

纤维柱增强泡沫夹芯板的压陷行为研究

王世勋 季宝峰 王群

(北京宇航系统工程研究所,北京 100076)

文 摘 为了研究纤维柱增强复合材料夹芯结构静态压陷力学行为,通过李兹方法与叠加原理相结合,建立全新的纤维柱增强复合材料夹芯结构的压陷力学模型,该模型回避了计算结构应变能的困难。通过理论计算可以得出,与传统泡沫夹芯结构相比,纤维柱增强复合材料夹芯结构很大程度上限制了压陷区的扩展,降低了结构的压陷损伤,有效提高了结构的剩余强度。

关键词 局部压陷,纤维柱增强泡沫夹芯结构,叠加模型

中图分类号:TB332

DOI:10.3969/j.issn.1007-2330.2016.01.009

Indentation Study of Foam Sandwich Structures Reinforced by Fiber Columns

WANG Shixun JI Baofeng WANG Qun

(Beijing Institute of Astronautical Systems Engineering, Beijing 100076)

Abstract Static indentation responses of foam sandwich structures reinforced by fiber columns (FSSRFC) are investigated theoretically. Based on the superposition principle, a new model is established for predicting the indentation response of sandwich structures. It should be pointed out that this model does not need to calculate the strain energy stored in the structure which is usually difficult to be determined. By theoretically calculation, FSSRFC can reduce the indent deflection under the indenter for the same indentation force compared with traditional foam sandwich structures. This is very valuable to investigate the dynamic problem for this structure due to indentation response of FSSRFC is the foundation of their dynamic features.

Key words Indentation, FSSRFC, Superposition model

0 引言

复合材料夹芯结构凭借高的比刚度,目前已被广泛应用于航空、航天等领域。由于夹芯结构在遭受某些冲击载荷后的破坏现象是难以察觉的,所以研究复合材料夹芯结构在冲击载荷下的力学响应及破坏问题是近年来夹芯结构研究的热点。Olsson^[1]指出将结构的冲击分为低速和高速是不恰当的,而以冲击物与结构有效质量的比值进行分类才是更为合适的提法。他同时指出,当比值 $M_{\text{冲击}}/m_{\text{有效}} \geq 4$ (大质量比) 的时候结构响应与准静态响应相同。工具的坠落、飞机跑道的碎片、冰雹等工程中常见的冲击现象都可归结为“大质量比”的冲击过程。

Olsson^[2-3]预报了“大质量比”的压陷力与压陷位移的响应。Wen 等^[4]研究了夹芯板在半圆形压头作用下的准静态和动态响应。Hoo Fatt^[5-6]对于夹芯结

构的冲击响应建立了准静态和动态的力学模型,并研究了不同边界条件下的冲击响应(图 1)。

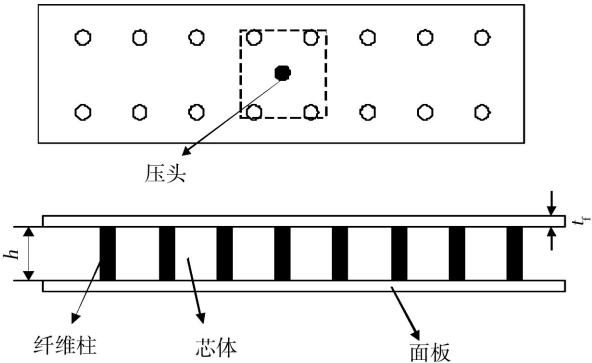


图 1 纤维柱增强夹芯结构

Fig. 1 Foam sandwich structures reinforced by fiber columns

Soden^[7]建立了夹芯梁压陷行为的力学模型。至今,对于纤维柱增强泡沫夹芯结构压陷行为的研究

收稿日期:2015-10-19

基金项目:国防基础科研项目(A0320131001)

作者简介:王世勋,1982 年出生,博士,高级工程师,主要从事壳体及特殊功能结构设计工作。E-mail: shixun100@163.com

还未见报道。本文利用李兹法对纤维柱增强泡沫夹芯结构压陷行为进行研究。

1 局部压陷行为的研究

$$w(x,y) = \begin{cases} \delta & (0 \leq x^2 + y^2 \leq R^2) \\ \delta \left[1 - \frac{(x-R)^2}{(\xi-R)} \right]^2 \left[1 - \frac{(y-R)^2}{(\xi-R)} \right]^2 & (R^2 \leq x^2 + y^2 \leq \xi^2, x \geq 0, y \geq 0) \end{cases} \quad (1)$$

这是针对连续体夹芯(蜂窝、泡沫等)提出的假设,其中 δ 表示压头下降的位移, R (关于 R 的选取是这样规定的:对于圆形或半圆形压头取有效半径 $R_e =$

$$w(x,y) = \begin{cases} \delta & (0 \leq x^2 + y^2 \leq R^2) \\ \delta \left[1 - \frac{(x-R)^2}{(\xi-R)} \right]^2 \left[1 - \frac{(y-R)^2}{(\xi-R)} \right]^2 & (R^2 \leq x^2 + y^2, x, y \leq \xi, x \geq 0, y \geq 0) \end{cases} \quad (2)$$

压陷区如图1中正方形虚线所示。当压陷区域 ξ 未达到纤维柱时,结构的响应与连续体泡沫夹芯板一致。当压陷区域 ξ 将纤维柱纳入其中后,问题变为内含弹性支撑的薄板弯曲问题,此问题若想理论求解,是极其困难的,而且也不可能得到一个较为简单的可用形式,所以运用李兹法进行近似求解。运用最小势能原理推导各参数之间的关系。在外载作用下

$$U_{\text{面板}} = \frac{1}{2} \left\{ \int_s D_{11} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 + D_{22} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 2D_{12} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) + 4D_{66} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dA$$

经计算整理后得到

$$U_{\text{面板}} = \frac{D_1}{(R-\xi)^2} \delta^2 \quad (6)$$

式中, $D_1 = \frac{16384}{11025} (7D_{11} + 7D_{22} + 4D_{12} + 8D_{66})$,在压头的作用下,芯体作为理想刚塑性材料所吸收的能量为

$$U_{\text{芯体}} = \pi q R^2 \delta + 4 \iint_{RR} q w dx dy \quad (7)$$

式中, q 为理想刚塑性芯体的破坏强度,将 $w(x,y)$ 代入式(7)得

$$U_{\text{芯体}} = \pi q R^2 \delta + \frac{256 q \delta}{255} (R-\xi)^2 \quad (8)$$

外力功为

$$V = p \delta \quad (9)$$

计算由于压头的作用使纤维柱储存的变形能:纤维柱的变形能有两部分组成即

$$U_{\text{弯曲}} = 32 \delta^2 h EI_z \left\{ \left[1 - \frac{(y_0-R)^2}{(\xi-R)} \right]^4 \left[3 \left(\frac{x_0-R}{\xi-R} \right)^2 - 1 \right]^2 + \left[1 - \frac{(x_0-R)^2}{(\xi-R)} \right]^4 \left[3 \left(\frac{y_0-R}{\xi-R} \right)^2 - 1 \right]^2 \right\} \quad (14)$$

将(12)和(14)式代入(10)式得系统的总势能,并将其与(6)式、(8)式和(9)式代入(4)式可得

$$\begin{aligned} \Pi = & \frac{D_1}{(R-\xi)^2} \delta^2 + \pi q \delta R^2 + \frac{256 q \delta}{255} (R-\xi)^2 + \\ & 32 \delta^2 h EI_z \left\{ \left[1 - \frac{(y_0-R)^2}{(\xi-R)} \right]^4 \left[3 \left(\frac{x_0-R}{\xi-R} \right)^2 - 1 \right]^2 + \left[1 - \frac{(x_0-R)^2}{(\xi-R)} \right]^4 \left[3 \left(\frac{y_0-R}{\xi-R} \right)^2 - 1 \right]^2 \right\} - p \delta \end{aligned} \quad (15)$$

Hoo Fatt 等^[5]针对复合材料夹芯结构提出了在下面板完全刚性支撑的边界条件下的横向位移假设

$0.4R$ 是压头的半径, ξ 是压陷区域的范围。

将上述假设的位移模式用于纤维柱增强泡沫夹芯结构,并假设压陷区近似为正方形

$$(0 \leq x^2 + y^2 \leq R^2) \quad (2)$$

纤维柱增强泡沫夹芯结构的弹性势能 Π 为

$$\Pi = U - V \quad (3)$$

式中, U 为系统应变能, V 为外力做功。将能量各组成部分分开表示为

$$U = U_{\text{面板}} + U_{\text{柱}} + U_{\text{芯体}} - V \quad (4)$$

使用正交各向异性层合板理论,将 $w(x,y)$ 代入应变能表达式

$$U_{\text{柱}} = U_{\text{压缩}} + U_{\text{弯曲}} \quad (10)$$

考虑到实际情况,压头在下压的过程中,只能影响到离它最近的4根纤维柱,又因为4根柱关于压头是对称的,所以只计算1根柱的变形能就可以了。

$$U_{\text{压缩}} = 2E \left(\frac{w}{h} \right)^2 \pi r^2 h \quad (11)$$

式中, h 为纤维柱的高度, r 为纤维柱的半径。将 $w(x,y)$ 带入(11)式得

$$U_{\text{压缩}} = \frac{2E \pi r^2 \delta^2 \left[1 - \frac{(x_0-R)^2}{(\xi-R)} \right]^4 \left[1 - \frac{(y_0-R)^2}{(\xi-R)} \right]^4}{h} \quad (12)$$

式中, x_0 、 y_0 分别是纤维柱位置上的坐标和距压点的距离。

$$U_{\text{弯曲}} = \frac{1}{2} EI_z w''^2 h \quad (13)$$

将 $w(x,y)$ 代入式(13)并考虑到4根纤维柱对变形能的贡献得

$$\begin{aligned} & 2E \pi r^2 \frac{\delta^2 \left[1 - \frac{(x_0-R)^2}{(\xi-R)} \right]^4 \left[1 - \frac{(y_0-R)^2}{(\xi-R)} \right]^4}{h} + \\ & + \left[1 - \frac{(x_0-R)^2}{(\xi-R)} \right]^4 \left[3 \left(\frac{y_0-R}{\xi-R} \right)^2 - 1 \right]^2 \end{aligned} \quad (15)$$

$$\text{令 } A = \left\{ \left[1 - \frac{(x_0 - R)^2}{(\xi - R)} \right]^2 \left[1 - \frac{(y_0 - R)^2}{(\xi - R)} \right]^2 \right\}^2$$

$$B = \left[1 - \frac{(y_0 - R)^2}{(\xi - R)} \right]^4 \left[3 \left(\frac{x_0 - R}{\xi - R} \right)^2 - 1 \right]^2 + \left[1 - \frac{(x_0 - R)^2}{(\xi - R)} \right]^4 \left[3 \left(\frac{y_0 - R}{\xi - R} \right)^2 - 1 \right]^2$$

关于 δ 对(16)式变分可得

$$p = \frac{2D_1}{(R - \xi)^2} \delta + \pi q R^2 + \frac{256q}{255} (R - \xi)^2 + \frac{4E\pi r^2 \delta}{h} A + 64h\delta EI_z B \quad (16)$$

分别对 ξ 进行变分,使得式(16)中仅保留变量 ξ ,由于最后得到的形式比较复杂,通过算例进行数值计算。

2 算例与讨论

在圆柱形压头作用下,纤维柱增强复合材料夹芯结构面板的材料参数分别为: $E_{11} = 144.8 \text{ GPa}$ 、 $E_{22} = 9.7 \text{ GPa}$ 、 $G_{12} = 7.1 \text{ GPa}$ 、单层厚度 $h_k = 0.0635 \text{ mm}$ 、 $\nu_{12} = 0.3$ 、铺层方向 [0/90]; 芯体材料参数分别为芯体高度 $H = 12.7 \text{ mm}$ 、强度 $q = 3.83 \text{ MPa}$ 、纤维柱间距为 7 mm; 压头半径 $R = 2.54 \text{ mm}$ 。

将各参数代入上述推导的公式中,经数值计算得到图 2、图 3 的结果。

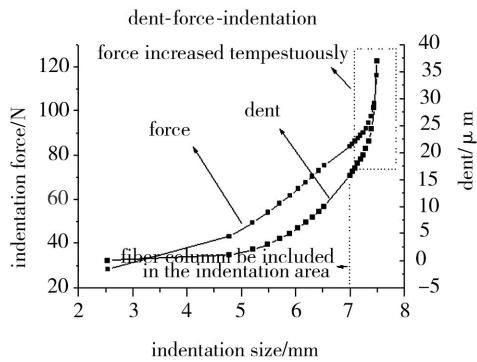


图 2 纤维柱增强泡沫夹芯结构压陷响应

Fig. 2 Static indentation responses of foam sandwich structures reinforced by fiber columns

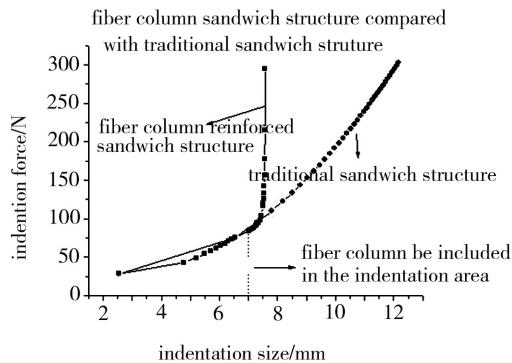


图 3 纤维柱增强泡沫夹芯结构与传统泡沫夹芯结构的比较

Fig. 3 Indentation responses comparison between foam sandwich structures reinforced by fiber columns and traditional foam sandwich structures

从图 2 中可以看到:压陷力在压陷区域到达 7 mm(7 mm 处正好是压陷区域到达纤维柱的值。)后迅速增加,但同时压陷区域本身并不进一步扩展,当

压陷力和压陷位移 δ 进一步增加使得纤维柱达到破坏极限时,纤维柱将丧失承载能力,从而使压陷区域进一步扩展,直到达到下一组纤维柱。从图 3 中明显看出,在压陷区没有到达纤维柱所在位置时,两者的响应完全相同,一旦纤维柱进入压陷区,纤维柱增强夹芯结构的压陷区迅速被限制,而传统泡沫夹芯结构的压陷区继续扩展,这证明了纤维柱增强夹芯结构在限制压陷区扩展上是具有很大优势的。因此,纤维柱的存在使得在同等能量的冲击后(对于大质量比冲击,结构的响应与准静态相同),纤维柱增强泡沫夹芯板与传统泡沫的夹芯结构相比,压陷区的范围明显减小,剩余强度增加。

3 结论

通过对纤维柱增强泡沫夹芯结构压陷行为的研究,并与传统泡沫夹芯结构进行比较,表明纤维柱增强泡沫夹芯结构对压陷区有着极大的限制作用。而压陷区域的大小是衡量冲击后压缩(CAI)性能的一个主要标准。因此,纤维柱增强泡沫夹芯结构较传统泡沫的夹芯结构提高了面板的抗剥离性能,同时也进一步提高结构冲击后的剩余强度。

参考文献

- [1] OLSSON R. Mass criterion for wave controlled impact response of composite plates[J]. Composites: Part A 31, 2000: 879–887.
- [2] OLSSON R. Engineering method for prediction of impact response and damage in sandwich panels [J]. Sandwich Struct. Mater., 2002, 4 (January) :679–687.
- [3] OLSSON R. Methodology for predicting the residual strength of impacted sandwich panels [C]. FFA TN 1999–08, The Aeronautical Research Institute of Sweden, 1999.
- [4] WEN H M, REDDY T Y, REID S R, et al. Indentation penetration and perforation of composite laminates and sandwich panels under quasi-static and projectile loading [J]. Key Eng. Mater., 1998, 141–143:501–552.
- [5] HOO FATT M S, PARK K S. Dynamic models for low-velocity impact damage of composite sandwich panels-Part A: deformation[J]. Compos. Struct., 2001, 52:335–351.
- [6] HOO FATT M S, Park K S. Dynamic models for low-velocity impact damage of composite sandwich panels-Part B: damage initiation[J]. Compos. Struct., 2001, 52:353–364.
- [7] SODEN P D. Indentation of composite sandwich beams [J]. Strain Anal, 1996, 31(5) :353–360.