

# 泡沫铝层合梁的三点弯曲变形\*

尚金堂 何德坪

(东南大学)

**摘 要** 研究了泡沫铝层合梁三点弯曲的载荷 ( $P$ )– 位移 ( $\delta$ ) 曲线, 变形过程及面板破坏、夹芯剪切破坏、凹陷破坏等破坏模式. 用极限载荷公式得到的计算值与实验值符合良好. 实验所得的加载和卸载刚度 ( $P/\delta$ ) 与计算结果吻合较好. 泡沫铝层合梁具有较低的密度 ( $(0.42\sim 0.92)\times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ) 和很高的弯曲比刚度 ( $E^{1/2}/\rho$ ). 利用极限载荷公式建立了破坏模式图.

**关键词** 金属材料, 超轻型金属结构, 三点弯曲, 层合梁, 泡沫铝

**分类号** TG115

**文章编号** 1005-3093(2003)01-0031-08

## Deformation of sandwich beams with Al foam cores in three-point bending

SHANG Jintang HE Deping\*\*

(Department of Materials Science and Engineering, Southeast University, Nanjing 210096)

\* Supported by National Natural Science Foundation No.50231010 and 90205005.

Manuscript received June 25, 2001; in revised form November 11, 2002.

\*\* To whom correspondence should be addressed, Tel: (025)3794119,

E-mail:dphe@seu.edu.cn

**ABSTRACT** The load–deflection curve of sandwich beams with Al foam cores loaded in three-point bending, the course of deformation and failure modes including face yielding, core yielding, indentation and delamination were investigated in this paper. The calculated values with peak load formulae coincide well with the experimental ones. The loading and unloading stiffness corresponded well with the calculated values. Sandwich beams with Al foam cores are found to have low density ( $0.42\sim 0.92$ ), but a very high value of specific bending stiffness,  $E^{1/2}/\rho$ . The failure map were established.

**KEY WORDS** metallic materials, metallic structure of super light, three-point bending, sandwich beams, aluminum foams

以较大孔径、较高孔隙率和轻质 ( $\rho=(0.27\sim 0.54)\times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ) 为特征的超轻型泡沫铝具有高比强、高能量吸收、高阻尼、隔声、吸声、隔热和电磁屏蔽等多功能兼容性能, 有广泛的应用前景<sup>[1~12]</sup>. 近几年, 剑桥大学, 哈佛大学, MIT 在这方面以性能设计方法为主<sup>[1~4]</sup>, 而本文作者则以材料制备为重点<sup>[5~12]</sup>. 为了充分发挥泡沫铝的各种特性, 人们往往将其制成层合结构. 与其它材料的层合结构相比, 各种形式的泡沫铝层合结构具有耐热、各向同性、成本低等优势, 在汽车、航空、航天等领域有广泛的应用. 目前国外主要研究了在典型受载情况下的变形特征, 如四点弯曲条件下的泡沫铝层合梁以及三点弯曲下的层合梁的失效<sup>[13~15]</sup>. 本文研究三点弯曲下

\* 国家自然科学基金资助项目 50231010 和 90205005.

2002 年 6 月 25 日收到初稿; 2002 年 11 月 11 日收到修改稿

本文联系人: 何德坪, 南京市 210096, 东南大学材料科学与工程系

的泡沫铝层合梁载荷-位移曲线及其比刚度,并在分析各种破坏模式的基础上,建立了破坏模式图.

## 1 实验方法

实验用夹芯材料为本实验室研制的泡沫铝(相对密度  $\rho_c/\rho_f=0.1$ ,  $\rho_c$  为泡沫铝的密度,  $\rho_f$  为 Al 的密度, 泡沫铝的抗压强度  $\sigma_{yc}=2.5$  MPa, 剪切强度  $\tau_{yc}=1.6$  MPa, 加载弹性模量  $E_c=180$  MPa, 加载剪切模量  $G_c=96$  MPa; 卸载弹性模量  $E_c=1000$  MPa, 卸载剪切模量  $G_c=350$  MPa). 用铝合金 LY12(屈服强度  $\sigma_{yf}=270$  MPa) 作为面板材料(弹性模量:  $E_f=69$  GPa); 对面板和泡沫铝的表面处理后进行粘接, 在一定压力下使胶粘剂固化. 梁的宽度为  $b$ , 夹芯厚度为  $c$ , 跨距为  $L$ , 面板厚度为  $t$ , 梁的外伸距离为  $H$ , 试样尺寸列于表 1, 其中  $b=c$ ,  $H/L=0.1$ . 平均密度为铝板和泡沫铝的总重量与总体积(忽略胶结剂的重量)的商.

表 1 泡沫铝层合梁尺寸和平均密度

Table 1 Sizes and average density of sandwich beams with Al foam cores

No.	Average density/g·cm <sup>-3</sup>	t/mm	L/mm	c/mm
1	0.64	1	100	11
2	0.57	1	100	14
3	0.49	1	100	20
4	0.42	1	100	30
5	0.45	1	140	25
6	0.92	2	100	11
7	0.61	2	100	25
8	0.61	2	110	25
9	0.56	2	110	30
10	0.68	2	140	20
11	0.56	2	140	30

在电子万能实验机上进行三点弯曲实验, 实验中用高强度钢块作为加载压头, 其宽度  $a$  和跨距  $L$  的比值为 0.1, 加载速率为 1.5 mm/min. 弯曲过程由计算机自动绘制出载荷 ( $P$ )-位移 ( $\delta$ ) 曲线, 并用数码相机拍摄不同弯曲阶段的试样照片. 为保证实验的可重复性, 对于每种尺寸试样都进行了 3 组实验.

## 2 泡沫铝层合梁的 $P-\delta$ 曲线和比刚度

在层合梁三点弯曲过程中载荷 ( $P$ ) 与位移 ( $\delta$ ) 的理论关系<sup>[3]</sup>为  $\delta = \frac{PL^3}{48(EI)_{eq}} + \frac{PL}{4(AG)_{eq}}$ , 其中  $(EI)_{eq} = \frac{E_fbt(c+t)^2}{2} + \frac{E_fbt^3}{6} + \frac{E_cbc^3}{12} \approx \frac{E_fbt^2}{2}$ ,  $(AG)_{eq} = \frac{G_c b(c+t)^2}{c} \approx G_c bc$ . 第 2 式和第 3 式在  $t \ll c$  的条件下成立. 第 1 式右边第一项表示纯弯曲引起的位移, 第二项表示纯剪切引起的位移. 第 2 式右边的第一项表示弯曲过程中面板和夹芯相互作用对刚度的贡献, 第二项和第三项分别表示面板和夹芯在弯曲过程中对刚度的贡献.

在图 1 中, 在曲线的线性变形段层合梁发生线性弯曲变形; 在非线性段, 层合梁发生非线

性变形, 面板或者夹芯内部的一些部分达到屈服应力, 梁发生塑性变形; 在极限值  $P_1$  以后的曲线梁失稳段, 在梁的内部应力较大处形成裂纹, 梁的承载能力开始下降.

泡沫铝层合梁的弯曲刚度用比值  $P/\delta$  描述<sup>[3]</sup>. 用  $P-\delta$  曲线直线段的斜率表示加载刚度, 用卸载曲线斜率表示卸载刚度. 层合梁加载刚度低于卸载刚度, 夹芯材料泡沫铝的加载刚度比卸载刚度低<sup>[16]</sup>. 分别将泡沫铝的加载和卸载弹性模量代入式 (1) 计算出泡沫铝层合梁的加载和卸载刚度  $P/\delta$ . 与实验 (图 2) 比较表明, 卸载和加载刚度 ( $P/\delta$ ) 的计算值比实验值略小, 其原因可能是胶结时渗入泡沫铝表面孔里的高刚度胶结层对刚度有一部分贡献.

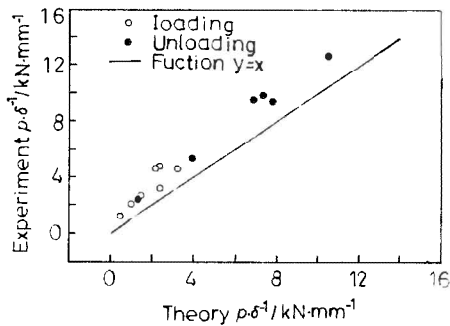


图 2 泡沫铝层合梁刚度实验值与计算值比较  
Fig.2 Comparisons of stiffness between experimental and calculated values

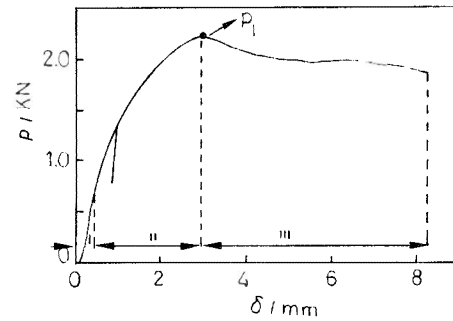


图 1 三点弯曲下泡沫铝层合梁的  $P$  与  $\delta$  之间的关系

Fig.1  $P-\delta$  curve of sandwich beam with cores of foam Aluminum under three point bending

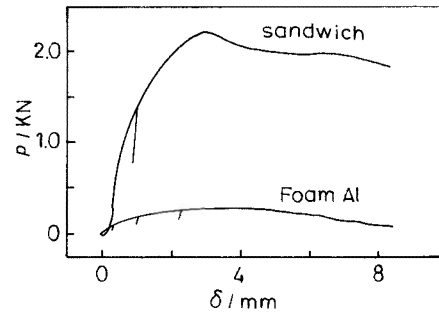


图 3 泡沫铝梁与相同尺寸的泡沫铝层合梁  $P-\delta$  曲线的比较

Fig.3 Comparison of  $P-\delta$  curve between foam Al and foam Al sandwich beam (No.5 in table 1) under three-point bending

计算表明, 与泡沫铝梁相比, 加了两层厚度为 1 mm 的面板后的层合梁 (其尺寸参数见表 1 中的 5 号) 的质量增加了 80%, 而加载刚度提高了 584%, 卸载刚度提高了 420%, 极限载荷提高了 676%(图 3).

一般用比刚度  $\frac{E^{1/2}}{\rho}$  评价梁的抗弯特性<sup>[4]</sup>, 其中  $E$  为弯曲弹性模量,  $\rho$  为材料的密度. 泡沫铝层合梁的等效弯曲弹性模量为  $E = \frac{(EI)_{eq}}{I} = \frac{6E_f t c^2}{(c+2t)^3} \approx \frac{6E_f t}{c}$ ,  $\rho$  取平均密度. 优化的泡沫铝层合梁 (如  $t/l=0.0139$ ,  $c/l=0.19$ ,  $\rho_c/\rho_f=0.1$ ) 的弯曲比刚度  $E^{1/2}/\rho$  较大, 泡沫铝层合梁和其它材料梁的  $\rho$  和  $E^{1/2}/\rho$  的值列于表 2 (比刚度单位:  $(\text{GPa})^{1/2}/(\text{kg}/\text{m}^3)^{-1}$ , 密度单位:  $\text{kg}/\text{m}^3$ ). 由表 2 可见, 泡沫铝层合梁具有很高的弯曲比刚度和较低的密度.

表 2 泡沫铝层合梁与其它材料梁的比刚度和密度

Table 2 Specific stiffness and density of sandwich beams with Al foam cores and other materials

Factor	Sandwich	Foam Al (unloading)	Al or Al alloy	Iron
$E^{1/2}/\rho$	$23.2 \times 10^{-3}$	$3.70 \times 10^{-3}$	$3.07 \times 10^{-3}$	$1.81 \times 10^{-3}$
Ratio of $E^{1/2}/\rho$	1	0.16	0.13	0.08
$\rho$	$0.58 \times 10^3$	$0.27 \times 10^3$	$2.7 \times 10^3$	$7.8 \times 10^3$
Ratio of $\rho$	1	0.47	4.7	13.4

### 3 三点弯曲下泡沫铝层合梁的破坏模式和极限载荷

#### 3.1 三点弯曲下泡沫铝层合梁破坏模式

当梁中截面面板内的应力超过屈服应力, 梁开始发生非线性变形, 载荷偏离线性段; 当梁中截面完全塑性屈服时, 载荷达到极限值. 其  $P_1$  计算公式见表 3 中式 (1). 面板的破坏 (face-yield 简称为 fy) 模式发生在面板较薄、屈服强度较低的情况下. 这种破坏模式  $P_1$  主要由面板承担, 夹芯的贡献只有 5%, 因而计算  $P_1$  时往往忽略夹芯对载荷的贡献.

图 4 中夹芯剪切破坏的  $P-\delta$  曲线上 a, b, c 过程与图 5 中的照片对应. 由图 4 和图 5 可见, 达到  $P_1$  以后, 与梁的中轴线成 45 度角的裂纹在泡沫铝中产生, 梁的承载能力随着裂纹扩展逐渐下降. 剪切破坏有两种模式: 支点左右的梁在一条直线上, 与中轴线成 45 度角的裂纹延伸至梁端部 (图 6a); 支撑点左右的梁不在一条直线上, 与中轴线成 45 度角的裂纹在支点和加载压头之间 (图 6b). 主要差别是长度为  $H$  的外伸部分的行为: 对于模式 A (简称 Cy a), 支撑点位置的面板局部不发生塑性屈服, 外伸部分对承受剪切载荷有贡献; 对于模式 B (Cy b), 支点位置的面板上发生局部塑性屈服, 外伸部分对承受剪切载荷无贡献. 两种剪切破坏模式的  $P_1$  见表 3

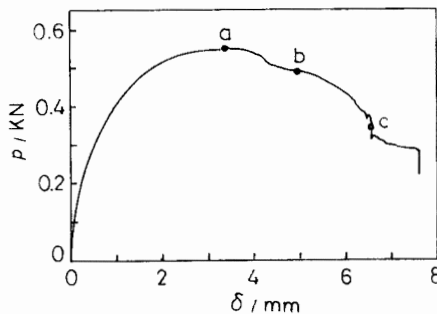


图 4 夹芯剪切破坏的典型  $P-\delta$  曲线  
Fig.4  $P-\delta$  curve of core-yield failure

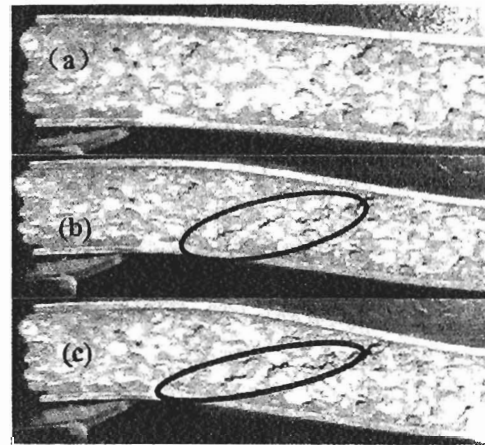


图 5 与图 4 中曲线上所标 (a), (b), (c) 对应的照片

Fig.5 Photograph corresponding to the curve in fig.4

式 (2) 和式 (3). 剪切的  $P_1$  公式右边的第一项表示面板的贡献, 第二项表示夹芯的贡献. 在优化条件下, 第二项与第一项的比达到 10:1 以上. 由此可见, 在此种破坏模式下, 载荷主要由夹芯承受. 令表 3 中 (2) 和 (3) 相等, 得到由 A 向 B 转变时的  $H = t^2 \sigma_{yf} / (2c\tau_{yc})$ .

图 7 中曲线上的 a, b, c, d 对应的照片示于图 8. 由图 7 可见,  $P - \delta$  曲线的失稳段载荷在很大的位移内缓慢下降. 从对应过程的照片可见, 梁的破坏过程是面板局部凹陷屈服和凹陷部分下面的泡沫铝受压发生塑性变形的过程 (图 8c 和 d). 由图 7 还可发现,  $P - \delta$  曲线的失稳段的载荷基本不变, 这主要和泡沫铝单向压缩应力应变曲线存在一个很长的平台区有关 (图 9). 梁的失稳段同时也是泡沫铝受压吸收塑性功的过程. 这种模式 (简称 In) $P_1$  的表达式见表 3 中的式 (4).

发生分层 (delamination) 破坏时, 载荷突然降到一个很低的值 (图 10). 引起分层破坏的主要原因是胶结的强度不够. 本文采取了合适的表面处理和胶结工艺, 在面板和泡沫铝之间形成了结合牢固的胶结层 (抗剪切强度  $>15$  MPa), 以避免分层破坏.

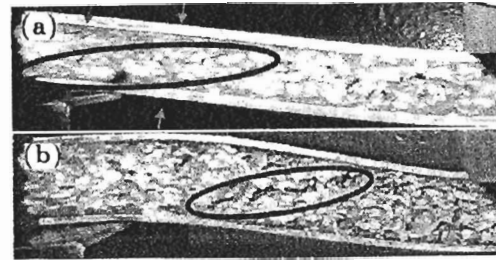


图 6 夹芯剪切破坏模式照片

Fig.6 Mode of the core-shear failure (a) Mode A, (b) Mode B

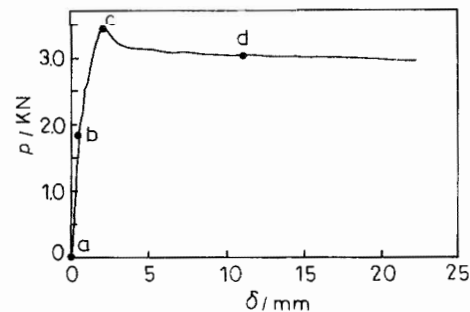


图 7 凹陷破坏模式  $P - \delta$  曲线

Fig.7  $P - \delta$  curve of indentation failure mode

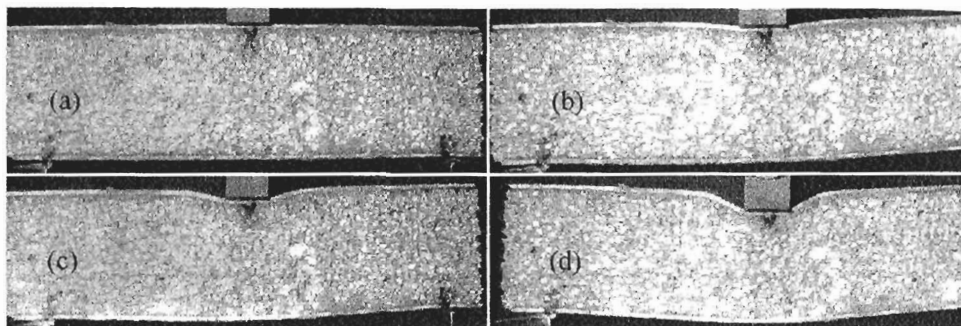


图 8 与图 7 中的曲线对应的试样照片

Fig.8 Samples photograph corresponding to the curve in fig.7

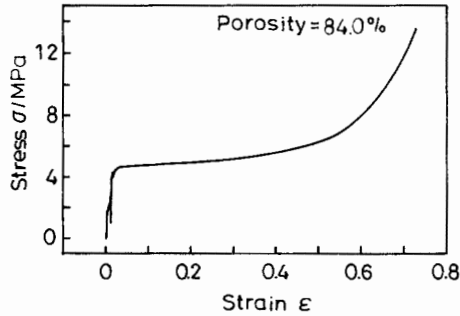


图 9 泡沫铝压缩应力 - 应变曲线

Fig.9 Compression stress-strain curve of Al foam

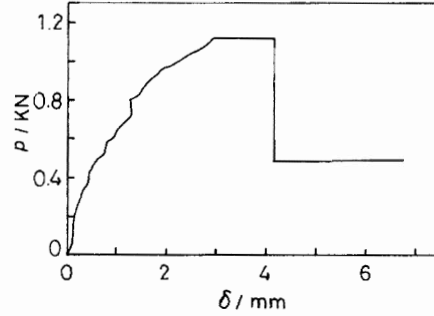


图 10 分层破坏 P - δ 曲线

Fig.10 P - δ curve of de-lamination

### 3.2 泡沫铝层合梁的 $P_l$ 及破坏模式图

使用破坏模式图 (图 11) 能估计试样可能的破坏模式, 根据有关力学原理可以推导出每一种破坏模式的  $P_l$  (表 3, 推导过程略). 图 11 中的曲线表示不同破坏模式的边界, 曲线之间的每一个区域对应一种破坏模式. 根据试样尺寸的  $t/L$  和  $c/L$  数据在图 11 中所处区域的破坏模式可以确定试样可能的破坏模式. 构建图 11 所需参数有:  $\sigma_{yf}=270$  MPa (面板材料为 LY12),  $H/L=0.1$ ,  $a/L=0.1$ ,  $\rho_c/\rho_f=0.1$ , 其中  $\sigma_{yf}$  为泡沫铝的抗压强度,  $a$  为加载压头的宽度,  $\rho_c$  为泡沫铝的密度,  $\rho_f$  为面板的密度. 对于给定的几何参数  $t/L$  和  $c/L$ , 求其在不同模式下的极限载荷, 哪一个最小即为哪种模式. 其中  $t$  为面板的厚度,  $c$  为夹芯厚度. 如果根据某一尺寸计算出的两个模式的极限载荷相等, 且比其它模式小, 则这一几何参数就处于这两种模式的边界. 图 11 标出了表 1 中各试样在图中的分布, 也标出了各个试样实际破坏模式.

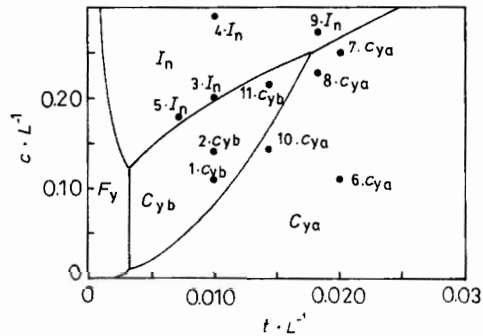


图 11 泡沫铝层合梁破坏模式图

Fig.11 Failure map of sandwich beam with Al foam cores

表 3 各种模式的极限破坏载荷计算公式及无量纲化公式

Table 3 Formulae and un-dimensional formulae of peak load of different failure modes

No.	Failure mode	Peak load	Un-dimensional peak load
1	Face-yield	$P_{lf} = 4 \frac{\sigma_{yf} b t^2 (c+t)}{L}$	$\overline{P}_{lf} = 4 \left(\frac{t}{L}\right) \left(\frac{c}{L}\right) + 4 \left(\frac{t}{L}\right)^2$
2	Core-yield A	$P_{lcA} = \frac{2bt^2}{L} \sigma_{yf} + 2bc\tau_{yc} \left(1 + \frac{2H}{L}\right)$	$\overline{P}_{lcA} = 2 \left(\frac{t}{L}\right)^2 + 2 \frac{\tau_{yc}}{\sigma_{yf}} \left(1 + 2 \frac{H}{L}\right)$
3	Core-yield B	$P_{lcB} = \frac{4bt^2}{L} \sigma_{yf} + 2bc\tau_{yc}$	$\overline{P}_{lcB} = 4 \left(\frac{t}{L}\right)^2 + 2 \left(\frac{c}{L}\right) \frac{\tau_{yc}}{\sigma_{yf}}$
4	Indentation	$P_{li} = 2bt \sqrt{\sigma_{yc} \sigma_{yf}} + ab\sigma_{yc}$	$\overline{P}_{li} = 2 \sqrt{\frac{\sigma_{yc}}{\sigma_{yf}} \left(\frac{t}{L}\right)} + \frac{a}{L} \frac{\sigma_{yc}}{\sigma_{yf}}$

表 4 计算和实验极限载荷和实效模式的比较

Table 4 Comparison of peak loads and failure modes between calculated and experiment

No.	$P_{If}$ /kN	$P_{icA}$ /kN	$P_{icB}$ /kN	$P_{II}$ /kN	Calculated peak load/kN and anticipated failure mode	Experimental peak load/kN and actual failure mode	Error
1	1.43	0.54	0.52	0.85	0.52 Cyb	0.54 Cyb	3.7%
2	2.27	0.86	0.80	1.08	0.80 In	0.78 Cyb	-2.5%
3	4.76	1.79	1.63	1.62	1.62 In	1.78 In	9.9%
4	10.04	3.76	3.33	2.39	2.39 In	2.58 In	7.9%
5	5.21	2.70	2.37	2.26	2.26 In	2.39 In	5.8%
6	3.37	0.79	0.96	1.55	0.79 Cya	0.86 Cya	8.9%
7	15.16	3.16	3.29	3.35	3.16 Cya	3.23 Cya	2.2%
8	13.78	3.11	3.19	3.42	3.11 Cya	3.42 Cya	9.9%
9	20.11	4.47	4.46	4.21	4.21 In	4.52 In	7.4%
10	7.13	2.00	2.05	2.92	2.00 Cya	2.16 Cya	8%
11	15.31	4.20	4.06	4.31	4.06 Cyb	4.26 Cyb	4.9%

Notes  $F_y$ : face yield failure mode,  $C_{ya}$ : core yield A failure mode,  $C_{yb}$ : core yield B failure mode, In: indentation failure mode,  $P_{If}$ : peak load of face yield failure mode,  $P_{icA}$ : peak load of core yield A failure mode,  $P_{icB}$ : peak load of Core yield B failure mode,  $P_{II}$ : peak load of indentation failure mode

用表 3 计算了表 1 中各个尺寸样品的  $P_I$  值 (表 4). 表 4 比较了  $P_I$  的计算值和实验值之间的误差, 也比较了计算和实际破坏模式.

由表 4 可见, 计算破坏模式和实际破坏模式符合良好;  $P_I$  实验结果与计算结果平均误差为 6%. 引起  $P_I$  实验值略高的主要原因可能是胶结时填入泡沫铝表面孔里面的高强度胶结层对载荷的贡献. 泡沫铝的力学性能主要决定于相对密度, 也受孔结构的影响, 孔隙率不均匀甚至泡沫铝内可能有缺陷存在, 这些都会对实验  $P_I$  值造成一定的影响. 对表 3 计算公式的分析表明: 当  $H/L$  增大, 边界线向右下方移动,  $C_{yb}$  区域扩大;  $\sigma_{yf}$  增大, 则  $F_y$  区域缩小. 5 号防锈铝 ( $\sigma_{yf}=147$  MPa) 的  $F_y$  区域比 LY12 的大.  $a/L$  增大, In 区域缩小 (图 12).

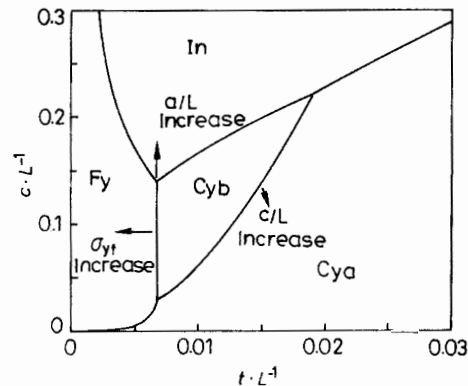


图 12 面板材料为 5 号防锈铝的破坏模式图及各参数对失效图的影响

Fig.12 Failure map of No.5 rust-resist Al sandwich and influence of some parameters on this map ( $\sigma_{yf} = 147$  MPa)

## 4 结 论

三点弯曲  $P-\delta$  曲线包括线性段、非线性段和失稳段三个阶段。刚度  $P/\delta$  的实验值比计算值略高。泡沫铝层合梁具有很高的弯曲比刚度和较低的密度。三点弯曲下泡沫铝层合梁有面板破坏、夹芯剪切破坏、凹陷破坏、分层破坏等模式。利用极限载荷公式建立了破坏模式图。

## 参 考 文 献

- 1 John Banhart, M.F.Ashby, N.A.Fleck, in Cellular Metals and Metal Foaming Technology, Edited by John Banhart, M.F.Ashby, N.A.Fleck (Germany, Verlag MIT, 2001)p.369, 387
- 2 John.Banhart, M.F.Ashby, N.A.Fleck, in Metal foams and Porous Metal structures, Edited by John. Banhart, M.F.Ashby, N.A.Fleck (Germany, Verlag MIT, 1999) p.307,337
- 3 L.J.Gibson, M.F.Ashby, Cellular Solids, Second Edition, (U.K., The Press Syndicate Of the University of Cambridge, 1999) p.350
- 4 M.F.Ashby, A.G.Evans, N.A.Fleck, L.J.Gibson, J.W.Hutchinson, H.N.G.Wadley. Metal Foams: A Design Guide, (U.S.A., Butterworth-Heinemann, 2000) p.60
- 5 Wu Zhaojin, He Deping, Changes in porosity of foamed aluminum during solidification, Chinese Science Bulletin, **45**(18), 1667(2000)
- 6 Yang Donghui, He Deping, Porosity of Porous Al Alloys, Science in China (Series B), **44**(4), 411(2001)
- 7 ZHENG Minjun, HE Deping, DAI Ge, Additional Force Field In the Cooling Process of Cellular Aluminum Alloy, Science in China (Series B), **45**(6), 598~607(2002)
- 8 WANG Bin(王 斌), HE Deping(何德坪), SHU Guangji(舒光冀), Properties of Compression and Energy-absorption of Foamed Aluminum(泡沫铝合金的压缩及能量吸收性能), Acta Metallurgica Sinica (金属学报), **36**(10), 1037(2000)
- 9 WU Zhaojin(吴照金), HE Deping(何德坪), Research on the deformation and the energy absorption of cellular aluminum under compression(胞状铝的压缩变形和吸能性能研究), Journal of Applied Science(应用科学学报), **19**(4), 357(2000)
- 10 HE Deping(何德坪), YU Xingquan(余兴泉), CHEN Feng(陈 锋), Processing, Structure and Damping Properties of a New Type of Composites Material by P/MCs(P/MCs 新型复合材料、制备、结构及阻尼性能), Journal of Material Research (材料研究学报) **10**(4), 347(1996)
- 11 HE Deping(何德坪), WEN Desun(闻德荪), Zhang Yong(张 勇), SHU Guangji(舒光冀), Infiltrating Process of Aluminum Melt in Porous Medium(铝熔体在多孔介质中的渗流过程), Journal of Material Research(材料研究学报), **11**(2), 113(1997)
- 12 ZHENG Mingjun(郑明军), HE Deping(何德坪), Compression and Energy Absorption Properties of a New-type Light Cellular Aluminum with High Strength (新型轻质高强度胞状铝合金压缩及能量吸收性能), Journal of Material Research (材料研究学报), **16**(5), 473(2002)
- 13 C.Chen, A.M.Harte, N.A.Fleck, The plastic collapse of sandwich beams with a metallic foam core, International Journal of Mechanical Sciences, **43**, 1483(2001)
- 14 T.M.McCormack, R.Miller, O.Kesler, L.J Gibson, Failure of sandwich beams with metallic foam cores, International Journal of Solids and Structures, **38**, 4901(2001)
- 15 H.Bart-Smith, J.W.Hutchinson, A.G.Evans, Measurement analysis of the structural performance of cellular metal sandwich construction, International Journal of Mechanical Sciences, **43**, 1945~1963(2001)
- 16 H.Bart-Smith, A.F.Bastawros, D.R.Mumm, A.G.Evans, D.J.Sypeck, H.N.G.Wadley, Compressive deformation and yielding mechanisms in cellular Al alloys determined using X-ray tomography and surface strain mapping, Acta Mater, **46**(10), 3583~3592(1998)