2。



3.2 X-cor 夹层结构单胞几何模型

在图 3.2 中, 直角坐标系的三个坐标轴分别对应几何模型的长度、宽度和厚度方向。其中 D_2 为模型的长度, D_3 为模型的宽度, h_p 为面板的厚度, h 为泡沫的厚度, ω 为 Z-pin 的植入角度。树脂区的结构参数将在后面详细说明。

3.3.1 单胞中 Z-pin 端部树脂区微观结构参数

根据 Z-pin 端部树脂区的显微镜照片, 得到树脂区的结构示意图(见图 3.3)。为便于有限元建模, 将“眼睛”状树脂区的两端尖角由圆弧过渡替代, 则树脂区的形状近似为椭圆形。

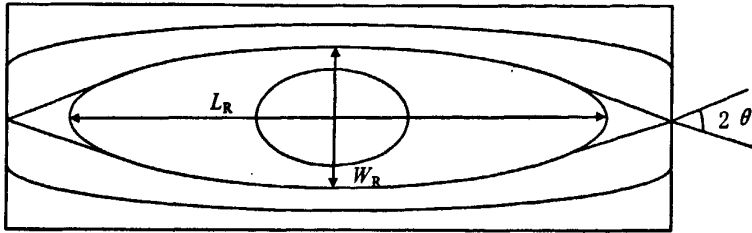


图 3.3 Z-pin 端部树脂区示意图

图 3.3 中, 参数 θ 为 Z-pin 的植入造成的面板局部纤维相对其原方向的偏离角度, L_R 为椭圆形的长轴长度, W_R 为椭圆形的短轴长度。当 Z-pin 的直径改变时, 上述三个参数均随之改变。Z-pin 是否以一定角度嵌入面板对树脂区形状的影响较小, 因此根据文献[40]对 Z-pin 增强层合板技术的总结, 纤维偏离角度 θ , 椭圆长轴长度 L_R 和短轴长度 W_R 均与 Z-pin 直径呈线性关系, 且纤维偏离角度和长轴长度对 Z-pin 直径的依赖性较强, 而短轴长度对其直径的依赖性较弱。利用上述规律, 带入由本试验中显微镜照片得到的参数, 可得与树脂区形态有关的三个方程:

$$\begin{aligned}\theta &= 14.3 \cdot d \\ L_R &= 5.6 \cdot d \\ W_R &= 1.8 \cdot d\end{aligned}\quad (3.1)$$

3.3.2 单胞中 Z-pin 体积分数的计算

根据 X-cor 夹层结构几何模型中各参数间的关系, Z-pin 的体积分数可利用下式计算:

$$V_p = \frac{n \cdot \pi \cdot d^2}{4 \cdot D_2 \cdot D_3 \cdot \cos \omega} \cdot 100\% \quad (3.2)$$

式(3.2)中, n 为单胞内 Z-pin 的数量。由此式可知, 在只有一个参数改变的情况下, Z-pin 的体积分数随 n , d 的增加而增加; 随 D_2 , D_3 的增加而减小。

3.4 单胞的有限元模型

针对前述关于 X-cor 夹层结构几何模型的分析, 下面建立其三维有限元模型。

3.4.1 单胞有限元模型的建模及材料属性的定义

X-cor 夹层结构主要依靠大量的 Z-pin 与面板连接形成的三维网架结构承担载荷(见图 3.4)。利用 ANSYS 软件建立 X-cor 夹层结构的单胞模型并计算其力学性能, 由于可以采用更精密的单元网格, 因此有力地提高了运算速度和计算精度, 同时还能够得到可视化的结果。

根据 X-cor 夹层结构单胞各参数间的关系, 可获得几何模型每一个关键点的坐标。利用 ANSYS 的参数化设计语言, 可建立其模型。运用此模型, 改变参数即可获得不同细观结构的有限元模型。由 Z-pin、树脂区、面板和泡沫组成的 X-cor 夹层结构的单胞模型见图 3.5。Z-pin 端

部树脂区的有限元模型见图 3.6。

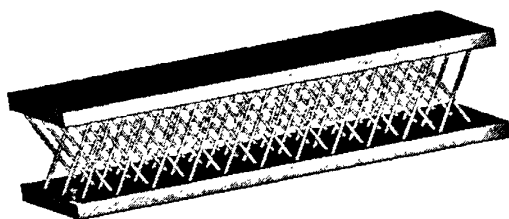


图 3.4 Z-pin 与面板组成的三维网架结构

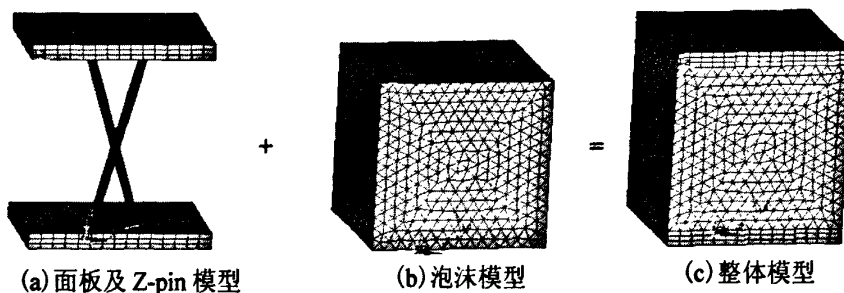


图 3.5 X-cor 夹层结构有限元模型

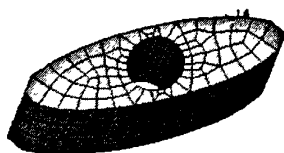


图 3.6 Z-pin 端部树脂区模型

由 X-cor 夹层结构的结构特点可知, Z-pin 在整体坐标系下的材料属性随其植入角度的变化而变化, 因此需对有限元模型中各个单元的材料属性分别进行定义。单胞模型的组分中, 面板和 Z-pin 均为各向异性材料, 树脂区和泡沫为均质各向同性材料。在将材料属性赋予单元时, 需要建立局部坐标系, 将各向异性材料属性赋予相应的面板和 Z-pin 单元, Z-pin 中纤维的方向即为材料的主方向。

有限元法用于连续介质近似计算的一种数值方法。Lakes^[123]和 Andrews^[124]的研究表明, 当泡沫中的气孔直径小于所研究介质尺寸的 1/20 时, 其弹性行为可以应用连续介质力学分析。本文中采用的 Rohacell 31IG 泡沫是一种 100% 闭孔且可用于轻质夹层结构的聚甲基丙烯酸酯亚胺刚性泡沫 (PMI), 根据德固赛公司所提供的数据, PMI 泡沫的孔穴各向同性, 孔穴壁平均厚度为 12 μm , 孔穴尺寸约为 0.4mm。本文所研究的介质尺寸为 13mm, 与泡沫孔穴尺寸的比值为 32, 大于临界比值 20, 因此在研究泡沫材料的刚度时, 我们可将其看成是连续的均质介质。但是本文的模型用于泡沫材料强度的研究有一定的局限性, 原因是泡沫材料的破坏是一个较大变形的过程, 需要考虑泡沫内部细观结构的受力状况。本文的研究以 Z-pin 及其端部树脂区的破坏为核心, 泡沫的破坏在前两者之后, 届时 X-cor 夹层结构早已达到其强度, 因而不需要考虑泡沫的破坏。

3.4.2 网格离散化及参数调整

划分网格是将 X-cor 夹层结构进行离散, 分成有限个单元体的过程。结构离散后, 在相邻单元的节点处将其连接起来, 组成单元的集合体, 以代替原来的结构。X-cor 夹层结构的有限元离散需要选用合适的单元, 本文采用三维八节点实体等参数单元 Solid45 对其单胞模型进行离散, 该单元每个节点有 x 、 y 和 z 三个方向的位移自由度。

为有效的逼近连续实体, 需要根据计算精度和计算机的计算能力, 确定单元的尺寸和网格划分方案。由于载荷传递必然经过 Z-pin 与面板的连接部位, 因此此处需要划分较细密的网格以提高计算精度, 模型其余部位的网格应尽量均匀。在划分网格的过程中, 对 Z-pin、树脂区和面板采用 ANSYS 的 Sweep(扫掠)分网功能; 对泡沫采用 Free(自由)方式分网。

3.5 材料参数的确定

在 X-cor 夹层结构力学性能分析过程中, 需要输入各组分材料的弹性常数。下面采用试验、细观力学公式计算和文献参考相结合的方法, 给出 X-cor 夹层结构各组分材料的弹性常数。

3.5.1 Z-pin 基本力学参数的确定

选择拉挤工艺所制的 Z-pin, 按照纤维复丝拉伸试验标准^[122]制备试样, 并用 A-B 胶在试样两端粘结 1.5mm 厚的平纹玻璃布层合板作为加强片, 室温下放置 24 小时后进行拉伸试验。Z-pin 的拉伸试验测试了其纵向拉伸模量, 其它方向的弹性常数较难测试, 因此本文利用下列公式^[121]计算碳纤维 Z-pin 弹性常数; 玻璃纤维 Z-pin 的弹性常数由参考文献[125]得到。

$$\begin{aligned}
 E_{p1} &= E_{f1} \cdot V_f + E_m \cdot V_m \\
 E_{p2} &= \frac{E_{f2} \cdot E_m}{V_f \cdot E_m + V_m \cdot E_{f2}} \\
 G_{12} &= \frac{G_{f12} \cdot G_m}{V_f \cdot G_m + V_m \cdot G_{f12}} \\
 G_{23} &= \frac{G_{f23} \cdot G_m \cdot (V_f + \eta_{23} \cdot V_m)}{V_f \cdot G_m + \eta_{23} \cdot V_m \cdot G_{f23}} \\
 \nu_{21} &= \nu_{f21} \cdot V_f + \nu_m \cdot V_m \\
 \nu_{23} &= k \cdot (\nu_{f23} \cdot V_f + \nu_m \cdot V_m)
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

式(3.3)中, E_{p1} 、 E_{p2} 分别是 Z-pin 在不同方向的拉伸模量, G_{12} 、 G_{23} 分别是 Z-pin 在不同平面的剪切模量, ν_{21} 、 ν_{23} 分别是 Z-pin 在不同平面的泊松比, E_{f1} 、 E_{f2} 分别为 Z-pin 内纤维在不同方向上的拉伸模量, G_{f12} 、 G_{f23} 、 ν_{f21} 、 ν_{f23} 、 E_m 、 G_m 、 ν_m 分别是 Z-pin 内纤维和树脂的剪切模量和泊松比, V_f 、 V_m 分别是 Z-pin 内纤维和树脂的体积分数, η_{23} 、 k 均为修正系数。其中, T300 碳纤维的纵向拉伸模量 E_{f1} 和横向拉伸模量 E_{f2} 分别为 230GPa 和 40GPa, 剪切

模量 G_{12} 和 G_{23} 分别为 24GPa 和 14.3GPa^[126]。Z-pin 弹性参数列于表 3.1。

表 3.1 Z-pin 弹性性能参数

Z-pin 种类	拉伸模量/GPa	剪切模量/GPa	泊松比
碳纤维 Z-pin	$E_{p1}=132.61^*$	$G_{12}=3.49$	$\nu_{12}=0.26$
	$E_{p2}=8.78$	$G_{13}=3.49$	$\nu_{13}=0.26$
	$E_{p3}=8.78$	$G_{23}=3.03$	$\nu_{23}=0.34$
玻璃纤维 Z-pin	$E_{p1}=61.02^*$	$G_{12}=3.49$	$\nu_{12}=0.26$
	$E_{p2}=8.27^{**}$	$G_{13}=3.49$	$\nu_{13}=0.26$
	$E_{p3}=8.27^{**}$	$G_{23}=3.03$	$\nu_{23}=0.34$

(注: ①*: 数据来自试验; ②**: 数据来自文献^[125]; ③其余数据由公式(3.3)^[121]算出。)

3.5.2 面板基本力学参数的确定

选择固化完成的复合材料面板, 参考定向纤维增强塑料拉伸性能试验方法^[122], 按照要求制备试样并进行玻璃纤维面板的拉伸试验。

对碳纤维面板, 铺层方式为对称正交铺设, 其面内拉伸模量和剪切模量可根据表 3.1 中碳纤维单向复合材料的基本弹性参数, 利用下述公式计算得到^[127]。其它弹性参数对 X-cor 夹层结构力学性能影响的波动较小, 因此与表 3.1 中相同。

$$\begin{aligned}
 U_1 &= \frac{1}{8} \cdot (3 \cdot Q_{p1} + 3 \cdot Q_{p2} + 2 \cdot Q_{p1p2} + 4 \cdot Q_{12}) \\
 U_2 &= \frac{1}{2} \cdot (Q_{p1} - Q_{p2}) \\
 U_3 &= \frac{1}{8} \cdot (Q_{p1} + Q_{p2} - 2 \cdot Q_{p1p2} - 4 \cdot Q_{12}) \\
 U_4 &= \frac{1}{8} \cdot (Q_{p1} + Q_{p2} + 6 \cdot Q_{p1p2} - 4 \cdot Q_{12}) \\
 U_5 &= \frac{1}{8} \cdot (Q_{p1} + Q_{p2} - 2 \cdot Q_{p1p2} + 4 \cdot Q_{12})
 \end{aligned} \tag{3.4}$$

式(3.4)中, $U_i (i=1, \dots, 5)$ 为单向复合材料正轴模量的线性组合, Q_{p1} 、 Q_{p2} 、 Q_{p1p2} 、 Q_{12} 均为单向复合材料的模量分量。

$$\begin{aligned}
 \dot{A}_{11} &= U_1 + (V_0 - V_{90}) \cdot U_2 + U_3 \\
 \dot{A}_{22} &= U_1 + (V_{90} - V_0) \cdot U_2 + U_3 \\
 \dot{A}_{12} &= U_4 - U_3 \\
 \dot{A}_{66} &= U_5 - U_3
 \end{aligned} \tag{3.5}$$

式(3.5)中, $\dot{A}_{ij} (i, j=1, 2, 6)$ 为碳纤维面板的面内拉伸刚度系数, V_0 和 V_{90} 分别为 0° 和 90° 铺

层的体积含量, 此处 $V_0 = V_{90} = 50\%$ 。

$$\begin{aligned} E_{\text{face1}} &= \frac{A_{11}}{m_{\text{face}}} \\ E_{\text{face2}} &= \frac{A_{22}}{m_{\text{face}}} \\ G_{12} &= A_{66} \end{aligned} \quad (3.6)$$

式(3.6)中, E_{face1} 、 E_{face2} 分别为碳纤维面板在面内两个方向上的拉伸模量(等效值), G_{12} 为碳纤维面板的剪切模量(等效值), m_{face} 为无量纲比例常数。

玻璃纤维面板由单层织物铺设制成, 共测试了两种类型, 一种是普通玻璃纤维面板, 另一种是植入 Z-pin 后的面板。测试结果为: 普通玻璃纤维面板的拉伸模量为 18.7GPa, 植入 Z-pin 后面板的拉伸模量为 18.1GPa, 其值略小。说明 Z-pin 的植入将损伤面板的纤维, 使面板的面内弹性性能下降, 但性能下降不大, 因 Z-pin 的植入而造成的面板性能下降为 3%。除拉伸模量外, 玻璃纤维面板的其余弹性参数对 X-cor 夹层结构力学性能影响的波动较小, 因此也与表 3.1 相同。

两种面板的弹性性能参数列于表 3.2, 表中同时也给出了树脂及泡沫的基本弹性参数。

表 3.2 面板和其余组分弹性性能参数

面板种类	拉伸模量/GPa	剪切模量/GPa	泊松比
碳纤维面板	$E_{\text{face1}}=70.69^{**}$	$G_{12}=3.49^{**}$	$\nu_{12}=0.26$
	$E_{\text{face2}}=70.69^{**}$	$G_{13}=3.49^{**}$	$\nu_{13}=0.26$
	$E_{\text{face3}}=8.78$	$G_{23}=3.03$	$\nu_{23}=0.34$
玻璃纤维面板	$E_{\text{face1}}=18.12^*$	$G_{12}=3.49$	$\nu_{12}=0.26$
	$E_{\text{face2}}=18.12^*$	$G_{13}=3.49$	$\nu_{13}=0.26$
	$E_{\text{face3}}=8.27$	$G_{23}=3.03$	$\nu_{23}=0.34$
树脂	$E=4^{***}$		$\nu=0.3$
泡沫	$E=0.036$	$G=0.013$	$\nu=0.3$

(注: ①*: 数据来自试验; ②**: 数据由公式(3.4)~(3.6)^[127]算出; ③***: 数据来自文献^[128]。)

3.6 本章小结

观察 X-cor 夹层结构的显微镜照片可知, Z-pin 端部存在一个“眼睛”状的树脂区。这一树脂区的存在解释了压缩过程中 Z-pin 端部的转动现象, 原因是与 Z-pin 的弹性性能相比, 树脂的力学性能较弱, 对 Z-pin 的约束有限。因此随载荷的增加, Z-pin 端部出现转动。为简化模型, 将树脂区形状用椭圆形近似代替, 并建立树脂区参数的几何模型, 构建树脂区的纤维偏离角度、长轴长度和短轴长度与 Z-pin 直径间关系的模型。树脂区面积的大小随 Z-pin 直径的改变而改变, 这解释了不同直径的 Z-pin 所受到的约束状况不同, 原因是 Z-pin 端部树脂区的大小不同, 对 Z-pin 的约束能力也不相同。根据对 X-cor 夹层结构的分析, 其单胞模型由 Z-pin、树脂区、面

板和泡沫组成，并以此为基础，建立了 X-cor 夹层结构的几何分析模型。

利用几何分析模型，建立了 X-cor 夹层结构的三维有限元模型，建模中采用局部坐标系为各单元赋予材料属性。同时结合试验、细观力学公式及文献参考给出了 X-cor 夹层结构各组分材料的弹性常数。本章通过对 X-cor 夹层结构单胞模型的结构参数间相互关系的分析，为其力学性能分析和结构设计奠定了基础。

第四章 X-cor 夹层结构的压缩性能研究

4.1 引言

如何建立 X-cor 夹层结构的压缩性能分析模型, 而不单纯依靠试验结果, 计算和预测其性能是亟需解决的问题。X-cor 夹层结构中的 Z-pin 具有周期分布的特征, Z-pin 的几何参数和泡沫的性能对其力学性能都有较大影响, 调整 Z-pin 的几何参数可改变夹层结构的宏观力学性能。均匀化理论提供了一种将材料宏微观相结合考虑的有效途径^[129], 文献利用均匀化理论, 得到了 X-cor 夹层结构的弹性性能。用有限元分析对 X-cor 夹层结构的力学性能进行预测, 大大缩小了试验探索范围, 获得可视化的应力应变场用于分析。党旭丹、肖军和李勇等^[130-131]通过数值和实验的方法研究了 X-cor 夹层结构的压缩性能, 获得了 Z-pin 参数对其压缩性能的影响规律。

本章的研究内容是 X-cor 夹层结构厚度方向的压缩模量和强度。首先, 研究其压缩模量: 解析计算方面, 引入修正系数, 对现有压缩模量的计算模型进行修正; 数值分析方面, 利用有限元软件 ANSYS 对 X-cor 夹层结构的压缩模量进行分析计算。其次, 研究其压缩强度: 解析计算方面, 基于弹性稳定理论, 考虑不同结构参数下 Z-pin 端部的约束状况和采用新的地基模型, 并计及工艺过程中残余应力的影响, 修正现有压缩强度的计算模型; 数值分析方面, 利用软件获得 X-cor 夹层结构的应力场, 并对其压缩强度进行分析。再次, 在压缩强度的分析过程中, 提出适合于 X-cor 夹层结构失效机理分析的失效判据和材料刚度退化规则, 明确了其失效过程和模式。最后, 通过试验测试了 X-cor 夹层结构的压缩性能, 并将测试结果与理论计算结果进行对比, 说明分析方法的可行性。

4.2 压缩模量的分析

均匀化理论主要适用于含有周期性微观结构且微观场存在较大波动问题的分析^[132-133], X-cor 夹层结构由周期性重复的单元构成, 因此可用均匀化理论求解其压缩模量。

4.2.1 数学模型

利用均匀化理论求解 X-cor 夹层结构的弹性性能, 有以下假设: 芯子内 Z-pin 互不相交; Z-pin 的位移很小, 承载过程中发生小应变和转动; Z-pin 的截面为圆形, 且材料均相同; 复合材料边界效应忽略不计; 与 Z-pin 增强的泡沫相比, 面板视为刚体。

对小应变变形, 单元的变形也很小, 因此认为面板的变形对单元的几何尺寸没有影响, 并假设 Z-pin 端部与面板间的约束关系为固支。由于 Z-pin 的半径通常较小, 故其表面的剪应力忽略不计。X-cor 夹层结构的等效刚度张量 C^H 为:

$$C^H = \frac{2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot E_p}{h \cdot D_2 \cdot D_3 \cdot (D_1^2 + h^2)^{3/2}} \begin{bmatrix} D_1^4 & 0 & h^2 \cdot D_1^2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & D_1^4 & h^2 \cdot D_1^2 & 0 & 0 & 0 \\ h^2 \cdot D_1^2 & h^2 \cdot D_1^2 & 2 \cdot h^4 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & h^2 \cdot D_1^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & h^2 \cdot D_1^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + (1 - V_p) \cdot \frac{E_f \cdot (1 - \nu_f)}{(1 + \nu_f) \cdot (1 - 2 \cdot \nu_f)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu_f}{(1 - \nu_f)} & \frac{\nu_f}{(1 - \nu_f)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_f}{(1 - \nu_f)} & 1 & \frac{\nu_f}{(1 - \nu_f)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_f}{(1 - \nu_f)} & \frac{\nu_f}{(1 - \nu_f)} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1 - 2 \cdot \nu_f)}{2 \cdot (1 - \nu_f)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1 - 2 \cdot \nu_f)}{2 \cdot (1 - \nu_f)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1 - 2 \cdot \nu_f)}{2 \cdot (1 - \nu_f)} \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

式(4.1)中, D_1 、 D_2 、 D_3 分别为 Z-pin 在单胞底面的投影长度、单胞长度和单胞宽度, E_p 、 E_f 分别为 Z-pin 和泡沫的弹性模量, ν_f 为泡沫的泊松比, 右边第一项为 Z-pin 对刚度的贡献, 第二项为泡沫对刚度的贡献。由 X-cor 夹层结构的单胞, 还可得到如下关系:

$$\cos \omega = \frac{h}{(D_1^2 + h^2)^{1/2}}, \sin \omega = \frac{D_3}{(D_1^2 + h^2)^{1/2}} \quad (4.2)$$

X-cor 夹层结构厚度方向的刚度 C_{33}^H 为:

$$C_{33}^H = \frac{2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot E_p}{h \cdot D_2 \cdot D_3 \cdot (D_1^2 + h^2)^{3/2}} \cdot 2 \cdot h^4 + (1 - V_p) \cdot \frac{E_f \cdot (1 - \nu_f)}{(1 + \nu_f) \cdot (1 - 2 \cdot \nu_f)} \quad (4.3)$$

结合式(4.2)和(4.3), 得到:

$$C_{33}^H = \frac{4 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot E_p}{D_2 \cdot D_3} \cdot \cos^3 \omega + (1 - V_p) \cdot \frac{E_f \cdot (1 - \nu_f)}{(1 + \nu_f) \cdot (1 - 2 \cdot \nu_f)} \quad (4.4)$$

式(4.1)~(4.4)由文献[69]给出, 本文的单胞模型含有两根 Z-pin(单向增强), C_{33}^H 公式为:

$$C_{33}^H = \frac{2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot E_p}{D_2 \cdot D_3} \cdot \cos^3 \omega + (1 - V_p) \cdot \frac{E_f \cdot (1 - \nu_f)}{(1 + \nu_f) \cdot (1 - 2 \cdot \nu_f)} \quad (4.5)$$

式(4.1)得到了 X-cor 夹层结构的刚度矩阵,对刚度矩阵求逆, $[S]=[C]^{-1}$, 即可得到其柔度矩阵。因此, X-cor 夹层结构厚度方向的压缩模量可由 $E_c=1/S_z$ 求出^[12]。 E_c 的表达式为:

$$E_c = \frac{(1 - \nu_{yx} \cdot \nu_{xy} - \nu_{zy} \cdot \nu_{yz} - \nu_{xz} \cdot \nu_{zx} - 2 \cdot \nu_{xy} \cdot \nu_{yz} \cdot \nu_{zx})}{(1 - \nu_{yx} \cdot \nu_{xy})} \cdot C_{33}^H \quad (4.6)$$

式(4.6)中, C_{33}^H 乘号左边的项由结构的泊松比组成,经计算此系数约为 0.74。式(4.6)是一种理想情况,预测值通常大于试验值。而实际的 X-cor 夹层结构,往往由于制造工艺或其它方面的原因,材料内部会出现一些缺陷,因此导致压缩模量无法达到理论计算的数值。为指导工程实践,针对具体情况引入修正系数对 X-cor 夹层结构的压缩模量公式进行修正。修正方法是,制备几种结构参数的试样,进行压缩性能试验,获得其压缩模量,与式(4.6)比较,得出修正系数的数值。压缩模量的修正系数命名为 M_{cm} (Modification of the Compression Modulus), 它的物理意义是考虑制备过程及其它缺陷的折算系数,此处其值为 0.3。修正系数的引入,体现了制备工艺对 X-cor 夹层结构性能的影响,是压缩模量修正模型的关键。修正后的预测公式为:

$$E_c = M_{cm} \cdot 0.74 \cdot \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot E_p}{D_2 \cdot D_3} \cdot \cos^3 \omega + (1 - \nu_p) \cdot \frac{E_f \cdot (1 - \nu_f)}{(1 + \nu_f) \cdot (1 - 2 \cdot \nu_f)} \right) \quad (4.7)$$

由式(4.7)可知, X-cor 夹层结构压缩模量的影响因素是 Z-pin 的弹性模量、半径、植入角度及密度,其中 Z-pin 的弹性模量起决定性作用。假如仅有一个参数改变, X-cor 夹层结构的压缩模量随 Z-pin 的弹性模量、密度和半径的增加而增加,随植入角度的增加而减小。Z-pin 的体积分数也是影响因素之一,原因是体积分数的改变可能是由于密度或半径的改变引起,从而造成结构压缩模量的改变。

4.2.2 有限元模型

4.2.2.1 求解压缩模量的边界条件

有限元模型的压缩变形示意图见图 4.1。

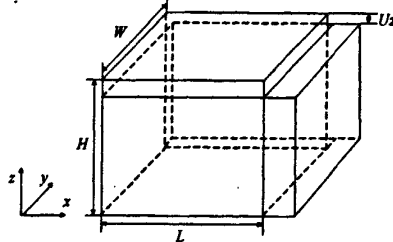


图 4.1 有限元模型压缩变形示意图

压缩模量的求解采用位移加载的方式。求解 z 向(厚度方向)的压缩模量,在 $z=H$ 的面上施加一非零位移载荷 $U_z = \epsilon_z \cdot H$ 模拟一致性应变,施加应变为 1%,同时在 $z=0$ 的底面上约束节点 z 向位移。根据有限元模型周期性的特点及防止模型发生扭转,分别在 $y=0$ 、 $x=0$ 的面

上约束其 y 向、 x 向位移, 其余各面自由变形。

4.2.2.2 压缩模量的计算

根据高斯定理, 对矩形周期单胞, 其平均应力可表示为相应表面上节点支反力之和与该面面积之比。因此, X-cor 夹层结构压缩模量的计算方法为:

$$E_c = \frac{P_z}{L \cdot W \cdot \varepsilon_z} = \frac{P_z \cdot H}{L \cdot W \cdot U_z} \quad (4.8)$$

式(4.8)中, E_c 为压缩模量, P_z 为相应约束面上所有节点在 z 方向上节点的支反力之和。

4.2.2.3 结构参数对压缩模量的影响

X-cor 夹层结构的优点之一是可设计性强, 通过改变 Z-pin 的参数及泡沫的材料可获得需要的力学性能, 以下分析 Z-pin 的角度、直径和密度三个参数对 X-cor 夹层结构压缩模量的影响。

在压缩载荷下, 其它参数相同, Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构压缩模量的影响见图 4.2。

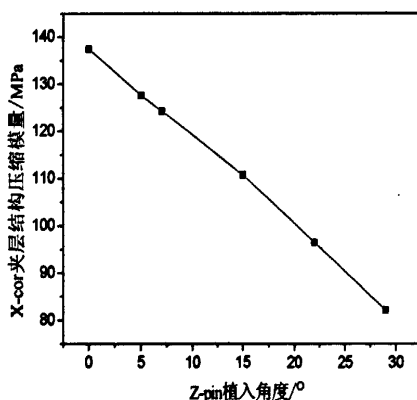


图 4.2 Z-pin 植入角度对压缩模量的影响

由图 4.2 可知, 在 Z-pin 的植入角度范围 $0^\circ \sim 30^\circ$ 内, X-cor 夹层结构的压缩模量随植入角度的增加而减小, 且模量下降较快。分析其原因, 由于 Z-pin 为各向异性材料, 随植入角度的变化, Z-pin 的轴向与整体坐标系方向的夹角发生改变, 即 Z-pin 轴向与压缩载荷方向的夹角发生改变, 因此 Z-pin 对 X-cor 夹层结构弹性模量的贡献下降。随 Z-pin 植入角度的继续增加, X-cor 夹层结构的压缩模量将继续下降, 但下降趋势变缓, 直至降至泡沫夹层结构的压缩模量附近。可以预测, 在 Z-pin 植入角度改变的过程中, 0° 时 X-cor 夹层结构的压缩模量最大, 90° 时压缩模量最小, Z-pin 对结构没有增强作用。目前使用的 Z-pin 植入角度一般都在 $0^\circ \sim 30^\circ$ 内, 由此可知, 在对 X-cor 夹层结构进行结构设计的时候, 若要结构有较高的压缩模量, 则应尽量减小 Z-pin 的植入角度, 以增加其对 X-cor 夹层结构力学性能的贡献。

在压缩载荷下, 其它参数相同, Z-pin 的直径对 X-cor 夹层结构压缩模量的影响见图 4.3。

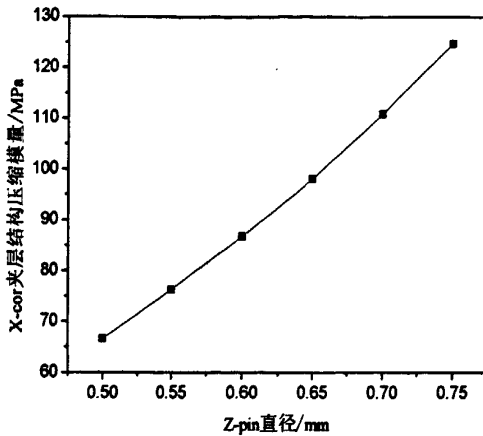


图 4.3 Z-pin 直径对压缩模量的影响

由图 4.3 可见, 在 Z-pin 的直径范围 0.5mm~0.7mm 内, 随直径的增加, X-cor 夹层结构的压缩模量增加。由于 Z-pin 直径的增加使其承载能力增强, 从而带来 X-cor 夹层结构压缩模量的增加。随 Z-pin 直径的继续增加, 压缩模量也将继续增加。但 Z-pin 的直径过大, 将对面板纤维造成较大损伤, 影响面板对 Z-pin 端部的约束, 破坏 X-cor 夹层结构的整体性, 反而不利于 Z-pin 增强作用的发挥; Z-pin 的直径过小, 增强效果不明显, 工艺上较难实现, 因此常用的 Z-pin 直径在 0.3mm~1.0mm 之间。因此, 在对 X-cor 夹层结构进行力学性能设计时, 若要结构有较高的压缩模量, 则应尽量增加 Z-pin 的直径, 提高 X-cor 夹层结构的承载能力。

在压缩载荷下, 其它参数相同, Z-pin 植入密度对 X-cor 夹层结构压缩模量的影响见图 4.4。

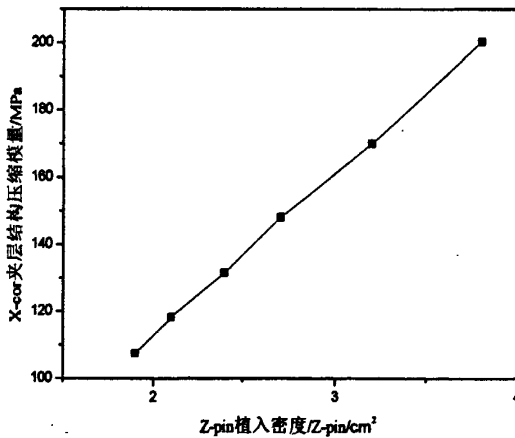


图 4.4 Z-pin 密度对压缩模量的影响

由图 4.4 可知, 在 Z-pin 密度范围 1Z-pin/cm²~4Z-pin/cm² 内, 随密度的增加, X-cor 夹层结构的压缩模量增加。由于单位面积承载的 Z-pin 数量增加, 使 X-cor 夹层结构承载能力增强, 故其压缩模量增加。随 Z-pin 植入密度的继续增加, 结构的压缩模量将继续增加。但 Z-pin 植入密度过大, 将使面板出现密集的纤维损伤, 削弱面板对 Z-pin 端部的约束作用, 不利于 Z-pin 增强作用的发挥; Z-pin 的植入密度过小, 则难以体现 Z-pin 的增强效果。因此, 若要 X-cor 夹

层结构有较高的压缩模量, 则应在一定范围内增加 Z-pin 的植入密度, 提高其承载能力。

4.2.3 压缩模量的测试

4.2.3.1 试验方案及过程

X-cor 夹层结构压缩性能的测试参照 GB 1453-67《非金属夹层结构或芯子平压性能试验方法》^[122]进行。采用的仪器为新三思电子万能试验机, 加载速度为 1mm/min。试样加工尺寸为 60mm×60mm×13mm, 室温条件下进行试验。试样材料为: 碳纤维 Z-pin 和玻璃纤维 Z-pin; Rohacell 311G 泡沫; 光威 12500 型单向预浸布, 单层厚度 0.125mm, 铺层方式为 [0/90/0/90]_n 和玻璃纤维布。

压缩模量的测试方案主要设计为 Z-pin 的直径、植入角度、密度和材料对压缩模量的影响, 我们设计制作了以下规格的 X-cor 夹层结构试样及一组泡沫夹层结构试样作为对比, 相关信息列于表 4.1。表中 X-cor 种类的含义为, 第一组符号代表 Z-pin 的种类, 第二组符号代表面板的种类, CF (Carbon Fiber) 表示碳纤维制备, GF (Glass Fiber) 表示玻璃纤维制备, 如: CF-CF, 则为碳纤维 Z-pin 和碳纤维面板制备的 X-cor 夹层结构。

表 4.1 X-cor 夹层结构试样规格数据表

X-cor 种类	植入角度/ $^{\circ}$	Z-pin 直径/mm	Z-pin 间距/mm	Z-pin 体积分数/%	密度/kg/m ³
CF-CF	30	0.5	5×10	0.43	38.8
CF-CF	22	0.5	5×10	0.42	38.3
CF-CF	15	0.5	5×10	0.39	38.1
CF-CF	0	0.5	5×10	0.39	37.9
GF-GF	22	0.7	5×10	0.74	47.4
GF-GF	15	0.7	5×10	0.74	46.3
GF-GF	0	0.7	5×10	0.72	45.5
GF-GF	22	0.7	5×5	1.41	61.0
GF-GF	15	0.5	5×5	0.73	43.9
CF-GF	30	0.5	10×10	0.18	36.7
CF-GF	22	0.5	5×5	0.72	46.2
泡沫夹层结构					32

X-cor 夹层结构压缩性能试验装置见图 4.5。



图 4.5 X-cor 夹层结构平面压缩试验装置

试验装置中上端为加载块, 下端采用球面自适应平板加载, 以确保载荷垂直于试样表面。X-cor 夹层结构压缩模量的计算公式为:

$$E_c = \frac{\Delta P \cdot H}{\Delta h \cdot A} \quad (4.9)$$

式(4.9)中, E_c 为压缩模量, H 为试样的厚度, ΔP 为载荷-位移曲线上直线段载荷的增量值, Δh 为与 ΔP 对应的压缩变形增量值。

4.2.3.2 压缩模量测试结果及分析

X-cor 夹层结构压缩模量的测试结果列于表 4.2。

表 4.2 X-cor 夹层结构压缩模量测试结果

X-cor 种类	间距/mm	Z-pin 直径/mm	角度/ $^\circ$	体积分数/%	压缩模量/MPa	离散系数/%
CF-CF	5×10	0.5	30	0.43	77.6	11
CF-CF	5×10	0.5	22	0.42	93.1	11
CF-CF	5×10	0.5	15	0.39	106.4	6
CF-CF	5×10	0.5	0	0.39	118.9	11
GF-GF	5×10	0.7	22	0.74	108.9	16
GF-GF	5×10	0.7	15	0.74	113.8	8
GF-GF	5×10	0.7	0	0.72	116.8	22
GF-GF	5×5	0.7	22	1.41	178.7	13
GF-GF	5×5	0.5	15	0.73	106.2	14
CF-GF	10×10	0.5	30	0.18	45.5	28
CF-GF	5×5	0.5	22	0.72	185.5	15

图 4.6 为各种规格的 X-cor 夹层结构试样典型的压缩载荷-位移曲线。由图 4.6 可以明显地看出, 与泡沫夹层结构相比, X-cor 夹层结构的压缩模量和强度均有大幅度提高。同时 Z-pin 的存在使 X-cor 夹层结构失效后的残余强度高于泡沫夹层结构, 具有较高的损伤容限, 原因是 Z-pin 破坏之后, 在泡沫中滑行会产生较大的阻力, 端部与面板脱开的 Z-pin 再次接触面板也会对失效的 X-cor 夹层结构产生一定的增强作用。X-cor 夹层结构的载荷-位移曲线所包围的面积也远高于泡沫夹层结构(见图 4.7), 说明 X-cor 夹层结构在破坏过程中吸收了更多的能量, 韧性更好, 这主要是由于 Z-pin 的弹性变形、破坏及 Z-pin 在泡沫中的滑行带来的。

随 Z-pin 植入角度的减小, X-cor 夹层结构的压缩模量呈增大趋势(见图 4.8)。忽略 Z-pin 对泡沫的模量和强度的损伤, 计算出不同 Z-pin 植入角度、直径对 X-cor 夹层结构压缩模量的增强效果, 得到 Z-pin 的增强效果对比图(见图 4.9)。由图 4.9 可知, 在 Z-pin 直径一定的条件下, Z-pin 植入角度为 0° 时, 其对 X-cor 夹层结构压缩模量的贡献效率最高; 直径为 0.5mm、植入角度为 0° 的 Z-pin 每 1% 可使压缩模量提高 264MPa, 与泡沫夹层结构相比, 其模量提高 15.8 倍, 而密度仅仅增加了 33%。随 Z-pin 植入角度的增加, Z-pin 对 X-cor 夹层结构压缩模量的增

强效率逐渐减小。

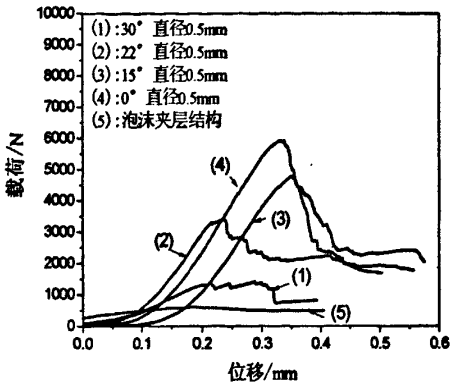


图 4.6 X-cor 夹层结构压缩载荷-位移曲线

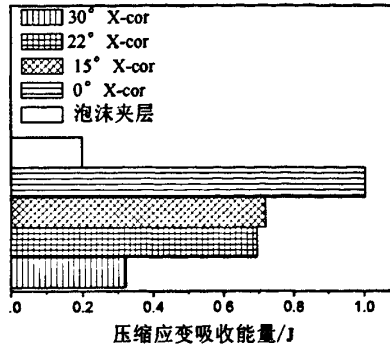


图 4.7 不同角度下 X-cor 夹层结构吸收的能量 (Z-pin 直径 0.5mm, 间距 5mm×10mm)

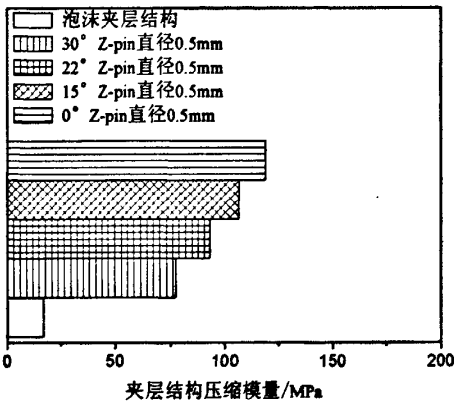


图 4.8 不同规格 X-cor 夹层结构压缩模量对比图

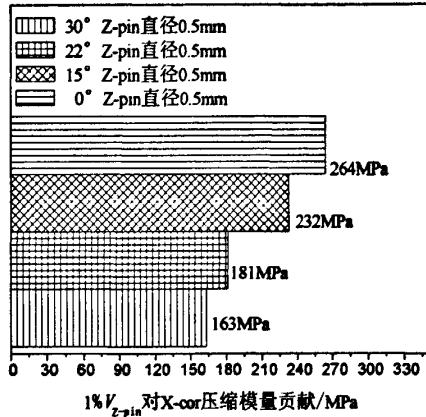


图 4.9 1% V_{Z-pin} 对 X-cor 夹层结构压缩模量贡献率的对比图

相同植入角度的两种规格 X-cor 夹层结构, 小直径 Z-pin 对压缩模量的增强效率高。原因是 Z-pin 在嵌入面板的过程中, 大直径 Z-pin 在面板中产生的树脂区大、损伤纤维多, 致使 Z-pin 附近区域的刚度降低较大, 使 Z-pin 更容易发生转动, 压缩模量因而较低。以 GF-GF 型 X-cor 夹层结构为例, Z-pin 对压缩模量和密度的增加数值列于表 4.3。

表 4.3 Z-pin 对结构压缩模量和密度的增加效果

X-cor 种类	间距/mm	直径/mm	角度/°	压缩模量/MPa	增加数值/倍	密度增加数值/%
GF-GF	5×10	0.7	22	108.9	2.0	42.6
GF-GF	5×10	0.7	15	113.8	2.2	41.6
GF-GF	5×10	0.7	0	116.8	2.2	40.4
GF-GF	5×5	0.7	22	178.7	4.0	85.1
GF-GF	5×5	0.5	15	106.2	2.0	31.0

分析表 4.3, Z-pin 对密度增加不大, X-cor 夹层结构是一种结构效率比较高的复合材料。

4.2.4 压缩模量的理论分析结果和试验数据对比

X-cor 夹层结构压缩模量的理论分析和测试结果的比较列于表 4.4(以试验结果为参照)。

表 4.4 压缩模量理论计算和测试结果比较

X-cor 种类	间距/ mm	直径/ mm	角度/ °	试验值/ MPa	均匀化/ MPa	误差/ %	有限元/ MPa	误差/ %
CF-CF	5×10	0.5	30	77.6	85.8	10.6	82.2	5.9
CF-CF	5×10	0.5	22	93.1	102.8	10.4	96.4	3.5
CF-CF	5×10	0.5	15	106.4	114.7	7.8	110.8	4.1
CF-CF	5×10	0.5	0	118.9	126.3	6.2	127.6	7.3
GF-GF	5×10	0.7	22	108.9	93.8	-13.9	107.5	-1.3
GF-GF	5×10	0.7	15	113.8	104.6	-8.1	110.8	-2.6
GF-GF	5×10	0.7	0	116.8	114.9	-1.6	118.2	1.2
GF-GF	5×5	0.7	22	178.7	176.8	-1.1	179.4	0.4
GF-GF	5×5	0.5	15	106.2	106.5	0.3	107.4	1.1
CF-GF	10×10	0.5	30	45.5	48.3	6.2	54.2	19.1
CF-GF	5×5	0.5	22	185.5	194.9	5.1	172.7	-6.9

由表 4.4 可见, 均匀化理论计算与有限元分析结果都和试验值比较吻合。均匀化理论计算与试验值接近, 说明关于修正系数的引入是合理的; 有限元分析结果接近于试验值, 说明关于 Z-pin 端部树脂区形态的假设及单胞模型的选取是适合的。有限元分析的结果对 CF-GF 型 X-cor 夹层结构, 误差相对稍大, 说明对 Z-pin 和面板同种材料的夹层结构, 树脂区的形态假设与试验较为吻合; 对 Z-pin 和面板不同材料的夹层结构, 树脂区的形态假设还需要细化。总体来看均匀化理论模型和有限元模型均可在一定范围内对 X-cor 夹层结构的压缩模量进行预测。

4.3 压缩强度的研究

针对强度的研究是 X-cor 夹层结构力学性能研究的重要内容之一, 目前, 已有一些文献对其强度和失效行为进行了研究, 但这些模型都做了较大程度的简化, 预测值相对偏低, 因此得到的结果具有一定的局限性。为实现 X-cor 夹层结构压缩强度的预测, 以下在弹性稳定理论的基础上对其压缩强度计算模型进行修正, 同时利用有限元方法对其压缩强度进行分析和预报。

4.3.1 压缩强度计算模型的改进

文献[77]指出, Z-pin 的弹性屈曲控制 X-cor 夹层结构的压缩强度, 将 Z-pin 的端部约束条件视为铰支, 考虑泡沫作为弹性基础提供侧壁支撑的影响, 提出了 X-cor 夹层结构压缩强度的计算模型。文献[99]在文献[77]的基础上, 引入了 Z-pin 在不同约束条件下的约束修正系数 μ , 考虑泡沫压缩强度的影响, 提出了 X-cor 夹层结构压缩强度的修正模型。基于文献[77]和[99], 本文考虑不同结构参数下 Z-pin 端部约束修正系数的改变、弹性地基系数的改进及固化工艺中

残余应力的影响,对 X-cor 夹层结构的压缩强度计算模型进行了改进。

4.3.1.1 压缩强度计算模型分析

压缩强度的主要影响因素有:作为弹性基础的泡沫、Z-pin 端部的约束条件和泡沫的压缩强度。以下对这三个影响因素分别进行分析。

(1)弹性基础的影响 压缩载荷沿着面板—Z-pin—面板的路径传递,Z-pin 的受力变形状态见图 4.10,压缩载荷 P 可分解为轴向力 P_1 和径向力 P_2 。

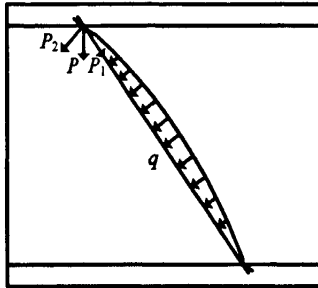


图 4.10 压缩载荷下 Z-pin 的受力状态

一般用作 Z-pin 的复合材料针长径比都较大,因此将其视为欧拉杆,轴向力 P_1 的作用是使 Z-pin 发生弯曲变形。当 P_1 达到 Z-pin 的屈曲临界载荷时,Z-pin 将产生很大的横向挠度,发生屈曲破坏。径向力 P_2 使 Z-pin 的端部发生有限转动,因此 Z-pin 端部的约束条件既不是完全的铰支,也不是完全的固支。在分析 Z-pin 的屈曲时,必须考虑 Z-pin 端部的有限约束,才能得到符合实际的结果。泡沫对 Z-pin 的屈曲提供了侧壁支撑,分布载荷 q 即是泡沫对 Z-pin 施加的反力。Z-pin 芯子 X-cor 夹层结构的压缩强度小于含有泡沫的 X-cor 夹层结构,说明计算中要考虑泡沫的存在对 Z-pin 的影响,Z-pin 与泡沫相互作用,使 X-cor 夹层结构的压缩强度较高。

计算 Z-pin 弹性屈曲的临界载荷,假设 Z-pin 两端的约束条件为铰支,其在弹性基础上的屈曲问题可用能量方法求解。两端铰支压杆的挠曲线的一般形式用正弦函数表示为:

$$y = a_1 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{l} + a_2 \cdot \sin \frac{2 \cdot \pi \cdot x}{l} + a_3 \cdot \sin \frac{3 \cdot \pi \cdot x}{l} + \dots \quad (4.10)$$

能量方法的求解原理为:压缩载荷做功=Z-pin 的弯曲变形能+泡沫的应变能。带入各自的表达式,得到在铰支约束条件下 Z-pin 屈曲的临界载荷 P_{buc} 为:

$$P_{buc} = \frac{\pi^2 \cdot E_p \cdot I_p}{l_p^2} \cdot \left(m^2 + \frac{\beta \cdot l_p^4}{m^2 \cdot \pi^4 \cdot E_p \cdot I_p} \right) \quad (4.11)$$

当挠曲线为简单正弦曲线形式时,Z-pin 屈曲的临界载荷值最小。式(4.11)中, E_p 、 I_p 、 l_p 、 m 分别为 Z-pin 的弹性模量、惯性矩、长度和屈曲半波数, β 为地基系数。该式的前一部分是欧拉简支屈曲的临界载荷,后一部分是由于弹性基础泡沫的存在对这临界值的修正。

地基系数反映弹性基础上单位长度的压杆在单位横向变形下受到的基础反力。已有的文献

采用将 Z-pin 拉过泡沫的方法测试, 记录载荷-位移曲线, 求得地基系数^[99]为:

$$\beta = \frac{\Delta P}{h \cdot \Delta s} \quad (4.12)$$

式(4.12)中, $\Delta P / \Delta s$ 为载荷-位移曲线上直线段的斜率。对不同密度的泡沫和不同直径的 Z-pin, 地基系数的换算公式为:

$$\beta_2 = \frac{d_2 \cdot \rho_2}{d_1 \cdot \rho_1} \cdot \beta_1 \quad (4.13)$$

Z-pin 拉过泡沫的方法考虑了泡沫的密度和 Z-pin 的直径对地基系数的影响, 但不同 Z-pin 植入角度、密度和材料下, 地基系数也不相同, 试验的方法无法体现这些因素的影响。文献[70]将泡沫视为两个文克尔(Winkler)型弹性地基的叠加, Z-pin 两端的约束条件处理为铰支, 给出地基系数的计算公式。1867年, Winkler 提出文克尔型地基模型(见图 4.11), 即“地基表面任一点上所受单位面积上的压力与相应的地基的竖向位移成正比”, 公式为^[134]:

$$P = \beta \cdot y \quad (4.14)$$

利用文克尔型地基模型, 泡沫为弹性地基, 式(4.14)中 P 为作用于 Z-pin 单位长度的地基反力, y 为 Z-pin 的挠度。文克尔型地基模型实质上是把泡沫视为无数个独立的、互不相关的受力弹簧, 在载荷范围内, 弹簧被压缩或拉伸^[135]。

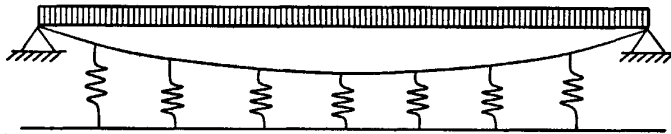


图 4.11 弹性地基梁计算示意图

若将 Z-pin 视为均匀受压杆, 则^[136]:

$$\Delta l = \frac{P \cdot l}{E_f \cdot A} \quad (4.15)$$

经公式推导, 对两个文克尔型地基叠加的泡沫, 其被视为竖向弹簧时的地基系数为:

$$\beta_h = \frac{2 \cdot E_f \cdot r}{h} \quad (4.16)$$

泡沫被视为横向弹簧时的地基系数为:

$$\beta_v = \frac{2 \cdot E_f \cdot r}{D_2} \quad (4.17)$$

式(4.17)中, D_2 为 X-cor 夹层结构单胞模型的长度。因此, 作为两个文克尔型地基模型叠加的泡沫的地基系数为:

$$\beta = \beta_h \cdot \sin \omega + \beta_v \cdot \cos \omega \quad (4.18)$$

式(4.18)考虑了 Z-pin 的植入角度、密度和材料对地基系数的影响。由于 Z-pin 端部与面板的连接有一定转动, 因此上述模型需要修正。泡沫地基系数的修正公式是:

$$\beta = (\beta_h \cdot \sin \omega + \beta_v \cdot \cos \omega) / \mu \quad (4.19)$$

式(4.19)中, μ 为 Z-pin 端部的约束修正系数。参考文献[70]和[99], 不同 Z-pin 半径和泡沫密度的地基系数的换算公式为:

$$\beta_2 = \frac{r_2}{r_1} \cdot \frac{\rho_2}{\rho_1} \cdot \left(\frac{2 \cdot E_f \cdot r_1}{\mu \cdot h} \cdot \sin \omega + \frac{2 \cdot E_f \cdot r_1}{\mu \cdot D_2} \cdot \cos \omega \right) \quad (4.20)$$

屈曲半波数 m 为 Z-pin 在压力及弹性基础共同作用下屈曲时的正弦半波个数。Rohacell 311G 型泡沫的厚度为 12.7mm, Z-pin 的屈曲半波数为 $m=1$ 。

由式(4.19)可知, 在只有一个参数改变的情况下, 泡沫的地基系数随其弹性模量、Z-pin 的半径和植入密度的增加而增加, 随泡沫厚度的增加而减小。对角度的改变, 由于正弦函数在 $0^\circ \sim 45^\circ$ 范围内是增函数, 余弦函数在此范围内是减函数, 二者叠加的数值随角度增加而增加, 因此随 Z-pin 植入角度的增加, 地基系数增加。

(2) Z-pin 端部约束条件的影响 Z-pin 端部的约束状况由端部约束修正系数 μ 体现。端部约束修正系数的取值范围是 $0.5 \leq \mu \leq 1$ 。为计及 Z-pin 端部的有限约束的影响, 采用压杆在不同约束条件下屈曲载荷的修正计算长度方法, 修正后的公式为^[137]:

$$P_2 = \frac{\pi^2 \cdot E_p \cdot I_p}{(\mu \cdot l_p)^2} \cdot \left(m^2 + \frac{\beta \cdot l_p^4}{m^2 \cdot \pi^4 \cdot E_p \cdot I_p} \right) \quad (4.21)$$

μ 值的大小是面板对 Z-pin 约束强弱的度量, 与试样各组分材料的性质、尺寸、制备工艺和结构参数等有关, 它的精确测量相对困难。假设 μ 值只与各组分材料的性质、Z-pin 植入面板的长度和制备工艺等有关, 而与泡沫和 Z-pin 的长度等其它因素无关, 去除掉 X-cor 夹层结构中的泡沫, 留下面板与 Z-pin 组成的空间网架结构, 通过压缩试验得到这种情况下的压缩强度, 即可根据欧拉屈曲公式反算出 μ 。反算 μ 值的计算公式为^[137]:

$$\mu^2 = V_p \cdot \frac{\pi^2 \cdot \cos^4 \omega \cdot E_p \cdot d^2}{16 \cdot h^2 \cdot \sigma_h} \quad (4.22)$$

可见 μ 是 Z-pin 的体积分数、植入角度、直径和泡沫厚度的函数, 而不是一个恒定的值。文献中给出的反算值 $\mu=0.89$, 说明 Z-pin 端部的约束条件更接近于铰支。为得到约束修正系数 μ 随不同植入参数的变化规律, 本文通过未除去泡沫试样压缩强度试验值的反推, 获得约束修正系数值, 得到了不同植入角度下 X-cor 夹层结构约束修正系数的经验公式, 将在后面给出。

(3) 泡沫压缩强度的影响 Z-pin 的体积分数较高时, X-cor 夹层结构中泡沫的压缩承载数值较小; Z-pin 的体积分数较低时, 泡沫的压缩承载不可忽略。泡沫的压缩承载使 X-cor 夹层结构的压缩强度增加, 考虑到泡沫的影响, X-cor 夹层结构的压缩强度为:

$$\sigma_1 = \frac{n}{A_c} \cdot P_2 \cdot \cos \omega + \sigma_f \cdot \frac{A_f}{A_c} \quad (4.23)$$

式(4.23)中, A_c 为 X-cor 夹层结构的受压面积, A_f 为泡沫的压缩面积, n 为 Z-pin 的数量, σ_f 为泡沫所受到的应力。

在压缩载荷下, Z-pin 的变形很小, 当 Z-pin 达到屈曲强度时, 泡沫与 Z-pin 间的变形协调关系为:

$$\varepsilon_f = \frac{4 \cdot P_2}{\pi \cdot d^2 \cdot E_p \cdot \cos \omega} \quad (4.24)$$

以上分析了 X-cor 夹层结构压缩强度的三个影响因素, 通过试验和利用式(4.23)反推, 得到了不同参数下地基系数和约束修正系数的数值, 列于表 4.5。

表 4.5 泡沫地基系数与约束系数的数值

X-cor 类型	间距/mm	植入角度/°	直径/mm	泡沫模量/MPa	地基系数	约束修正系数
CF-CF	5×10	30	0.5	36	1.50	0.98
CF-CF	5×10	0	0.5	36	1.11	0.81
GF-GF	5×10	22	0.7	36	2.24	0.78
GF-GF	5×10	15	0.7	36	2.13	0.76
GF-GF	5×5	22	0.7	36	3.23	0.94
CF-GF	10×10	30	0.5	36	1.21	0.77
CF-GF	5×5	22	0.5	36	2.32	0.94

对 CF-CF 型 X-cor 夹层结构, 在其它参数不变的情况下, 假设约束修正系数与 Z-pin 植入角度呈线性关系, 利用 (30, 0.98), (0, 0.81) 两组数据拟合得到直线方程为:

$$\mu = 0.81 + 0.0056 \cdot \omega \quad (4.25)$$

即对植入间距为 5mm×10mm, 直径为 0.5mm 的碳纤维 Z-pin X-cor 夹层结构, 面板对 Z-pin 的约束修正系数可用式(4.25)估算。通过计算, 当植入角度为 22°时, 约束修正系数为 0.93; 当植入角度为 15°时, 约束修正系数为 0.89, 后面将给出根据此预测约束修正系数计算的压缩强度数值和试验值的对比。

当 Z-pin 的体积分数为 0.18%时, 泡沫对压缩强度的贡献为 19%; 当 Z-pin 的体积分数为 0.39%时, 泡沫的贡献为 7%; 当 Z-pin 的体积分数为 1.4%时, 泡沫的贡献为 5%, 说明 Z-pin 的体积分数较小时, 泡沫的压缩承载较大, 不应忽略。

4.3.1.2 考虑工艺过程的计算模型

(1)残余应力产生机理的分析 共固化过程中, X-cor 夹层结构产生残余应力的根本原因是 Z-pin 和泡沫热膨胀系数的不匹配。需要说明的是, 与结构厚度方向的尺寸相比, 上下面板厚度较小, 且与固化装置中的铝板贴合较好, 故其变形很小, 未考虑其厚度方向变形的影响。为简化起见, 主要考虑 Z-pin 和泡沫的变形。另外, 由于 X-cor 夹层结构为对称结构, 因此在建立泡沫与 Z-pin 的变形协调方程时, 未考虑结构的横向变形效应。

根据固化工艺曲线, X-cor 夹层结构将依次经历升温—保温—降温过程。Rohacell 311G 泡沫的抗热变形温度是 180℃, 高于共固化工艺中的 130℃, 因此共固化过程中视泡沫在线弹性阶

段工作, 弹性模量不发生改变。残余应力产生机理的分析分为两个阶段进行, 见图 4.12。图 4.12 中的数字表示工艺过程中泡沫和 Z-pin 变形的终止位置, 相同的数字表示同一点。升温过程为 $20^{\circ}\text{C}\sim 130^{\circ}\text{C}$, 中间的 80°C 保温阶段, 由于树脂未固化, 对 Z-pin 和泡沫的受力状态不产生影响, 故不再单独分析此保温阶段。

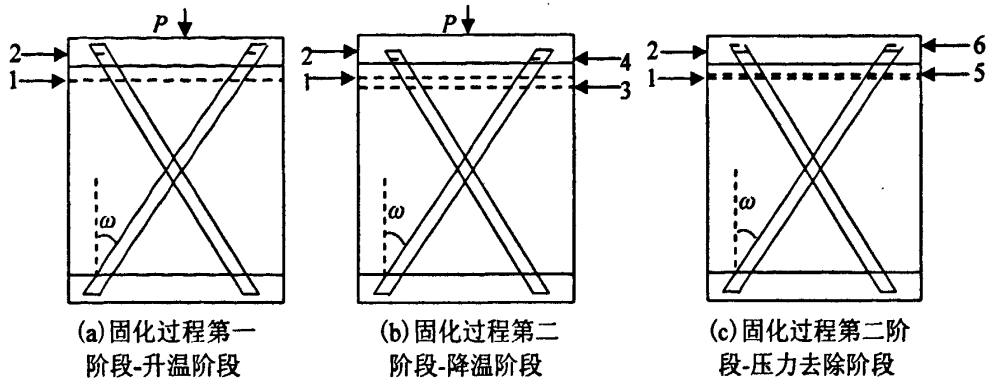


图 4.12 X-cor 夹层结构固化过程中 Z-pin 与泡沫的变形状态

第一阶段是升温—保温阶段。泡沫和 Z-pin 的变形见图 4.12(a), 这一阶段分为两部分讨论。

(I) 在升温部分, 抽真空以后, 在 0.1MPa 压力下, X-cor 夹层结构的温度由 20°C 升至 130°C 。这一过程中, 泡沫受热有膨胀的趋势, 碳纤维 Z-pin 受热有收缩趋势。对泡沫, 其受热膨胀产生的应变小于其在固化压力下产生的压应变, 因此泡沫产生压应变, 被压至图 4.12(a) 中的 1 点。对 Z-pin, 其升温收缩未受限制, 仅有收缩变形, 端部收缩至图 4.12(a) 中的 2 点。此时 Z-pin 和泡沫之间不约束彼此的变形, 泡沫产生的变形大于 Z-pin 产生的变形。(II) 在保温部分, X-cor 夹层结构在 130°C 下保温 2h。此时, 面板内的树脂处于流变状态, 发生固化反应, Z-pin 内部没有残余应力产生。第一阶段结束的时候, Z-pin 与面板形成刚性连接, X-cor 夹层结构的共固化完成。

第二阶段为降温阶段, Z-pin 内部将产生残余应力。泡沫和 Z-pin 的变形见图 4.12(b) 和 (c)。这一阶段主要进行了两步操作, 降温和 0.1MPa 压力的去除。(I) 在 0.1MPa 压力下, X-cor 夹层结构的温度由 130°C 降至 20°C 。这一过程中, 泡沫由于温度的降低, 有收缩的趋势, 而 Z-pin 则有膨胀的趋势。由于面板与 Z-pin、面板与泡沫之间均为刚性连接, 因此泡沫的收缩和 Z-pin 的膨胀均受到约束。因降温, Z-pin 产生的膨胀变形小于泡沫产生的收缩变形, 所以泡沫继续受压, 产生新的压应变, 泡沫被压至图 4.12(b) 中的 3 点。同时, Z-pin 也产生压应变, 其端部位置被压至图 4.12(b) 中的 4 点。(II) 到达室温后, 0.1MPa 的压力去除。整个过程中 0.1MPa 压力的施加是由于面板固化工艺的需要, 也是为了防止降温过程中 X-cor 夹层结构发生翘曲, 保证试样质量。在 X-cor 夹层结构固化完成且降温之后, 去除掉 0.1MPa 的压力将使泡沫因膨胀反弹。为了恢复至初始位置, 泡沫和 Z-pin 都将产生新的变形。对泡沫, 新产生的应变不能完全抵消

之前的压应变, 所以泡沫最终存有压应变, 变形终止位置在图 4.12(c) 中的 5 点。而对 Z-pin, 新产生的应变可以完全抵消之前的压应变, 所以最终 Z-pin 存有拉应变, Z-pin 端部变形的终止位置在图 4.12(c) 中的 6 点。

由上述分析可知, 对碳纤维 Z-pin 增强 X-cor 夹层结构, Z-pin 最终受到残余拉应力的作用。残余拉应力的数值与 Z-pin 的植入角度和体积分数有关, 是 Z-pin 的植入角度和体积分数的函数。

(2) 压缩强度的计算模型 以下给出基于工艺分析的计算修正模型, 公式中, 下标 f 为与泡沫相关的参数, 下标 p 为与 Z-pin 相关的参数, 下标含有 T 的参数为与温度相关的应力。

固化工艺的第一阶段。泡沫受到的热膨胀应力、压缩应力和固化应力三力平衡, 则其产生的压应变为:

$$\varepsilon_f^{11} = \frac{\sigma - \alpha_f \cdot E_f \cdot \Delta T}{E_f} \quad (4.26)$$

式(4.26)中, 上标 11 表示第一阶段中的参数, ε_f^{11} 为第一阶段泡沫的应变, σ 为固化压力, α_f 为泡沫的热膨胀系数, E_f 为泡沫的弹性模量, ΔT 为温度的变化数值。

固化工艺的第二阶段。降温过程中, X-cor 夹层结构的平衡方程为:

$$\sigma + \sigma_{ff}^{21} - \sigma_f^{11} - \sigma_f^{21} - \sigma_{pf}^{21} - \sigma_p^{21} = 0 \quad (4.27)$$

式(4.27)中, 上标 21 表示第二阶段中降温部分的参数, σ_f^{11} 为第一阶段泡沫内的应力, σ_{ff}^{21} 为第二阶段降温中泡沫的温度应力, σ_f^{21} 为第二阶段降温中泡沫内的应力, σ_{pf}^{21} 为第二阶段降温中 Z-pin 的温度应力, σ_p^{21} 为第二阶段降温中 Z-pin 内的应力。

由于固化工艺过程中温度应力和应变的静不定性质, 需要补充泡沫和 Z-pin 变形协调方程:

$$\varepsilon_p = \varepsilon_f \cdot \cos \omega \quad (4.28)$$

Z-pin 产生的压应变为:

$$\varepsilon_p^{21} = \frac{2 \cdot \alpha_f \cdot E_f \cdot \Delta T - \alpha_p \cdot E_p \cdot \Delta T \cdot V_p \cdot \cos^2 \omega}{E_f + E_p \cdot f \cdot \cos^3 \omega} \cdot \cos \omega \quad (4.29)$$

式(4.29)中, ε_p^{21} 为第二阶段降温中 Z-pin 的应变, α_p 为 Z-pin 的热膨胀系数。

压力去除过程中, X-cor 夹层结构的平衡方程为:

$$\sigma_f^{22} + \sigma_f^{21} - \sigma_p^{22} = 0 \quad (4.30)$$

式(4.30)中, 上标 22 表示第二阶段中压力去除部分的参数, σ_f^{22} 为第二阶段去除压力中泡沫内的应力, σ_p^{22} 为第二阶段去除压力中 Z-pin 内的应力。

Z-pin 产生的拉应变为:

$$\varepsilon_p^{22} = \frac{E_f \cdot (\varepsilon_f^{11} \cdot \cos \omega + \varepsilon_p^{21}) + E_p \cdot \varepsilon_p^{21} \cdot V_f \cdot \cos^3 \omega}{E_f \cdot \cos \omega + E_p \cdot v_f \cdot V_f \cdot \cos^4 \omega} \quad (4.31)$$

式(4.31)中, ε_p^{22} 为第二阶段去除压力中 Z-pin 内的应变。

经过以上两个阶段后, Z-pin 最终受到的残余拉应力为:

$$\sigma_p = (\varepsilon_p^{22} - \varepsilon_p^{21}) \cdot E_p \quad (4.32)$$

结合式(4.26)~(4.32), 考虑工艺过程的 X-cor 夹层结构压缩强度的修正模型为:

$$\sigma_{\max} = V_p \cdot \cos^2 \omega \cdot \left(\frac{4 \cdot P_2}{\pi \cdot d^2} \right) + E_f \cdot \varepsilon_f + \sigma_p \cdot V_p \cdot \cos^2 \omega \quad (4.33)$$

以碳纤维 Z-pin 增强 X-cor 夹层结构为例, 工艺过程中产生残余拉应力的数值列于表 4.6。

表 4.6 工艺过程的残余应力计算结果

X-cor 类型	间距/mm	植入角度/ $^\circ$	体积分数/%	残余拉应力/MPa
CF-CF	5×10	30	0.43	2.81E-02
CF-CF	5×10	22	0.42	1.49E-02
CF-CF	5×10	15	0.39	7.23E-03
CF-CF	5×10	0	0.39	9.35E-04
CF-GF	10×10	30	0.18	2.55E-02
CF-GF	5×5	22	0.72	1.50E-02

由上表可知, 工艺过程中 Z-pin 的残余拉应力使 X-cor 夹层结构的压缩强度增大, 残余拉应力的大小与 Z-pin 的体积分数和植入角度有关。在所研究的范围内, Z-pin 的直径和植入角度相同时, 随 Z-pin 植入密度的增大, 残余拉应力增大; Z-pin 的密度相同时, 随 Z-pin 的体积分数增大, 残余拉应力增大。Z-pin 的植入角度与残余拉应力的关系是: 随植入角度的增加, 残余拉应力增加, 原因是 Z-pin 的残余拉应变随植入角度增加而增加。

4.3.2 压缩强度的有限元分析

4.3.2.1 X-cor 夹层结构的应力场

X-cor 夹层结构中 Z-pin 和面板的拉伸强度可通过材料拉伸试验获得, 树脂和泡沫的强度参数由厂家提供。Z-pin 和面板的其它基本强度参数则由细观力学计算公式确定^[138-139], 公式为:

$$X_t = X_f \cdot \left[V_{fb} + V_m \cdot \frac{E_m}{E_f} \right] \quad (4.34)$$

$$X_c = \frac{\eta \cdot G_m}{(1 - V_{fb})} \quad (4.35)$$

$$Y_t = \frac{1 + V_{fb} \cdot (1/\eta_t - 1)}{K_{mt}} \cdot X_m \quad (4.36)$$

$$Y_c = \frac{1 + V_{fb} \cdot (1/\eta_c - 1)}{K_{mc}} \cdot S_m \quad (4.37)$$

$$S = \frac{1 + V_{fb} \cdot (1/\eta_s - 1)}{K_{ms}} \cdot S_m \quad (4.38)$$

式(4.34)~(4.38)中, X_f 、 V_{fb} 、 E_f 分别为纤维拉伸强度、体积分数、弹性模量, V_m 、 E_m 、

G_m 、 X_m 、 S_m 分别为树脂的体积分数、弹性模量、剪切模量、拉伸强度、剪切强度， η 为修正系数， η_1 、 η_c 、 η_s 分别为相应载荷下的应力分配系数，即相应体积内的纤维平均应力与树脂平均应力的比值， K_{mt} 、 K_{mc} 、 K_{ms} 为相应载荷状态下的应力集中系数。有限元分析使用各组分的本强度参数判断单元的失效，基本强度参数列于表 4.7。

表 4.7 X-cor 夹层结构有限元单胞模型各组分基本强度性能参数

组分类别	X_f /MPa	X_c /MPa	Y_f /MPa	Y_c /MPa	S_{xy} /MPa	S_{yz} /MPa
碳纤维 Z-pin	1495*	785	71	138	44.7	75
玻璃纤维 Z-pin	1707*	610	71	118	72	80
碳纤维面板	700*	650	700	650	100	75
玻璃纤维面板	213*	213	213	213	80	80
树脂	71	71	71	71	33.2	33.2
泡沫	1.0	0.4	1.0	0.4	0.4	0.4

(注：①*：数据来自试验；②其余数据由公式(4.34)~(4.38)^[138]算出。)

研究 X-cor 夹层结构的强度，需要解决单胞模型的应力场描述和材料失效判据的确定两个关键问题。采用有限元分析，可以获得 X-cor 夹层结构的应力和应变场。图 4.13 为 X-cor 夹层结构承受压缩载荷，厚度方向应变 $\epsilon_z = 0.005$ ，单胞模型在整体坐标系下的应力场分布。

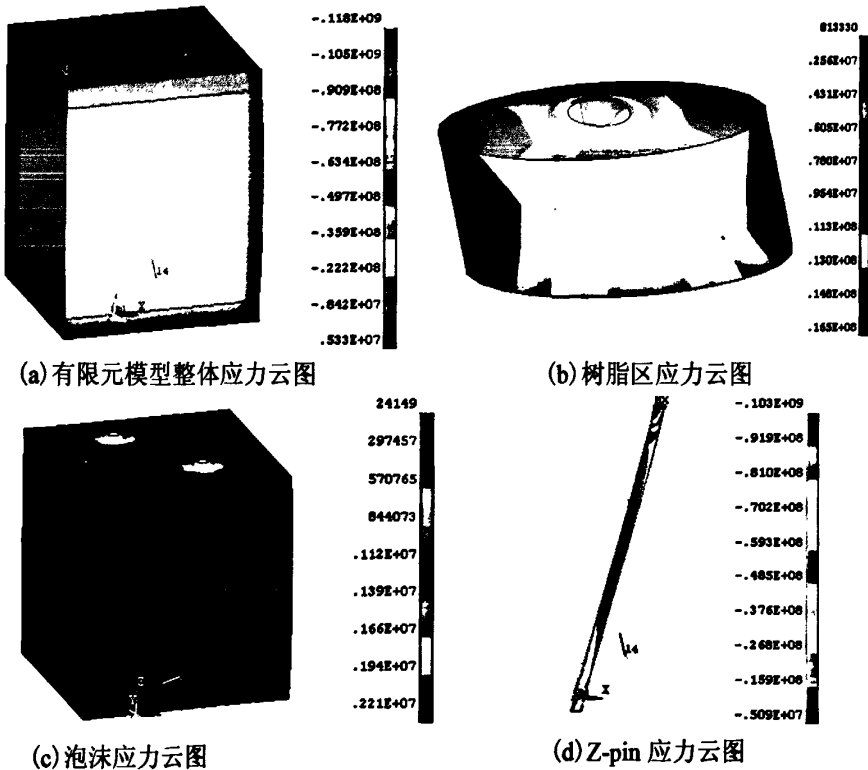


图 4.13 $\epsilon_z = 0.005$ 时 X-cor 夹层结构的应力云图

由图 4.13 可以看出，Z-pin 是主要承载组分，Z-pin 的最大应力是树脂区应力的 6.2 倍，泡

沫应力的 46.6 倍。这主要是由于在整体坐标系下 Z-pin 的弹性模量均远高于树脂和泡沫的弹性模量，在等应变条件下，Z-pin 内部将产生远比树脂和泡沫大的应力。从图 4.13(a)可以看出，应力极值出现在 Z-pin 与树脂区的界面处，说明 Z-pin 端部的树脂区是一个约束弱化区，整个模型的薄弱环节即是 Z-pin 与树脂区间的界面，Z-pin 与树脂区间存在着复杂的相互作用，试验过程中观察到的 Z-pin 端部的有限转动即证明了这一结论。为进一步说明这一结论，下面从强度比的角度进行分析。将 Z-pin 视为单向层合板，则使用蔡-胡失效判据的强度比方程为：

$$(F_{11} \cdot \sigma_1^2 + 2 \cdot F_{12} \cdot \sigma_1 \cdot \sigma_2 + F_{22} \cdot \sigma_2^2 + F_{66} \cdot \sigma_6^2) \cdot R^2 + (F_1 \cdot \sigma_1 + F_2 \cdot \sigma_2) \cdot R - 1 = 0 \quad (4.39)$$

式(4.39)中， R 为强度比； F_{11} 、 F_{12} 、 F_{22} 、 F_{66} 、 F_1 、 F_2 为应力空间中的六个强度参数，强度参数可通过表 4.7 简单计算获得； σ_1 为纵向载荷， σ_2 为横向载荷， σ_6 为面内剪切载荷。通过 X-cor 夹层结构单胞模型的应力分析，计算获得的 Z-pin 的强度比范围是 1.3~45.7。强度比数值为 1.3 的节点位于 Z-pin 与树脂区的交界部位，而 Z-pin 中部各节点的强度比均大于其端部，说明 Z-pin 端部的单元由于强度比较小而更容易失效。从图 4.13(d)可以看出，在压缩承载过程中，Z-pin 中曲率半径变大的地方，会产生一定的应力集中，越是靠近 Z-pin 的中部所产生的应力就越大，这种现象将对 Z-pin 的最终失效带来较大影响。

4.3.2.2 压缩强度有限元分析流程

X-cor 夹层结构压缩强度的分析包括四部分，分别是应力分析、失效判据判断、材料性能退化及最终失效判据判断，其分析流程见图 4.14。

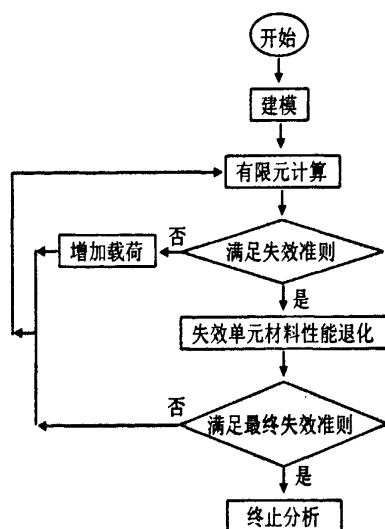


图 4.14 X-cor 夹层结构压缩强度分析流程图

在压缩载荷下，没有观察到 X-cor 夹层结构的面板和泡沫发生破坏，失效发生于 Z-pin 端

部的树脂区和 Z-pin 部位, 因此压缩强度的分析以树脂区和 Z-pin 为核心展开。为说明 X-cor 夹层结构的失效过程及树脂区和 Z-pin 的失效顺序, 采用分级失效的方式进行压缩强度分析。

在压缩载荷下, 载荷通过面板经由树脂区传至 Z-pin。由于树脂区力学性能较弱, 且厚度较薄, 因此很难承受较大的载荷, 将首先发生失效。树脂区的失效直接导致面板对 Z-pin 的约束减弱, Z-pin 的端部出现有限转动, 约束条件的变弱, 将影响整个结构的压缩强度。随载荷的增加, Z-pin 受压, 由于 Z-pin 的长细比较大, 因此当压缩载荷增至高于 Z-pin 的临界屈曲载荷时, Z-pin 将发生屈曲失效, 导致 X-cor 夹层结构的最终失效。通过上述分析, 树脂区的失效为一级失效, Z-pin 的失效为二级失效, X-cor 夹层结构中组分的失效顺序为树脂区—Z-pin。

在剪切和拉伸强度的有限元分析过程中, 也采用了类似的分析流程和失效分析方式。

4.3.2.3 强度判据及材料刚度退化规则

压缩失效过程中, X-cor 夹层结构表现出较为复杂的本质, 一些学者已经对其压缩强度进行了理论方面的研究, 但对其失效判据的研究尚未展开。蔡-胡(Tsai-Wu)失效判据由于其完备性能够满足这些要求, 因此本章选用蔡-胡失效判据与其它失效判据的组合分析 X-cor 夹层结构的压缩强度。对 X-cor 夹层结构失效机理的研究要考虑的另一个重要因素是材料刚度退化规则的确定。每种材料在使用过程中都有一个强度极限(参考表 4.7), 超过这个极限值该种材料将发生破坏, 并失去承载能力, 刚度退化规则即是表征材料承载能力降低程度的一种规则。

本章采用材料失效判据、最终失效判据和刚度退化规则的组合研究失效判据和材料刚度退化规则在强度分析时的有效性。压缩失效判据由三种判据组成, 其中两种针对 Z-pin 提出, 另外一种针对树脂区提出。针对 Z-pin 的失效判据, 一种是蔡-胡失效判据, 判断单向复合材料 Z-pin 的失效, 该失效判据判断有效且形式简单。蔡-胡二阶张量多项式判据如下。

$$F_{ij} \cdot \sigma_i^j \cdot \sigma_j^i + F_i \cdot \sigma_i^i = 1 \quad (i, j=1, 2, 6) \quad (4.40)$$

针对 Z-pin 失效的另一种判据是屈曲失效判据, 判据是:

$$\sigma_1^i / \left[\frac{4 \cdot \pi \cdot E_p \cdot I_p}{(\mu \cdot l_p)^2 \cdot d^2} \cdot (m^2 + \frac{\beta \cdot l_p^4}{m^2 \cdot \pi^4 \cdot E_p \cdot I_p}) \right] \geq 1 \quad (4.41)$$

式(4.41)中, σ_1^i 即为 Z-pin 单元在主方向的应力。在局部坐标系下, Z-pin 单元的轴向应力达到其临界屈曲应力就判定该处单元失效。其中的约束修正系数 μ 和地基系数 β 采用前述弹性理论的分析结果确定。结合蔡-胡失效判据和屈曲失效判据, 判断 Z-pin 上单元的失效。

针对树脂区的失效, 采用 Von-Mises 失效判据判定, 即:

$$\sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1^i - \sigma_2^i)^2 + (\sigma_1^i - \sigma_3^i)^2 + (\sigma_2^i - \sigma_3^i)^2 + 6 \cdot ((\tau_{12}^i)^2 + (\tau_{23}^i)^2 + (\tau_{31}^i)^2)]} = \sigma_m^i \quad (4.42)$$

式(4.42)中, σ_1^i 、 σ_2^i 和 σ_3^i 分别为第 i 个单元内的三个主应力分量, σ_m^i 为树脂区单元的

Von-Mises 应力。

根据以上失效判据,一旦有限元单胞模型中树脂区或 Z-pin 的某个单元失效,则通过折减该单元弹性常数的方法模拟该处的失效。文献^[115]给出的弹性常数退化规则为退化至原常数的 1%,基于该材料刚度退化规则,本文作者结合实际情况提出了改进的材料刚度退化规则,Z-pin 及树脂区失效时的弹性常数退化系数列于表 4.8。

表 4.8 材料刚度退化规则

失效种类	材料刚度退化规则
Z-pin 端部失效	$E'_{xx} = 0.06 \cdot E_{xx}, E'_{yy} = 0.06 \cdot E_{yy}, E'_{zz} = 0.06 \cdot E_{zz},$ $G'_{xy} = 0.06 \cdot G_{xy}, G'_{xz} = 0.06 \cdot G_{xz}, G'_{yz} = 0.06 \cdot G_{yz}$
Z-pin 屈曲失效	$E'_{xx} = 0.07 \cdot E_{xx}$
树脂区失效	$E'_{xx} = 0.0675 \cdot E_{xx}$

在分析 Z-pin 的失效时,应将其应力场从整体坐标系变换到局部坐标系。再将局部坐标系下 Z-pin 的应力分量与相应的材料强度进行比较,确定单元是否失效及进行材料性能退化。

最终失效判据指的是随应变的增加,应力下降,则认为 X-cor 夹层结构已达到其极限强度,结构失效,即终止分析。

将上述失效判据和材料刚度退化规则组合研究 X-cor 夹层结构的压缩强度,同时检验蔡-胡失效判据和屈曲失效判据的有效性。材料刚度退化规则的确定基于一个假设,即在有限元分析中,某个单元的失效仅仅对该单元的弹性性能有影响,而不影响其它单元的有效性。

4.3.2.4 压缩载荷下的失效机理

X-cor 夹层结构固化时,完成了 Z-pin 端部嵌入面板和面板树脂固化两个功能。由于 Z-pin 的嵌入导致面板纤维弯曲,面板固化时树脂粘度降低,在 Z-pin 端部聚集形成树脂区。该树脂区将 Z-pin 和面板连接起来,使 Z-pin 在承载过程中能够体现增强作用。没有 Z-pin 端部的嵌入面板,承载时 Z-pin 将在泡沫中产生滑动,Z-pin 植入角度将发生偏离,与 X-cor 夹层结构厚度方向的夹角将变大。树脂区的功能是传递载荷,因而 Z-pin 的嵌入面板至关重要,嵌入面板的 Z-pin 像“钉子”一样使面板和泡沫成为整体式结构。

Z-pin 的主体或大部分插入泡沫中,但这部分并不对 Z-pin 增强作用的发挥产生决定性影响。Z-pin 由数控植入机植入泡沫中,与泡沫保持接触,泡沫的作用则是稳定 Z-pin,保证 Z-pin 的位置不变以及协助 Z-pin 嵌入泡沫。泡沫与 Z-pin 之间是一种嵌入结构,Z-pin 的力学性能很强,而泡沫的力学性能则很弱,载荷主要由 Z-pin 承受,泡沫作为一种弹性支撑存在。

为分析泡沫和 Z-pin 破坏的顺序,提取试样破坏前($\epsilon_z = 0.007$)泡沫与 Z-pin(端部)上的应力数值,并将应力数值与其各自许用应力相比较,列于表 4.9,其中应力方向为与 Z-pin 的局部坐标系方向一致, σ_p 为 Z-pin 屈曲应力,需要说明的是此种破坏顺序与载荷大小无关。

表 4.9 压缩载荷下泡沫与 Z-pin 上应力与其各自许用应力的比较

应力方向	应力比值形式	泡沫/%	Z-pin/%
X	$\sigma_x/[\sigma_p]$	7.8	53.2
Y	$\sigma_y/[\sigma_p]$	7.3	8.8
Z	$\sigma_z/[\sigma_z]$	6.5	9.3
XY	$\tau_{xy}/[\tau_{xy}]$	5.5	23.7
YZ	$\tau_{yz}/[\tau_{yz}]$	4.1	2.5
XZ	$\tau_{xz}/[\tau_{xz}]$	6.1	27.9

由表 4.9 可知, 随着载荷的增加, Z-pin 将先达到其许用应力值, 首先发生破坏, 因此模型的分析主要以 Z-pin 和其端部的树脂区为主。

为研究 X-cor 夹层结构的压缩失效机理, 需分析有限元模型中失效单元的分布及其扩展趋势。在压缩载荷下, 随载荷的增加, Z-pin 端部的应力增大, 应力集中逐渐严重, 其端部单元的强度比越来越小, 开始有单元发生失效。这部分失效的单元都位于 Z-pin 端部和树脂区的结合部位, 说明 Z-pin 端部和树脂区的界面最先发生失效。失效的界面单元大致沿着平行和垂直于 Z-pin 中纤维方向逐渐增多(见图 4.15)。

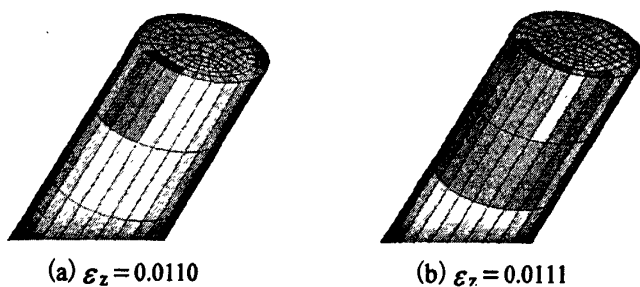


图 4.15 Z-pin 端部失效单元随应变增加的扩展情况

在 Z-pin 端部的界面单元失效之后, 结构整体力学性能有一定下降, 但由于发生刚度退化的单元较少, 所以整体复合材料的强度仍有增加的趋势。接着, 树脂区单元达到其强度极限, 开始失效, 其失效从树脂区与 Z-pin 的界面开始, 然后向远离界面部位扩展。树脂区单元的 Von-Mises 应力图见图 4.16, 其单元失效的扩展见图 4.17。

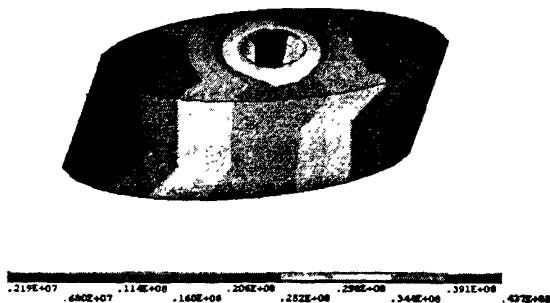


图 4.16 Z-pin 端部树脂区的 Von-Mises 应力云图

由图 4.16 可知, 树脂区承受拉应力, 由于在压缩载荷下, 树脂区产生的应变大于 Z-pin 的应变, 于是在界面处树脂区与 Z-pin 相互作用, 树脂区受拉, 而 Z-pin 受压。树脂区最外围的应力较小, 说明树脂区与面板间界面的应力集中较小。

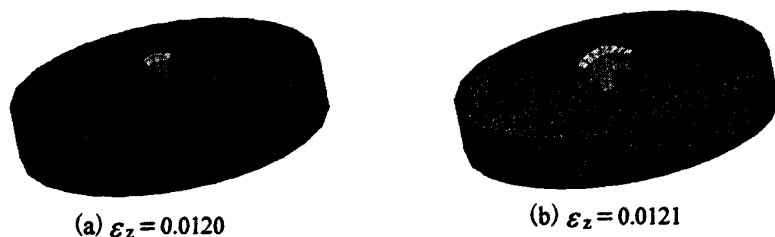


图 4.17 Z-pin 端部树脂区失效单元随应变增加扩展情况

由图 4.17 可知, 随树脂区单元失效的逐渐扩展, Z-pin 端部受到的约束减弱, 结构整体性被破坏, X-cor 夹层结构的力学性能受到较大的影响, 刚度进一步下降。在整体坐标系下树脂区 x 方向的受力情况见图 4.18。

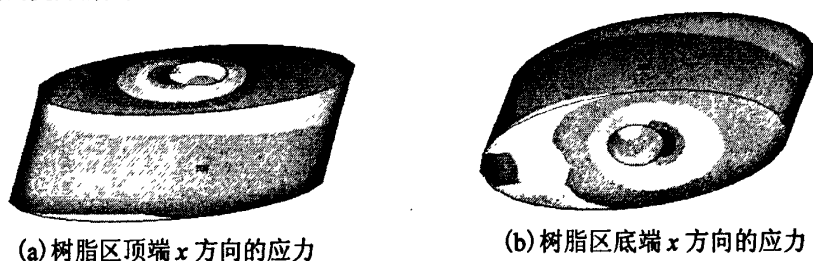


图 4.18 Z-pin 端部树脂区 x 方向应力分布

由图 4.18 可见, 树脂区在 x 方向上, 顶端受拉应力(红色部分), 底端受压应力(蓝色部分), 树脂区的顶端和底端即是应力极值部位。树脂区单元失效以后, 虽然 Z-pin 端部受到的约束减弱, 但由于 Z-pin 与面板保持接触, 此时 Z-pin 仍能承担较大的载荷。因此, 结构的强度仍然会增加, 只是趋势变缓。随载荷的继续增加, Z-pin 轴向受到的压应力不断增大, 一旦超过 Z-pin 的屈曲临界应力, Z-pin 上将有单元发生刚度退化。随刚度退化单元的增多, Z-pin 将因屈曲而失去承载能力, 导致整个结构失效, 复合材料达到其极限强度。从 Z-pin 屈曲时的应力情况看, 其轴向应力远没有达到其压缩强度, 说明 Z-pin 此时是稳定性不足, 而非强度不够。Z-pin 单元因屈曲失效的扩展情况见图 4.19, 失效单元大致沿着其轴向扩展。

由于 Z-pin 屈曲控制结构的强度, 其端部的约束状况对屈曲临界载荷有重要影响, 这解释了尽管同为 Z-pin 单元, 但材料刚度退化规则中端部失效单元的退化系数小于屈曲失效单元。另外, 当结构达到其极限强度时, 面板单元的强度比最小值为 1.22, 说明面板没有破坏; 泡沫中的应力值也小于其压缩强度, 说明泡沫也未发生破坏, 失效主要发生在树脂区和 Z-pin 部位。

通过以上分析, X-cor 夹层结构的失效由 Z-pin 和树脂区间的界面开始, 树脂区的失效为一级失效, Z-pin 的屈曲为二级失效, 最终整个结构表现出来的失效模式是 Z-pin 屈曲, 其失效模

式照片见图 4.20, 照片摄自试验过程中。

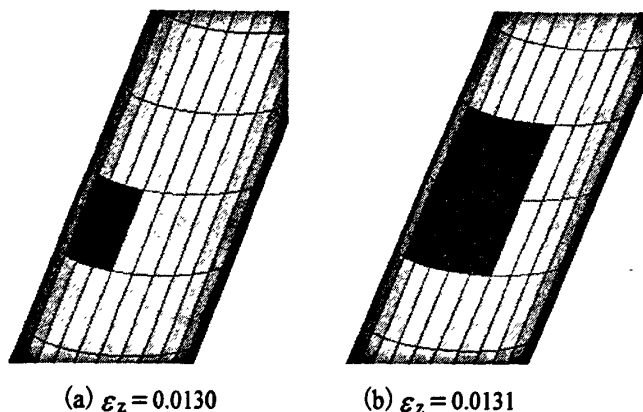


图 4.19 Z-pin 上屈曲失效单元随应变增加的扩展情况



图 4.20 Z-pin 屈曲失效模式试验照片

在压缩承载过程中, 由于 Z-pin 发生屈曲, 泡沫将对 Z-pin 施加横向反作用力。泡沫对 Z-pin 的作用主要是提供侧壁支撑, 提高 Z-pin 的临界屈曲强度, 从而提高 X-cor 夹层结构的力学性能。泡沫在两方面对 X-cor 夹层结构的力学性能做出了贡献, 一方面是当 Z-pin 体积分数较低时, 泡沫的压缩承载可以提高压缩性能; 另一方面, 泡沫对 Z-pin 施加横向约束, 提高 Z-pin 的临界屈曲强度。其中, 后者因作用于 Z-pin, 因而对压缩性能的贡献较大, 泡沫对 Z-pin 施加的约束的大小与 Z-pin 的体积分数有关。由于文中未作除去泡沫后的 X-cor 夹层结构的力学性能测试, 所以暂无法给出试验结果, 作者将在后续的工作中深入研究这一问题。现只能根据参考文献[116]给出泡沫对 Z-pin 施加的横向约束对 X-cor 夹层结构力学性能的贡献, 列于表 4.10, 其中 Z-pin 植入角度 22°, 直径 0.5mm, 泡沫厚度 12.7mm, 体积分数为 2.26%。

表 4.10 泡沫的存在对 X-cor 夹层结构压缩性能的影响^[116]

项 目	状 态		泡沫的影响/%
	有泡沫	无泡沫	
压缩模量/MPa	508	403	20.7
压缩强度/MPa	5.0	4.2	16

经计算, 上表中 $\frac{E_{Z-pin} \cdot A_{Z-pin}}{E_{foam} \cdot A_{foam}} = 73.74$, 说明泡沫和 Z-pin 总体的刚度比值相差不大, 泡沫的

存在与否对 X-cor 夹层结构的压缩性能有较大影响。

对于本文的有限元模型，考虑泡沫存在和不考虑泡沫存在对压缩模量和强度计算值的相差分别为 53.29%和 51.61%，大于文献中给出试验值 20.7%和 16%。理论计算与试验数据产生差距的原因是由于制造过程中带来的 Z-pin 初曲率的影响。Z-pin 初曲率的存在大幅度降低屈曲载荷，泡沫的约束影响变为次要因素，影响减小；理论模型中的 Z-pin 没有初曲率，因而泡沫的存在对压缩性能的影响大。随着泡沫的刚度 ($E_{\text{foam}} \cdot A_{\text{foam}}$) 和 Z-pin 总体刚度 ($E_{\text{Z-pin}} \cdot A_{\text{Z-pin}}$) 的比值增大，即 Z-pin 体积分数增加，泡沫的存在 X-cor 夹层结构压缩性能的影响将减小。此处仅给出泡沫的存在对压缩性能影响的粗略估计和定性分析，如要得到不同规格 X-cor 夹层结构中泡沫的存在对压缩性能影响的定量结果，应考虑泡沫的细观结构、泡沫与 Z-pin 的作用面积以及 Z-pin 的挠度，建立新的模型分析，进一步研究。

4.3.2.5 结构参数对压缩强度的影响

本部分给出其它参数不变的情况下，Z-pin 的植入角度、密度及直径对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响，分别见图 4.21、4.22 和 4.23。

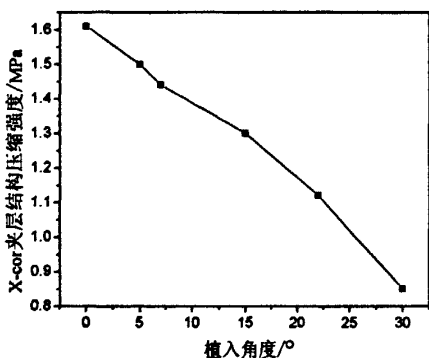


图 4.21 Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响

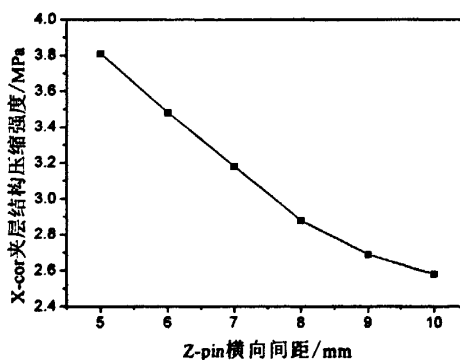


图 4.22 Z-pin 植入密度对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响

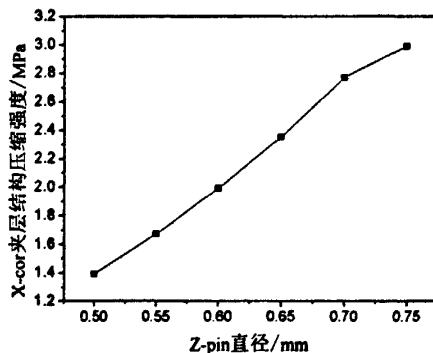


图 4.23 Z-pin 直径对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响

由图 4.21~4.23 可知, X-cor 夹层结构的压缩强度随植入角度的减小、密度及 Z-pin 直径的增加而增加, 这与试验观察到的结果一致。

4.3.3 压缩强度的理论研究和试验结果对比分析

通过试验测试, Z-pin 的植入角度对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响见图 4.24。随 Z-pin 植入角度的减小, X-cor 夹层结构的压缩强度呈增大的趋势。不同规格 X-cor 夹层结构中 Z-pin 的增强效果对比见图 4.25。

由图 4.25 可以看出, 在 Z-pin 直径一定的条件下, 当 Z-pin 的植入角度为 0°时, Z-pin 对 X-cor 夹层结构压缩强度的贡献效率最高; 直径为 0.5mm、植入角度为 0°的 Z-pin 每 1% 可使其压缩强度提高 2.8MPa, 与泡沫夹层结构相比, 其强度提高了 7.5 倍。随植入角度的增加, Z-pin 对压缩强度的增强效率逐渐减小。比较相同植入角度的两种规格 X-cor 夹层结构, 大直径 Z-pin 对压缩强度的增强效率高于小直径 Z-pin, 说明大直径 Z-pin 对压缩强度的增强效果强于小直径 Z-pin。造成这种现象的原因是大直径 Z-pin 导致面板纤维弯曲的程度和区域更大, 而纤维的弯曲又带来面板对 Z-pin 约束应力的增强, 从而使 Z-pin 与面板间的结合力增大, 压缩强度因而较高。但同时考虑模量和强度, 小直径 Z-pin 对 X-cor 夹层结构力学性能的综合增强效果更强。

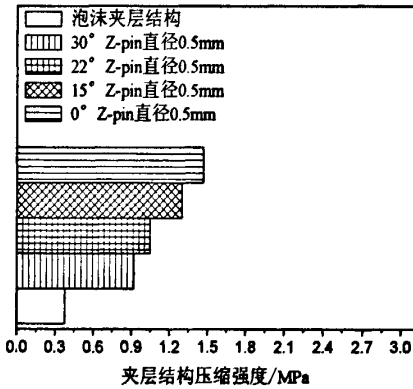


图 4.24 不同规格 X-cor 夹层结构压缩强度对比图

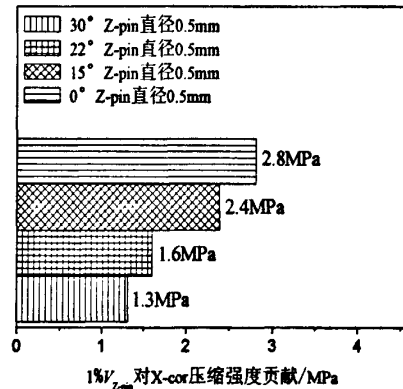


图 4.25 1%V_{Z-pin} 对 X-cor 夹层结构压缩强度贡献率的对比图

X-cor 夹层结构压缩强度的弹性理论计算结果与试验结果的比较列于表 4.11。

表 4.11 弹性理论预测结果与试验结果的比较

X-cor 种类	间距/mm	直径/mm	角度/°	约束系数	试验值/MPa	弹性理论/MPa	误差/%
CF-CF	5×10	0.5	22	0.93	1.05	1.12	7.2
CF-CF	5×10	0.5	15	0.89	1.29	1.17	-9.9

由上表可知, 关于约束修正系数与 Z-pin 植入角度间线性关系的假设是合理的, 预测值与试验值间的误差在 10% 以内。如要更准确的计算约束修正系数和压缩强度, 则需要大量试验数据, 从中总结出约束修正系数更为精确的变化趋势, 从而可使预测值更加接近试验值。

表 4.12 列出了 CF-CF 型 X-cor 夹层结构压缩强度的有限元预测值和试验值。有限元模型预测值的精度与载荷步的选择有关, 载荷步越小, 预测值与试验值越接近。

表 4.12 压缩强度的有限元预测结果与试验值的比较

X-cor 种类	间距/mm	直径/mm	角度/°	试验值/MPa	有限元/MPa	误差/%
CF-CF	5×10	0.5	30	0.92	0.85	-7.6
CF-CF	5×10	0.5	22	1.05	1.12	6.7
CF-CF	5×10	0.5	15	1.30	1.32	0.3
CF-CF	5×10	0.5	0	1.47	1.61	9.5

由 4.12 表可知, 有限元分析结果与试验值吻合较好, 证明了失效判据和材料刚度退化规则的有效性, 同时也证明了基于弹性理论所反推得到的约束修正系数是合理的, 用此约束修正系数得到的 Z-pin 屈曲临界应力可用于 X-cor 夹层结构压缩强度的预测分析。对有限元分析结果, 如果划分更为细致的单元则可在一定程度上进一步减小其与试验值间的误差。

需要指出的是, 文中所建立的有限元模型可用于计算泡沫材料的弹性模量, 因为宏观上可将泡沫视为各向同性材料, 泡沫材料的弹性模量由其内部孔穴壁的弹性模量决定。在压缩载荷下, 泡沫材料的破坏一般由线弹性阶段、塑性屈服和致密化阶段组成, 弹性模量的分析即处于小变形线弹性阶段。

对于泡沫材料的强度则其适用性有一定的局限性。因为泡沫材料的破坏是一个较大变形的过程, 期间要经历泡沫孔穴失稳、塑性屈服等过程, 泡沫材料宏观上的大塑性变形和破坏是由细观尺度上不连续性和局部的变形所导致, 需要针对泡沫内部孔穴的形状和结构参数选取单胞模型进行分析, 才能得到符合实际的强度计算结果。文中的模型主要计算 Z-pin 及其与面板之间界面的失效, 而泡沫失效时试样早已达到其强度极限, 因而不需考虑泡沫的失效。

4.4 本章小结

针对 X-cor 夹层结构压缩模量和强度的理论分析, 本章各采用两种方法进行了计算。

关于 X-cor 夹层结构的压缩模量, 一种是解析方法, 采用引入修正系数的方式, 对文献中均匀化压缩模量的计算模型进行修正, 修正系数值为 0.3, 修正后计算值与试验值的误差范围是 -13.9%~10.6%。另一种是数值方法, 基于有限元理论, 采用单胞模型, 利用大型有限元分析软件 ANSYS, 对其压缩模量进行分析计算, 计算值与试验值的误差范围是 -6.9%~19.1%, 同时分析了 Z-pin 的植入角度、密度及直径对压缩模量的影响。通过解析计算、有限元分析结果与试验值的比较, 发现两种方法计算所得到的结果与试验值吻合较好。

结构参数对 X-cor 夹层结构压缩模量的影响规律为: 在植入角度 0°~30°范围内, 0°的 Z-pin 对压缩模量的增强效率最高, 随植入角度的增大, Z-pin 对压缩模量的增强效果减弱; 压缩模量随 Z-pin 植入密度的增大而增加, 随 Z-pin 直径的增加而增加。与泡沫夹层结构相比, X-cor 夹

层结构压缩模量的测试值提高了 1.3~5.1 倍。

关于 X-cor 夹层结构的压缩强度,一种是解析方法,基于弹性稳定理论,采用文克尔地基模型,引入 Z-pin 端部的约束修正系数,考虑制备工艺中残余应力的影响,对已有压缩强度的计算模型进行修正。针对约束修正系数的研究,利用反推的方法,得到了不同 Z-pin 植入角度、密度和直径条件下的约束修正系数。根据约束修正系数的变化规律,总结出约束修正系数与 Z-pin 的植入角度呈线性变化,并通过计算值和试验值的比较证明该变化规律。另一种是数值方法,利用有限元分析,通过蔡-胡失效判据、屈曲失效判据、Von-Mises 失效判据和材料刚度退化规则的组合,对 X-cor 夹层结构的压缩强度进行了分析。根据本章提出的强度判据,采用有限元模型中发生刚度退化的单元及其分布模拟失效的类型及扩展途径,说明 X-cor 夹层结构在压缩载荷下的失效机理。有限元研究表明:压缩过程中,首先失效的是树脂区,其次是 Z-pin,主要的失效模式是 Z-pin 屈曲失效,失效单元的扩展路径有一定的分散性。通过有限元分析结果与试验值的比较,发现数值吻合较好,计算误差范围是-7.6%~9.5%,说明了失效判据和刚度退化规则选择的合理性,该方法可用于 X-cor 夹层结构压缩强度的分析。

结构参数对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响趋势为:在植入角度 0° ~ 30° 范围内, 0° 的 Z-pin 对压缩强度增强效率最高,随植入角度的增大,Z-pin 对压缩强度的增强效果减弱;压缩强度随 Z-pin 植入密度的增大而增加,随 Z-pin 直径的增大而增加。与泡沫夹层结构相比,X-cor 夹层结构压缩强度的测试值提高了 1.6~9.2 倍。

研究中还发现,在相同植入角度下,增大 Z-pin 直径与提高 Z-pin 的植入密度对 X-cor 夹层结构压缩性能的增强效果不等价。增大 Z-pin 直径对提高 X-cor 夹层结构的压缩强度更为有效,采用小直径、高植入密度的 Z-pin 对提高 X-cor 夹层结构的压缩模量更为有效。小直径 Z-pin 对提高 X-cor 夹层结构的综合压缩性能更为有效,但大直径的 Z-pin 较为经济,因此在对 X-cor 夹层结构的力学性能进行设计时,需要综合选择 Z-pin 的直径和植入密度。

第五章 X-cor 夹层结构的剪切性能研究

5.1 引言

X-cor 夹层结构的剪切性能也是其重要力学性能之一，本章的研究内容是其剪切性能，主要是面外剪切模量和强度。首先研究剪切模量：解析计算方面，引入修正系数，对现有基于均匀化理论的剪切模量计算模型进行修正；数值计算方面，利用有限元分析，对 X-cor 夹层结构的剪切模量进行预测。其次研究剪切强度，采用有限元分析获得 X-cor 夹层结构的剪切应力场，并对其剪切强度进行分析。再次，在剪切强度分析过程中，提出适合于 X-cor 夹层结构剪切失效机理分析的失效判据和材料刚度退化规则，明确其失效过程和模式。最后，通过试验测试了 X-cor 夹层结构的剪切性能，并对理论分析与测试结果，说明分析方法的可行性。

本章中定义 Z-pin 植入方向与泡沫厚度方向构成的平面为 X-cor 夹层结构的纵向，与纵向垂直的平面为 X-cor 夹层结构的横向。我们重点研究了 Z-pin 对 X-cor 夹层结构纵向剪切性能的影响，本部分中如无特别说明，所指性能均为纵向剪切性能。

5.2 剪切模量的分析

第四章分析 X-cor 夹层结构的压缩模量时，获得其等效刚度张量 C^H ，等效刚度矩阵中的 C_{55}^H 即是其剪切刚度，关于剪切模量计算公式的修正即针对此式进行。

5.2.1 理论计算模型

根据等效刚度 C^H ，X-cor 夹层结构的剪切刚度 C_{55}^H 为：

$$C_{55}^H = \frac{2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot E_p \cdot \cos \omega \cdot \sin^2 \omega + (1 - V_p) \cdot E_f}{D_2 \cdot D_3 \cdot 2 \cdot (1 + \nu_f)} \quad (5.1)$$

由 C^H 得到结构的柔度矩阵，则 X-cor 夹层结构的剪切模量可由 $G_s = 1/S_{55}$ 求出， G_s 为：

$$G_s = C_{55}^H \quad (5.2)$$

式(5.2)中，当 Z-pin 的植入角度为 0° 时，计算结果为泡沫的剪切模量 13MPa，此时 Z-pin 对 X-cor 夹层结构的剪切模量几乎没有贡献。一旦 Z-pin 以一定角度植入泡沫，其将影响整个结构的剪切模量。在 Z-pin 按照一定角度植入的情况下，上式偏于理想化，因此预测值偏大。对 X-cor 夹层结构剪切模量的计算，需针对具体情况引入修正系数修正此公式。修正的方法是制备几种结构参数的 X-cor 夹层结构试样，进行剪切性能试验，获得其剪切模量数据，与式(5.2)比较，得出修正系数。剪切模量计算公式的修正系数命名为 M_{mn} (Modification of the Shear Modulus)，它的物理意义是考虑制备过程及其它缺陷的折算系数，此值为 0.39。这一参数的存在价值是其

体现了制备工艺对 X-cor 夹层结构剪切模量的影响, 修正后的剪切模量预测公式为:

$$G_s = M_{sm} \cdot \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot E_p \cdot \cos \omega \cdot \sin^2 \omega + (1 - V_p) \cdot E_f}{D_2 \cdot D_3} \right) \quad (5.3)$$

由式(5.3), X-cor 夹层结构剪切模量的影响因素是 Z-pin 的弹性模量、半径、植入角度及密度, 其中 Z-pin 的弹性模量起决定性作用。假如仅有一个参数改变, 则 X-cor 夹层结构的剪切模量随 Z-pin 的弹性模量、植入角度、密度和直径的增加而增加。Z-pin 的体积分数也是影响因素之一, 原因是体积分数的改变可能由密度或直径的改变引起, 从而造成剪切模量的改变。

5.2.2 有限元模型

5.2.2.1 求解剪切模量的边界条件

计算 X-cor 夹层结构的剪切模量 G_{xz} , 可在单胞模型上施加下述边界条件, 模拟剪切载荷, 使其发生剪切变形, 单胞模型的剪切变形示意图见图 5.1, 模型求解采用位移加载的方式。

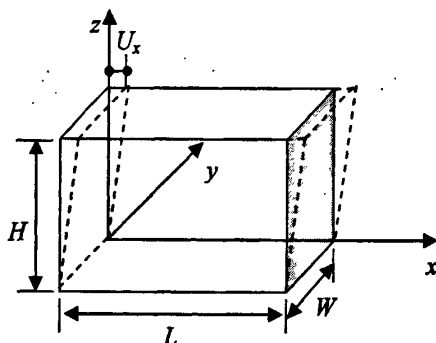


图 5.1 有限元模型剪切变形示意图

求解 xz 面内的剪切模量, 边界条件为: 在 $z=0$ 面上施加三个方向的约束, 即 $U_x=0$, $U_y=0$, $U_z=0$; 为保持位移的连续性, 在 $y=0$ 和 $y=W$ 面上均施加对称约束; 在 $z=H$ 面上施加非零位移载荷 U_x ; 为使节点变形一致, 耦合 $z=H$ 面上所有的节点, 则应变 γ_{xz} 为:

$$\gamma_{xz} = U_x / H \quad (5.4)$$

5.2.2.2 剪切模量的计算

对 X-cor 夹层结构在 xz 平面内的剪切模量, 通过有限元分析, 可以得到与施加位移约束相对应的面上节点的支反力 P_x 产生的平均剪应力 σ_{xz} , 即:

$$\sigma_{xz} = \frac{P_x}{L \cdot W} \quad (5.5)$$

5.2.2.3 结构参数对剪切模量的影响

以下主要分析 Z-pin 的角度、直径和植入密度三个参数对 X-cor 夹层结构剪切模量的影响。

在剪切载荷下，其它参数不变，Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构剪切模量的影响见图 5.2。

由图 5.2 可知，在 Z-pin 的植入角度范围 $0^{\circ}\sim 30^{\circ}$ 内，X-cor 夹层结构的剪切模量随角度的增加而增加。原因是 Z-pin 为各向异性材料，随植入角度的变化，其轴向与整体坐标系方向夹角改变，使其对剪切模量的贡献增加。因此，在对 X-cor 夹层结构进行力学性能设计时，若需要较高的剪切模量，则应尽量增加 Z-pin 的植入角度，以增加 Z-pin 对剪切模量的贡献。

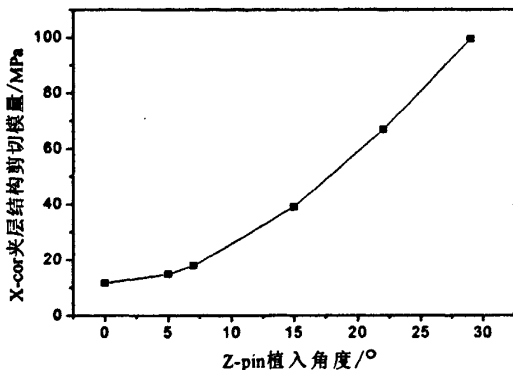


图 5.2 Z-pin 植入角度对剪切模量的影响

在剪切载荷下，其它参数不变，Z-pin 的直径对 X-cor 夹层结构剪切模量的影响见图 5.3。

在 Z-pin 直径范围 $0.5\text{mm}\sim 0.75\text{mm}$ 内，随直径的增加，X-cor 夹层结构剪切模量增加。Z-pin 直径的增加使其承载能力增强，从而带来剪切模量的增加。因此在对 X-cor 夹层结构进行力学性能设计时，若要结构剪切模量较高，则应该尽量增加 Z-pin 的直径，提高整个结构的承载能力。

在剪切载荷下，其它参数不变，Z-pin 植入密度对 X-cor 夹层结构剪切模量的影响见图 5.4。在 Z-pin 植入密度范围 $1\text{Z-pin}/\text{cm}^2\sim 4\text{Z-pin}/\text{cm}^2$ 内，随植入密度的增加，X-cor 夹层结构的剪切模量增加，由于单位面积承载的 Z-pin 的数量增加，使结构的承载能力增强，故剪切模量增加。因此在对 X-cor 夹层结构进行力学性能设计时，若要结构剪切模量较高，则应在一定范围内尽量增加 Z-pin 的植入密度，提高整个结构的承载能力。

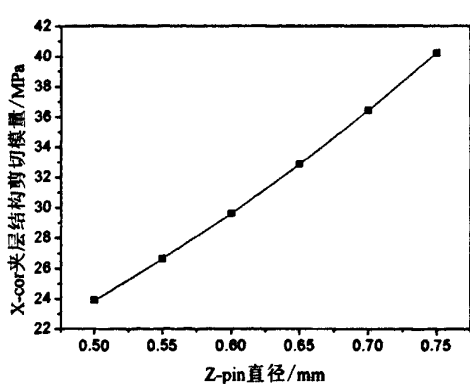


图 5.3 Z-pin 直径对剪切模量的影响

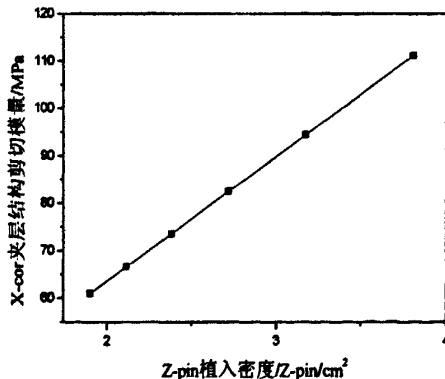


图 5.4 Z-pin 密度对剪切模量的影响

在 Z-pin 植入角度 30° 的条件下，改变 Z-pin 直径、x 向和 y 向间距，X-cor 夹层结构剪切

模量和 Z-pin 体积分数的关系见图 5.5。图 5.5 中，三条模拟曲线基本重合，说明改变 Z-pin 直径和密度(x、y 向间距)对剪切模量的影响是等效的。在 Z-pin 植入角度不变的情况下，X-cor 夹层结构的剪切模量与 Z-pin 体积分数 V_f 呈线性关系。

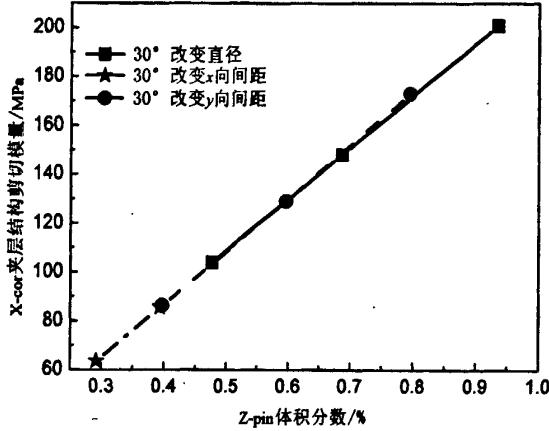


图 5.5 Z-pin 体积分数对剪切模量的影响

在 $0^\circ\sim 60^\circ$ 范围内，计算不同 Z-pin 植入角度下 X-cor 夹层结构的剪切模量，在每个植入角度下的 X-cor 夹层结构模型中改变 Z-pin 直径，得到剪切模量随 V_f 变化的曲线方程为：

$$G = G_0 + k \cdot V_p \quad (5.6)$$

式(5.6)中， G 为一定植入角度下 X-cor 夹层结构的纵向剪切模量； G_0 为拟合方程常数项，代表 Z-pin 体积分数为零时 X-cor 夹层结构的剪切模量； k 为一次项系数，表示每 1% 体积分数的 Z-pin 对 X-cor 夹层结构剪切模量的贡献。

通过拟合线性方程得到 Z-pin 体积分数为 1% 时，各植入角度下 X-cor 夹层结构的剪切模量，结果见图 5.6。图 5.6 中曲线近似关于 45° 角对称，植入角度为 45° 时，Z-pin 对剪切模量的增强作用达到最大。同时，纵向 Z-pin 对 X-cor 夹层结构横向剪切模量的增强作用很小，相对纵向剪切模量可以忽略。X-cor 夹层结构在纵向剪切承载过程中，Z-pin 上的应力分布见图 5.7。

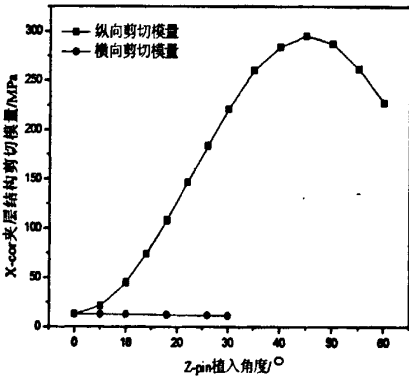


图 5.6 植入角度对纵横剪切模量的影响

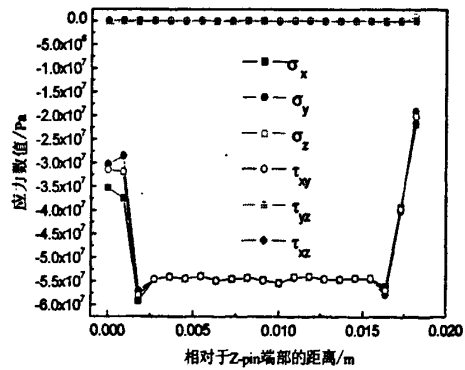


图 5.7 植入角度 45° 时 Z-pin 上应力数值

由图 5.7 可见，Z-pin 两端嵌入面板部分应力较小，在泡沫与面板界面处，Z-pin 上出现应

力集中现象。

5.2.3 剪切模量的测试

5.2.3.1 试验方案及过程

X-cor 夹层结构剪切性能的测试参照 GB 1455-88《夹层结构或芯子剪切性能试验方法》^[122]进行。我们设计制作了以下规格的试样及一组泡沫夹层结构试样作为对比, 列于表 5.1 和 5.2。

表 5.1 X-cor 夹层结构纵向剪切试样规格

X-cor 种类	植入角度/ $^{\circ}$	Z-pin 直径/mm	Z-pin 间距/mm	Z-pin 体积分数/%	密度/ kg/m^3
CF-CF	30	0.7	5×10	0.85	45.3
CF-CF	30	0.7	8×10	0.49	48.6
CF-CF	22	0.5	5×10	0.42	38.3
CF-CF	15	0.5	5×10	0.43	38.1
GF-GF	22	0.7	5×10	0.76	47.4
GF-GF	15	0.7	5×10	0.77	46.3
CF-GF	22	0.5	5×10	0.41	44.6
CF-GF	15	0.5	5×10	0.37	43.5
泡沫夹层结构					32

表 5.2 X-cor 夹层结构横向剪切试样规格

X-cor 种类	植入角度/ $^{\circ}$	Z-pin 直径/mm	Z-pin 间距/mm	Z-pin 体积分数/%	密度/ kg/m^3
CF-CF	30	0.5	5×10	0.45	38.8
CF-CF	22	0.5	5×10	0.42	38.3
CF-CF	15	0.5	5×10	0.43	38.5
CF-CF	0	0.5	5×10	0.39	37.9
泡沫夹层结构					32

X-cor 夹层结构的剪切试验采用压剪试验方法^[140], 见图 5.8。

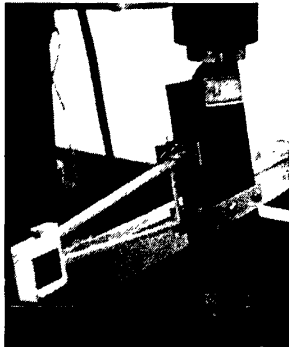


图 5.8 X-cor 夹层结构剪切试验装置

X-cor 夹层结构剪切模量的计算公式为:

$$G_s = \frac{H \cdot \Delta P}{L \cdot W \cdot \Delta h} \quad (5.7)$$

5.2.3.2 剪切模量测试结果及分析

X-cor 夹层结构纵向剪切性能的试验结果列于表 5.3, 横向剪切性能的试验结果列于表 5.4。

表 5.3 X-cor 夹层结构纵向剪切性能试验结果

X-cor 种类	植入角度/ $^{\circ}$	直径/mm	Z-pin 间距/mm	体积分数/%	剪切模量/MPa	离散系数/%
CF-CF	30	0.7	5×10	0.85	176.3	18
CF-CF	30	0.7	8×10	0.49	105.1	5
CF-CF	22	0.5	5×10	0.42	59.1	12
CF-CF	15	0.5	5×10	0.43	35.5	7
GF-GF	22	0.7	5×10	0.76	49.5	15
GF-GF	15	0.7	5×10	0.77	32.4	11
CF-GF	22	0.5	5×10	0.41	66.3	12
CF-GF	15	0.5	5×10	0.37	34.1	12
泡沫夹层结构					15.3	6

表 5.4 X-cor 夹层结构横向剪切性能试验结果

X-cor 种类	植入角度/ $^{\circ}$	直径/mm	Z-pin 间距/mm	体积分数/%	剪切模量/MPa	离散系数/%
CF-CF	30	0.5	5×10	0.45	19.0	7
CF-CF	22	0.5	5×10	0.42	14.4	9
CF-CF	15	0.5	5×10	0.43	17.1	16
CF-CF	0	0.5	5×10	0.39	18.1	11
泡沫夹层结构					15.3	6

不同 Z-pin 植入角度的 X-cor 夹层结构与泡沫夹层结构纵向剪切试验的载荷-位移曲线见图 5.9。

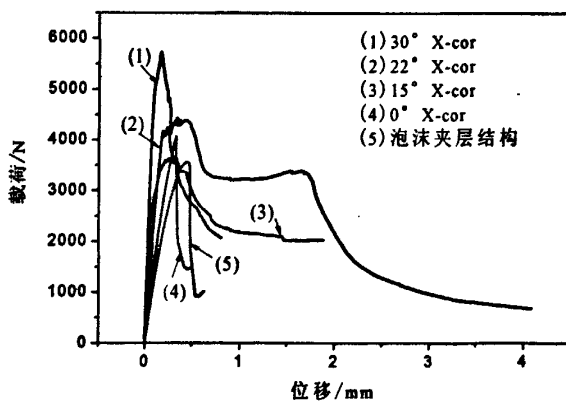


图 5.9 不同植入角度 X-cor 夹层结构典型纵剪试验曲线

由图 5.9 可知, 与泡沫夹层结构相比, X-cor 夹层结构的剪切模量有很大提高。不同规格

X-cor 夹层结构试样中, Z-pin 对纵向剪切模量的贡献率见图 5.10, 不同 Z-pin 植入角度的 X-cor 夹层结构及泡沫夹层结构横向剪切试验载荷-位移曲线见图 5.11。

由图 5.10 可见, 随 Z-pin 植入角度的减小, X-cor 夹层结构中单位体积分数的 Z-pin 对纵向剪切模量的贡献率大幅度降低。由图 5.11 可知, Z-pin 对 X-cor 夹层结构横向剪切性能的增强作用很小, 几乎可以忽略。

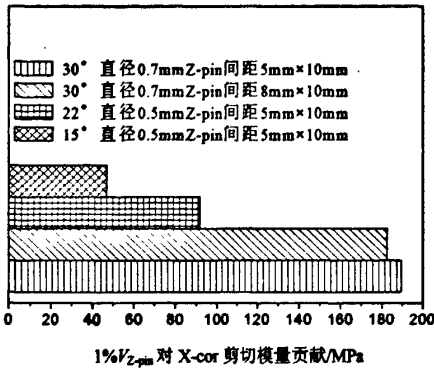


图 5.10 不同规格 X-cor 夹层结构中 Z-pin 对纵向剪切模量的贡献率

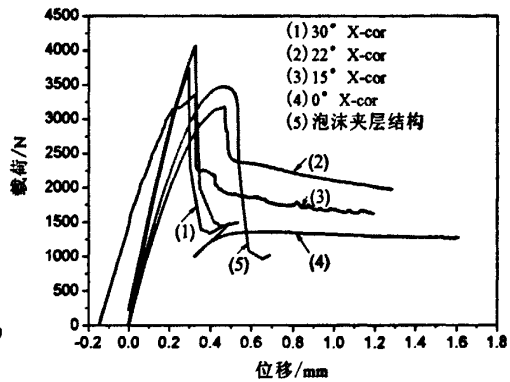


图 5.11 不同植入角度 X-cor 夹层结构横向剪切试验曲线

5.2.4 剪切模量的理论计算结果和试验数据对比

X-cor 夹层结构剪切模量理论计算结果和测试结果的比较列于表 5.5。

表 5.5 剪切模量理论计算与测试结果对比

X-cor 种类	间距/mm	直径/mm	角度/°	试验值/MPa	均匀化/MPa	误差/%	有限元/MPa	误差/%
CF-CF	5×10	0.7	30	176.3	177.5	0.7	182.7	3.6
CF-CF	8×10	0.7	30	105.1	115.9	10.3	103.9	-1.1
CF-CF	5×10	0.5	22	59.1	59.7	1.0	66.9	13.2
CF-CF	5×10	0.5	15	35.5	32.4	-8.7	39.0	9.9
GF-GF	5×10	0.7	22	49.5	54.3	9.7	46.8	-5.5
GF-GF	5×10	0.7	15	32.4	29.8	-8.0	31.6	-2.5
CF-GF	5×10	0.5	22	66.3	59.7	-10.0	66.2	-0.2
CF-GF	5×10	0.5	15	34.1	32.4	-5.0	37.3	9.4

由表 5.5 可见, 理论计算结果和试验值比较接近。均匀化理论计算结果与试验值接近, 说明修正系数的引入是合理的。两种方法均能在 Z-pin 的材料发生改变时达到较小的误差值。总体来看, 解析模型和有限元模型均可在一定范围内对 X-cor 夹层结构的剪切模量进行预测。

当 Z-pin 的植入角度为 0° 时, Z-pin 对剪切模量没有增强作用, 因而未在表中列出。另外对 Z-pin 植入角度同为 15°、直径 0.5mm 和植入间距 5mm×10mm 的 CF-CF 和 CF-GF 型 X-cor 夹层结构, 它们仅仅是面板的材质不同, 而 Z-pin 的材料相同, 剪切模量的测试结果非常接近,

说明面板的材质或铺放方式对剪切模量影响不显著。

5.3 剪切强度的研究

5.3.1 剪切强度的有限元分析

通过对 X-cor 夹层结构剪切失效过程的分析, 提出了剪切强度分析的失效判据和材料刚度退化规则, 与试验结果相结合, 给出了一种预报 X-cor 夹层结构剪切强度的方法。

5.3.1.1 X-cor 夹层结构的应力场

采用有限元分析, 能够获得 X-cor 夹层结构应力场和应变场的可视化结果。图 5.12 为 X-cor 夹层结构在剪应变 $\gamma_{xz} = 0.006$ 作用下, 单胞模型在整体坐标系下的剪应力分布。

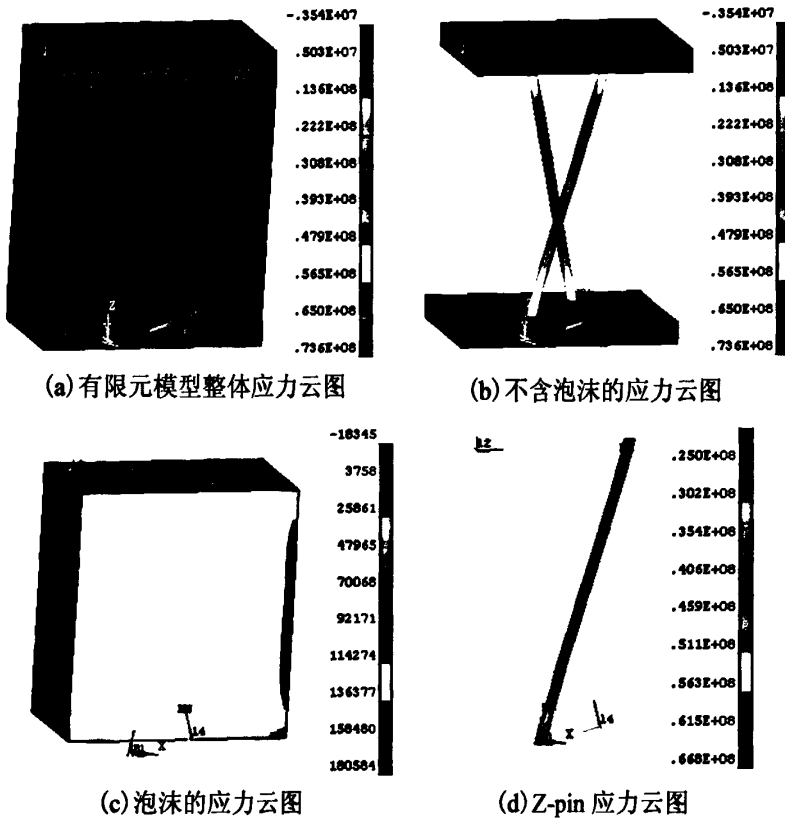


图 5.12 $\gamma_{xz} = 0.006$ 时 X-cor 夹层结构的应力云图

由图 5.12 可以看出, Z-pin 是 X-cor 夹层结构中的主要承载组分, 从应力数值上看, Z-pin 的最大剪应力是树脂区应力的 7.5 倍, 是泡沫应力的 371 倍。从图 5.12 (b) 可以看出, 模型中的应力极值出现在 Z-pin 与树脂区的界面处, 整个模型的薄弱环节是 Z-pin 与树脂区间的界面。在剪切载荷下, Z-pin 与树脂区的界面一面受拉一面受压。

利用蔡-胡失效判据的强度比方程计算了 Z-pin 上节点的强度比, 结果表明 Z-pin 节点的强度比范围是 2.7~7.1。强度比数值为 2.7 的节点位于 Z-pin 与树脂区的界面上, 而 Z-pin 中其它部位的强度比均大于 Z-pin 两端, 说明 Z-pin 端部由于强度比小而更容易失效。

5.3.1.2 剪切强度有限元分析流程

根据受力状况的不同, 在剪切载荷下, X-cor 夹层结构中的 Z-pin 可分为两类: 一类是受压 Z-pin, 另一类是受拉 Z-pin。这两类 Z-pin 的失效过程见图 5.13。

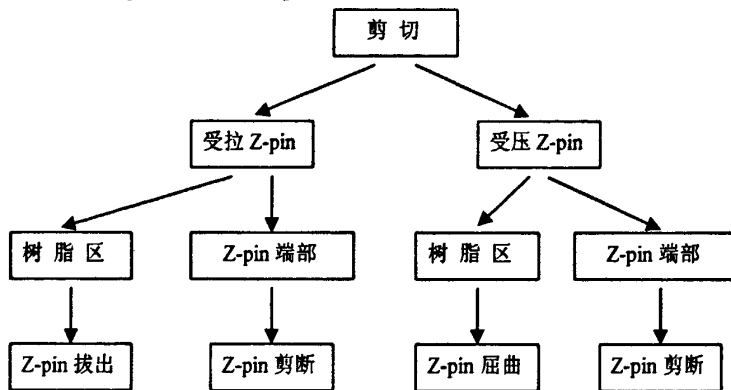


图 5.13 X-cor 夹层结构剪切失效过程

按照剪切载荷的方向将载荷分解, 受拉 Z-pin 和受压 Z-pin 均受到轴向力和横向力的作用。

(I) 对受拉 Z-pin, 其端部的树脂区是载荷首先到达的部位, 一旦树脂区发生失效, 受拉 Z-pin 将与面板失去连接, 从面板中拔出。受拉 Z-pin 的横向力学性能较弱, 如果其所受的横向应力超过其横向压缩强度, Z-pin 将被剪断。Z-pin 拔出和 Z-pin 被剪断现象出现的先后, 由这二者的作用应力和其应力极限的比值决定。(II) 对受压 Z-pin, 由于树脂区不能给受压 Z-pin 施加强约束, 因此树脂区首先发生破坏。由于约束的减弱, 受拉 Z-pin 出现有限转动。随剪切载荷的增加, 受压 Z-pin 受到的轴向力不断增加, 直至超过受压 Z-pin 的屈曲临界载荷, 受压 Z-pin 屈曲。另一种可能性是受压 Z-pin 受到的横向压力超过其横向强度, 受压 Z-pin 将从端部被齐根剪断。Z-pin 屈曲和剪断现象出现的先后, 则同样由这二者的作用应力和其应力极限的比值决定。

X-cor 夹层结构中, 主要的承载部分是 Z-pin, 泡沫的力学性能很弱。由于泡沫的弹性模量较低, 故其能够承受较大的变形。Z-pin 的植入在泡沫中形成很多不连续的孔洞, 这些孔洞是泡沫与 Z-pin 的接触部位, 易于在泡沫内部引发微裂纹, 成为外力破坏泡沫的起始点。随着载荷的增加, Z-pin 失效后, 载荷迅速分配到泡沫上, 这些微裂纹逐渐撕裂周围泡体的孔壁, 开始扩展。由于 Z-pin 的存在, 裂纹尖端在到达 Z-pin 部位时, 将撕裂 Z-pin 周围孔壁较薄的泡体, Z-pin 的存在对裂纹尖端的扩展起到了一定的阻挡作用, 并最终有可能改变裂纹的扩展方向。因此, Z-pin 的存在阻挡了裂纹的扩展, 并将裂纹限制在 Z-pin 之间的区域, 从而使 X-cor 夹层结构与

泡沫夹层结构相比有了不同的剪切断口形貌。

由以上分析可知,在剪切载荷下,树脂区首先失效,随后 Z-pin 被剪断、Z-pin 拔出面板及 Z-pin 屈曲多种失效模式并存,泡沫最后达到其强度极限而失效。X-cor 夹层结构的剪切失效过程比压缩失效过程更为复杂,存在多种失效模式并存的情况。

5.3.1.3 强度判据及材料刚度退化规则

本章采用失效判据、最终失效判据和刚度退化规则的组合研究失效判据和材料刚度退化在剪切强度分析时的有效性。对失效判据,由三种判据组成,其中两种针对 Z-pin,另外一种针对树脂区。针对 Z-pin 的失效判据,一种是最大应力失效判据,判据为:

$$\begin{aligned} |\sigma_1^e| &\leq X_c \\ |\sigma_2^e| &\leq Y_c \\ |\tau_{12}^e| &\leq S \end{aligned} \quad (5.8)$$

针对 Z-pin 的另一种失效判据是屈曲失效判据,形式与压缩强度分析中的屈曲判据相同,但此时的约束修正系数和地基系数要采用剪切载荷下计算得到的相应数值。针对树脂区的失效仍然采用 Von-Mises 判据。

最终失效判据指一旦随应变的增加,应力不再增加,应力下降,则认为 X-cor 夹层结构完全失效,终止分析。

将上述失效判据和材料刚度退化规则组合研究 X-cor 夹层结构的剪切强度,同时检验最大应力失效判据和屈曲失效判据的有效性,材料刚度性能退化规则如表 5.6 所示。

表 5.6 材料刚度退化规则

失效种类	材料刚度退化规则
Z-pin 被剪断	$E'_{xx} = 0.53 \cdot E_{xx}, E'_{yy} = 0.1 \cdot E_{yy}, E'_{zz} = 0.1 \cdot E_{zz}, G'_{xy} = 0.1 \cdot G_{xy},$ $G'_{xz} = 0.1 \cdot G_{xz}, G'_{yz} = 0.1 \cdot G_{yz}$
Z-pin 屈曲失效	$E'_{xx} = 0.22 \cdot E_{xx}$
树脂区失效	$E'_{xx} = 0.1 \cdot E_{xx}$

5.3.1.4 剪切载荷下的失效机理

下面利用有限元模型中失效单元的分布及扩展分析 X-cor 夹层结构的剪切失效机理。

X-cor 夹层结构剪切过程中,剪应变 $\gamma_{xz} = 0.008$ 时,泡沫上的最大应力未超过其许用强度 0.4MPa(见图 5.14),这说明此时泡沫并未失效,载荷主要由 Z-pin 承受。

剪切载荷通过面板经由树脂区传递给 Z-pin,载荷的增加使 Z-pin 端部的应力也增加,其端部的强度比变小,于是 Z-pin 端部与树脂区界面的部分单元将发生失效。这部分失效单元使面板与 Z-pin 的连接减弱,受拉 Z-pin 有拔出面板的趋势,而受压 Z-pin 端部有转动的趋势。失效

单元在 Z-pin 与树脂区的界面上大致沿着平行于纤维方向和垂直于纤维方向两个方向逐渐增多 (见图 5.15)。

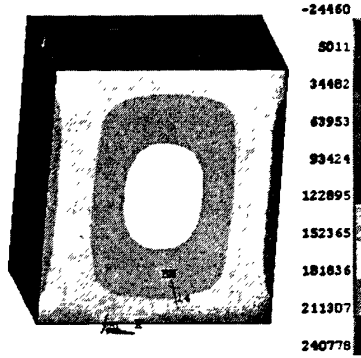


图 5.14 $\gamma_{xx} = 0.008$ 时泡沫的应力云图



(a) $\gamma_{xx} = 0.009$ 时 Z-pin 失效单元的分布 (b) $\gamma_{xx} = 0.009$ 时树脂区失效单元的分布

图 5.15 X-cor 夹层结构 Z-pin 与树脂区界面失效单元分布情况

Z-pin 与树脂区界面单元的失效, 使结构的整体力学性能有一定下降, 但由于发生刚度退化的界面单元较少, 所以整个复合材料的强度仍有增加的趋势, 只是 X-cor 夹层结构的剪切模量降低, 即载荷-位移曲线的斜率逐渐降低。随单元的失效, X-cor 夹层结构的应力重新分布。接着, Z-pin 受到的横向应力不断增大。(I)对受拉 Z-pin, 横向力的增大使其端部单元开始失效, Z-pin 有被剪断的趋势, 与此同时, 其与树脂区界面上的单元继续失效。受拉 Z-pin 的最终失效结果将由界面单元和端部单元的失效情况决定。假如界面单元全部彻底失效, 则 Z-pin 将由面板拔出; 假如端部单元受横向力全部彻底失效, 则 Z-pin 被齐根剪断。(II)对受压 Z-pin, 横向力的增大同样使其端部单元开始失效, Z-pin 有被剪断的趋势, 与此同时, 其与树脂区界面上的单元继续失效。受压 Z-pin 的最终失效结果也由界面单元和端部单元的失效情况决定。受拉 Z-pin 除了因横向力被齐根剪断外, 由于界面单元的失效, 受拉 Z-pin 将因轴向力增加发生屈曲。

对受拉 Z-pin 和受压 Z-pin, 端部失效单元均大致沿着 Z-pin 的径向逐渐增多(见图 5.16)。

因此, 当大量 Z-pin 拔出面板、被剪断和屈曲时, 载荷达到最大值。Z-pin 与面板间连接减弱后, 即界面单元出现失效之后, Z-pin 便在轴向力和横向力的共同作用下出现不同的失效情况。

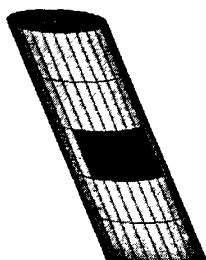


图 5.16 $\gamma_{xz} = 0.010$ Z-pin 受横向应力失效单元分布情况

综上所述, 在 Z-pin 与树脂区间界面单元失效之后, 并存的失效模式是 Z-pin 拔出面板、Z-pin 被剪断和 Z-pin 屈曲。试验中观察到的 X-cor 夹层结构剪切失效模式见图 5.17。

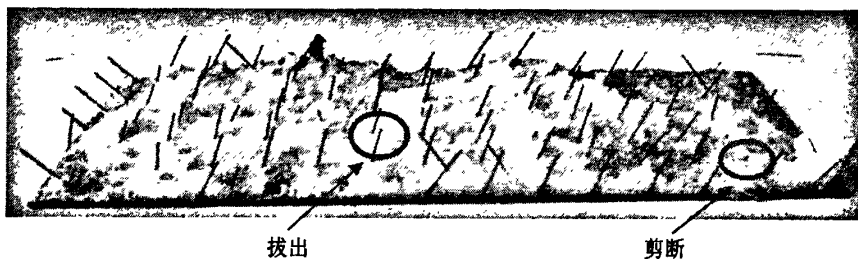


图 5.17 Z-pin 剪切失效模式试验照片

为分析剪切载荷下 ($\gamma_{xz} = 0.008$) Z-pin 拔出和 Z-pin 屈曲出现的顺序, 比较破坏前树脂区与 Z-pin(端部)的应力与其各自许用应力的比值, 列于表 5.7, 表中同时给出泡沫的相关比值, 其中坐标系与 Z-pin 局部坐标系一致, 此种破坏的顺序与载荷无关。

表 5.7 剪切载荷下树脂区、Z-pin 与泡沫上应力与其各自许用应力的比较

应力方向	应力比值形式	树脂区/%	Z-pin/%	泡沫/%
X	$\sigma_x/[\sigma_x]$	29.3	21.5	8.8
Y	$\sigma_y/[\sigma_y]$	31.4	10.1	5.8
Z	$\sigma_z/[\sigma_z]$	22.5	9.2	7.8
XY	$\tau_{xy}/[\tau_{xy}]$	58.1	19.4	7.5
YZ	$\tau_{yz}/[\tau_{yz}]$	46.9	4.2	4.5
XZ	$\tau_{xz}/[\tau_{xz}]$	49.4	19.7	6

由表可见, 随着载荷的增加, 树脂区首先发生破坏, 也即说明 Z-pin 拔出面板失效模式将先于 Z-pin 屈曲失效模式出现。上表同时说明, Z-pin 将先于泡沫破坏, 泡沫最后彻底破坏。

需要说明的是, 树脂区连接着 Z-pin 端部和面板, 影响着 Z-pin 端部的约束状况。Z-pin 端部只有和面板连接良好时, Z-pin 才能发挥增强作用, 使泡沫、面板与 Z-pin 成为整体式结构, 因此树脂区的作用很重要。Z-pin 的植入造成面板中纤维的弯曲, 这将对面板的面内力学性能带来一定的负面影响。纤维的弯曲造成其本身承载能力的降低, 尤其在其轴向承载时降低幅度较大。对于 X-cor 夹层结构的剪切性能, 由于加载方向平行于面板平面, 面板纤维不是主要承载

部分,因此纤维的弯曲对剪切性能基本没有影响。对于弯曲性能,承载过程中,面板受正应力,芯材受剪应力,载荷同样是面外载荷,因此纤维的弯曲也不会给弯曲性能带来很大影响。纤维弯曲对 X-cor 夹层结构承受面外载荷时所造成的影响,与结构本身的力学性能相比影响不大。但是,纤维的弯曲将会对 X-cor 夹层结构的侧压性能造成较大影响。侧压加载时, X-cor 夹层结构的性能由面板决定。面板受面内力,纤维的弯曲将加剧面板的屈曲失效,对侧压性能带来负面影响。

5.3.1.5 结构参数对剪切强度的影响

本部分给出其它参数不变的情况下, Z-pin 的植入角度、密度及直径对 X-cor 夹层结构剪切强度的影响,分别见图 5.18、5.19、5.20。

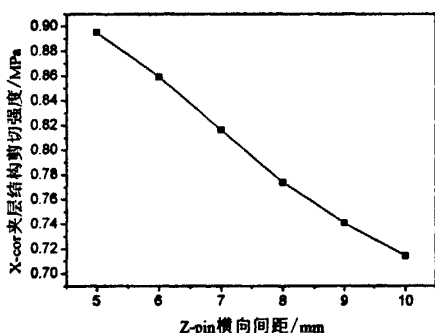


图 5.18 Z-pin 植入密度对 X-cor 夹层结构剪切强度的影响

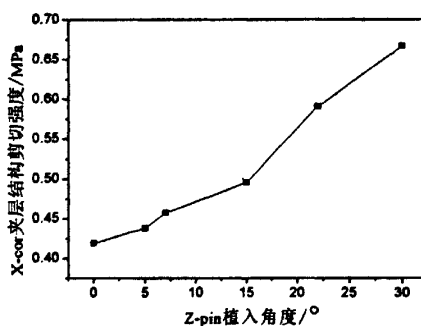


图 5.19 Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构剪切强度的影响

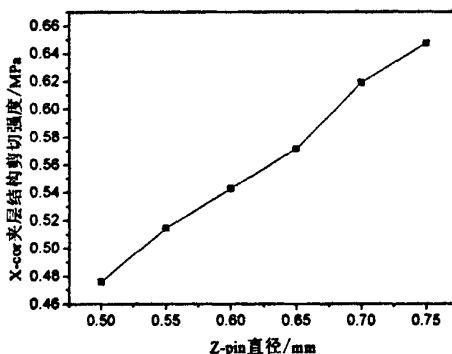


图 5.20 Z-pin 直径对 X-cor 夹层结构剪切强度影响

由图 5.18~5.20 可知, X-cor 夹层结构的剪切强度随植入角度、植入密度及 Z-pin 直径的增加而增加。

5.3.2 剪切强度的理论研究结果与试验结果对比分析

根据试验结果,与泡沫夹层结构相比,X-cor 夹层结构的剪切强度均有很大提高。同时,X-cor 夹层结构在剪切失效后所具有的残余强度也高于泡沫夹层结构,其原因是与面板脱开或从面板中拔出的 Z-pin 在泡沫中滑行会产生一定的阻力。在 X-cor 夹层结构剪切过程中,初始加载阶段,试样上观察不到宏观裂纹。随载荷的增加,少量 Z-pin 破坏,导致 X-cor 夹层结构的剪切模量逐渐降低。当载荷达到最大值,可听到密集的“噼啪”声,载荷迅速下降,这是由于某些存在缺陷或应力集中的 Z-pin 发生破坏,载荷迅速分担到其临近的 Z-pin 形成的连锁反应。与泡沫夹层结构相比,X-cor 夹层结构中的 Z-pin 在破坏中吸收了更多的能量,随 Z-pin 植入角度的增加,X-cor 夹层结构吸收的能量也越高,韧性越好(见图 5.21)。

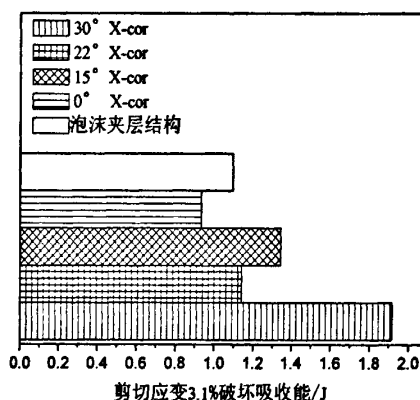
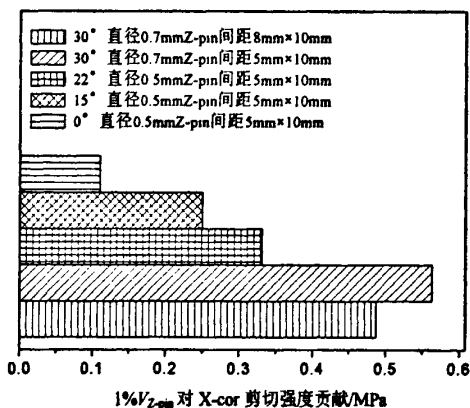


图 5.21 剪切载荷下 X-cor 夹层结构的能量吸收
(Z-pin 直径 0.5mm, 5mm×10mm)

结合试验现象,X-cor 夹层结构中处于受拉伸应力状态的 Z-pin 失效时多为从面板中拔出,受压缩应力状态的 Z-pin 破坏模式多为在面板附近剪断或发生屈曲。因此,受拉 Z-pin 从面板中拔出、受压 Z-pin 剪断、Z-pin 的弹性变形及破坏的 Z-pin 在泡沫中的滑行都可以吸收大量能量,从而提高 X-cor 夹层结构的韧性。Z-pin 对纵向剪切强度的贡献率见图 5.22。



5.22 Z-pin 对 X-cor 夹层结构纵向剪切强度的贡献率

在 X-cor 夹层结构达到其极限承载能力之后, 泡沫中观察到宏观裂纹, 裂纹的位置在其与 Z-pin 交接部位附近(见图 5.23), 泡沫最后破坏。

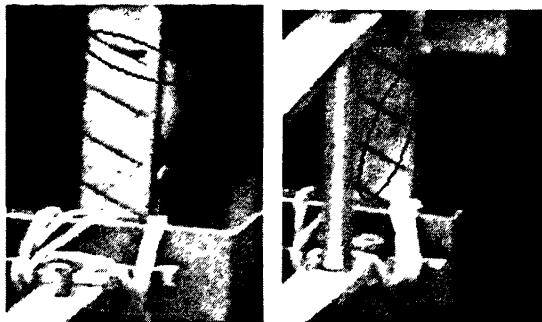


图 5.23 X-cor 夹层结构的剪切破坏裂纹

表 5.8 列出了 CF-CF 型 X-cor 夹层结构剪切强度的有限元预测值和试验值的比较。

表 5.8 剪切强度的有限元预测结果与试验值的比较

X-cor 种类	间距/mm	直径/mm	角度/ $^{\circ}$	试验值/MPa	有限元/MPa	误差/%
CF-CF	5×10	0.7	30	0.81	0.87	7.4
CF-CF	8×10	0.7	30	0.67	0.60	-10.4
CF-CF	5×10	0.5	22	0.55	0.59	7.3
CF-CF	5×10	0.5	15	0.51	0.49	-3.9

由表 5.8 可知, 有限元分析结果与试验值吻合较好, 证明了失效判据和材料刚度退化规则的有效性。当 Z-pin 的直径和植入角度相同时, 随 Z-pin 植入密度的增加, X-cor 夹层结构的剪切强度增加; 当 Z-pin 的直径和植入密度相同时, 随 Z-pin 植入角度的增加, 其剪切强度增加; 当 Z-pin 的植入角度和植入密度相同时, 随直径的增大, 其剪切强度增大。

5.4 本章小结

关于 X-cor 夹层结构的剪切模量, 一种是解析方法, 引入修正系数, 对均匀化剪切模量的计算模型进行修正, 修正系数值为 0.39, 修正后的计算值与试验值误差范围是-10.0%~10.3%。另一种是数值方法, 利用有限元分析软件 ANSYS 对剪切模量进行分析计算, 计算值与试验值误差范围是-5.5%~13.2%, 并分析了 Z-pin 的植入角度、密度及直径对剪切模量的影响。通过均匀化方法和有限元分析结果与试验值的比较, 发现两种方法的计算结果与试验值吻合。

结构参数对 X-cor 夹层结构剪切模量的影响趋势为: 在植入角度 0° ~ 30° 范围内, 30° 的 Z-pin 对剪切模量的增强效率最高, 以 Z-pin 体积分数 1% 为例, 相对泡沫夹层结构, X-cor 夹层结构的纵向剪切模量提高了 11.8 倍。X-cor 夹层结构的剪切模量随植入角度、密度和 Z-pin 直径的增大而增加。与泡沫夹层结构相比, X-cor 夹层结构剪切模量的测试值提高了 2.6~13.6 倍。

关于 X-cor 夹层结构的剪切强度, 利用有限元分析, 通过最大应力失效判据、屈曲失效判据、Von-Mises 失效判据和材料刚度退化规则的组合, 分析 X-cor 夹层结构的剪切强度。根据本

章提出的规则, 采用有限元模型中发生刚度退化的单元及其分布模拟失效的类型及扩展途径, 说明 X-cor 夹层结构的剪切失效机理。有限元研究表明: 剪切过程中, 树脂区首先失效, 然后是 Z-pin 拔出面板、Z-pin 被剪断及 Z-pin 屈曲多重失效模式并存。通过有限元分析结果与试验值的比较, 发现数值吻合较好, 计算误差范围是-10.4%~7.4%, 说明失效判据和刚度退化规则的合理性。

结构参数对 X-cor 夹层结构剪切强度的影响趋势为: 在植入角度 0° ~ 30° 范围内, 30° 的 Z-pin 对剪切强度的增强效率最高, 以 Z-pin 体积分数 1% 为例, X-cor 夹层结构的纵向剪切强度提高了 1.7 倍; 随植入角度的增大, Z-pin 对剪切强度的增强效果增强。X-cor 夹层结构的剪切强度, 随 Z-pin 植入密度和直径的增大而增加。与泡沫夹层结构相比, X-cor 夹层结构的剪切强度的测试值提高了 1.3~2.0 倍。

在相同的植入角度下, 提高 Z-pin 的植入密度与增大 Z-pin 的直径对 X-cor 夹层结构剪切性能的增强作用近似等效。纵向 Z-pin 对横向剪切模量和强度的增强作用相对纵向可以忽略。在对 X-cor 夹层结构多个方向剪切性能均有较高的要求时, 须在所有对剪切性能有要求的方向植入 Z-pin, 在优先考虑剪切模量与密度的情况下, 应选择 45° 的 Z-pin 植入角度。

第六章 X-cor 夹层结构的拉伸性能研究

6.1 引言

本章的研究内容是 X-cor 夹层结构的拉伸性能, 主要是拉伸模量和强度。首先研究拉伸模量, 利用有限元数值分析, 对 X-cor 夹层结构的拉伸模量进行预测。其次研究拉伸强度, 同样采用数值方法, 获得拉伸载荷下 X-cor 夹层结构的应力场, 并对其拉伸强度进行分析预测。再次, 在拉伸强度的分析过程中, 提出了适合于 X-cor 夹层结构拉伸失效机理分析的失效判据和材料刚度退化规则, 明确其失效过程和模式。最后, 通过试验测试了 X-cor 夹层结构的拉伸性能, 并对比有限元数值分析结果和测试结果, 说明分析方法的可行性。由于 Z-pin 对 X-cor 夹层结构拉伸性能的影响主要体现在面外方向, 因而此处暂未研究其对面内性能的影响。

6.2 拉伸模量的分析

6.2.1 有限元模型

6.2.1.1 求解拉伸模量的边界条件

有限元模型拉伸变形示意图见图 6.1, 采用位移加载方式, 求解 z 向(厚度方向)的拉伸模量。

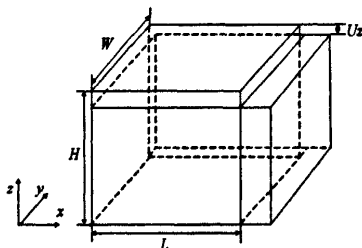


图 6.1 有限元模型拉伸变形示意图

在 $z = H$ 的面上施加一非零位移载荷 $U_z = \varepsilon_z \cdot H$ 模拟一致性应变, 施加应变为 1%, 同时在 $z = 0$ 的底面上约束 z 向位移。根据有限元模型的周期性特点及防止模型发生扭转, 在 $y = 0$ 的面上约束其 y 向位移, 在 $x = 0$ 的面上约束其 x 向位移, 其余各面自由变形。

6.2.1.2 拉伸模量的计算

X-cor 夹层结构拉伸模量的计算方法与压缩模量计算方法相同, 为:

$$E_t = \frac{P}{L \cdot W \cdot \varepsilon_z} = \frac{P \cdot H}{L \cdot W \cdot U_z} \quad (6.1)$$

6.2.1.3 结构参数对拉伸模量的影响

针对 X-cor 夹层结构拉伸模量的研究, 通过有限元分析, 与压缩模量结果相似, 简述如下。

在 Z-pin 的植入角度范围 $0^{\circ}\sim 30^{\circ}$ 内, 其它参数不变, X-cor 夹层结构的拉伸模量随植入角度的增加而减小, 且拉伸模量下降较快, 0° 时拉伸模量最大。

在 Z-pin 直径范围 $0.5\text{mm}\sim 0.7\text{mm}$ 内, 其它参数不变, 随直径的增加, X-cor 夹层结构的拉伸模量增加。在 Z-pin 植入密度范围 $1\text{Z-pin}/\text{cm}^2\sim 4\text{Z-pin}/\text{cm}^2$ 内, 随植入密度的增加, X-cor 夹层结构的拉伸模量增加。

6.2.2 拉伸模量的测试

6.2.2.1 试验方案及过程

X-cor 夹层结构拉伸性能的测试参照 GB 1452-87《非金属夹层结构平拉强度试验方法》^[122] 进行。我们设计制作了以下规格的试样及一组泡沫夹层结构试样作为对比, 相关信息列于表 6.1。

表 6.1 X-cor 夹层结构拉伸试样规格

X-cor 种类	植入角度/ $^{\circ}$	Z-pin 直径/mm	Z-pin 间距/mm	Z-pin 体积分数/%	试样密度/ kg/m^3
GF-GF	22	0.7	5×10	0.78	47.4
GF-GF	30	0.7	5×10	0.76	48.5
GF-GF	15	0.7	5×10	0.72	46.3
GF-GF	0	0.7	5×10	0.76	45.5
GF-GF	22	0.7	5×5	1.30	60.9
GF-GF	15	0.5	5×5	0.66	43.9
CF-GF	22	0.5	5×10	0.39	39.1
CF-GF	22	0.5	5×5	0.70	46.2
泡沫夹层结构					32

X-cor 夹层结构拉伸试验装置见图 6.2。

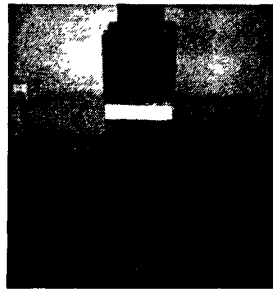


图 6.2 X-cor 夹层结构平面拉伸试验装置

6.2.2.2 拉伸模量测试结果及分析

X-cor 夹层结构拉伸模量的测试结果列于表 6.2。

表 6.2 X-cor 夹层结构拉伸性能试验结果

X-cor 种类	植入角度 $^{\circ}$	直径/mm	Z-pin 间距/mm	体积分数/%	拉伸模量/MPa	离散系数/%
GF-GF	22	0.7	5×10	0.78	77.4	3
GF-GF	30	0.7	5×10	0.76	76.8	4
GF-GF	15	0.7	5×10	0.72	79.9	3
GF-GF	0	0.7	5×10	0.76	80.2	3
GF-GF	22	0.7	5×5	1.30	96.0	5
GF-GF	15	0.5	5×5	0.66	75.6	9
CF-GF	22	0.5	5×10	0.39	68.5	13
CF-GF	22	0.5	5×5	0.70	97.5	3
泡沫夹层结构					36.4	6

图 6.3、6.4 分别为 Z-pin 的植入角度和直径对 X-cor 夹层结构拉伸模量的影响。

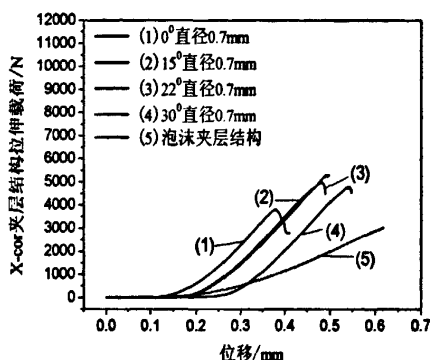


图 6.3 Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构拉伸模量的影响

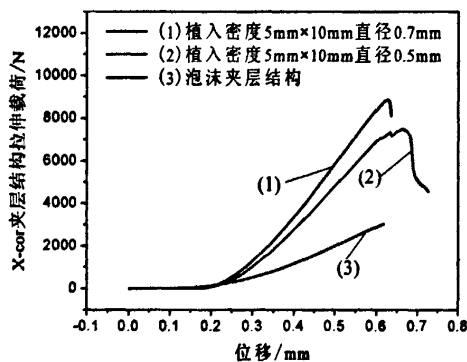


图 6.4 Z-pin 直径对 X-cor 夹层结构拉伸模量的影响

6.2.3 拉伸模量的有限元分析结果与试验数据对比

X-cor 夹层结构拉伸模量有限元分析与测试结果的比较列于表 6.3。

表 6.3 拉伸模量理论计算与测试结果的对比

X-cor 种类	间距/mm	直径/mm	角度 $^{\circ}$	试验值/MPa	有限元/MPa	误差/%
GF-GF	5×10	0.7	22	77.4	82.2	6.2
GF-GF	5×10	0.7	30	76.8	78.9	2.7
GF-GF	5×10	0.7	15	79.9	83.4	4.4
GF-GF	5×10	0.7	0	80.2	87.0	8.5
GF-GF	5×5	0.7	22	96.0	89.6	-6.7
GF-GF	5×5	0.5	15	75.6	78.2	3.4
CF-GF	5×10	0.5	22	68.5	73.6	7.4
CF-GF	5×5	0.5	22	97.5	91.6	-6.1

由表 6.3 可见，有限元分析结果试验值比较接近，在 Z-pin 的材料发生改变时仍能达到较小

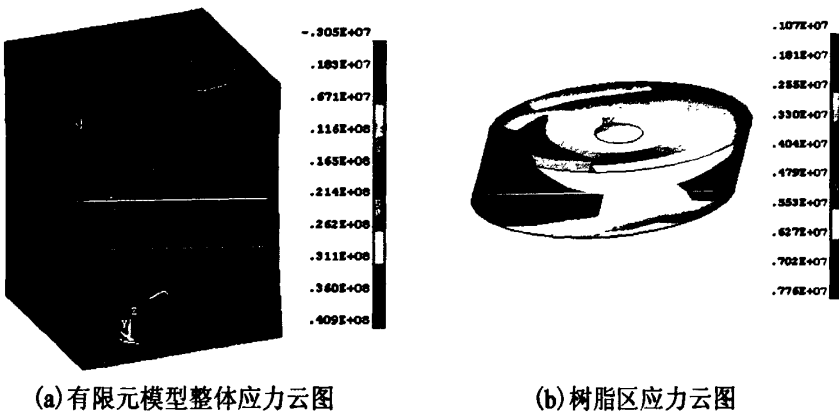
的误差值。因此，有限元模型可在一定范围内对 X-cor 夹层结构的拉伸模量进行分析预测。分析表中数据可知，玻璃纤维 Z-pin 植入间距 $5\text{mm}\times 10\text{mm}$ ，直径 0.7mm ，角度 22° 的 X-cor 夹层结构的拉伸模量大于碳纤维 Z-pin 植入间距 $5\text{mm}\times 10\text{mm}$ ，直径 0.5mm ，角度 22° 的 X-cor 夹层结构的拉伸模量，尽管此处碳纤维性能较强，但在较大植入角度下，Z-pin 对拉伸模量的增强有限，大直径 Z-pin 更占优势。玻璃纤维 Z-pin 植入间距 $5\text{mm}\times 5\text{mm}$ ，直径 0.7mm ，角度 22° 的 X-cor 夹层结构的拉伸模量大于玻璃纤维 Z-pin 植入间距 $5\text{mm}\times 5\text{mm}$ ，直径 0.5mm ，角度 15° 的 X-cor 夹层结构的拉伸模量，分析可知，植入角度减小，拉伸模量增加，但是直径减小，则使拉伸模量减小，两种因素共同作用，结果使拉伸模量减小，说明同样植入密度下，直径的改变对拉伸模量的影响更大。玻璃纤维 Z-pin 植入间距 $5\text{mm}\times 5\text{mm}$ ，直径 0.5mm ，角度 15° 的 X-cor 夹层结构的拉伸模量小于碳纤维 Z-pin 植入间距 $5\text{mm}\times 5\text{mm}$ ，直径 0.5mm ，角度 22° 的 X-cor 夹层结构的拉伸模量，尽管此处玻璃纤维 Z-pin 的植入角度较小，但碳纤维 Z-pin 的高模量优势在植入密度增大的情况下得以体现，因此碳纤维 Z-pin 增强泡沫夹层结构的拉伸模量反而较高。

6.3 拉伸强度的研究

6.3.1 拉伸强度的有限元分析

6.3.1.1 X-cor 夹层结构的应力场

图 6.5 为 X-cor 夹层结构承受拉伸载荷，拉应变 $\varepsilon_z = 0.005$ ，单胞在整体坐标系下的应力场。由图 6.5 可知，Z-pin 是 X-cor 夹层结构中的主要承载组分，Z-pin 的最大拉应力是树脂区中应力的 532.2 倍，泡沫应力的 3933.3 倍，模型中的应力极值出现在 Z-pin 与树脂区的界面。利用蔡-胡失效判据的强度比方程计算了 Z-pin 的强度比，结果表明 Z-pin 上的强度比范围是 5.9~8.6。Z-pin 与树脂区界面的强度比数值最小，说明 Z-pin 端部由于强度比小而更容易失效。



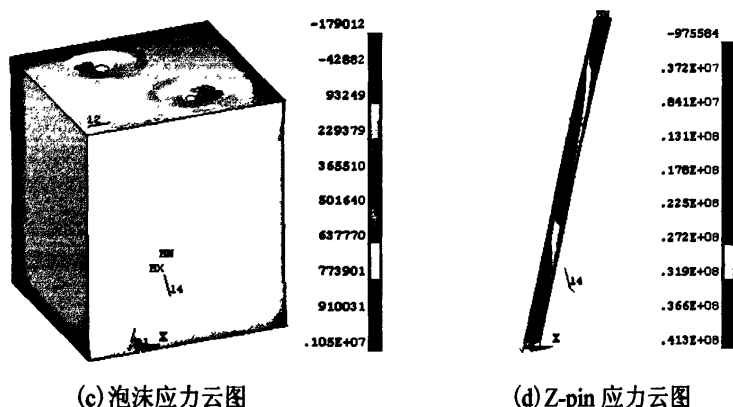


图 6.5 $\varepsilon_z = 0.005$ 时 X-cor 夹层结构的应力云图

6.3.1.2 拉伸强度有限元分析流程

在拉伸载荷下, X-cor 夹层结构的整体性由树脂区与 Z-pin 间的连接保证。树脂区上同时作用着正应力和剪应力。一旦应力数值达到树脂区的许用强度, 则树脂区单元开始失效。失效后的树脂区不能连接 Z-pin 与面板, Z-pin 失去端部约束, 接着就是 Z-pin 拔出面板。因此, 尽管拉伸载荷下, 观察到的是 Z-pin 的拔出面板现象, 但其本质是树脂区的首先失效。

6.3.1.3 强度判据及材料刚度退化规则

本章采用失效判据、最终失效判据和刚度退化判据的组合研究失效和材料刚度退化规则在拉伸强度分析时的有效性。

拉伸载荷下主要是 Z-pin 与树脂区间的界面失效, 因此对树脂区仍采用 Von-Mises 判据。

最终失效判据指随应变的增加, 一旦应力不再增加, 应力反而下降, 则认为 X-cor 夹层结构完全失效, 终止分析。

Z-pin 与树脂区的界面单元失效, 失效单元的刚度退化规则是: $E'_{xx} = 0.056 \cdot E_{xx}$ 。

将上述失效判据和材料刚度退化规则结合研究 X-cor 夹层结构的拉伸强度。

6.3.1.4 拉伸载荷下的失效机理

在 X-cor 夹层结构拉伸过程中, 随载荷增加, Z-pin 与树脂区界面上的应力越来越大, 载荷呈线性增长。当载荷增大至超过树脂区的应力极限, 树脂区单元将发生失效, 使 Z-pin 与面板间的连接减弱。但由于失效单元的数量较少, 所以尽管 X-cor 夹层结构的拉伸模量有所下降, 拉伸强度仍在增加。

随载荷的继续增加, 树脂区的失效单元增多, 并最终导致 Z-pin 与面板的连接断开, Z-pin 拔出面板, X-cor 夹层结构达到其极限强度。树脂区失效单元大致沿着平行于 Z-pin 轴向和垂直

于 Z-pin 轴向两个方向扩展。因此, X-cor 夹层结构的拉伸失效模式是 Z-pin 拔出面板。

Z-pin 拔出过程中, 由于受到树脂区和泡沫的摩擦阻力, 因而 X-cor 夹层结构失效后的残余强度仍然高于泡沫夹层结构。试验中观察到的 X-cor 夹层结构拉伸失效模式见图 6.6。由图可见, X-cor 夹层结构中的 Z-pin 未发生断裂, 只是 Z-pin 的端部与面板分离, 证明 X-cor 夹层结构的拉伸强度取决于 Z-pin 与面板的结合强度, 而不由 Z-pin 的强度控制。图 6.7 为 Z-pin 拔出面板后, 剩下泡沫独自承载, 泡沫上裂纹的的试验照片。

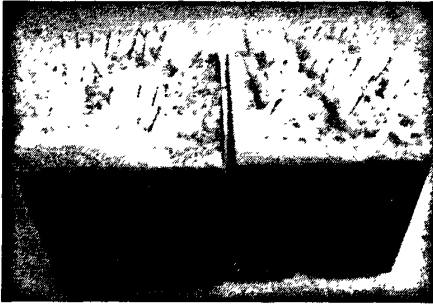


图 6.6 Z-pin 拉伸失效模式试验照片

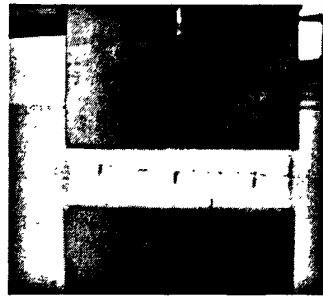


图 6.7 泡沫表面拉伸裂纹的试验照片

6.3.1.5 结构参数对拉伸强度的影响

本部分研究了 Z-pin 的植入角度、直径及植入密度对 X-cor 夹层结构拉伸强度的影响。

与结构参数对 X-cor 夹层结构压缩强度的影响规律一样, 拉伸强度随 Z-pin 直径和植入密度的增加而增加。

Z-pin 植入角度对拉伸强度的影响却与对压缩强度的影响不完全相同。Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构拉伸强度的影响规律是在 $0^{\circ}\sim 18^{\circ}$ 范围内, 随植入角度的增加拉伸强度增加; 在 $18^{\circ}\sim 30^{\circ}$ 范围内, 随植入角度的增加拉伸强度减小。利用 X-cor 夹层结构的有限元单胞模型, 在同样的拉伸载荷下, 分别获得在不同 Z-pin 植入角度下结构的应力场, 提取 Z-pin 端部树脂区的应力数值。结果发现, 随 Z-pin 植入角度的增加, 树脂区的应力数值出现了先减小后增加的趋势, 并且在 Z-pin 植入角度 18° 左右达到最小值, 这解释了在 $0^{\circ}\sim 30^{\circ}$ 范围内拉伸强度随 Z-pin 植入角度先增加后减小的原因(如图 6.8 所示)。

进一步分析 X-cor 夹层结构的拉伸强度与 Z-pin 植入角度间的关系, 之所以出现这样的规律, 是由于控制树脂区单元失效的应力在 18° 左右有所不同。X-cor 夹层结构中 Z-pin 的受力状态如图 6.9 所示。Z-pin 上的拉伸载荷 F 可以分解为轴向力 F_1 和横向力 F_2 。 F_1 使 Z-pin 有脱离面板的趋势, F_2 使 Z-pin 有转动的趋势。当 Z-pin 植入角度为 0° 时, Z-pin 只受 F_1 的作用。随植入角度的增加, F_1 逐渐减小, 而 F_2 逐渐增加。当植入角度小时, F_1 超过树脂区的应力极限, F_2 未达到使 Z-pin 在面板中转动的临界值, 试样的失效模式主要是 F_1 控制下的 Z-pin 与面板脱开; 随植入角度的增加, F_2 产生的转矩达到 Z-pin 在面板中转动的临界值, Z-pin 端

部的树脂区失效, Z-pin 在较小的 F_1 作用下即可与面板脱开, 导致 X-cor 夹层结构的失效, 试样的失效模式主要是 F_2 控制下的 Z-pin 与面板脱开。因此, 随 Z-pin 植入角度的增加, 树脂区的失效控制应力由 F_1 过渡到 F_2 , 分界线即是植入角度 18° , 即植入角度小于 18° , 由 F_1 控制失效; 植入角度大于 18° , 由 F_2 控制失效。

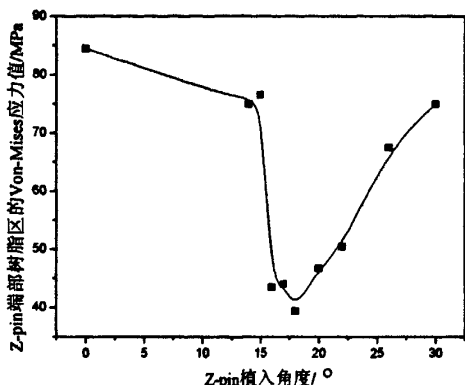


图 6.8 Z-pin 植入角度对其端部树脂区应力的影响

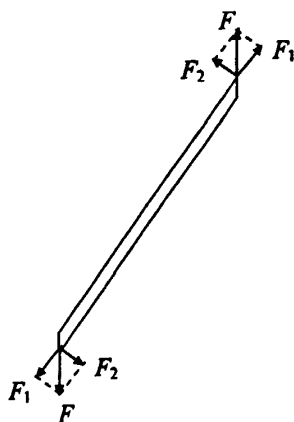


图 6.9 Z-pin 在拉伸载荷下的受力状态

6.3.2 拉伸强度的有限元研究与试验结果对比分析

X-cor 夹层结构拉伸强度的有限元分析与试验结果的比较列于表 6.4。

表 6.4 拉伸强度的有限元预测结果与试验值的比较

X-cor 种类	间距/mm	直径/mm	角度/°	试验值/MPa	有限元/MPa	误差/%
GF-GF	5×10	0.7	22	1.46	1.29	-11.6
GF-GF	5×10	0.7	15	1.53	1.62	5.9
GF-GF	5×10	0.7	0	1.13	1.24	9.7
GF-GF	5×5	0.7	22	2.31	2.09	-9.1

由表 6.4 中试验数据可见, Z-pin 植入角度 15° 的 X-cor 夹层结构的拉伸强度大于植入角度 0° 和 22° 的 X-cor 夹层结构的拉伸强度, 这证明了上述关于拉伸强度随植入角度的增加而先增加后减小的论述。有限元分析结果与试验值吻合较好, 证明了失效判据和材料刚度退化规则的有效性。当 Z-pin 的直径和植入角度相同时, 随 Z-pin 植入密度的增加, X-cor 夹层结构的拉伸强度增加; 当 Z-pin 的直径和植入密度相同时, 随 Z-pin 植入角度的增加, X-cor 夹层结构的拉伸强度先增加后减小; 当 Z-pin 的植入角度和植入密度相同时, 随直径的增大, X-cor 夹层结构的拉伸强度增大。

6.4 本章小结

针对 X-cor 夹层结构的拉伸模量和强度, 本章采用有限元数值方法进行了分析计算。

关于 X-cor 夹层结构的拉伸模量, 利用有限元分析软件 ANSYS, 对其拉伸模量进行分析计算, 计算值与试验值误差范围是-6.7%~8.5%, 表明计算结果与试验值吻合较好。

结构参数对 X-cor 夹层结构拉伸模量的影响规律为: 在植入角度 0° ~ 30° 范围内, 0° Z-pin 对拉伸模量的增强效率最高, 随 Z-pin 植入角度的增大, Z-pin 对拉伸模量的增强效果减弱; 拉伸模量随 Z-pin 植入密度的增大而增加, 随 Z-pin 直径的增大而增加。与泡沫夹层结构相比, X-cor 夹层结构拉伸模量的测试值提高了 2.1~3.1 倍。

关于 X-cor 夹层结构的拉伸强度, 通过 Von-Mises 失效判据和材料刚度退化规则的组合, 对拉伸强度进行了有限元分析。有限元研究表明: 拉伸过程中, 首先失效的是 Z-pin 与树脂区间的界面, 失效模式是 Z-pin 拔出面板。通过有限元分析结果与试验值的比较, 发现数值吻合较好, 计算误差范围是-11.6%~9.7%, 说明失效判据和刚度退化规则选择的合理性。

结构参数对 X-cor 夹层结构拉伸强度的影响规律为: 就测试结果来看, 在植入角度 0° ~ 30° 范围内, 15° Z-pin 对拉伸强度的增强效率最高, 随 Z-pin 植入角度的增大, Z-pin 对拉伸强度的增强先增加后减小; 拉伸强度随 Z-pin 植入密度的增大而增加, 随 Z-pin 直径的增大而增加。与泡沫夹层结构相比, X-cor 夹层结构拉伸强度的测试值提高了 1.6~2.3 倍。

关于 Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构拉伸强度的影响, 论述了拉伸强度随植入角度先增加后减小的原因, 说明了 X-cor 夹层结构拉伸强度控制应力随植入角度的变化。因此, 当要求 X-cor 夹层结构的拉伸模量较高时, 应选择较小植入角度; 当要求 X-cor 夹层结构的拉伸强度较高时, Z-pin 植入角度应在 18° 左右选择。对 X-cor 夹层结构的拉伸性能设计, 需要综合拉伸模量和强度的要求, 选择合适的 Z-pin 植入角度。

第七章 总结与展望

7.1 本文工作总结

本文对 X-cor 夹层结构, 从制备和力学性能方面进行了理论分析和试验研究, 所得结果为其力学性能的分析、设计应用提供了理论基础和技术保障。

(1) X-cor 夹层结构的制备工艺分析 制备工艺表明: Z-pin 的拉挤温度、X-cor 夹层结构的固化压力及温度均对试样质量有较大影响。Z-pin 拉挤温度根据环氧树脂的固化特性确定, X-cor 夹层结构的固化压力和温度根据面板树脂和泡沫性能选择, 保证树脂固化和泡沫完好无损。

(2) X-cor 夹层结构的细观结构研究 基于显微镜照片的观察, Z-pin 端部存在一椭圆形树脂区, 且树脂区的纤维偏离角度、长轴长度、短轴长度均与 Z-pin 直径呈线性关系。X-cor 夹层结构的单胞模型由 Z-pin、树脂区、面板和泡沫四部分组成, 以此为基础建立其几何分析模型。

(3) X-cor 夹层结构的刚度性能分析 基于 X-cor 夹层结构的单胞模型, 引入修正系数, 改进其压缩和剪切模量的计算模型。压缩和剪切模量的修正系数分别是 0.3 和 0.39。

以 X-cor 夹层结构几何模型为基础, 利用有限元分析软件 ANSYS, 编制 X-cor 夹层结构的分析程序, 为各向异性材料增强夹层结构的刚度、强度及失效机理的数值分析提供有效方法。

应用修正的计算模型和有限元模型对 X-cor 夹层结构的弹性性能进行计算, 得到结构参数对其压缩和拉伸模量的影响规律: 在 Z-pin 植入角度 $0^{\circ}\sim 30^{\circ}$ 范围内, 随植入角度的增大, 压缩和拉伸模量均减小; 随 Z-pin 植入密度的增大, 压缩和拉伸模量均增加; 随 Z-pin 直径的增大, 压缩和拉伸模量均增加。结构参数对 X-cor 夹层结构剪切模量的影响规律: 随 Z-pin 植入角度、植入密度、直径的增大, 剪切模量均增加。因此可通过改变 Z-pin 的植入角度、密度及直径获得所需要的弹性性能, 满足工程应用需要。

比较理论分析结果和试验数值, 计算所得结果与试验值吻合, 证明本文所修正的计算模型可用于 X-cor 夹层结构弹性性能的计算, 引入的修正系数合理; 有限元分析模型能反映 X-cor 夹层结构真实的本构关系。

(4) X-cor 夹层结构的强度性能分析 基于弹性稳定理论, 采用文克尔地基模型, 引入 Z-pin 端部约束修正系数, 考虑制备工艺中残余应力的影响, 修正已有压缩强度计算模型。针对约束修正系数的研究, 得到不同 Z-pin 植入角度、密度和直径条件下的约束修正系数, 并推得约束修正系数与 Z-pin 植入角度呈线性关系。研究表明: 制备工艺中残余应力的存在, 将使 X-cor 夹层结构的压缩强度增加。

分析压缩强度, 利用蔡-胡失效判据、屈曲失效判据和 Von-Mises 失效判据分别对 Z-pin 和树脂区进行失效判定; 分析剪切强度, 利用最大应力失效判据、屈曲失效判据和 Von-Mises 失

效判据分别对 Z-pin 和树脂区进行失效判定;分析拉伸强度,采用 Von-Mises 失效判据对树脂区进行失效判定。三种加载方式下,单元材料性能的退化速度都不应太快。

结构参数对 X-cor 夹层结构强度的影响规律为:在 Z-pin 植入角度 $0^{\circ}\sim 30^{\circ}$ 范围内,压缩强度随植入角度的增大而减小,随 Z-pin 植入密度、直径的增大而增加;剪切强度随 Z-pin 植入角度、植入密度、直径的增大均增加;拉伸强度随 Z-pin 植入角度的增大而先增加后减小,随 Z-pin 植入密度和直径的增大而均增加。

关于 Z-pin 植入角度对 X-cor 夹层结构拉伸强度的影响,论述了拉伸强度随植入角度先增加后减小的原因,说明了拉伸强度控制应力随植入角度的变化。因此,Z-pin 植入角度在 18° 左右时,拉伸强度较高。

理论计算结果与试验数值相吻合,充分证明理论模型的修正和有限元分析方法的合理性。

(5) X-cor 夹层结构的失效机理分析 根据失效判据和材料刚度退化规则,采用有限元模型中发生刚度退化的单元及其分布模拟结构失效过程和扩展路径,进而研究 X-cor 夹层结构在不同载荷下的失效机理。有限元分析表明:在压缩过程中,树脂区首先失效,然后是 Z-pin,主要的失效模式是 Z-pin 屈曲;在剪切过程中,树脂区首先失效,然后是 Z-pin 拔出面板、Z-pin 被剪断及 Z-pin 屈曲多重失效模式并存;在拉伸过程中,Z-pin 与树脂区间的界面首先失效,失效模式是 Z-pin 拔出面板。

有限元分析与试验现象吻合,进一步证明 X-cor 夹层结构失效机理分析的有效性。

7.2 后续工作展望

在本文研究的基础上,今后可在以下方面开展工作,丰富拓展 X-cor 夹层结构的理论基础,为其在航空航天等高科技领域的广泛应用提供试验数据和技术支撑。

(1) 进一步深入开展拉挤工艺对 Z-pin 质量影响的研究及 X-cor 夹层结构固化工艺对结构性能影响的研究。

(2) 完善 X-cor 夹层结构的有限元分析程序,使之能完成结构在弯曲、热、疲劳、冲击及振动载荷作用下的分析。

(3) 建立新的模型,进一步研究泡沫和 Z-pin 的相互作用对 X-cor 夹层结构力学性能的影响,并利用溶剂除去泡沫,获得以 Z-pin 为芯材的 X-cor 夹层结构的试验数据用于模型验证。

(4) X-cor 夹层结构的变刚度力学行为研究以及曲面 X-cor 夹层结构的制造。

(5) 开展 X-cor 夹层结构的透波性能研究,为其在功能材料方面的应用奠定基础。

参考文献

- [1] 陈绍杰. 先进复合材料的近期发展趋势. 材料工程, 2004, (9): 9~13.
- [2] Mair R I. Advanced composite structures research in Australia. *Composite Structures*, 2002, 57:3~10.
- [3] 何东晓. 先进复合材料在航空航天的应用综述. 高科技纤维与应用, 2006, 31(2): 9~11.
- [4] Huybrechts S M, Meink T E, Wegner P M, et al. Manufacturing theory for advanced grid stiffened structures. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2002, 33(2): 155~161.
- [5] 杜善义. 先进复合材料与航空航天. 复合材料学报, 2007, 24(1): 1~12.
- [6] 陈绍杰. 先进复合材料的现状和趋势. 高科技纤维与应用, 2001, 26(6): 1~5.
- [7] 杜善义, 关志东. 我国大型客机先进复合材料技术应对策略思考. 复合材料学报, 2008, 25(1): 1~10.
- [8] 陈祥宝. 先进树脂基复合材料研究进展. 航空工程与维修, 2001, (3): 14~16.
- [9] 李顺林, 王兴业. 复合材料结构设计基础. 武汉: 武汉理工大学出版社, 1993: 120~121.
- [10] 李河清, 赵景丽, 张元明. 等固化压力对夹层结构力学性能的影响. 工程塑料应用, 2002, 30(6): 16~18.
- [11] 李勇. 直九机用 Nomex 蜂窝研究. 航空材料学报, 1996, 16(1): 47~54.
- [12] 林芸. 复合材料的发展及应用研究. 贵州金筑大学学报, 2003, 51(3): 105~108.
- [13] 刘琳, 戴光宇, 李文峰. 航空航天用高性能热固性树脂基体应用及研究进展. 中国塑料, 2008, 22(4): 9~12.
- [14] 姚骏. 蜂窝夹层结构承力筒在 FY-3 卫星上的应用. 上海航天, 2004, (1): 52~61.
- [15] 赵景丽. 蜂窝夹层结构复合材料的性能研究, [硕士学位论文]. 西安: 西北工业大学, 2002.
- [16] 黄涛. 缝纫泡沫夹层复合材料力学性能研究, [硕士学位论文]. 西安: 西北工业大学, 2004.
- [17] Scholz D B, Dost E F, Flynn B W, et al. Advanced technology composite fuselage-materials and processes. NASA-CR-4731, 1997.
- [18] 胡培. PMI 泡沫: 夹层结构的芯材. 玻璃钢, 2003, (2): 9~17.
- [19] 黄涛, 矫桂琼, 徐婷婷. Z 向增强泡沫夹层结构复合材料. 纤维复合材料, 2005, (3): 19~23.
- [20] Sirinuk A, Weitsman Y J, Penumadu D. Polymeric foams and sandwich composites: material properties, environmental effects, and shear-lag modeling. *Composites Science and*

- Technology, 2008, 1~7.
- [21] Adams D O, Stanley L E. Development and evaluation of stitched sandwich panels, NASA/CR. Washington:NASA, Langley Research Center, 2001.
- [22] 郑锡涛, 孙秦, 李野, 等. 全厚度缝合复合材料泡沫芯夹层结构力学性能研究与损伤容限评定. 复合材料学报, 2006, 23(6):29~36.
- [23] Carstensen T C, Kunkel E, Magee C. X-corTM advanced sandwich core material. Falcone A, International SAMPE Technical Conference Series, CA:Society of Advancement Material and Process Engineering, 2001:452~466.
- [24] 党旭丹, 肖军, 李勇. X-cor 夹层结构复合材料力学性能实验研究进展. 材料工程, 2008, (6):76~80.
- [25] Freitas G, Fusco T, Campbell T, et al. Z-fiberTM technology and products for enhancing composite design. Proceedings of the 83rd Meeting of the AGARD SMP Conference, Florence:1996:1~8.
- [26] Cartié D D R, Troulis M, Partridge I K. Delamination of Z-pinned carbon fibre reinforced laminates. Composites Science and Technology, 2006, 66:855~861.
- [27] 孙先念, 郑长良. 层合复合材料 Z-pinning 增强技术的力学进展. 航空学报, 2006, 27(7):1194~1202.
- [28] Kay B F. RWSTD airframe technology foundation for the 21st century. American Helicopter Society 57th Annual Forum, Washington:2001.
- [29] Chang P, Mouritz A P, Cox B N. Flexural properties of Z-pinned laminates. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007, 38:244~251.
- [30] Freitas G, Magee C, Dardzinski P, et al. Fiber insertion process for improved damage tolerance in aircraft laminates. Journal of Advanced Materials, 1994, 25(4):36~43.
- [31] Abe T, Hayashi K, Sato T, et al. A-VARTM process and z-anchor technology for primary aircraft structures. Proceedings of the 24th SAMPE Europe Conference, Paris:2003:87~94.
- [32] Rugg K L, Cox B N, Massabò R. Mixed mode delamination of polymer composite laminates reinforced through the thickness by z-fibers. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2002, 33:177~190.
- [33] Ko F K. Three dimensional fabrics for composites. Amsterdam:Elsevier Science Publishers, 1989:129~171.
- [34] Kuo W S, Ko T H, Chen C P. Effect of weaving processes on compressive behavior of 3D woven composites. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007, 38:

- 555~565.
- [35] Dransfield K, Baillie C, Mai Y W. Improving the delamination resistance CFRP by stitching-a review. *Composites Science and Technology*, 1994, 50 (3) :305~317.
- [36] Jegley D C. Improving strength of postbuckled panels through stitching. *Composite Structures*, 2007, 80:298~306.
- [37] Mouritz A P, Bannister M K, Falzon P J, et al. Review of applications of advanced three-dimensional fibre textile composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1999, 30 (12) :1445~1461.
- [38] Potluri P, Rawal A, Rivaldi M, et al. Geometrical modeling and control of a triaxial braiding machine for producing 3D performs. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2003, 34:481~492.
- [39] Warrior N A, Rudd C D, Gardner S P. Experimental studies of embroidery for the local reinforcement of composites structures. *Composites Science and Technology*, 1999, 59: 2125~2137.
- [40] Mouritz A P. Review of z-pinned composite laminates. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2007, 38:2383~2397.
- [41] Tekalur S A, Bogdanovich A E, Shukla A. Shock loading response of sandwich panels with 3-D woven E-glass composite skins and stitched foam core. *Composites Science and Technology*, 2008, 1~18.
- [42] Krasnov V I, Kuznetsov V A, Maksokov A Y. Automated method of transverse reinforcement of composites by short fibres. *Mechanics of Composite Materials*, 1987, (3) :449~504.
- [43] Tomashevskii V T, Shalygin V N, Romanov D A, et al. Transversal reinforcement of composite materials using ultrasonic vibrations. *Mechanics of Composite Materials*, 1987, (6) : 1068~1071.
- [44] Boyce J S, Freitas G A, Magee C L, et al. Ultrasonic fastening system and method, US, B, WO/ 1998/029243, 1998.
- [45] Freitas G, Magee C, Boyce J, et al. Service tough composite structures using z-fibre process. *Proceedings of the 9th DoD/NASA/FAA Conference on Fibrous Composites, Nevada: 1991.*
- [46] 黄涛, 矫桂琼, 杜龙. X-cor 增强泡沫夹层结构力学性能试验. *航空学报*, 2008, 29 (6) : 1542~1549.
- [47] 谭永刚. X-cor 夹层结构制备工艺及力学性能研究, [硕士学位论文]. 南京:南京航空航天大学, 2009.

- [48] 原永虎. 玻璃纤维制备 X-cor 夹层结构及性能研究, [硕士学位论文]. 南京:南京航空航天大学, 2009.
- [49] 刘林, 李勇, 肖军, 等. X-cor 夹层芯材自动成型控制系统研究. 杜善义, 第十五届全国复合材料学术会议论文集, 北京:国防工业出版社, 2008:478~482.
- [50] 原永虎, 肖军, 李勇, 等. 玻璃纤维制备 X-cor 夹层结构工艺及压缩性能研究. 材料工程(增刊), 2008, 447~450.
- [51] 原永虎, 肖军, 李勇, 等. X-cor 夹层结构的制备及力学性能的初步探索. 杜善义, 第十五届全国复合材料学术会议论文集, 北京:国防工业出版社, 2008:623~627.
- [52] 郝继军, 张佐光, 张蕾, 等. Z-pin 植入参数对 X-cor 夹层复合材料力学性能的影响. 航空学报, 2008, 29(3):763~768.
- [53] 郝继军, 张佐光, 李敏, 等. X-cor 夹层复合材料平压性能分析. 航空学报, 2008, 29(4):1079~1083.
- [54] 张蕾, 张佐光, 郝继军, 等. Z-PIN 植入参数对 X-cor 夹层复合材料力学性能影响的实验研究. 大型飞机关键技术高层论坛暨中国航空学会 2007 年学术年会论文集, 深圳:2007:1~6.
- [55] Chang P, Mouritz A P, Cox B N. Tensile properties and failure mechanisms of z-pinned composite lap joints. *Composites Science and Technology*, 2006, 66:2163~2176.
- [56] Mouritz A P. Compression properties of z-pinned composite laminates. *Composites Science and Technology*, 2007, 67:3110~3120.
- [57] Steeves C, Fleck N A. Z-pinned composite laminates:knockdown in compressive strength. *Proceedings of the 5th Conference of Delamination and Fracture of Composites*, London: 1999:60~68.
- [58] Steeves C. *Mechanics of failure in composite structures*, [PhD thesis]. Britain:University of Cambridge, 2001.
- [59] Stringer L G, Hiley M J. Through-thickness reinforcement of composites:z-pinning, stitching and 3-D weaving. *Proceedings of the 14th International Conference on Composite Materials*, San Diego:2003.
- [60] Grassi M, Zhang X, Meo M. Prediction of stiffness and stresses in z-fibre reinforced composite laminates. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2002, 33:1653~1664.
- [61] Krueger R. Modeling of unit-cells with Z-pins using FLASH: pre-processing and post-processing. NASA/CR-213905, 2005.
- [62] Krueger R, Paris I L, O'Brien T K, et al. Comparison of 2D finite element modeling assumptions with results from 3D analysis for composite skin-stiffener debonding. *Composite*

- Structures, 2002, 57: 161~168.
- [63] O'Brien T K, Krueger R. Influence of compression and shear on the strength of composite laminates with Z-pinned reinforcement. NASA/TM-213768, 2005.
- [64] O'Brien T K, Krueger R. Influence of compression and shear on the strength of composite laminates with Z-pinned reinforcement. Applied Composite Materials, 2006, 13: 173~189.
- [65] Sweeting R D, Thomson R S. The effect of thermal mismatch on Z-pinned laminated composite structures. Composite Structures, 2004, 66: 189~195.
- [66] Mouritz A P. Compression properties of z-pinned sandwich composites. Journal of Materials Science, 2006, 41 (17) : 5571~5774.
- [67] Mouritz A P, Cox B N. A mechanistic approach to the properties of stitched laminates. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2000, 31: 1~27.
- [68] Mouritz A P. Tensile fatigue properties of 3D composites with through-thickness reinforcement. Composites Science and Technology, 2008, 1~8.
- [69] Liu Tao, Deng Zi-chen, Lu Tian-jian. Analytical modeling and finite element simulation of the plastic collapse of sandwich beams with pin-reinforced foam cores. International Journal of Solids and Structures, 2008, 45: 5127~5151.
- [70] Liu Tao, Deng Zi-chen, Lu Tian-jian. Design optimization of truss-cored sandwiches with homogenization. International Journal of Solids and Structures, 2006, 43 (25) : 7891~7918.
- [71] 王志华, 曹晓卿, 马宏伟, 等. 基于均匀化理论的多孔材料细观力学特性数值研究. 兵器材料科学与工程, 2006, 29(5) : 4~8.
- [72] 董其伍, 王哲, 刘敏珊. 渐进均匀化理论研究复合材料有效力学性能. 材料科学与工程学报, 2008, 26(1) : 72~75.
- [73] 田旭, 肖军, 李勇. X-cor 夹层结构试制与性能研究. 飞机设计, 2004, (3) : 22~25.
- [74] 杜龙, 矫桂琼, 黄涛. X 状 Z 向碳 pin 增强泡沫夹层结构剪切刚度预报. 固体力学学报, 2007, 28(4) : 369~374.
- [75] 杜龙, 矫桂琼, 黄涛, 等. X 状 Z-pin 增强泡沫夹层结构的剪切性能. 复合材料学报, 2007, 24(6) : 140~146.
- [76] Rice M C, Fleischer C A, Zupan M. Study on the collapse of pin-reinforced foam sandwich panel cores. Experimental Mechanics, 2006, 46: 197~204.
- [77] Cartié D D, Fleck N A. The effect of pin reinforcement upon the through-thickness compressive strength of foam-cored sandwich panels. Composites Science and Technology, 2003, 63: 2401~2409.

- [78] Chand P, Mouritz A P, Cox B N. Properties and failure mechanisms of z-pinned laminates in monotonic and cyclic tension. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2006, 37(10): 1501~1513.
- [79] Zhang a-ying, Liu Hong-yuan, Mouritz A P. Experimental study and computer simulation on degradation of z-pin reinforcement under cyclic fatigue. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2008, 39:406~414.
- [80] Mori T, Tanaka K. Average stress in matrix and average energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Metallurgica*, 1973, 21:571~574.
- [81] 吴林志, 杜善义, 石志飞. 含夹杂复合材料宏观性能研究. *力学进展*, 1995, 25(3): 410~423.
- [82] Mura T. *Micromechanics of defects in solids*. The Netherlands: Martinus Nijhoff Publishers, 1987: 74~88.
- [83] Eshelby J D. The elastic field of a crack extending non-uniformly under general anti-plane loading. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1969, 17(3): 177~199.
- [84] Vaidya U K, Mahfuz H, Jeelani S. Damage tolerance of resin transfer molded composite sandwich constructions. Tuskegee University Center for Advanced Materials (T-Cam), AFRL-VA-WP-TR-1999-3053.
- [85] 洪庆章, 刘清吉, 郭嘉源. *Ansys 教学范例*. 北京: 中国铁道出版社, 2002: 27~54.
- [86] 阚前华, 谭长建, 张娟, 等. *Ansys 高级工程应用实例分析与二次开发*. 北京: 电子工业出版社, 2006: 196~235.
- [87] Herup E J, Palazotto A N. Low velocity impact damage initiation in graphite/epoxy/Nomex honeycomb sandwich plates. *Composites Science and Technology*, 1997, 57: 1581~1598.
- [88] 王国强. 实用工程数值模拟技术及其在 Ansys 上的实践. 西安: 西北工业大学出版社, 2000: 1~50.
- [89] Gibson L J, Ashby M F. *Cellular Solids*. Cambridge: Cambridge University Press, 1998: 175~235.
- [90] Fleck N A, Liu D. Microbuckle initiation from a patch of large amplitude fibre waviness in a composite under compression and bending. *European Journal of Mechanics A: Solids*, 2001, 20: 23~27.
- [91] Triantafillou T C, Gibson L J. Failure mode maps for foam core sandwich beams. *Materials Science and Engineering*, 1987, 95: 37~53.
- [92] Triantafillou T C, Gibson L J. Minimum weight design of foam core sandwich panels for a given strength. *Materials Science and Engineering*, 1987, 95: 55~62.

- [93] Chiras S, Mumm D, Evans A, et al. The structural performance of near-optimized truss core panels. *International Journal of Solids and Structures*, 2002, 39(15):4093~4115.
- [94] Bart-Smith H, Hutchinson J, Evans A. Measurement and analysis of the structural performance of cellular metal sandwich construction. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001, 43(8):1945~1963.
- [95] Shuaib F, Soden P. Indentation failure of composite sandwich beams. *Composites Science and Technology*, 1997, 57:1249~1259.
- [96] Deshpande V, Fleck N A. Multiaxial yield behaviour in polymer foams. *Acta Materialia*, 2001, 49(10):1859~1866.
- [97] Steeves C A, Fleck N A. Collapse mechanisms of sandwich beams with composite faces and a foam core, loaded in three-point bending. Part I : analytical models and minimum weight design. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2004, 46:561~583.
- [98] Steeves C A, Fleck N A. Collapse mechanisms of sandwich beams with composite faces and a foam core, loaded in three-point bending. Part II : experimental investigation and numerical modelling. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2004, 46:585~608.
- [99] 杜龙. X-cor 夹层复合材料力学性能研究, [硕士学位论文]. 西安:西北工业大学, 2007.
- [100] Du L, Jiao G Q, Huang T. Z-pin reinforcement on the core shear properties of polymer foam sandwich composites. *Journal of Composite Materials*, 2009, 43(3):289~300.
- [101] Deshpande V S, Fleck N A. Collapse of truss core sandwich beam in 3-point bending. *International Journal of Solids and Structures*, 2001, 38:6275~6305.
- [102] Kooistra G W, Wadley H N G. Lattice truss structures from expanded metal sheet. *Materials and Design*, 2007, 28(26):507~514.
- [103] 铁摩辛柯 S P, 盖莱 J M. 弹性稳定理论(张福范译). 北京:科学出版社, 1965:100~104.
- [104] 刘鸿文. 材料力学. 北京:高等教育出版社, 1992:148~173.
- [105] 陈天愚, 张克绪, 单兴波. 弹性地基梁的修正刚度矩阵解法. *哈尔滨建筑大学学报*, 2000, 33(2):44~48.
- [106] 张荣, 张鸿儒. 弹性地基梁计算模型研究. *山西建筑*, 2007, 33(26):20~22.
- [107] 郝继军, 张佐光, 孙志杰, 等. X-cor 泡沫夹层结构侧压性能实验研究. 杜善义, 第十五届全国复合材料学术会议论文集, 北京:国防工业出版社, 2008:516~520.
- [108] Blacketter D, Walrath D, Hansen A. Modelling damage in a plain weave fabric-reinforced composite material. *Journal of Composite Technology and Research*, 1993, 15(2):136~142.
- [109] Tserpes K I, Labeas G, Papanikos P, et al. Strength prediction of bolted joints in graphite/epoxy

- composite laminates. *Composites Part B: Engineering*, 2002, 33 (7) : 521~529.
- [110] 佟丽莉, 梁军, 杜善义. 复合材料层板损伤后刚度衰退的实验研究. *实验力学*, 2005, 20 (2) : 259~264.
- [111] 王丹勇, 温卫东, 崔海涛. 含孔复合材料层合板静拉伸三维逐渐损伤分析. *力学学报*, 2005, 37 (6) : 788~795.
- [112] 王新峰, 周光明, 王鑫伟. 平面机织复合材料的压缩损伤. *材料科学与工程学报*, 2007, 25 (5) : 700~708.
- [113] 王新峰, 周光明, 王鑫伟, 等. 平面机织复合材料在剪切载荷下损伤刚度折减分析. *宇航学报*, 2007, 28 (5) : 1371~1380.
- [114] 徐焜, 许希武. 三维编织复合材料渐进损伤的非线性数值分析. *力学学报*, 2007, 39 (3) : 398~407.
- [115] Gummedi L N B. *Analysis of Pin core sandwich plates*. Ohio: Advanced Structural Concepts Inc, 1997: 309~379.
- [116] Marasco A I, Cartié D D R, Partridge I K, et al. Mechanical properties balance in novel Z-pinned sandwich panels: Out-of-plane properties. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2006, 37: 295~302.
- [117] Partridge I K, Cartié D D R, Bonnington T. *Manufacture and performance of Z-pinned composites*. USA Florida Boca Raton: CRC Press, 2003: 103~138.
- [118] O'Brien T K, Paris I L. Exploratory investigation of failure mechanisms in transition regions between solid laminates and X-cor truss sandwich. *Composite Structures*, 2002, 57: 189~204.
- [119] 杜龙, 矫桂琼, 王波, 等. Z-pin 增强泡沫夹层结构的弯曲性能. 杜善义, 第十五届全国复合材料学术会议论文集, 北京: 国防工业出版社, 2008: 713~717.
- [120] 张玉龙. *先进复合材料制造技术手册*. 北京: 机械工业出版社, 2003: 309~336.
- [121] 沃丁柱. *复合材料大全*. 北京: 化学工业出版社, 2000: 260~263.
- [122] 全国纤维增强塑料标准化技术委员会秘书处. *纤维增强塑料(玻璃钢)标准汇编*. 北京: 中国标准出版社, 1998: 349~549.
- [123] Lakes R S. Size effects and micromechanics of a porous solids. *Journal of Materials Science*, 1983, 18: 2572~2580.
- [124] Andrews E W, Gioux G, Onck P, et al. Size effects in ductile cellular solids. Part II : experimental results. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001, 43: 701~713.
- [125] 李顺林, 胡增强. *复合材料力学引论*. 上海: 上海交通大学出版社, 1986: 14~19.
- [126] Zeng T, Fang D N, Ma L, et al. Predicting the nonlinear response and failure of 3D braided

- composites. *Materials Letters*, 2004, 58 (26) : 3237~3241.
- [127] 蔡为伦, 赫 汤姆斯 韩. 复合材料力学导论(于德昌等译). 北京:第三机械工业部科学技术情报研究所, 1980:12~65.
- [128] 陈祥宝. 聚合物基复合材料手册. 北京:化学工业出版社, 2004:106~107.
- [129] 刘轶, 陈新民. 基于均匀化理论的一维固结问题研究. *南京工业大学学报*, 2006, 28 (4) : 88~91.
- [130] 党旭丹, 谭永刚, 肖军, 等. X-cor 夹层结构压缩模量有限元分析. *材料工程*, 2009, (1) : 50~54.
- [131] 李勇, 肖军, 谭永刚, 等. X-cor 夹层结构压缩性能研究. *航空学报*, 2009, 30 (3) : 558~561.
- [132] 刘书田, 程耿东. 复合材料应力分析的均匀化方法. *力学学报*, 1997, 29 (3) : 306~313.
- [133] 董纪伟, 孙良新, 洪平. 基于均匀化理论的三维编织复合材料细观应力数值模拟. *复合材料学报*, 2005, 22 (6) : 139~143.
- [134] 胡兴国. 用卡式第二定理计算弹性地基梁, [硕士学位论文]. 昆明:昆明理工大学, 2006.
- [135] 丁大钧, 刘忠德. 弹性地基梁计算理论和方法. 南京:南京工学院出版社, 1986:6~11.
- [136] 陈平. 玻璃钢杆在弹性介质中承压稳定性初探. *纤维复合材料*, 2003, 34 (3) : 34~36.
- [137] 杜龙, 矫桂琼, 黄涛. Z-pin 增强泡沫夹层结构面压缩性能研究. *航空材料学报*, 2008, 28 (4) : 101~106.
- [138] 吴德隆, 沈怀荣. 纺织结构复合材料的力学性能. 长沙:国防科技大学出版社, 1998:83~89.
- [139] Sun H Y, Qiao X. Prediction of the mechanical properties of three-dimensionally braided composites. *Composites Science and Technology*, 2007, 57 (6) : 623~629.
- [140] 谭永刚, 肖军, 李勇, 等. 夹层结构剪切试验方法分析与改进. *复合材料学报*, 2008, 25 (3) : 115~120.

致谢

时间如白驹过隙，博士阶段的学习转瞬即逝。在即将完成这本博士毕业论文之际，我的内心充满感激和感谢！

感谢我敬爱的导师肖军教授的悉心指导和无微不至的关怀！从论文的选题、试验方案的制定、试验过程及论文的撰写、修改，我所取得的每一次进步都凝聚着导师的心血、汗水与智慧。肖教授良好的品行、渊博的理论知识、丰富的工程经验、严谨的治学态度、独特新颖的学术思想及对新材料领域发展的敏锐洞察力都给我极大的感染与启迪，使我终身受益、终生难忘；同时也将不断地激励我在今后的学习、生活、工作中积极进取、奋斗不息、不断提高；他正直原则、严以律己、宽以待人，勤勉发奋、自信乐观，是我得到的最大精神财富！再多的言辞也难以表达我对肖老师的感激之情。在此，我谨向尊敬的导师肖教授表示最真挚的感谢和最崇高的敬意！

感谢实验室李勇副教授在本课题研究中给我的大力指导与帮助！使我能够在课题的研究过程中不断地开阔视野、丰富知识！同时我还要感谢齐俊伟、文立伟、王显峰、程培忠、任华、王蕾等老师，正是由于他们在试验方法、设备及论文写作等方面所给与的无私指导和热心帮助，才使我能够顺利地完成论文的撰写工作！

除了感谢老师之外，我还要感谢谭永刚、原永虎、董伟锋、张建宝、王芳、还大军、刘林、严飒、孙涛、王雪亮、曾伟、范琳、马丹、王鹏等同学，感谢你们为我提供了本课题研究的相关资料，开阔了我的视野，打开了我的思路，并经常给我以无私的帮助，使我的各项工作得以顺利进行。几年来这个温暖而融洽的集体给我精神上巨大的鼓励，与大家朝夕相处的快乐时光将成为我人生中最难忘的经历。

此外我还要感谢含辛茹苦、勤劳善良、无私奉献的父母，他们给了我无私的爱和无微不至的关怀，他们是我前进的动力和源泉！感谢姨妈和姨父，是他们的理解、支持与鼓励，使我能够静下心来完成学业，克服困难，永不言弃，使我对学习、生活、工作、未来充满激情和信心！感谢我的爱人史少杰多年来在精神上给予我的关心、理解和支持，使我能够带着温暖不断努力，不断前进！

谨以此文敬献给所有关心、支持和帮助过我的老师、亲友和同学们！

最后，对从百忙中抽出时间耐心审阅本论文的专家教授表示衷心的感谢和敬意！

党旭丹

2009年6月于南京航空航天大学

在学期间的研究成果及发表的学术论文

攻读博士学位期间发表(录用)论文情况

1. 党旭丹,肖军,李勇. X-cor夹层结构复合材料力学性能实验研究进展. 材料工程, 2008, (6): 76~80. (EI检索号: 083111424778)
2. 党旭丹,谭永刚,肖军,李勇,原永虎. X-cor夹层结构压缩模量有限元分析. 材料工程, 2009, (10): 50~54. (EI检索号: 090811914327)
3. 党旭丹,肖军,谭永刚,李勇,原永虎. X-cor夹层结构压缩强度模型改进与实验验证. 航空动力学报(2009年12月刊出). (EI检索期刊)
4. Dang X D, Xiao J, Tan Y G, Li Y, Yuan Y H, Zhang J B. Computational model considering effects of process and experimental verification of compressive strength of the X-cor sandwich. ICEM2008, Nanjing:2008.
5. 党旭丹,谭永刚,肖军,李勇,原永虎. X-cor夹层结构压缩模量有限元分析. 2008航空宇航科学与技术全国博士生学术论坛, 南京:2008.
6. 党旭丹,肖军,还大军. 自动铺丝平行等距轨迹规划算法实现. 武汉大学学报, 2007, 53(5): 613~616. (核心期刊)
7. 李勇,肖军,谭永刚,原永虎,党旭丹. X-cor夹层结构剪切模量实验与分析. 南京航空航天大学学报, 2008, 40(6): 831~835.
8. 原永虎,肖军,李勇,谭永刚,刘林,党旭丹. X-cor夹层结构的制备及力学性能的初步探索. 杜善义,第十五届全国复合材料学术会议论文集, 北京:国防工业出版社, 2008:623~627.
9. 原永虎,肖军,李勇,谭永刚,党旭丹. 玻璃纤维制备X-cor夹层结构工艺及压缩性能研究. 材料工程(增刊), 2008, 447~450.
10. 李勇,肖军,谭永刚,原永虎,党旭丹. X-cor夹层结构压缩性能研究. 航空学报, 2009, 30(3): 557~561.

攻读博士学位期间参加科研项目情况

1. 横向课题:X-cor夹层结构试验件制备及平面压缩和剪切试验研究(已完成)
2. 重点国防科研项目:××用 X-cor 夹层及其制造技术与性能研究
3. Z-pin 增强技术项目:Z-pin 国产碳纤维复合材料性能试样级试验规划
4. 常州长青埃滩交通设备有限公司:SHL9 逃生门静态/动态应力分析(已完成)
5. 国防基础项目:大型复合材料构件××××装备研制及应用技术

