

缝合式复合材料夹芯板的动态特性*

杨 轩^{1,2}, 李彦斌^{1,2}, 陈玉林³, 陈 强^{1,4}, 吴邵庆^{1,4}, 费庆国^{1,2}

(1. 东南大学空天机械动力学研究所 南京, 211189) (2. 东南大学机械工程学院 南京, 211189)

(3. 东南大学成贤学院 南京, 210088) (4. 东南大学工程力学系 南京, 210096)

摘要 以典型缝合式复合材料夹芯板为研究对象, 建立其动力学方程, 开展该夹芯板的动态特性研究, 探讨了缝合密度和缝合线角度对夹芯板模态特性、频响特性以及随机动响应的影响。研究表明: 缝合线的存在增强了面板与夹芯层间的整体性, 提高了夹芯板的固有频率, 并约束了夹芯板的局部模态, 降低了结构的模态密度, 整体上降低了夹芯板在噪声载荷作用下的加速度及响应能量, 但对结构应力响应影响较小; 缝合线主要降低了上面板的动响应, 对主承力板的动响应影响相对较小; 随着缝合密度的增大, 缝合式夹芯板的整体性逐渐提高, 加速度及响应能量逐渐降低并收敛; 缝合线角度则对结构总体动态特性影响不明显。

关键词 缝合式复合材料夹芯板; 缝合密度; 缝合线角度; 动态特性; 响应能量

中图分类号 V414.8; O32; TH123

引 言

缝合式复合材料夹芯板(stitched composite sandwich panel, 简称 SSP)一般由上下面板、芯层以及缝合线组成。面板采用高性能的纤维编织复合材料, 其具有比强度和比刚度高、密度小、抗疲劳性能好以及耐高温性能好等优点, 是缝合式复合材料夹芯板中主要承力结构。芯层采用轻质泡沫材料, 不仅使夹芯板具有良好的隔热性能, 而且使面板远离中性面, 使得夹芯板具有优异的弯曲性能。缝合线采用高强纤维材料, 在厚度方向上将面板和芯层缝合在一起, 然后通过树脂固化成型, 有效增强了夹芯板的面芯连接, 提高了结构的 \approx 向力学性能^[1]。由于以上诸多的优异性能, 缝合式复合材料夹芯板被广泛应用于航空航天领域。航空航天结构在服役时面临着严酷的动力学噪声环境, 而缝合式复合材料夹芯板在宽频、高强噪声激励下易发生脱层破坏, 严重威胁着结构的完整性和可靠性^[2]。因此, 开展缝合式复合材料夹芯板的动态特性研究具有重要的理论意义和应用价值。

针对缝合式复合材料夹芯板的力学性能, 国内外已有一定的研究成果。NASA 对缝合线复合材

料夹芯板的力学性能进行了长期的理论和实验研究^[1,3-5], 结果表明, 缝合线可显著提高结构的弯曲强度和刚度、面外拉伸强度、芯层剪切强度、侧压强度以及冲击后的压缩强度。Kim 等^[6]研究了缝合线对复合材料夹芯板疲劳性能的影响, 指出缝合线能显著提高夹芯板的弯曲强度和弯曲刚度。关于缝合线角度对缝合式夹芯板力学性能影响^[4,7-8]的研究表明, 当缝合线角度为 90° 时, 缝合线能够提高夹芯板受冲击后的压缩强度并减轻面板的脱层; 而当缝合线角度为 45° 时, 能增强结构拉伸及层间剪切刚度。关于缝合密度对缝合式夹芯板力学性能影响^[9-11]的研究表明, 增大缝合密度能提高夹芯板的层间性能、上面板刚度和抗冲击性能。Guan 等^[12]对缝合式夹芯板在爆炸载荷下的失效机理进行了系统的研究。马元春等^[13-15]研究了缝合参数及结构参数对夹芯板刚度、失效强度和稳定性的影响。

缝合式复合材料夹芯板的动态特性受缝合密度和缝合线角度等多重因素影响, 首先, 给出缝合式复合材料夹芯板的动力学方程; 其次, 开展该夹芯板的动态特性分析; 最后, 以典型缝合式复合材料夹芯板为研究对象, 开展该夹芯板的动态特性研究, 并深入探讨缝合密度和缝合线角度对夹芯板模态特性、频响特性以及随机动响应的影响。

* 国家自然科学基金资助项目(11572086, 11802059); 江苏省自然科学基金资助项目(BK20170656, BK20170022, BK20180062); 江苏省高校自然科学基金面上资助项目(16KJB510002)

收稿日期: 2016-12-28; 修回日期: 2017-04-30

1 理论基础

1.1 缝合式夹芯板动力学方程

缝合式复合材料夹芯板由上下面板、芯层及缝合线组成。根据振动理论,其结构动力学方程为

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{X}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{X}} + \mathbf{K}\mathbf{X} = \mathbf{F}(\omega) \quad (1)$$

其中: $\mathbf{M}=\mathbf{M}_{pl}+\mathbf{M}_c+\mathbf{M}_{pd}+\mathbf{M}_s$; $\mathbf{C}=\mathbf{C}_{pl}+\mathbf{C}_c+\mathbf{C}_{pd}+\mathbf{C}_s$; $\mathbf{K}=\mathbf{K}_{pl}+\mathbf{K}_c+\mathbf{K}_{pd}+\mathbf{K}_s$; \mathbf{M}_{pl} 、 \mathbf{C}_{pl} 和 \mathbf{K}_{pl} 分别为上面板的质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵; \mathbf{M}_c 、 \mathbf{C}_c 和 \mathbf{K}_c 分别为芯层的质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵; \mathbf{M}_{pd} 、 \mathbf{C}_{pd} 和 \mathbf{K}_{pd} 分别为下面板的质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵; \mathbf{M}_s 、 \mathbf{C}_s 和 \mathbf{K}_s 分别为缝合线的质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵; $\mathbf{F}(\omega)$ 为噪声载荷矩阵。

缝合式夹芯板的上下面板和芯层为正交各向异性材料,缝合线为各向同性材料。对于正交各向异性的上下面板和芯层,其刚度矩阵可表示为

$$\mathbf{K} = \sum_{i=1}^n \iiint_{V_i} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} dV_i \quad (2)$$

其中: \mathbf{B} 为单元应变矩阵; \mathbf{D} 为单元弹性矩阵。

根据正交各项异性材料本构关系得单元弹性矩阵为

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \quad (3)$$

其中:

$$C_{11} = \frac{1 - \nu_{23}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta}; C_{22} = \frac{1 - \nu_{13}\nu_{31}}{E_1 E_3 \Delta}; C_{33} = \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21}}{E_1 E_2 \Delta};$$

$$C_{44} = G_{23}; C_{55} = G_{31}; C_{66} = G_{12};$$

$$C_{12} = \frac{\nu_{21} + \nu_{31}\nu_{23}}{E_2 E_3 \Delta} = \frac{\nu_{12} + \nu_{32}\nu_{13}}{E_1 E_3 \Delta};$$

$$C_{13} = \frac{\nu_{31} + \nu_{21}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta} = \frac{\nu_{13} + \nu_{12}\nu_{23}}{E_1 E_2 \Delta};$$

$$C_{23} = \frac{\nu_{32} + \nu_{12}\nu_{31}}{E_1 E_3 \Delta} = \frac{\nu_{23} + \nu_{21}\nu_{13}}{E_1 E_2 \Delta};$$

$$\Delta = \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{23}\nu_{32} - \nu_{31}\nu_{13} - 2\nu_{21}\nu_{32}\nu_{13}}{E_1 E_2 E_3};$$

ν_{ij} 为泊松比; E_i 为弹性模量; G_{ij} 为剪切模量。

1.2 结构频响分析

在结构频响分析中,综合考虑动能响应和势能响应的影

应在总体响应中所占比重。

通过模态分析可获得系统前 n 阶模态质量归一化后的模态振型向量。记第 j 阶模态的振型向量为 $\boldsymbol{\varphi}_j$,前 n 阶模态振型向量组成的模态振型矩阵为 $\boldsymbol{\Phi}=[\boldsymbol{\varphi}_1, \boldsymbol{\varphi}_2, \dots, \boldsymbol{\varphi}_n]$ 。根据模态的正交性可得

$$\begin{cases} \boldsymbol{\Phi}^T \mathbf{M} \boldsymbol{\Phi} = \mathbf{I} \\ \boldsymbol{\Phi}^T \mathbf{K} \boldsymbol{\Phi} = \text{diag}(\omega_j^2) \end{cases} \quad (4)$$

其中: ω_j 为第 j 模态的固有频率, $j \in [1, n]$ 。

模态空间下,一般黏性阻尼系统频响函数矩阵 $\mathbf{H}(\omega)$ ^[16]为

$$\mathbf{H}(\omega) = \sum_{r=1}^N \left[\frac{a_r \boldsymbol{\varphi}_r \boldsymbol{\varphi}_r^T}{j\omega - s_r} + \frac{a_r^* \boldsymbol{\varphi}_r^* \boldsymbol{\varphi}_r^{*T}}{j\omega - s_r^*} \right] \quad (5)$$

其中: a_r 为模态系数;*表示复共轭; s_r 为特征值。

$$s_r = -\sigma_r + j\omega_{dr} \quad (6)$$

其中: σ_r 为模态衰减率; ω_{dr} 为阻尼固有角振动频率。

根据式(5)可求得系统速度和位移频响函数分别为 $\mathbf{H}_v(\omega)$ 和 $\mathbf{H}_x(\omega)$ 。在噪声载荷 $\mathbf{F}(\omega)$ 作用下,系统速度和位移响应分别为

$$\mathbf{v}(\omega) = \mathbf{H}_v(\omega) \mathbf{F}(\omega) \quad (7)$$

$$\mathbf{X}(\omega) = \mathbf{H}_x(\omega) \mathbf{F}(\omega) \quad (8)$$

根据式(7)和式(8),可求得系统振动的动能 E_V 、势能 E_T 及系统总能量 E 分别为

$$E_V(\omega) = \frac{1}{4} \mathbf{v}^T(\omega) \mathbf{M} \mathbf{v}(\omega) \quad (9)$$

$$E_T(\omega) = \frac{1}{4} \mathbf{X}^T(\omega) \mathbf{K} \mathbf{X}(\omega) \quad (10)$$

$$E(\omega) = E_V(\omega) + E_T(\omega) \quad (11)$$

可得系统响应总能量频响函数 $H_E(\omega)$ 为

$$H_E(\omega) = E(\omega) / F(\omega) \quad (12)$$

1.3 结构随机响应分析

笔者主要研究线性系统对平稳不相关随机激励的响应。当系统的激励是平稳过程时,线性系统的响应也是平稳的。在随机振动中,激励与响应采用概率统计的方法来描述。在激励与系统特性已知的情况下,可求出响应的一些统计特征,如功率谱密度、均方根等。加速度和应力响应是随机响应分析中较为关注的响应值。根据随机振动理论,结构随机响应的自谱函数 $S_Y(\omega)$ 可由激励的自谱函数 $S_F(\omega)$ 和系统的频响函数 $\mathbf{H}(\omega)$ 求出

$$S_Y(\omega) = \mathbf{H}(\omega) S_F(\omega) \mathbf{H}^T(\omega) \quad (13)$$

由加速度、应力频响函数和噪声激励功率谱密度即可求得结构在噪声激励下的加速度和应力随机响应功率谱密度,进而可计算出响应的均方根值 (root-mean-square,简称 RMS)

$$RMS = \sqrt{\int_{-\infty}^{\infty} S_Y(\omega) d\omega} \quad (14)$$

2 算例研究

2.1 研究对象

典型缝合式复合材料夹芯板模型见图 1,其几何尺寸为 250mm×300mm×11.5mm。上面板、夹芯层和下面板的厚度分别为 1,10 和 0.5mm,各层之间通过胶层黏合,并采用纤维材料缝合为一体结构(采用“几”字型缝合方式,相邻行上下交错,缝合纤维直径为 1mm)。结构中各部分材料属性如表 1,2 所示。在分析过程中考虑了 2% 的模态阻尼。

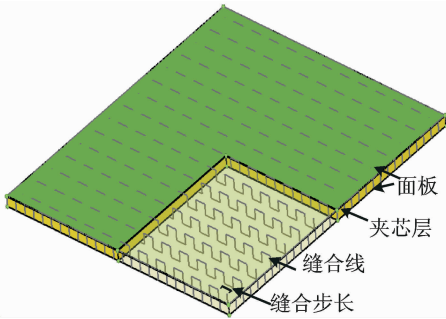


图 1 缝合式复合材料板几何模型
Fig. 1 Geometric model of SSP

表 1 面板和芯层材料属性

Tab. 1 Material properties of the skin and core

参数	面板	芯层	参数	面板	芯层
E_1 /MPa	4 700	220.0	G_{23} /MPa	2 540	5.00
E_2 /MPa	4 700	220.0	ν_{12}	0.30	0.04
E_3 /MPa	2 400	8.0	ν_{13}	0.30	0.04
G_{12} /MPa	5 100	12.0	ν_{23}	0.30	0.04
G_{13} /MPa	2 540	5.0	ρ /(kg·m ⁻³)	1 810	410

表 2 主承力板及缝合线材料属性

Tab. 2 Material properties of the load-bearing plane and stitches

位置	E/MPa	G/MPa	ν	ρ /(kg·m ⁻³)
主承力板	70 000	26 316	0.33	2 700
缝合线	72 000	27 692	0.30	2 550

根据缝合式复合材料夹芯板结构特点,建立其有限元模型。上下面板和芯层采用六面体单元进行建模,单元尺寸为 5mm×5mm× a ,其中 a 为厚度方向尺寸。上面板、夹芯层和下面板分别为 1,3.33 和 0.5mm。缝合线在树脂固化之后形成承力柱,采用杆单元对其进行建模。在实际模型中,缝合式夹

芯板一般黏结在主承力板上表面,在进行仿真分析时需建立相应主承力板模型以符合实际力学环境,主承力板尺寸为 290mm×340mm×6mm。整体模型示意图和局部示意图如图 2 和图 3 所示。

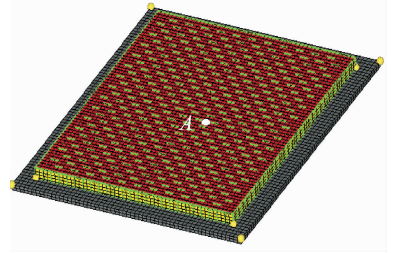


图 2 缝合式夹芯板有限元模型
Fig. 2 Finite element model of SSP

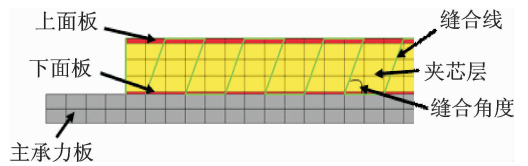


图 3 缝合式夹芯板有限元局部模型
Fig. 3 Finite element local model of SSP

基于单元尺寸和波长的关系,所建立的有限元模型应满足每波长内最少 8 个单元的要求,即

$$L \leq \frac{\pi}{4} \left(\frac{Eh^2}{12\rho\omega_{\max}^2(1-\nu^2)} \right)^{1/4} \quad (15)$$

其中: E 为弹性模量; h 为板厚度; ρ 为材料密度; ω_{\max} 为最高分析频率; ν 为泊松比。

本研究所分析的最高频率为 3 500 Hz,由式(17)计算可得 $L \leq 6.5$ mm,而本研究采用的单元尺寸为 5 mm,单元尺寸满足计算精度要求。

2.2 边界条件与载荷

主承力板四周固支约束,并在缝合式复合材料夹芯板上表面施加均匀分布的总声压级为 160 dB 的声激励荷载,声激励功率谱^[17]如图 4 所示。

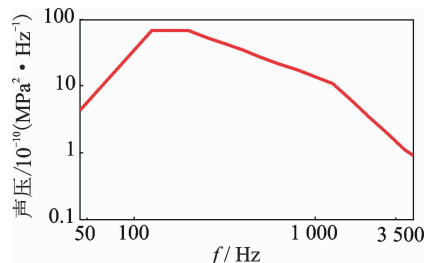


图 4 声激励功率谱

Fig. 4 PSD of sound excitation

2.3 分析流程

首先,建立缝合式复合材料夹芯板的有限元模型;其次,开展不同缝合密度下缝合式复合材料夹芯板(缝合线角度为 90°)的模态分析、频响分析及结构动响应分析,获取缝合密度对缝合式复合材料夹芯板动态特性的影响规律;最后,在选取最佳缝合密度的基础上,开展不同缝合线角度对缝合式夹芯板动态特性的影响研究。分析流程如图 5 所示。

本研究数值模拟采用商用软件 Patran/Nastran 和 Matlab 编程的相互调用实现。

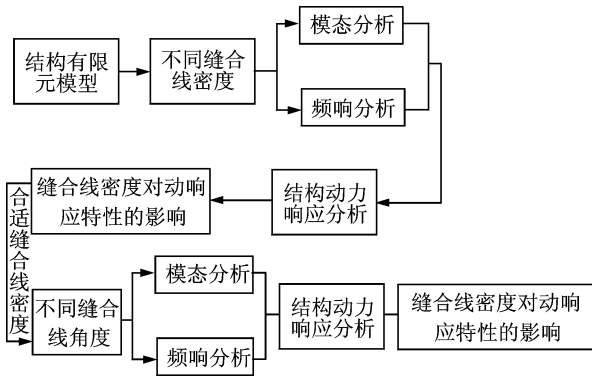


图 5 分析流程

Fig. 5 Analysis process

2.4 缝合密度对结构动态特性的影响

为了研究缝合密度对结构动态特性的影响,分别开展 4 种不同缝合密度夹芯板的模态分析、频响分析以及随机动响应分析。为了便于表征缝合密度,采用“针距 \times 行距”的形式来定义缝合密度,其中 4 种缝合密度分别为无缝合线、 $20\text{ mm}\times 20\text{ mm}$ 、 $10\text{ mm}\times 10\text{ mm}$ 和 $5\text{ mm}\times 5\text{ mm}$ 。

2.4.1 模态分析

为研究缝合密度对夹芯板模态特性的影响,开展不同缝合密度下缝合式复合材料夹芯板的模态分析。不同缝合密度夹芯板的前 11 阶固有频率及模态振型分别如图 6 和表 3 所示。

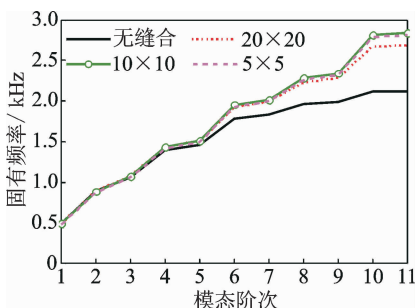


图 6 不同缝合密度下结构固有频率

Fig 6 Nature frequencies of different stitching density

表 3 不同缝合密度夹芯板模态振型

Tab. 3 Natural modal type of different stitching density

阶次	无缝合线	20 \times 20	10 \times 10	5 \times 5
1				
2				
3				
4				
5				
6				
7				
8				
9				
10				
11				

由图 6 分析可知:a.缝合线在整体上提高夹芯板的固有频率,相比无缝合线夹芯板,当缝合密度为 $10\text{ mm}\times 10\text{ mm}$ 时,第 11 阶固有频率增大了 33.7% ;b.缝合密度的增加导致夹芯板固有频率或增大或降低,但变化幅度不大,这是由于缝合线的存在导致结构整体刚度和质量均增大,刚度的增大使固有频率升高,但质量的增大使固有频率降低,当刚度影响小于质量影响时,结构相应固有频率降低;当刚度影响大于质量影响时,结构相应固有频率升高;刚度影响和质量影响接近时,结构相应固有频率无明显变化;c.随着模态阶次的增大,缝合线对结构固有频率的影响越来越显著,说明缝合线对高阶模态频率影响更显著。为了进一步研究缝合线对高阶模态特性的影响,采用三分之一倍频程模态密度对缝合式夹芯板的模态特性进行表征,结果如图 7 所示。

由图 7 可知,缝合线显著降低了结构在 $1\ 500\sim 3\ 500\text{ Hz}$ 范围内的模态密度。当缝合密度增大至 $10\text{ mm}\times 10\text{ mm}$ 时,模态密度下降超过 90% 。这主要是由于缝合线提高了结构的整体性,约束了结构在 $1\ 500\sim 3\ 500\text{ Hz}$ 频率范围内的局部模态,使结构在这个范围内模态密度显著降低。

由表 3 分析可知:a.缝合线的存在导致结构振

型出现“网格状”，且缝合密度较小时，“网格状”较明显，随缝合密度的增大，“网格状”分布越来越密，并逐渐消失；b. 缝合密度为 $5\text{mm} \times 5\text{mm}$ 时，第4阶弯曲振型与面内平动振型频率接近，呈现耦合振型；c. 缝合线的存在改变了结构的刚度与质量分布，使结构振型发生互换等现象，如第10阶与第11阶振型发生了互换。

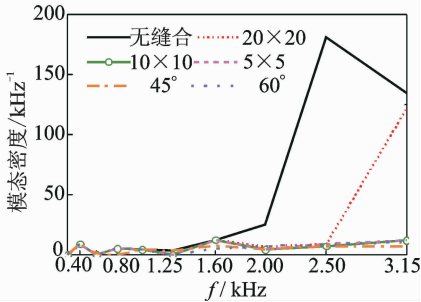


图7 模态密度
Fig.7 Mode density

2.4.2 频响分析

为了研究缝合密度对结构频响特性的影响，在模态分析的基础上，开展不同缝合密度下缝合式复合材料夹芯板的频响分析，得到结构在 $50 \sim 3500\text{Hz}$ 范围内的响应能量频响函数。上面板、主承力板靠近几何中心位置处分别为考察点 A 和 B，A 点具体位置如图 2 所示。A 处和 B 处能量频响函数如图 8 所示。

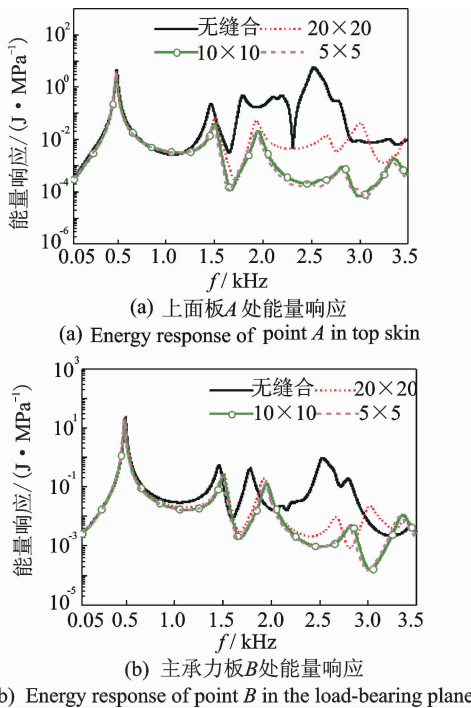


图8 不同缝合密度能量频响函数

Fig.8 Energy frequency response function of different stitching density

分析可知：a. 缝合线的存在整体上降低了结构的响应能量，这是由于缝合线提高了面板和芯层的整体性，约束了结构的局部模态，降低了 $1500 \sim 3500\text{Hz}$ 频带的模态密度，从而降低了结构的响应能量，并对这个频段内的响应总能量降低效果显著；b. 缝合线主要降低了上面板的响应能量，但对主承力板响应能量影响相对较小，这主要是由于缝合线增加了结构的刚度，上面板原有刚度较小，缝合线刚度对其影响较大；而主承力板原有刚度较大，缝合线刚度对其影响较小；c. 随着缝合密度的增大，结构响应能量值趋于收敛，当缝合密度大于 $10\text{mm} \times 10\text{mm}$ 时，结构响应变化较小；d. 缝合线对夹芯板第1阶固有频率附近响应能量影响不大，且响应能量以基频响应为主。

2.4.3 随机响应分析

为了研究缝合密度对噪声载荷下结构随机响应的的影响，开展不同缝合密度下缝合式复合材料夹芯板的随机响应分析，得到结构在 $50 \sim 3500\text{Hz}$ 范围内的加速度和应力响应 RMS 值云图和响应峰值，分别如表 4 和表 5 所示。A 处和 B 处加速度和应力响应功率谱密度分别如图 9 和图 10 所示。

表4 不同缝合密度加速度和应力 RMS 云图

Tab.4 RMS contour of acceleration and stress of different stitching density

模型	上面板		主承力板	
	加速度/g	应力/MPa	加速度/g	应力/MPa
无线缝合线				
20×20				
10×10				
5×5				

分析可知：a. 缝合线的存在显著降低了上面板及主承力板加速度响应，当缝合密度为 $10\text{mm} \times 10\text{mm}$ 时，上面板和主承力板加速度响应峰值分别下降 75.4% 和 26.4% ；b. 随着缝合密度的增大，上

面板和主承力板的动响应 RMS 值趋于收敛;c. 当缝合密度大于 $10\text{mm} \times 10\text{mm}$ 时,上面板与主承力板加速度响应值趋于一致,表明缝合线的存在提高了结构的整体性;d. 缝合密度较小时,上面板应力响应 RMS 值呈明显网格状分布,说明缝合线导致结构出现局部应力集中,但随着缝合密度的增大,应力分布逐渐均匀,网格状分布逐渐消失;e. 结构响应 RMS 云图与结构第 1 阶振型相似,说明结构随机响应以基频响应为主。

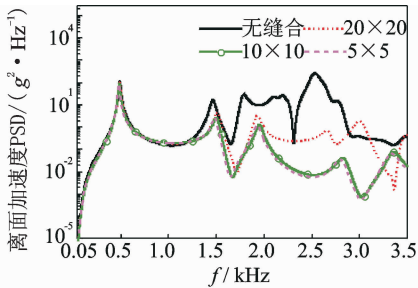
表 5 不同缝合密度加速度及应力响应 RMS 峰值

Tab. 5 RMS peak of acceleration and stress of different stitching density

模型	上面板		主承力板	
	加速度/g	应力/MPa	加速度/g	应力/MPa
无缝合线	250.0	0.185	83.3	4.97
20×20	77.9	0.340	65.5	4.78
10×10	61.2	0.232	61.3	4.72
5×5	60.1	0.189	60.1	4.73

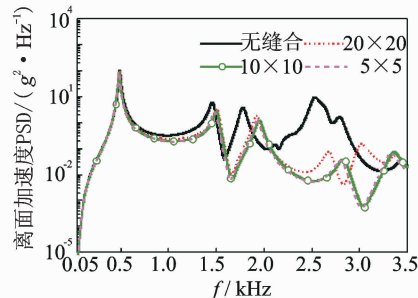
2.5 缝合线角度对结构动态特性的影响

由 2.4 节分析结果可知,当缝合密度大于 $10\text{mm} \times 10\text{mm}$ 时,缝合线对结构动态特性的影响趋于收敛。程小全等^[18]的研究表明,当缝合密度较小时,缝合线可以提高夹芯板的层间剪切强度;缝合密度较大时,由于针脚处的缝合损伤和应力集中,反而使剪切强度有所降低。



(a) 上面板 A 处能量响应

(a) Energy response of point A in top skin

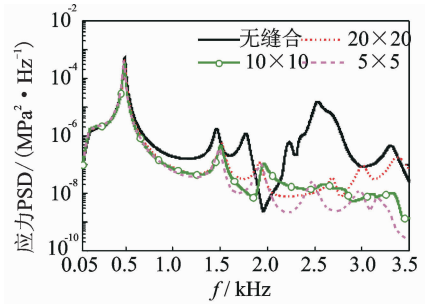


(b) 主承力板 B 处加速度响应

(b) Acceleration response of point B in the load-bearing plane

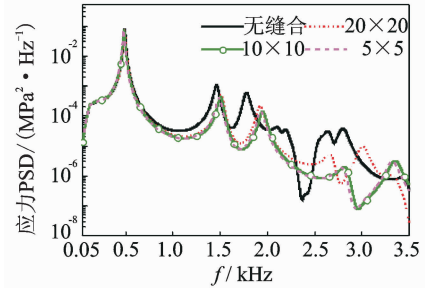
图 9 不同缝合密度加速度 PSD 曲线

Fig. 9 Acceleration PSD of different stitching density



(a) 上面板 A 处应力响应

(a) Stress response of point A in top skin



(b) 主承力板 B 处应力响应

(b) Stress response of point B in the load-bearing plane

图 10 不同缝合密度应力 PSD 曲线

Fig. 10 Stress PSD of different stitching density

缝合密度与缝合线角度及夹芯板厚度三者之间存在几何关系。笔者主要研究缝合线对夹芯板动态特性的影响,需在夹芯板厚度不变的基础上开展研究。为了保证缝合密度不变,研究不同缝合线角度对夹芯板动态特性的影响,芯内缝合线长度会出现略微增长。由于缝合线主要对夹芯板离面性能产生影响,对面内性能影响相对较小,此处忽略芯内缝合线的略微长度对结构特性造成的影响。

综合考虑以上因素,以缝合密度为 $10\text{mm} \times 10\text{mm}$,开展不同缝合角度($45^\circ, 60^\circ$ 和 90°)夹芯板的模态分析、频响分析以及随机动响应分析。

2.5.1 模态分析

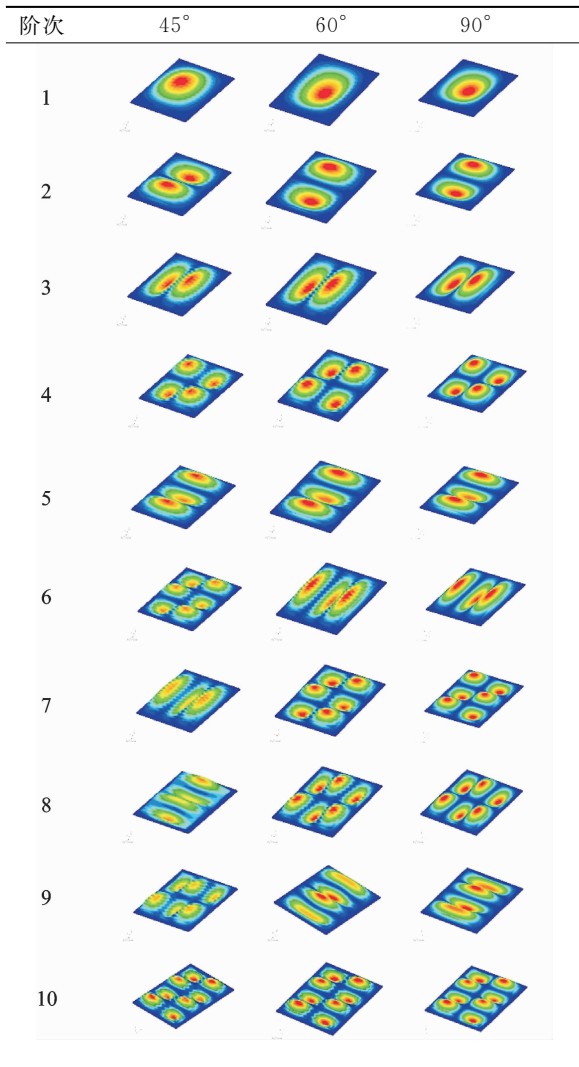
为研究缝合线角度对夹芯板模态特性的影响,开展不同缝合线角度下缝合式复合材料夹芯板的模态分析。不同缝合线角度夹芯板前 10 阶固有频率及模态振型如图 11 和表 6 所示。不同缝合线角度下结构在 $50 \sim 3\ 500$ Hz 频带范围内的模态密度如图 7 所示。

分析可知:a. 缝合线角度对夹芯板模态特性的影响较小;b. 缝合线角度的不同,改变了结构的刚度与质量分布,使结构振型出现互换等现象,如第 6 阶和第 7 阶振型、第 8 阶和第 10 阶振型发生了互换,但缝合线角度对结构固有频率影响较小;c. 当缝合线角度较小时,结构振型呈现局部的网格状,随缝

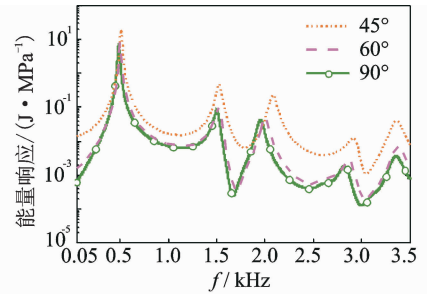
合线角度的增大,网格状分布逐渐消失;d.不同缝合线角度对结构模态密度无明显影响。

表 6 不同缝合线角度模型模态振型

Tab. 6 Natural modal type of different stitching angle

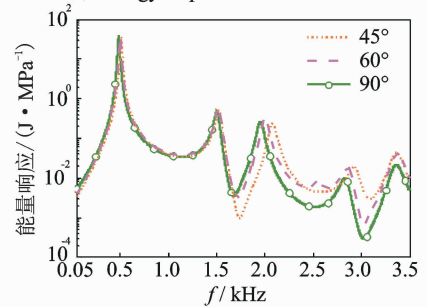


式复合材料夹芯板的频响分析,得到结构在 50~3 500Hz范围内的能量频响函数,A 处和 B 处能量频响函数如图 12 所示。由图 12 分析可知:a.不同缝合线角度对结构频响特性影响较小;b.随缝合线角度的增大,结构响应能量值趋于收敛。这是由于缝合密度一定时,缝合线角度的增大对结构 z 向刚度的影响较为有限,对结构的频响特性影响不明显。



(a) 上面板A处能量响应

(a) Energy response of point A in top skin



(b) 主承力板B处能量响应

(b) Energy response of point B in the load-bearing plane

图 12 不同缝合线角度能量频响函数

Fig. 12 Energy frequency response function of different stitching angle

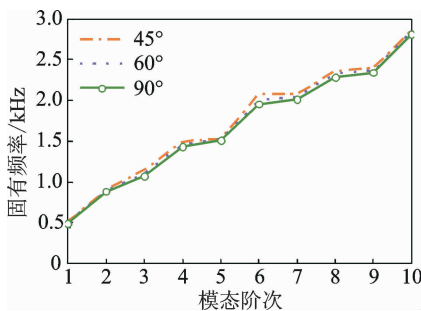


图 11 不同缝合线角度下结构固有频率

Fig. 11 Nature frequencies of different stitching angle

2.5.2 频响分析

为了研究缝合线角度对结构频响特性的影响,在模态分析的基础上,开展不同缝合线角度下缝合

2.5.3 随机响应分析

为了研究缝合线角度对噪声载荷下结构随机动响应的影响,开展不同缝合线角度下缝合式复合材料夹芯板的随机动响应分析,得到结构在 50~3 500Hz范围内的加速度和应力响应 RMS 值云图和响应峰值,分别如表 7 和表 8 所示。A 处和 B 处加速度和应力响应功率谱密度分别如图 13 和图 14 所示。

由表 7 分析可知:a.不同缝合线角度下上面板与主承力板加速度响应 RMS 变化较小,说明缝合线角度对结构整体性影响较小;b.不同缝合线角度对主承力板响应无明显影响,但对上面板的应力响应分布有明显的影 响,这是由于缝合线角度的变化导致了结构 z 向刚度的变化,进而影响了结构响应的应力分布。

表 7 不同缝合线角度加速度和应力 RMS 云图

Tab. 7 RMS contour of acceleration and stress of different stitching angle

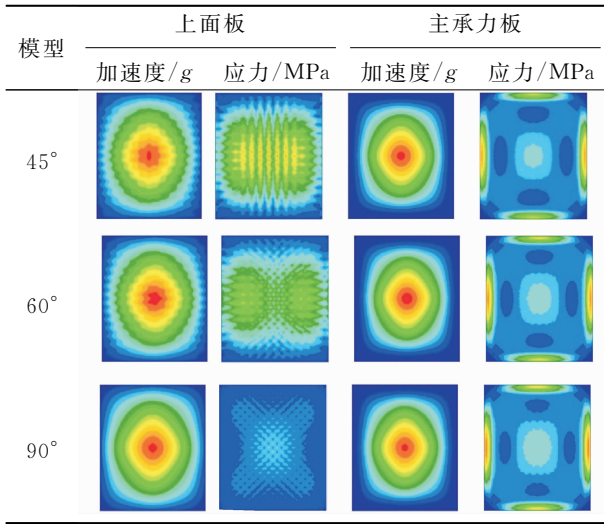
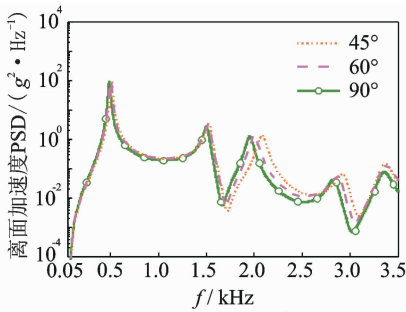


表 8 不同缝合线角度加速度及应力响应 RMS 峰值

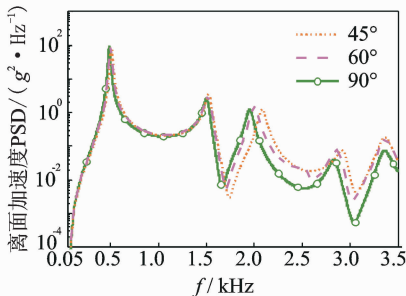
Tab. 8 RMS peak of acceleration and stress of different stitching angle

模型	上面板		主承力板	
	加速度/g	应力/MPa	加速度/g	应力/MPa
45°	61.9	0.762	61.6	4.56
60°	62.6	0.584	62.2	4.64
90°	61.2	0.232	61.3	4.72



(a) 上面板A处加速度响应

(a) Acceleration response of point A in top skin

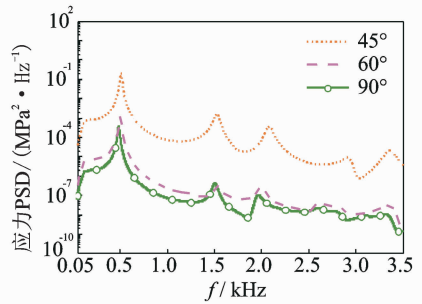


(b) 主承力板B处加速度响应

(b) Acceleration response of point B in the load-bearing plane

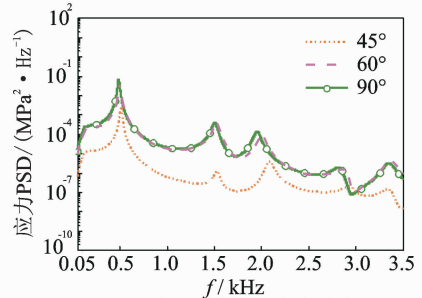
图 13 不同缝合线角度下夹芯板加速度 PSD 曲线

Fig. 13 Acceleration PSD of different stitching density



(a) 上面板A处应力响应

(a) Stress response of point A in top skin



(b) 主承力板B处应力响应

(b) Stress response of point B in the load-bearing plane

图 14 不同缝合线角度下夹芯板应力 PSD 曲线

Fig. 14 Stress PSD of different stitching angle

由图 13 和图 14 分析可知:a. 在噪声载荷作用下,缝合线角度对结构加速度响应影响较小,这是由于不同缝合线角度对结构整体模态特性影响不大,结构加速度响应无明显变化;b. 随着缝合线角度的增大,上面板应力响应逐渐降低,这是由于随缝合线角度的增大,应力分布逐渐均匀,应力集中效应减弱,进而使应力响应降低;c. 缝合线角度对主承力板的应力响应影响不明显。

3 结 论

1) 缝合线的存在增强了面板与夹芯层间的整体性,提高了夹芯板的固有频率,约束了夹芯板的局部模态,降低了其在 1 500~3 500Hz 频带的模态密度,整体上降低了夹芯板在噪声载荷作用下的加速度及响应能量。相比无缝合线夹芯板,当缝合密度为 10mm×10mm 时,夹芯板第 11 阶固有频率增大了 33.7%,结构在 1 500~3 500Hz 范围内的模态密度下降超过 90%,上面板和主承力板加速度响应峰值分别下降 75.4%和 26.4%。

2) 缝合线主要约束了上面板的变形,显著降低了夹芯结构上面板在噪声载荷作用下的响应能量,对主承力板的动响应影响相对较小。

3) 缝合线的存在主要降低了夹芯板在噪声载荷作用下的加速度响应,缝合线对夹芯板应力响应影响较小。

4) 随着缝合密度的增加,结构的整体性逐渐提高,夹芯板在 1 500~3 500Hz 频带内模态密度降低越明显,夹芯板加速度与响应能量逐渐降低并趋于收敛。

5) 缝合线角度对结构总体动态特性影响不大,随着缝合线角度的增大,上面板应力集中效应逐渐减弱,缝合线角度对主承力板响应无明显影响。

参 考 文 献

- [1] Stanley L E, Adams D O. Development and evaluation of stitched sandwich panels, NASA/CR-2001-211025 [R]. Washington, DC: NASA, 2001.
- [2] 李彦斌,张鹏,邹元杰,等. 随机基础激励下承力筒-蒙皮结构的声-固耦合分析[J]. 宇航学报, 2015, 36(2): 236-242.
- Li Yanbin, Zhang Peng, Zou Yuanjie, et al. Structural-acoustic coupling analysis of a bearing cylinder-skin structure under random base excitation[J]. Journal of Astronautics, 2015, 36(2): 236-242. (in Chinese)
- [3] Dow M B, Dexter H B. Development of stitched, braided and woven composite structures in the ACT program and at Langley Research Center (1985 to 1997) summary and bibliography, NASA/TP-97-206234[R]. Hampton, Virginia: NASA, 1997.
- [4] Singh P, Saponara V L. Experimental investigation on performance of angle-stitched sandwich structures[C] // 45th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics & Materials Conference, Structures, Structural Dynamics, and Materials and Co-located Conferences. California: Palm Springs, 2004:1-14.
- [5] Bednarczyk B A, Yarrington P W, Lucking R C, et al. Efficient design and analysis of lightweight reinforced core sandwich and prseus structures[C] // 52nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, Structures, Structural Dynamics, and Materials and Co-located Conferences. Colorado: Denver, 2011: 1909.
- [6] Kim J H, Lee Y S, Park B J, et al. Evaluation of durability and strength of stitched foam-cored sandwich structures[J]. Composite Structures, 1999, 47(1): 543-550.
- [7] Ai Shigang, Mao Yiqi, Pei Yongmao, et al. Effect of stitching angle on mechanical properties of stitched sandwich panels[J]. Materials & Design, 2013, 50(17): 817-824.
- [8] Lascoup B, Aboura Z, Khellil K, et al. On the mechanical effect of stitch addition in sandwich panel[J]. Composites Science and Technology, 2006, 66(10): 1385-1398.
- [9] Wang Peiyan, Lei Yin, Yue Zhufeng. Experimental and numerical evaluation of the flexural properties of stitched foam core sandwich structure[J]. Composite Structures, 2013, 100: 243-248.

- [10] Potluri P, Kusak E, Reddy T Y. Novel stitch-bonded sandwich composite structures[J]. Composite Structures, 2003, 59(2): 251-259.
- [11] 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[J]. Composites Science and Technology, 2009, 69(6): 736-753.
- [12] Guan Z W, Aktas A, Potluri P, et al. The blast resistance of stitched sandwich panels[J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 65: 137-145.
- [13] 马元春,韩海涛,卢子兴,等. 缝纫泡沫夹芯复合材料的刚度预测与试验验证[J]. 复合材料学报, 2010, 27(5): 101-107.
- Ma Yuanchun, Han Haitao, Lu Zixing, et al. Theoretical prediction and experimental study of the stiffness of stitched foam-core sandwich composites[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2010, 27(5): 101-107. (in Chinese)
- [14] 马元春,俸翔,卢子兴,等. 缝纫泡沫夹芯复合材料板的稳定性分析[J]. 复合材料学报, 2011, 28(2): 201-205.
- Ma Yuanchun, Feng Xiang, Lu Zixing, et al. Stability analysis of stitched foam-core composite sandwich plates[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2011, 28(2): 201-205. (in Chinese)
- [15] 马元春,韩海涛,卢子兴,等. 缝纫泡沫夹芯复合材料失效强度的理论预测与试验验证[J]. 复合材料学报, 2010, 27(5): 108-115.
- Ma Yuanchun, Han Haitao, Lu Zixing, et al. Theoretical prediction and experimental study of the failure strength of stitched foam-core sandwich composites [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2010, 27(5): 108-115. (in Chinese)
- [16] 长松昭男,萩原一郎,吉村卓也,等. 声振模态分析与控制[M]. 于学华,译.北京:科学出版社,2014: 61-63.
- [17] GJB 150.17A—2009 军用装备环境试验方法第 17 部分:噪声试验[S].
- [18] 程小全,郇正能,赵龙. 缝合复合材料制备工艺和力学性能研究[J]. 力学进展, 2009, 39(1): 89-102.
- Cheng Xiaoquan, Li Zhengneng, Zhao Long. Fabricating process and mechanical property research of stitched composite structures [J]. Advances in Mechanics, 2009, 39(1): 89-102. (in Chinese)



第一作者简介:杨轩,男,1993年2月生,博士生。主要研究方向为多场耦合复合材料结构动力学分析理论与方法。
E-mail: xuanyseu@seu.edu.cn