

普碳钢蜂窝夹芯板的面外压缩性能

井玉安^{1,2)} 韩静涛¹⁾ 果世驹¹⁾ 宋波²⁾

1) 北京科技大学材料科学与工程学院, 北京 100083 2) 辽宁科技大学材料科学与工程学院, 鞍山 114044

摘要 利用 MTS 810 材料试验机对真空钎焊普碳钢蜂窝夹芯板的面外压缩性能进行了实验测试. 分析了面外压缩变形特性以及结构参数对蜂窝夹芯板面外压缩强度的影响. 研究发现, 普碳钢蜂窝夹芯板的面外压缩变形可分为弹性变形、塑性变形和压实三个阶段. 蜂窝胞壁厚度与胞壁边长的比值 t/a 是影响塑性变形初期变形方式的主要因素. 比值 $t/a > 0.0427$ 时, 塑性变形初期以屈服方式进行; $t/a < 0.0427$ 时, 塑性变形初期以屈曲方式进行. 在结构参数对性能的影响中, 胞壁厚度对蜂窝夹芯板的初始压缩强度和峰值抗压强度影响最大, 胞壁边长的影响次之, 而面板及夹芯厚度的影响较小.

关键词 钢质蜂窝; 三明治夹芯; 复合材料; 应力-应变曲线; 压缩强度; 屈曲

分类号 TU 599

蜂窝夹芯复合板由上、下面板与中间厚而质轻的夹芯所构成, 是一种轻质高效结构功能材料. 由于它具有较高的比强度、比刚度和较好的隔热、减振、耐冲击等优点而在航空、航天、航海、高速列车等领域得到广泛应用^[1-2]. 蜂窝夹芯板中, 夹芯的形式主要有波纹形、正六边形、正方形、圆形及三角形等, 其中正六边形夹芯的综合性能最好. 夹芯的材质包括纸、玻璃钢、金属、工程塑料以及陶瓷等, 金属芯材中以铝最多. 由于蜂窝夹芯复合板主要承受弯曲和冲击等, 因此其面外压缩性能起着决定性作用. 国内外许多文献对蜂窝夹芯复合板的面外压缩性能进行了详细研究. 周祝林等^[3-5]对玻璃钢、铝等蜂窝夹芯板的面外压缩弹性模量和抗压强度等指标进行了详细研究. 富明慧等^[6]根据力学理论对蜂窝结构的面外及面内压缩性能进行了推导. 孙亚平等^[7-8]建立以原纸环压强度为控制的纸蜂窝结构面外载荷理论模型和临界载荷计算方法, 并与实验结果作了对比. 程小全等^[9]采用准静态横向压缩方法对 Nomex 蜂窝夹芯板的面外压缩性能及弯曲性能进行了实验研究. 徐胜今等^[10]根据低阶剪切理论分析了蜂窝夹层板的等效弹性参数, 并运用 NAS-TRAN 研究了铝蜂窝夹层板的应力分布. Wadley 等^[11]利用模压成形方法制备了四面体桁架夹芯结构的 304 不锈钢三明治板, 并对这种三明治板的比

强度和比刚度进行了研究. Jeom 等^[12]通过实验研究了面外压缩时, 铝蜂窝的压缩强度与变形量的关系. Côté 等^[13]利用钎焊方法制备了不锈钢方孔蜂窝, 对其面外压缩性能进行了详细研究, 并与现有铝蜂窝的结构性能作了比较. Meraghni 和 Desrumaux 等^[14]利用有限元法与等效刚度法和实验相结合, 对不规则六角形聚丙烯蜂窝芯进行了模拟和实验研究. 综上资料表明, 在金属蜂窝夹芯板的研究中, 对铝蜂窝夹芯板的研究比较深入, 而对钢蜂窝夹芯板的研究资料很少. 尽管钢蜂窝夹芯板的密度比铝等轻金属高, 但由于钢的高强度和弹性模量, 故用其制作的蜂窝夹芯板仍然具有较好的综合力学性能. 本文所研究的普碳钢蜂窝夹芯板是利用 Q215 普通碳素钢冷轧薄板经冷弯成形、组装、钎焊后得到的正六边形蜂窝夹芯板; 对这种夹芯板的面外压缩性能及变形规律进行了实验研究和分析, 讨论了结构参数包括胞壁厚度、胞壁边长、夹芯厚度以及面板厚度对蜂窝结构面外压缩强度等的影响.

1 实验方法

1.1 试样几何尺寸

实验所用蜂窝夹芯板的几何尺寸如表 1 所示. 其结构及单元胞尺寸如图 1 所示. 试样夹芯和面板所用材料均为 Q215 普通碳素钢冷轧薄板. 试样制备时, 首先利用波纹模具将剪切整齐的普碳钢板条冷弯成波纹板条, 再用自行设计的夹具将波纹板条与面板及钎料箔组装定位, 然后置于真空炉中进行钎焊, 冷却到室温后取出试样, 去掉夹具即可进行性能测试.

收稿日期: 2006-09-27 修回日期: 2006-12-27

基金项目: 国家高新技术研究发展计划资金资助项目 (No. 2002AA334070)

作者简介: 井玉安 (1967—), 男, 博士研究生; 韩静涛 (1957—), 男, 教授, 博士生导师

表 1 普碳钢蜂窝夹芯板试样的几何尺寸

Table 1 Physical dimension of regular hexagonal steel honeycomb specimens

mm

试样 编号	胞壁		夹芯			面板厚度,	试样总厚 度, H
	厚度, t_w	边长, a	高度, h	宽度, B	长度, L	t_f	
S1	0.25	3.0	14.95	28.45	35.47	0.00	14.95
S2	0.25	5.0	14.74	36.67	42.22	0.47	15.68
S3	0.25	5.0	25.02	45.73	60.00	0.25	25.52
S4	0.25	5.0	26.02	44.64	45.62	0.47	26.96
S5	0.25	7.5	24.68	52.55	67.62	0.47	25.62
S6	0.25	10.0	24.96	68.96	87.55	0.47	25.90
S7	0.49	3.0	14.68	31.04	35.26	0.00	14.68
S8	0.49	5.0	14.69	38.62	42.24	0.00	14.69
S9	0.49	5.0	15.00	39.00	39.52	0.47	15.94
S10	0.49	5.0	25.84	38.76	46.48	0.47	26.78

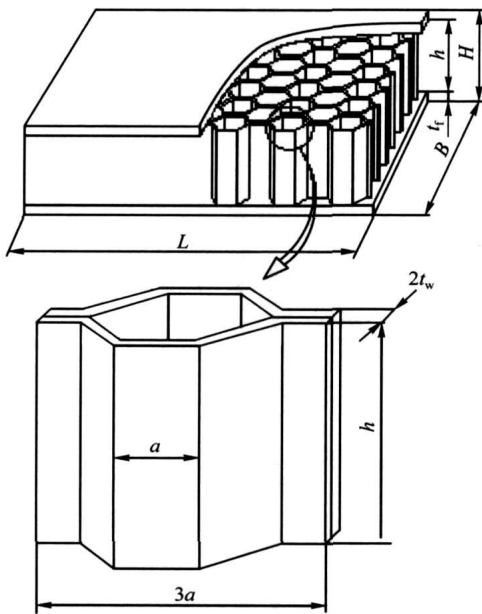


图 1 蜂窝夹芯板的结构及其单元胞尺寸

Fig 1 Structure and cell size of honeycomb specimens

1.2 实验方法

在测试普碳钢蜂窝夹芯板的面外压缩性能时,参照了 GB 1453—87(玻璃钢蜂窝夹层结构或芯子平压实验方法)^[13] 和 ASTM C365—57 标准^[14]. 利用 MTS 810—100 kN 材料试验机对试样施加压力, 试样与夹头的配置如图 2 所示. 实验过程中, 采用千分表测量试样的压缩位移量, 压力值由试验机直接记录. 实验前, 先对试样施加一定的载荷, 调整球形支座, 消除间隙, 待试样两侧变形一致后卸载, 然后以一定的加载速度加载, 便可测得该试样的载荷—变形曲线. 本实验中, 加载速度为 $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$.

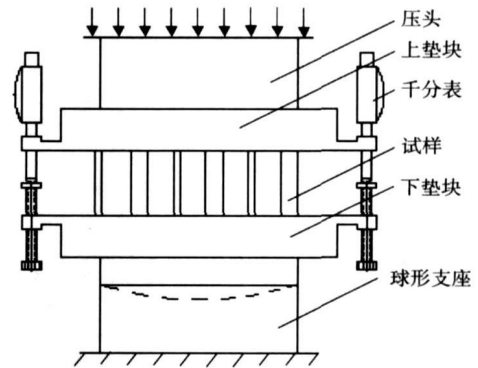


图 2 平压实验装置

Fig 2 Schematic diagram of test set-up

2 实验结果与分析

2.1 应力—应变曲线的绘制

面外压缩实验可以直接得到载荷及对应的变形量值, 据此可以绘出载荷—位移曲线. 但是, 由于不同尺寸规格的试样承压部分面积不同, 故载荷—位移曲线不具可比性. 为更好地比较结构参数对试样抗压强度的影响, 可绘制工程应力—应变曲线(以下简称应力—应变曲线).

应力可按下式求得:

$$\sigma = \frac{P}{A} \quad (1)$$

式中, P 为 MTS 810 材料试验机采集到的压力, N; A 为蜂窝夹芯板承压面的面积, $A = B \times L$, m^2 . 试样压缩过程中, 由于试样端面与压头之间的滑动量很小, 故忽略试样承压面面积的变化.

应变为:

$$\epsilon = \frac{\Delta h}{H} \quad (2)$$

式中, H 为试样原始总厚度, mm; Δh 为压头的位移量, mm.

按式(1)和(2)可作出试样的应力-应变曲线, 图3为试样S4的应力-应变曲线. 图4~9给出了试样S1~S10的应力-应变曲线.

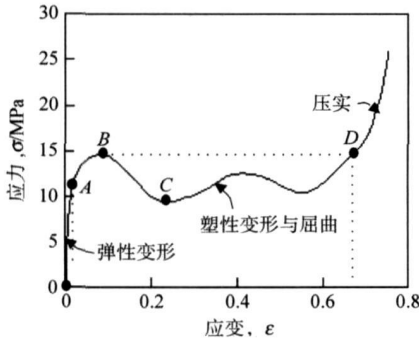


图3 蜂窝板试样S4的应力-应变曲线

Fig. 3 Compressive stress-strain curve of the honeycomb structure specimen S4

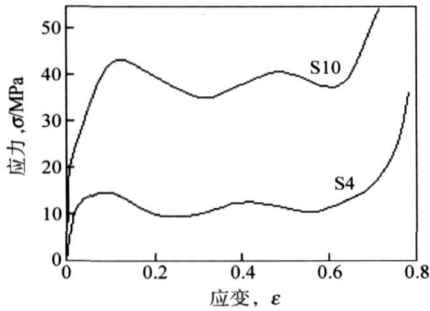


图4 胞壁厚度不同时试样S4与S10的应力-应变曲线

Fig. 4 Compressive stress-strain curves of Specimens S10 and S4 with different cell wall thicknesses

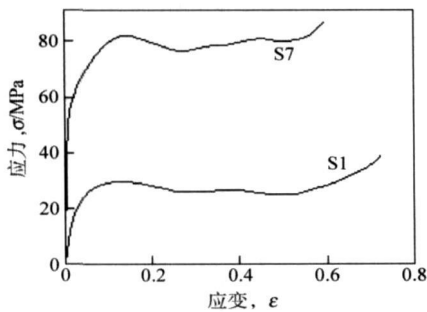


图5 胞壁厚度不同时试样S1与S7的应力-应变曲线

Fig. 5 Compressive stress-strain curves of Specimens S1 and S7 with different cell wall thicknesses

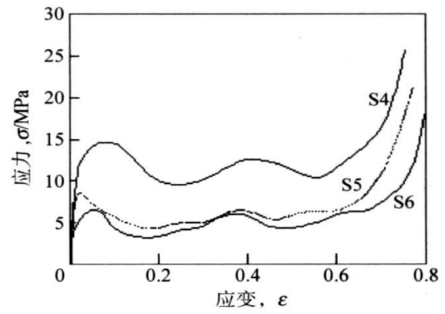


图6 胞壁边长不同时试样S4、S5与S6的应力-应变曲线

Fig. 6 Compressive stress-strain curves of Specimen S4, S5 and S6 with different cell side lengths

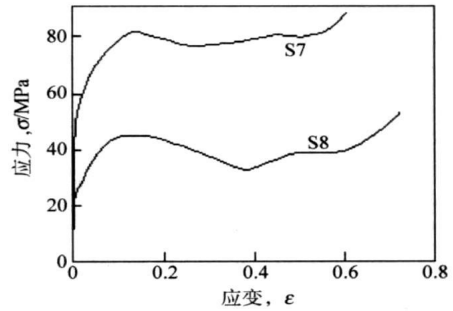


图7 胞壁边长不同时试样S7与S8的应力-应变曲线

Fig. 7 Compressive stress-strain curves of Specimens S7 and S8 with different cell side lengths

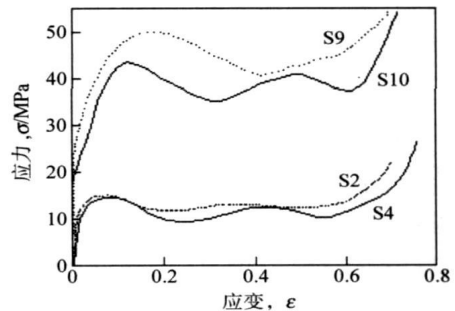


图8 夹芯高度不同时试样S2、S4、S9和S10的应力-应变曲线

Fig. 8 Compressive stress-strain curves of Specimens S2, S4, S9 and S10 with different core thicknesses

2.2 结构参数对面外压缩强度的影响

根据应力-应变曲线可以分析蜂窝结构参数对面外压缩性能的影响. 图3是典型的面外压缩应力-应变曲线. 从图中曲线可以看到, 普碳钢蜂窝夹芯板的面外压缩变形大致分为三个阶段, 即弹性变形阶段、塑性变形阶段和压实阶段. 压缩变形开始属于弹性变形阶段(OA段), 此阶段变形量很小, 与塑性变形相比可以忽略不计. 弹性变形阶段结束后

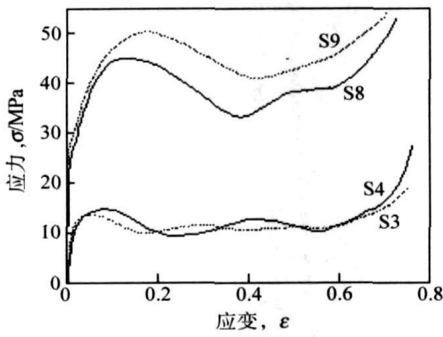


图9 面板厚度不同时试样 S3、S4、S8 和 S9 的应力-应变曲线
Fig. 9 Compressive stress-strain curves of Specimens S3, S4, S8 and S9 with different face thicknesses

即进入塑性变形阶段(AD段), 其中 AB 段可视为塑性变形的初始阶段; A 点对应的应力值为初始压缩强度, B 点对应的应力为峰值抗压强度; BD 段为塑性屈曲阶段, D 点以后为压实阶段. 根据等效强度概念, 假设实体材料的屈服强度为 σ_s , 则可推出蜂窝芯面外压缩时的初始压缩强度为:

$$\sigma_{ic} = \frac{8\sigma_s t_w}{3(\sqrt{3}a + 2t_w)} \quad (3)$$

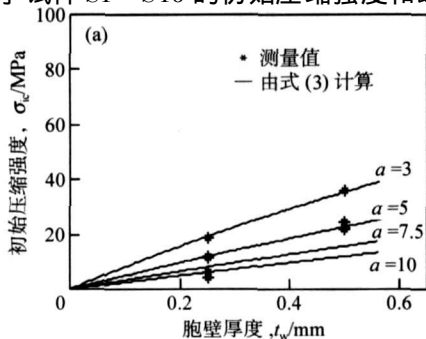
峰值抗压强度可按 Kunimoto 和 Yamada^[17] 给出的塑性屈曲时的临界载荷进行转换. Kunimoto 和 Yamada 在研究蜂窝芯的变形行为时, 以弹性固支为胞壁边界条件, 得到蜂窝芯在面外压缩状态下发生塑性屈曲时的临界载荷为:

$$P_{uc} = 4at_w \left[\frac{\pi^2 E_0 \sigma_s^2}{3(1-\nu^2)} \left(\frac{t_w}{a} \right)^2 \right]^{\nu/3} \quad (4)$$

将式(4)中的 P_{uc} 除以试样的受压面积, 可得到蜂窝芯面外压缩的临界屈曲应力为:

$$\sigma_{uc} = \frac{4t_w}{3(\sqrt{3}a + 2t_w)} \left[\frac{\pi^2 E_0 \sigma_s^2}{3(1-\nu^2)} \left(\frac{t_w}{a} \right)^2 \right]^{\nu/3} \quad (5)$$

式中, E_0 为蜂窝夹芯板母材的弹性模量, σ_s 为母材的屈服强度, ν 为母材的泊松系数. 为了分析方便, 表 2 首先给出了试样 S1 ~ S10 的初始压缩强度和峰



值抗压强度的理论值和实验值.

图 4 与图 5 分别给出了胞壁厚度不同时两组试样的应力-应变曲线. 结合表 2, 从图 4 可以看到, 胞壁厚度对试样的初始压缩强度和峰值抗压强度影响都很大. 胞壁边长为 5 mm, 胞壁厚度为 0.49 mm 时, 蜂窝板试样 S10 的峰值抗压强度可以达到 43.4 MPa,

表 2 普碳钢蜂窝夹芯板试样的压缩强度

Table 2 Compressive strengths of steel honeycomb specimens M Pa

试样 编号	测量值		计算值	
	初始压缩强度	峰值抗压强度	由式(3)	由式(5)
S1	18.9	29.8	19.3	30.1
S2	11.9	14.8	12.0	13.3
S3	11.8	13.5	12.0	13.3
S4	11.6	14.5	12.0	13.3
S5	6.5	8.6	8.2	6.9
S6	4.1	6.5	6.2	4.3
S7	35.8	81.9	35.5	87.9
S8	22.6	44.6	22.8	40.1
S9	24.6	50.1	22.8	40.1
S10	22.1	43.4	22.8	40.1

而胞壁厚度为 0.25 mm 的蜂窝板试样 S4 的峰值抗压强度只有 14.5 MPa, 二者相差 29.1 MPa. 图 5 表明, 对不带面板的蜂窝芯试样, 胞壁厚度对初始压缩强度和峰值抗压强度的影响也很大. 胞壁边长为 3 mm, 胞壁厚度为 0.49 mm 的蜂窝芯试样 S7 的抗压峰值强度可以达到 81.9 MPa, 而胞壁厚度为 0.25 mm 的蜂窝芯试样 S1 的抗压峰值强度只有 29.8 MPa, 二者相差 52.1 MPa, 差别更悬殊. 这说明, 胞壁厚度对蜂窝结构的面外压缩强度的影响很大. 图 10 给出了初始压缩强度和峰值抗压强度随胞壁厚度的变化曲线(不考虑蜂窝芯厚度和面板厚度的影响). 从图 10 中曲线可以看到, 初始压缩强度和峰值抗压强度均随胞壁厚度变化而迅速增加, 但峰

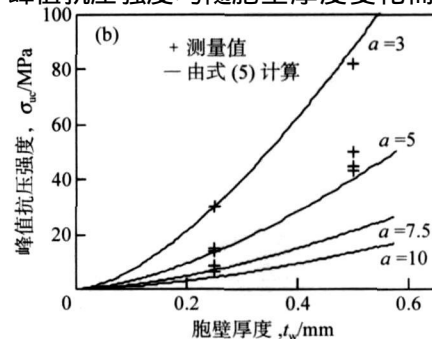


图 10 胞壁厚度对压缩强度的影响: (a) 初始压缩强度; (b) 峰值抗压强度

Fig. 10 Influence of cell wall thickness on the compressive strengths: (a) initial compressive strength; (b) peak compressive strength

值抗压强度随胞壁厚度增加得更快。

图 6 与图 7 分别给出了胞壁边长不同时两组试样的应力—应变曲线。从图中可以看到,胞壁边长对试样的压缩强度影响也很大,但没有胞壁厚度的影响程度大。如图 6 中胞壁厚度为 0.25 mm,胞壁边长分别为 5, 7.5 和 10 mm 的三个试样 S4、S5、S6 的抗压强度分别达到 14.5, 8.6 和 6.5 MPa。三者强度差别约在 2~8 MPa, 强度差别降低了。尤其是试样 S5、S6 的抗压强度之差只有 2 MPa, 相对较小。另外, 图 7 中对不带面板的蜂窝芯试样 S7、S8 的抗

压强度之差也有所下降, 只有 37.3 MPa, 小于图 5 中的两个试样 S1 和 S7 的抗压强度之差。由此可见,胞壁边长对蜂窝结构强度的影响不如胞壁厚度的影响强烈。图 11 给出了初始压缩强度和峰值抗压强度随胞壁边长的变化曲线。由图可见,二者都随胞壁边长的增加而成负指数规律变化。当胞壁边长 $a \geq 5$ mm 时, 蜂窝结构的面外压缩强度下降减缓。由此可知,在设计这类蜂窝结构时,强度允许情况下,可尽量增加胞壁边长,这样可大幅度减轻蜂窝夹芯板的质量。

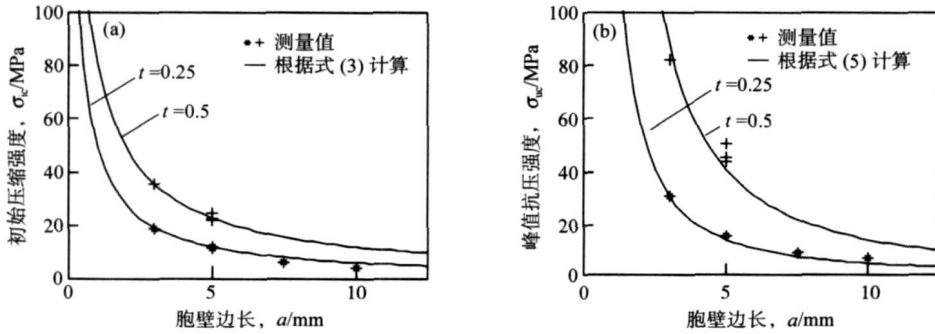


图 11 胞壁边长对压缩强度的影响 (a) 初始压缩强度; (b) 峰值抗压强度

Fig. 11 Influence of cell edge length on the compressive strengths: (a) initial compressive strength; (b) ultimate compressive strength

图 12 给出了胞壁厚度与边长的比值 t_w/a 对压缩强度的影响。从图中可以看到,无论是峰值抗压强度,还是初始压缩强度,均随比值 t_w/a 的提高而迅速升高。其中,峰值抗压强度升高较快,而初始压缩强度升高较慢。此外,从图中还可看出,曲线 1 与曲线 2 有一交点(O 点),在本研究中,此交点的横坐标标值为 $t_w/a=0.0427$ 。当 $t_w/a < 0.0427$ 时,初始压缩强度实验值与曲线 2 吻合,峰值抗压强度实验值与曲线 1 吻合,说明塑性变形以屈曲方式开始,此时,图 3 中的 A 点所对应的应力值应为临界屈曲应力, B 点应为屈服应力。当 $t_w/a > 0.0427$

时,初始压缩强度实验值与曲线 1 吻合,峰值抗压强度实验值与曲线 2 吻合,说明塑性变形以屈服方式开始,此时,图 3 中的 A 点所对应的应力值应为屈服应力, B 点应为临界屈曲应力。因此,可以认为 $t_w/a=0.0427$ 是此种蜂窝结构的临界比值,是影响蜂窝结构面外压缩初期塑性变形方式的主要因素。

图 8 给出了夹芯厚度变化对应力—应变曲线的影响。其中,试样 S9、S10 的胞壁厚度为 0.49 mm, 试样 S2、S4 的胞壁厚度为 0.25 mm。从图中可以看出,其他条件相同时,夹芯厚度对试样的抗压强度有一定影响,但影响不大,这是由于夹芯越厚,结构就越容易发生屈曲,导致抗压强度下降。图 9 给出了带与不带面板情况下,应力—应变曲线的变化。其中,试样 S8、S9 的胞壁厚度为 0.49 mm, 试样 S3、S4 的胞壁厚度为 0.25 mm。从图中同样可以看到,带与不带面板对蜂窝结构的抗压强度影响也不大。但带面板时,峰值抗压强度还是比不带面板时的峰值抗压强度高,说明面板对胞壁具有一定的固支作用。分析认为,蜂窝结构在受到面外压缩时,如果没有面板的固支作用,与压头接触的胞壁边缘相当于简支边界条件,胞壁可以沿此接触边缘发生转动;如果面板与芯子钎焊在一起,就会产生钎焊圆角。在钎焊

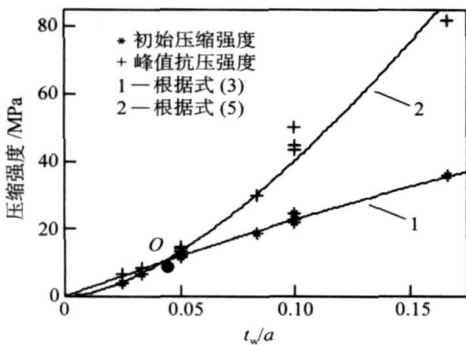


图 12 胞壁厚度与边长的比值对压缩强度的影响

Fig. 12 Effect of the ratio of cell wall thickness to edge length on the compressive strengths of honeycomb structures

圆角的支持下, 胞壁与面板之间相当于弹性固支, 这在一定程度上可以提高结构的临界屈曲载荷. 因此, 有面板存在时, 蜂窝夹芯结构的面外压缩强度会稍有提高.

综合以上分析可以看出, 面外压缩时, 胞壁厚度对蜂窝夹芯板的抗压强度影响最大, 其次是胞壁边长, 而夹芯厚度及有无面板的影响不大.

3 面外压缩时的变形特征分析

根据以上分析可见, 普碳钢蜂窝夹芯板的面外压缩变形可分为弹性变形、塑性变形和压实三个阶段. 从应力-应变曲线上可以看到, 弹性变形阶段变形量很小. 塑性变形阶段的变形模式与比值 t_w/a 有关, 当 t_w/a 较大时, 即胞壁厚度较大, 胞壁边长较小, 胞壁在面外压缩应力作用下不易发生屈曲, 而是首先以塑性屈服方式变形, 亦即试样的变形更接近于实体材料的变形, 故其初始压缩强度可按式(3)计算; 相反, 当 t_w/a 较小时, 胞壁厚度较小, 胞壁边长较大, 胞壁在面外压缩应力作用下则首先以塑性屈曲方式发生变形, 而不以屈服方式变形, 亦即试样的变形更接近于薄壁结构的变形, 故其初始压缩强度可按屈曲临界应力公式(5)计算; 首先变形是以塑性屈服形式, 还是以塑性屈曲形式, t_w/a 是主要的影响因素. 对本文研究的 Q215 普碳钢(真空钎焊后的强度只有 165 MPa)蜂窝夹芯板, 两曲线的交点为 $t_w/a=0.0427$, 即 $t_w/a>0.0427$ 时, AB 段以塑性屈服方式首先变形; $t_w/a<0.0427$ 时, AB 段以塑性屈曲方式首先变形. 因此, 可以认为 A 点是塑性屈服或屈曲的开始点, 该点所对应的强度可以称为初始压缩强度. 塑性变形达到 B 点时, 应力即达到峰值应力, 此点所对应的应力值可称为峰值抗压强度. 此后, 塑性变形主要以屈曲方式进行, 此时, 一部分胞壁开始折叠, 应力随之开始下降, 直到 C 点, 部分胞壁完全折叠. 之后, 随变形量加大, 应力开始发生波动, 其半波波长与 t_w/a 和试样高度有很大关系, 通常存在几个波峰和波谷. 根据本文的研究, 厚度为 25 mm 以上的试样一般形成两个波峰和两个波谷(如图 4 和图 6), 而厚度为 15 mm 的试样只有一个波峰明显, 另一个波峰不明显, 峰谷之间过渡平滑(如图 5 和图 7), 这种后屈曲行为的研究有待进一步进行. 当胞壁完全屈曲折叠后, 应力便迅速升高. 可以认为, 与峰值应力 B 点等值的 D 点是压实阶段的开始, 自 D 点后试样被进一步压实, 直到密度近似等于实体材料的密度为止.

4 结论

通过对普碳钢蜂窝夹芯板的面外压缩实验研究发现, 普碳钢蜂窝夹芯板的面外压缩变形可分为三个阶段, 即弹性变形阶段、塑性变形阶段和压实阶段. 塑性变形初期又存在塑性屈服变形和塑性屈曲变形之分, 其变形模式主要受胞壁厚度与胞壁边长的比值 t_w/a 的影响; 对本文研究的 Q215 普碳钢蜂窝夹芯板, 比值 $t_w/a=0.0427$ 是临界值, 即 $t_w/a>0.0427$ 时塑性变形初期以塑性屈服方式进行, $t_w/a<0.0427$ 时塑性变形初期以塑性屈曲方式进行; 塑性变形后期主要以屈曲方式进行. 在蜂窝结构参数对其性能的影响中, 胞壁厚度对初始压缩强度和峰值抗压强度的影响最大, 胞壁边长的影响次之, 而面板和夹芯厚度的影响很小.

参 考 文 献

- [1] Gibson L J, Ashby M F. Cellular Solids: Structure and properties. 2nd ed. Cambridge: Cambridge University Press, 1997: 2
- [2] 陈勇军, 左孝青, 史庆南, 等. 金属蜂窝的开发、发展及应用. 材料导报, 2003, 17(12): 32
- [3] 周祝林, 徐玉珍, 孙佩琼. 复合材料平板及蜂窝芯综合性能测试与分析. 纤维复合材料, 2002(4): 17
- [4] 周祝林. 蜂窝芯子密度及平压强度的理论分析和实验比较. 上海硅酸盐, 1995(1): 15
- [5] 周祝林, 王亚熊. 夹层结构或芯子平压实验方法(国标 GB/T1453)实验验证研究分析. 玻璃钢, 2004(1): 5
- [6] 富明慧, 尹久仁. 蜂窝芯层的等效弹性参数. 力学学报, 1999, 31(1): 113
- [7] 孙亚平, 卢立新, 蔡和平. 纸蜂窝结构平压性能的实验研究. 包装工程, 2003, 24(1): 14
- [8] 孙亚平, 卢立新. 纸蜂窝结构参数对外面承载能力的影响. 江南大学学报: 自然科学版, 2004, 3(1): 52
- [9] 程小全, 寇长河, 郦正能. 复合材料夹芯板低速冲击后弯曲及横向静压特性. 复合材料学报, 2000, 17(2): 114
- [10] 徐胜今, 孔宪仁, 王本利, 等. 正交异性蜂窝夹层板动、静力学问题的等效分析方法. 复合材料学报, 2000, 17(3): 92
- [11] Wadley H N G, Fleck N A, Evans A G. Fabrication and structural performance of periodic cellular metal sandwich structures. Compos Sci Technol, 2003, 63(16): 2331
- [12] Paik J K, Thayamballi A K, Kim G S. The strength characteristics of aluminum honeycomb sandwich panels. Thin-Walled Struct, 1999, 35(3): 205
- [13] Côté F, Deshpande V S, Fleck N A, et al. The out-of-plane compressive behavior of metallic honeycombs. Mater Sci Eng A, 2004, 380(1/2): 272
- [14] Meraghni F, Desrumaux F, Benzeggagh M L. Mechanical behaviour of cellular core for structural sandwich panels. Compos Part A, 1999, 30(6): 767
- [15] 上海玻璃钢结构研究所. GB/T 1453—87 玻璃钢蜂窝夹层结

- 构或芯子平压实验方法. 北京: 中国标准出版社, 1987
- [16] American Society for Testing and Materials. ASTM C365-57 Standard Test Methods for Flatwise Compressive Strength of Sandwich Cores. Annual Book of ASTM Standards, Part 25. Philadelphia, 1982
- [17] Kumimoto T, Yamada H. Study on the buffer characteristics of the honeycomb sandwich construction under dynamic loading. *J Light Met*, 1987, 37(5): 327

Out-of-plane compressive characteristics of brazing mild steel honeycomb structures

JING Yu^{1, 2)}, HAN Jingtao¹⁾, GUO Shiju¹⁾, SONG Bo²⁾

1) Materials Science and Engineering School, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

2) Materials Science and Engineering School, University of Science and Technology Liaoning, Anshan 114044, China

ABSTRACT The experimental investigations on out-of-plane compressive characteristics of brazing mild steel honeycomb sandwich structures were conducted by using a MTS 810 material test system. The influences of structural parameters on the compressive properties of honeycomb sandwich structures were analyzed in terms of the measured data. Three deformation stages, i. e., elastic deformation, plastic deformation and densification, are observed on the stress-strain curve. The initial deformation mode depends on the ratio of cell wall thickness to side length (t/a). The yielding mode dominates initial deformation as $t/a > 0.0427$, while the buckling mode dominates initial deformation as $t/a < 0.0427$. In all structural parameters, the cell wall thickness has a strong influence on the initial compressive strength and peak compressive strength, the cell wall side length in the next place, and both the facing thickness and the height of core have a weak influence.

KEY WORDS steel honeycomb; sandwich; composites; stress-strain curves; compressive strength; buckling

(下期预告)

紧耦合气雾化制备非晶合金粉末

陈欣 欧阳鸿武 黄誓成 黄伯云

开展了采用紧耦合气雾化方法制备 Al 基合金粉末的实验和理论研究. 利用 X 射线衍射仪、差热分析仪、扫描电镜和透射电镜分析了粉末的表面形貌、显微组织和结构特征. 根据气雾化过程中熔滴的破碎模式和冷却行为确定了 Al 基合金的非晶化临界冷却速率及相应粉末粒径. 结果表明: 气雾化粉末中存在部分非晶粉末, 非晶粉末的粒径小于 $26 \mu\text{m}$; 该 Al 基合金的非晶化临界冷却速率大致为 $10^6 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$; 雾化中熔滴的破碎和冷却是两个相互耦合(矛盾)的过程, 快速冷却(大于 $10^4 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$) 极大地阻碍熔滴的充分雾化, 同时熔滴的破碎模式对其冷却行为具有显著的影响. 目前紧耦合气雾化技术还只能制得非晶/晶态混合的 Al 基合金粉末.