

文章编号: 1000-3851(2006)06-0192-07

纤维缠绕复合材料纤维束形态的 细观分析及弹性模量预测

孙江^{*1}, 肖琪²

(1. 嘉兴学院 先进材料研究所, 2. 嘉兴学院 工程训练中心, 嘉兴 314001)

摘要: 在对纤维缠绕复合材料缠绕图案分析的基础上, 考虑到纤维束的交叠与波动, 提出一种用于计算纤维缠绕复合材料弹性模量的方法。该方法是在纤维缠绕图案中提取一代表单元, 将代表单元分成层板区域和纤维束波动区域。层板区域用经典层板理论计算弹性模量; 纤维束波动区域根据纤维波动的细观图形及走势计算弹性模量。根据层板区域和纤维束波动区域在代表单元中所占的比例, 组合 2 个区域的弹性模量以获得代表单元的总弹性模量。通过测试碳纤维/环氧树脂缠绕管在轴向拉伸载荷下的轴向弹性模量及泊松比, 验证了理论计算结果, 表明该计算方法能较准确地计算纤维缠绕复合材料的弹性模量, 因此可为这类材料的设计计算提供有益的理论依据。

关键词: 纤维缠绕复合材料; 纤维波动; 管件; 弹性模量; 细观分析

中图分类号: TB332 **文献标识码:** A

Elastic modulus prediction of filament winding composites based on meso-scale filament undulation property analysis

SUN Jiang^{*1}, XIAO Qi²

(1. Institute of Advanced Materials, 2. Engineering Training Center, Jiaxing University, Jiaxing 314001, China)

Abstract: Based on an analysis of the filament winding pattern and filament undulation, a new method for calculating the elastic modulus of filament winding composites is presented. A representative filament winding pattern was selected and the pattern was divided into a laminate field and a filament undulation field to calculate their elastic moduli respectively. For the laminate field, the elastic modulus was calculated according to the classical laminate theory and, for filament undulation field, the elastic modulus was calculated according to the meso-scale filament undulation situation. The whole elastic modulus of the pattern was obtained through combining the two-field elastic moduli with the area ratios of each field to the whole pattern. The calculated elastic moduli are in good agreement with those of carbon/epoxy filament winding composite tubes under tensile loading, which shows that the presented method is valuable for calculating the elastic modulus of filament winding composites.

Keywords: filament winding composite; filament undulation; tube; elastic modulus; meso-scale

缠绕是连续纤维复合材料生产的一种主要工艺方法, 可用于制造火箭发动机壳体、高压气瓶、管道及结构件等产品。缠绕工艺可以保证增强材料按承力需要的方向和数量配置, 充分发挥纤维的承载潜力, 体现了复合材料可设计性及各向异性的优势。交叉缠绕的复合材料具有不同缠绕层纤维束的交织, 也就是具有类似于编织复合材料结构中纤维束的波动特征。目前对平面编织复合材料, 特别是

立体编织复合材料的研究较多^[1-6]。如文献[5,6]在分析了立体编织特点的基础上, 提出代表体单元, 采用解析法或有限元法计算材料的弹性参数。文献[1,2]分析了平面编织复合材料的细观结构, 并提出了弹性性能计算的力学模型。Ishikawa 较早就选用代表体单元对平面编织复合材料进行解析法分析研究^[7,8]。Whitcomb 对代表体单元用有限元法进行数值分析^[9-11]。Karami 分析了纤维束波

收稿日期: 2006-02-09; 收修改稿日期: 2006-07-12

基金项目: 浙江省自然科学基金项目(Y604170); 教育部回国留学人员启动基金项目(2005); 浙江省教育厅科研项目(20051888)

通讯作者: 孙江, 博士, 副教授, 主要从事复合材料性能研究及结构设计 E-mail: sunjiang@mail.zjxu.edu.cn

动对邻层复合材料力学性能的影响^[12]。近年来 Zeman 对平面编织复合材料从微观到细观进行了分析^[13,14]。对缠绕复合材料的研究主要有,建立壳体在静载下受力变形的解析计算方法^[15],分析在复合载荷作用下的破坏机理^[16,17],研究纤维束波动模式对内压破坏的影响^[18]等。目前,有关纤维束波动对缠绕复合材料制件性能影响的研究尚不多见。交叉缠绕的复合材料既具有层合结构特征又具有编织复合材料纤维束波动的结构特征。因此,在对其力学性能进行分析时可以将编织的特性引入性能分析中。结合层板理论和编织复合材料的研究成果,完全可以预测缠绕复合材料的力学性能。

本文中首先分析了纤维缠绕的代表单元,然后结合层板理论和纤维束波动特性,提出了一种计算弹性模量的方法,最后,用实验对计算结果进行了验证。

1 代表单元分析

纤维缠绕工艺,以湿法缠绕为例,是将浸渍了树脂的纤维按一定的方式缠绕在芯模上,之后经固化,脱模,修整。一般缠绕方式按缠绕角分,可分为轴向缠绕,环向(周向缠绕)和交叉缠绕。

交叉缠绕时,一般都以对称缠绕角 $[\pm]$ 作为一组纤维层片的居多,这样的缠绕方式可使制件变形均匀。一个纤维缠绕的制件,根据承载需要,可对轴向缠绕、环向缠绕和交叉缠绕纤维层片进行组合。对于以对称角交叉缠绕的管件(图1),其缠绕模式如图2所示。在这一模式中可选一菱形(如图3)作为一代表单元。可以看出,在这一代表单元中,一部分区域具有层板结构,一部分区域具有编织复合材料中纤维束波动结构。文献[7,8]表明,纤维波动对面内的弹性模量有一定的折减,因此对代表单元弹性模量的估算应考虑到这一因素。为此需要知道纤维波动区域在代表单元中所占的比例。文献[19]在分析管件缠绕图形及制造参数的基础上给出了这一比例,在此称为纤维波动率 R_u 。



图1 纤维缠绕管

Fig. 1 A filament wound tube

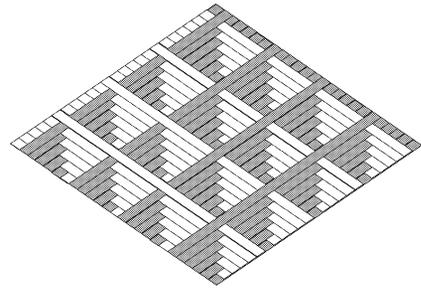


图2 纤维缠绕图案

Fig. 2 Filament winding pattern

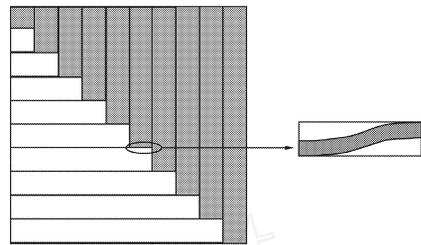


图3 代表单元和纤维束波动示意图

Fig. 3 A representative pattern and tow undulation

2 弹性模量预测的理论

由前面对代表单元的分析可知,代表单元中一部分区域具有层板结构,一部分区域具有纤维波动结构,为此可结合经典层板理论和纤维波动的特点对其弹性模量进行预测。

2.1 不考虑纤维波动时轴向弹性模量计算

以对称缠绕角管件为例,如果不考虑纤维波动,则纤维缠绕的管件可以当作是层合板结构。这样可用层合板理论作为计算纤维缠绕管轴向弹性模量的基础。

现在来分析一纤维缠绕管件,如图4所示。从管上取出一个由 n 层纤维构成的微小单元,由于取得是微小单元,可将其看成是一微小的层合板。在无内压时,根据层板理论,管元每一层为平面应力状态,第 k 层的本构方程为

$$\begin{matrix} k \\ \sigma \end{matrix} = \bar{C}^k \begin{matrix} k \\ \epsilon \end{matrix} \quad (1)$$

式中: $\begin{matrix} k \\ \sigma \end{matrix}$ 、 $\begin{matrix} k \\ \epsilon \end{matrix}$ 为第 k 层应力、应变列阵; \bar{C} 是偏轴刚度矩阵。

经典层板理论假设层板截面保持平面并垂直于中平面。对这样的层板,任一层在面内载荷作用下的挠曲和扭曲可以忽略不计。因此任一层的变形保持常数,并等于中面的变形,即

$$\begin{matrix} k \\ \epsilon \end{matrix} = \begin{matrix} 0 \\ x \end{matrix}, \quad \begin{matrix} k \\ \epsilon \end{matrix} = \begin{matrix} 0 \\ y \end{matrix}, \quad \begin{matrix} k \\ \epsilon \end{matrix} = \begin{matrix} 0 \\ xy \end{matrix} \quad (2)$$

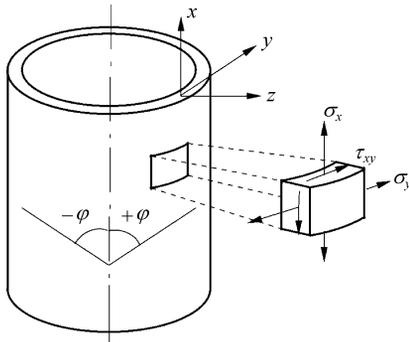


图4 一个管元示意图
Fig.4 A tube element

式中, $\epsilon_x^0, \epsilon_y^0, \epsilon_{xy}^0$ 为中面应变。这样面内合力列阵

$$N = A^0 \quad (3)$$

式中: A 为拉伸刚度矩阵, 其元素 $A_{ij} = \sum_{k=1}^n \bar{C}_{ij}^k t_k$, $i, j = 1, 2, 6$, t_k 是第 k 层的厚度。

对于一个具有 $[\pm]$ 对称缠绕角且层厚均匀的管件, $A_{16} = A_{26} = 0$ 。如果只在管的轴向加载, 即 $N_x \neq 0$, 而 N_y 及 N_{xy} 为零, 由式(3)可求得

$$N_x = \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{A_{22}} \epsilon_x^0 \quad (4)$$

这样沿 x 向的有效弹性模量 E_x 和泊松比 ν_{xy} 表达式为

$$E_x = \frac{N_x}{\epsilon_x^0} = \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{A_{22}t} = \frac{\bar{C}_{11}\bar{C}_{22} - \bar{C}_{12}^2}{\bar{C}_{22}} \quad (5)$$

$$\nu_{xy} = -\frac{\epsilon_y^0}{\epsilon_x^0} = \frac{A_{12}}{A_{22}} = \frac{\bar{C}_{12}}{\bar{C}_{22}} \quad (6)$$

其中, $t = \sum_{k=1}^n t_k$, 为管的壁厚。

如果不是对称缠绕角结构时, A_{16}, A_{26} 不为零。在轴向加载时, 同样可由式(3)得出

$$E_x = \frac{N_x}{\epsilon_x^0} = \frac{M}{t(A_{66}A_{22} - A_{26}^2)} \quad (7)$$

$$\nu_{xy} = -\frac{\epsilon_y^0}{\epsilon_x^0} = \frac{A_{12}A_{66} - A_{16}A_{26}}{A_{22}A_{66} - A_{26}^2} \quad (8)$$

其中:

$$M = A_{11}A_{22}A_{66} + 2A_{12}A_{16}A_{26} - A_{11}A_{26}^2 - A_{22}A_{16}^2 - A_{66}A_{12}^2 \quad (9)$$

2.2 考虑纤维波动时管轴向弹性模量的计算

前面所述的一些公式只适合于层板复合材料, 不适合于具有纤维波动特征的缠绕复合材料。实际缠绕复合材料的纤维束有交叠和波动(如图 5(a)、5(b)所示)。图中 $abcd$ 是在两交叉的纤维束处取出

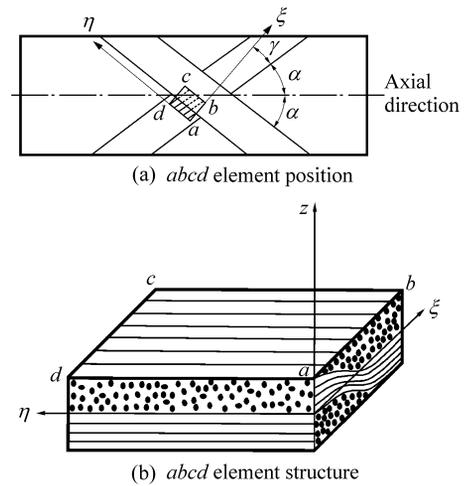


图5 纤维波动处小单元 $abcd$ 位置和结构示意图

Fig.5 Illustration of $abcd$ element structure and position

的一小单元, 小单元的 ξ, η, γ 坐标轴与右旋的纤维束平行, ξ, η, z 构成右手正交坐标系。考虑到纤维缠绕具有周向弹性模量对称的结构特点, 及受拉伸载荷时的受力特点, 在取小单元进行分析时选用了直角坐标进行推导。

在有波动纤维的小单元 $abcd$ 上(如图 5(a))

$$\gamma = 90^\circ - 2\alpha \quad (10)$$

其中: α 是缠绕角; γ 是 ξ 轴与纤维主方向之间的夹角。

纤维波动时 2 个主要参数(参见图 6)的计算式为

$$h_u(\alpha) = \frac{h}{2} \cos\left(\frac{\alpha}{L_u}\right) \quad (11)$$

$$= \arctan\left(\frac{\partial h_u}{\partial \alpha}\right) \quad (12)$$

有了上面 2 个波动参数, 便可获得 $abcd$ 元的面内刚度

$$\bar{C}^{und} = T^{-1}T^{-1}CRTTR^{-1} \quad (13)$$

其中: T 是由纤维波动而引入的转换矩阵(参见图 6); T 是将纤维主轴方向弹性模量转到管件轴方向而引入的转换矩阵(参见图 5(a)); C 是复合材料的正轴刚度矩阵; R 为 Reuter 矩阵:

$$R = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix} \quad (14)$$

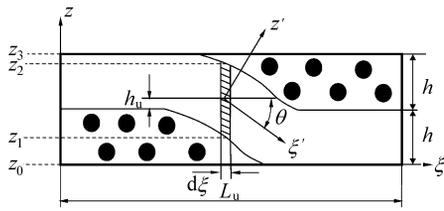


图6 波动参数示意图

Fig. 6 Undulation parameters

这样, 式(3)中矩阵 A 的各元素为

$$A_{ij}^{und} = \bar{C}_{ij}^{90}(z_1 - z_0) + \bar{C}_{ij}^{und}(z_2 - z_1) + \bar{C}_{ij}^{90}(z_3 - z_2) \quad (i, j = 1, 2, 6) \quad (15)$$

其中:

$$z_0 = -h; z_1 = h_u - \frac{h}{2}; z_2 = h_u + \frac{h}{2}; z_3 = h; \quad (16)$$

\bar{C}_{ij}^{90} 是偏转角为 90 时的偏轴刚度系数。这样, $abcd$ 元上 A_{ij}^{und} 平均值为

$$\bar{A}_{ij}^{und} = \frac{2}{L_u} \int_0^{L_u} A_{ij}^{und} d \quad (17)$$

之后, 再将 \bar{A}_{ij}^{und} 转到管件轴向 (参见图 5(a)), 其转换式为

$$\bar{A}_{axial}^{und} = T_+^{-1} \bar{A}^{und} T_+ \quad (18)$$

其中, T_+ 为方向转换矩阵。

这样纤维波动部分的轴向刚度 E_x^{und} 可通过将 \bar{A}_{axial}^{und} 中的相应元素代入式(7)求得, 而层合部分的刚度 E_x^{lam} 可由式(5)求得。之后, 代表单元沿轴向的有效弹性模量可由下式求出

$$E_x = R_u E_x^{und} + (1 - R_u) E_x^{und} \quad (19)$$

其中, R_u 是纤维波动率, 其计算方法见文献[19]。

2.3 有效弹性模量的 Mori-Tanaka 算法

有效弹性模量可采用 Mori-Tanaka 方法计算。Mori-Tanaka 方法具有显函数形式, 运算简单, 同时在一定程度上计及了复合材料中夹杂相之间的相互作用, 近年来受到广泛的应用, 成为处理各种非均质复合材料性能的有效手段。

这里, 先引入 Hill^[20] 由自洽方法给出的具有横观各向同性纤维材料的弹性模量 (1 轴为纤维纵向, 2、3 轴为纤维横向), 由 Hill 模量表示的应力-应变关系为

$$\begin{bmatrix} 1 \\ 2 \\ 3 \\ 4 \\ 5 \\ 6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} n & l & l & 0 & 0 & 0 \\ l & k+m & k-m & 0 & 0 & 0 \\ l & k-m & k+m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & p & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ 2 \\ 3 \\ 4 \\ 5 \\ 6 \end{bmatrix} \quad (20)$$

其中:

$$k = - \left(\frac{1}{G_{23}} - \frac{4}{E_{22}} + \frac{4}{E_{11}} \right)^{-1}; \quad l = 2k_{12};$$

$$n = E_{11} + 2k_{12}^2 = E_{11} + l^2/k;$$

$$m = G_{23}; \quad p = G_{12}. \quad (21)$$

Benveniste^[21] 由 Mori-Tanaka 法得复合材料的有效弹性模量

$$C = C_0 + V_1 [(C_1 - C_0) T] (V_0 I + V_1 T)^{-1} \quad (22)$$

其中: V_0 是基体的体积分数; V_1 是纤维的体积分数; C_0 为基体的刚度矩阵, 按各向同性材料的算法求出; C_1 为纤维的刚度矩阵, 由 Hill 模量算出 (式(20)); I 为单位矩阵; T 为应变集中张量, 可由下式计算:

$$T = I + P(C_1 - C_0) \quad (23)$$

式中, P 是与 Eshelby 张量及夹杂形状相关的系数, Walpole^[22] 给出的纤维复合材料的相关系数为 (x_1 轴为纤维方向)

$$P = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{k+4m}{8m(k+m)} & \frac{-k}{8m(k+m)} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{k+4m}{8m(k+m)} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{k+2m}{2m(k+m)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2p} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2p'} \end{bmatrix} \quad (24)$$

这样由式(20) ~ 式(24)就可算出有效弹性模量。

3 实验研究

试件由 T700-12K 碳纤维束浸渍环氧树脂缠在芯模上, 再经固化、拔模、切制而成。芯模直径为 26 mm, 长为 1200 mm, 制成 1200 mm 管后再切成 3 根 400 mm 长的试件。每一缠绕角制成 5 根管, 每根管再切制成 400 mm 长的 3 根试件, 这样每一个缠绕角有 15 个试件。加工了 10 个缠绕角, 共

150 根试件。为保证试件在拉伸时能够夹紧，试件两端缠有玻璃纤维，每个夹紧端长约 100 mm，这样试件中部长约为 200 mm，为测试部分。拉伸试验在材料试验机上进行，轴向变形由引伸仪采集。为校准引伸仪，每组试件有 2 根贴有 90°应变片 (10/120XY91)，可同时采集轴向和环向变形数据。每组的 15 根试件中，有 1 根先拉断，以掌握每一缠绕角试件的最大载荷。其余 14 根试件用引伸仪 (这其中有两根贴有应变片) 测试轴向变形。环氧树脂和碳纤维的弹性参数见表 1，缠绕角和管壁厚见表 2。

表 1 碳纤维 T700/12K 和环氧树脂的力学性能

Table 1 Properties of carbon fiber T700/12K and epoxy

	E_{11} / GPa	E_{22} / GPa	G_{12} / GPa	ν_{23}	Volume fraction/ %
T700	235	15	5	0.35	50
Epoxy	4.5	4.5	1.6	0.4	50

对实验测得的数据进行统计分析，得出的管轴向弹性模量均值与方差 (STDEV) 和管轴向应变与周向应变的泊松比均值也列于表 2。由于只在每组缠绕角的 2 个试件上安装了应变片，所以对泊松比而言，数据不够充足，表中也就没给出方差。弹性模量和泊松比的理论预测值、实验均值及误差见表 3。为更好反映弹性模量和泊松比理论值和实验值随缠绕角的走势，本文将其绘制成曲线，参见图 7，图 8。

表 2 实验测试值

Table 2 Experimental Values

Winding angle/ (°)	Tube-wall thickness/ mm	Axial elastic modulus/ GPa		Poisson ratio (Average)
		Average	STDEV	
		6.9	1.01	
10.3	1.02	104.88	11.21	0.39
13.6	1.04	91.45	7.65	0.70
16.8	1.05	76.35	3.78	1.01
20.0	1.07	67.57	1.22	1.10
25.8	1.11	49.51	3.23	1.06
31.2	1.17	31.33	4.07	1.19
36.0	1.23	23.50	1.60	1.10
45.8	1.42	11.47	1.72	0.83
59.4	0.99	17.12	0.61	0.40

由图 7 实验数据显示，缠绕角在 0 到 45° 之间变化时，管的轴向弹性模量随缠绕角的增加而减小，理论计算结果也有同样的变化趋势，而且与实验结果有较好的吻合。图 8 中泊松比的实验数据显示，缠绕角在 0 到 26° 之间时，泊松比随缠绕角的增加而增加，在 26 到 45° 之间变化时，泊松比随缠绕角的增加而减少，计算结果也有同样的变化趋势。泊松比的实验数据比较分散，与理论结果吻合得也不是太好。这主要是每种缠绕角的泊松比实验数据较少，因为每组试件只有 2 个试件粘贴了应变片，数据不够稳定，也不够可靠，在此仅作参考。

表 3 理论预测值与实验值比较

Table 3 Comparison of theoretical and experimental values

Winding angle/ (°)	Axial elastic modulus			Poisson ratio		
	Predicted/ GPa	Experimental/ GPa	Error/ %	Predicted	Experimental	Error/ %
6.9	114.25	113.98	0.24	0.45	0.29	35.56
10.3	106.55	104.88	1.57	0.57	0.39	31.58
13.6	95.82	91.45	4.56	0.68	0.70	- 2.94
16.8	82.60	76.35	7.58	0.76	1.01	- 32.89
20.0	69.15	67.57	2.28	0.85	1.10	- 29.41
25.8	48.06	49.51	- 3.02	1.06	1.06	0.00
31.2	32.00	31.33	2.09	1.08	1.19	- 10.19
36.0	20.39	23.50	- 15.25	1.01	1.10	- 8.91
45.8	11.97	11.47	4.18	0.77	0.83	- 7.79
59.4	16.83	17.12	- 1.72	0.18	0.40	- 122.22

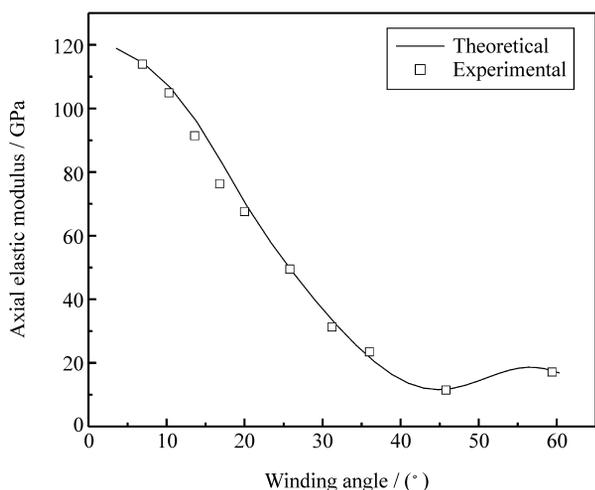


图7 管轴向弹性模量的理论和实验结果

Fig.7 Theoretical and experimental results of tube axial stiffness

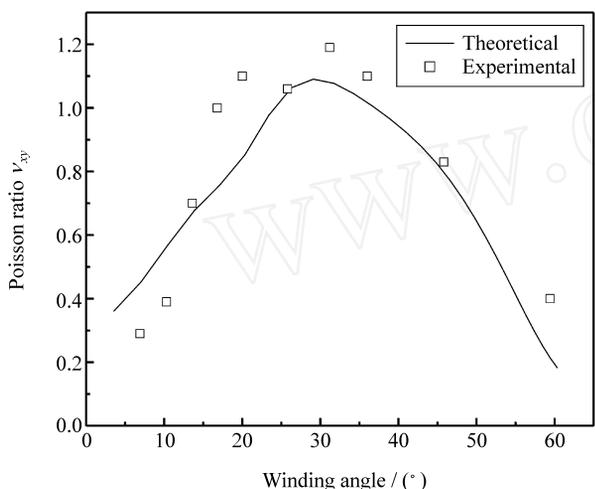


图8 管周向和轴向应变比的理论和实验值

Fig.8 Theoretical and experimental results of Poisson ratio

4 结论

根据纤维缠绕图案的特点, 选取一个代表单元, 并将代表单元分为层板区域和纤维波动区域。在纤维波动区域充分考虑了纤维束波动特点, 提出一种计算纤维缠绕复合材料代表单元的弹性模量计算方法。经实验验证, 该计算方法能较准确地计算纤维缠绕复合材料的弹性模量, 可为这类材料的设计计算提供有益的理论依据。

参考文献:

[1] Potluri P, Parlak I, Ramgulum R, et al. Analysis of tow deformations in textile preforms subjected to forming forces [J].

Composites Science and Technology, 2006, 66: 297 - 305.

[2] 王立朋, 燕 瑛. 编织复合材料弹性性能的细观分析及实验研究 [J]. 复合材料学报, 2004, 21(4): 152 - 156.

Wang Lipeng, Yan Ying. Micro analysis and experimental study of the elastic properties of braided composites structure [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2004, 21(4): 152 - 156.

[3] Xue P, Cao J, Chen J. Integrated micro/ macro- mechanical model of woven fabric composites under large deformation [J]. Composite Structures, 2005, 70: 69 - 80.

[4] 徐 焜, 许希武, 汪 海. 三维四向编织复合材料的几何建模及刚度预报 [J]. 复合材料学报, 2005, 22(1): 133 - 138.

Xu Kun, Xu Xiwu, Wang Hai. On geometrical model and stiffness prediction of 3D 4-directional braided composites [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2005, 22(1): 133 - 138.

[5] 孙 颖, 李嘉禄, 亢一澜. 二步法三维编织复合材料弹性性能的有限元法预报 [J]. 复合材料学报, 2005, 22(1): 108 - 113.

Sun Ying, Li Jialu, Kang Yilan. Finite element prediction of elastic properties of two-step three dimensional braided composites [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2005, 22(1): 108 - 113.

[6] 杨振宇, 卢子兴. 三维四向编织复合材料弹性性能的理论预测 [J]. 复合材料学报, 2004, 21(2): 134 - 141.

Yang Zhenyu, Lu Zxing. Theoretical prediction of the elastic properties of three-dimensional and four-directional braided composites [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2004, 21(2): 134 - 141.

[7] Ishikawa T, Chou T W. Stiffness and strength behaviour of woven fabric composites [J]. Journal of Materials Science, 1982, 17: 3211 - 3220.

[8] Ishikawa T, Chou T W. One-dimensional micromechanical analysis of woven fabric composites [J]. AIAA Journal, 1983, 21(12): 1714 - 1721.

[9] Whitcomb J D, Srirengan K, Chapman C. Evaluation of homogenization for global/local stress analysis of textile composites [J]. Composites Structures, 1995, 31: 137 - 149.

[10] Whitcomb J D, Woo K S. Enhanced direct stiffness method for finite-element analysis of textile composites [J]. Composite Structures, 1994, 28(4): 385 - 390.

[11] Woo K S, Suh Y W, Whitcomb J D. Effect of phase shift on engineering properties of [±] plain weave laminates [J]. Journal of Composite Materials, 2005, 39(6): 479 - 495.

[12] Karami G, Garnich M. Effective moduli and failure considerations for composites with periodic fiber waviness [J]. Composite Structures, 2005, 67: 461 - 475.

[13] Zeman J, Šejnoha M. On determination of periodic unit cell for plain weave fabric composites [J]. Engineering Mechanics, 2002, 12(9): 65 - 74.

[14] Zeman J, Šejnoha M. Homogenization of plain weave composites with imperfect microstructure, Part : Theoretical formulation [J]. International Journal of Solids and Structures,

- 2004, 41: 6549 - 6571.
- [15] Yuan F G, Yang W, Kim H. Analysis of axisymmetrically-loaded filament wound composite cylindrical shells [J]. *Composite Structures*, 2000, 50: 115 - 130.
- [16] Bai J, Hu G, Bompard P. Mechanical behavior of $\pm 55^\circ$ filament-wound glass-fiber/epoxy-resin tubes : Micromechanical model of damage initiation and the composite between different mechanisms [J]. *Composites Science and Technology*, 1997, 57: 155 - 164.
- [17] Bai J, Seeleuthner P, Bompard P. Mechanical behavior of $\pm 55^\circ$ filament-wound glass-fiber/epoxy-resin tubes : Microstructural analyses, mechanical behavior and damage mechanisms of composite tubes under pure tensile loading, pure internal pressure, and combined loading [J]. *Composites Science and Technology*, 1997, 57: 141 - 153.
- [18] Rousseau J, Perreux D, Verdiere N. The influence of winding patterns on the damage behavior of filament-wound pipes [J]. *Composites Science and Technology*, 1999, 59: 1439 - 1449.
- [19] 孙江. 纤维缠绕复合材料管件的缠绕图型及纤维波动程度 [J]. *玻璃钢/复合材料*, 2004(2): 36 - 38.
- Sun Jiang. Winding pattern of filament wound composite tube and undulation degree [J]. *Fiber Reinforced Plastics/Composites*, 2004(2): 36 - 38.
- [20] Hill R. A self-consistent mechanics of composite materials [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1965, 13: 213 - 222.
- [21] Benveniste Y. A new approach to the application of Mori-Tanaka theory in composite materials [J]. *Mechanics of Materials*, 1987, 6: 147 - 157.
- [22] Walpole J L. On the overall elastic moduli of composite materials [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1969, 17: 289 - 301.

www.cnki.net