

轻质高强点阵材料及其力学性能研究进展*

范华林^{1,2,†} 杨卫^{1,3}

¹ 清华大学工程力学系, 北京 100084

² 解放军理工大学, 南京 210007

³ 浙江大学, 杭州 310027

摘要 点阵材料是一种新型轻质高强材料, 同时具备形状控制、致动、能量吸收和传热等多种功能。文章综述了点阵材料的拉伸主导型设计原则、点阵构型和制备工艺。拉伸主导型点阵材料的比强度和比刚度明显强于一般胞元材料, 在低密度时质量效率更加突出。根据材料的基本构型特征主要介绍了三维八角点阵以及夹层点阵材料, 比较分析了熔模铸造法和冲压折叠成型工艺的特点。总结了研究点阵材料力学性能的理论方法和试验研究成果, 研究表明缺陷对点阵材料力学性能的影响明显小于一般胞元材料。对点阵材料在形状控制与致动、传热和数值计算方面的应用研究成果进行了介绍。文中归纳了作者近期在炭纤维点阵复合材料方面的工作, 给出了制备炭纤维隐身点阵格栅的探索性工作。主要包括炭纤维点阵复合材料的三维编织工艺和二维点阵格栅的嵌锁工艺以及隐身点阵格栅反射率试验测试结果。

关键词 点阵材料, 拉伸主导型, 制备, 等效模量, 塑性屈服, 多功能应用

1 引言

随着航空航天器结构的发展, 飞行器独特的力学环境和性能要求对结构设计提出了新的课题: 结构超轻型化; 最佳构形设计; 结构多功能化。传统的设计中, 飞行器大构件通常采取铝合金和复合材料^[1~4]。近年来, 轻金属泡沫材料和蜂窝层板已应用于航空航天结构^[1~3,5], 而格栅结构^[5,6]和点阵夹层结构^[7]是当前国际上认为最有前景的新一代先进轻质超强韧材料^[8~11]。

现代空天飞行器部件在承载的同时如能提供功率, 执行传感或致动, 使之具有可执行结构延展与收缩^[12~16]、管理散热^[17~25]以及实现推进和可靠性智能监测的多功能, 则其比重量将大幅降低。在空天飞行器大构件设计中主要考虑 3 个技术因素: 材料的选择、形状利用与拓扑优化和多功能性。在传统的设计中, 结构中一部分材料用来满足对结构的强度刚度等力学性能要求, 另一部分材料则用来满足隔热、隔振或电子屏蔽等要求。这种材料设计与选择和结构

功能的分离, 不能在大幅度降低重量的同时实现多功能的目标。传统的航天部件即使经过上述优化, 其用于承载的部件仍经常超过完成特定任务所允许的重量范围。为了满足航天大构件的超轻结构设计(轻质高强、高韧度和防湿热)和多功能要求(执行传感、冷却、推进和制动), 力学和材料工作者所面临的挑战在于提出一种新型的轻质多功能材料, 建立完整的理论体系来描述其不同功能及相应的指标参数。而新型的点阵夹层结构功能材料的设计正是顺应了汇材料设计、结构设计和功能设计为一任的协同优化设计理念。

在交通运输和土木工程结构中^[26~29], 轻质高强材料在大跨度结构和梁板结构中也具有良好的应用前景, 可有效减轻桥梁、建筑、舰船的结构重量。

点阵材料是由结点和连接结点的杆单元组成的周期结构材料。每个结点连接的杆单元数目决定了点阵材料的力学性能^[8]。点阵材料在拓扑连接上类似于开口泡沫材料, 但两者间存在明显的区别。主要体现在: 点阵材料每个结点连接的杆单元数必须满

收稿日期: 2006-06-25, 修回日期 2006-10-11

* 国家高科技术主题 863-705 (2003AA754033)、教育部科学技术研究重点项目 (106015) 资助项目
† E-mail: fhl02@mails.tsinghua.edu.cn

足拉伸主导型几何构造要求，而泡沫材料每个结点的连接单元数较少；点阵材料的杆单元为形状规则的直杆，而泡沫材料杆单元形状不规则，截面形状和面积变化大并且杆件屈曲不直；点阵材料胞元规则，严格遵守周期性，而泡沫材料胞元形状、大小变化不一，周期性不严格^[3,30,31]。

对于点阵材料，国内也有学者建议称之为格栅材料^[32]。传统的格栅材料往往指的是平面周期结构。三维周期构型的点阵材料具有原子空间点阵构型特点，因此在研究中一直使用点阵材料这一名称，以区别于非严格周期的胞元材料，同时格栅材料是一种二维点阵材料。

胞元材料和格栅材料广泛存在于自然界和现有产品中，但点阵材料的研究开展不到10年。初期研究的结果主要集中在点阵材料的拓扑特征、制造工艺、弹性力学行为、塑性屈服特征、结构多功能开发等方面^[9,33]。

2 拉伸主导型结构的几何构造要求及构型

2.1 拉伸主导型结构的几何构造要求

轻质点阵材料的优化设计思想是在拉伸主导型细观应力状态和高比耗能前提下的结构优化设计。设计的目标为：(1) 承受宏观载荷时，任一细观点阵杆均处于拉/压状态而不受弯曲载荷；(2) 获得相同载荷指数下的最小重量指数；(3) 化塑性绞式破坏为扩散的整体破坏。

目前存在多种胞元材料(cellular material)，如木材、骨骼以及蜂窝材料和泡沫材料。这些材料质地轻，具有良好的隔热、隔音、减震和能量吸收性能。针对这种结构提出了简化计算模型，并提出了用来概括开口式泡沫材料的十四面体基本单元^[34]。该单元由于结点处杆件数目少，结点不能简化为铰结点，杆件承受轴向力同时还承担弯矩作用，因此力学强度较低，是弯曲主导型结构，很少作为结构性材料单独使用。为了提高结构的承载能力，在结构设计上要求组成材料的所有杆单元只承受轴向力作用，结构杆件只产生轴向变形，材料的强度由杆单元的轴向抗拉压强度控制。这样的结构构型称为拉伸主导型结构^[8]。

Deshpande^[8] 研究了点阵材料的拉伸主导型几何构型规则。考虑无限大点阵结构，假设所有结点连接杆单元的状况类同，每个结点连接杆单元数为Z。对于宏观应变场 ε_{ij} ，连接于结点处的杆件端部的位移 u 为

$$u_i^{(k)} = \varepsilon_{ij} n_j^{(k)}; k = 1, 2 \dots Z \quad (1)$$

式中 $n^{(k)}$ 是杆单元 k 的单位方向矢量。杆件的结点连接要求导致下列限制条件

$$u_i^{(k)} n_i^{(k)} = 0; k = 1, 2 \dots Z \quad (2)$$

由于每个结点位置完全相同，因此公式(2)中只存在 $Z/2$ 个独立方程。根据公式(1)和公式(2)

$$N\varepsilon = 0 \quad (3)$$

其中，

$$N = \begin{pmatrix} n_1^{(1)^2} & n_1^{(1)} n_2^{(1)} & n_2^{(1)^2} \\ n_1^{(2)^2} & n_1^{(2)} n_2^{(2)} & n_2^{(2)^2} \\ \dots & \dots & \dots \\ n_1^{(Z/2)^2} & n_1^{(Z/2)} n_2^{(Z/2)} & n_2^{(Z/2)^2} \end{pmatrix} \quad (4)$$

$$\varepsilon = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ 2\varepsilon_{12} \\ \varepsilon_{11} \end{pmatrix} \quad (5)$$

对于方程组(3)要得到唯一解 $E_{ij}=0$ 必须要求行列式 $N\varepsilon$ 的秩满足

$$\text{rank}(N) = \begin{cases} Z/2 \leq 3, & \text{2D情况} \\ Z/2 \leq 6, & \text{3D情况} \end{cases} \quad (6)$$

由此得到点阵材料满足拉伸主导型的几何构造要求是，二维条件下结点连接杆单元数不小于6，三维条件下不小于12。对于夹层点阵结构则要求结点连接杆单元数不小于9。

满足拉伸主导型几何要求的点阵材料均可以简化为铰接体系，杆单元简化为二力杆。

图1列出了几种常见的胞元结构，以胞元为周期得到相应的点阵材料。只有图1(a)四面体、图1(e)四棱锥、图1(f)全三角二十面体满足拉伸主导型设计原则，可以得到轻质高强点阵材料。

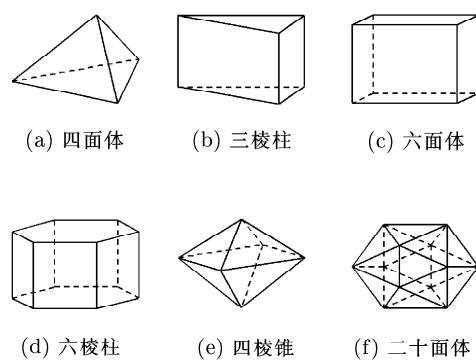


图1 常见胞元模型

2.2 点阵材料的构型

根据点阵材料胞元结构形式以及空间构型的不同，可以将目前已有的点阵材料归结为以下几类材料：三维点阵材料、夹层点阵结构、平面点阵结构和一维点阵材料。

真正意义上的三维点阵材料比较少。Deshpande 等^[10]介绍了一种八角点阵结构 (octet-truss)。八角点阵单元可分解为一个八面体单元和 8 个四面体单元。如图 2 所示，八角点阵单元具有 FCC 点阵结构特性，材料结点位于立方体的 8 个顶点和 6 个面心。每个单元可以由一个八面体单元和 8 个四面体单元组成，每个四面体单元堆叠于八面体的各个面上。八角点阵结构也可以由全三角平面按“ABCABC...”形式堆垛而成，每层之间用四面体单元隔开。每个结点处均连接有 12 根杆单元，满足拉伸主导型结构体系的构造要求，基本杆单元以轴向作用力为主，结构的比强度、比刚度高。

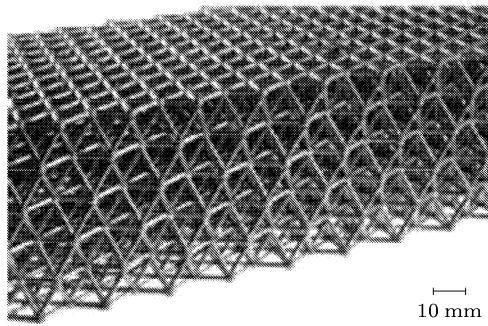


图 2 Octet-truss 点阵材料^[10]

由于点阵材料抗剪强度比较高，因此适合于夹层结构。Wallach 和 Gibson^[11]利用铝合金开发了一种周期单元为全三角单元的夹层点阵材料，如图 3 所示。

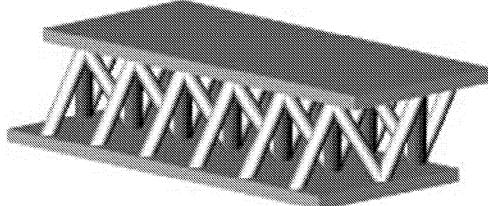


图 4 四面体夹层结构示意图^[9]

二维点阵结构比较普遍。蜂窝材料是一种典型的胞元结构，由于每个结点处连接的单元为 3，不满足拉伸主导型结构的几何要求，因此抗弯能力和面内承

压能力很弱。二维点阵结构中，三角形格栅、混合三角形格栅和金刚石型格栅是拉伸主导型结构，具备较强的承压和抗弯能力，可以作为抗弯构件使用，也是

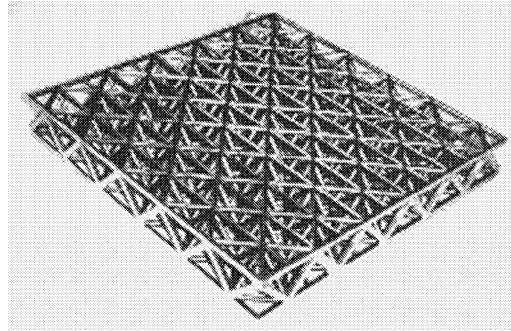


图 3 全三角形单元三维点阵材料^[11]

更多的夹层结构采用了实体面板，只在芯层中引入了点阵结构。根据点阵单元中杆单元组数可以得到两种结构类型：四面体夹层^[35~42]和金字塔形夹层^[35~38,43~45]。

四面体夹层单元存在 3 组杆件。由于面板为实体单元，因此只要面板间连接单元组数大于 3，结构仍满足拉伸主导型几何构造要求。如图 4 所示。当夹层结构承受外荷载时，面板主要承受弯曲荷载，而点阵夹芯主要承担抗剪作用。四面体夹层单元也可以做成双层结构形式^[14,46,47]，通常称作 Kagome 结构。

金字塔形夹层单元由 4 组杆件组成，满足拉伸主导型几何构造要求。金字塔形夹层也可以做成多层形式，如图 5 所示^[7]。

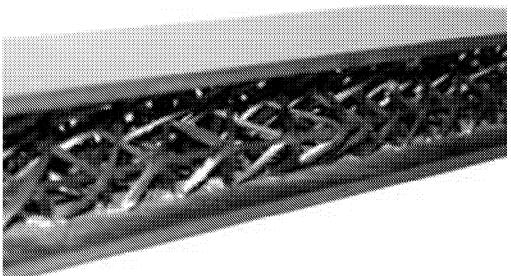


图 5 多层金字塔形夹层结构^[7]

压能力很弱。二维点阵结构中，三角形格栅、混合三角形格栅和金刚石型格栅是拉伸主导型结构，具备较强的承压和抗弯能力，可以作为抗弯构件使用，也是

一种很好的抗冲击和吸能材料^[48~53].

美国开发生产了一种轻质高强的管柱状梁式一维点阵结构，命名为 isotruss 结构^[26~28]。结构由纵向单元和螺旋单元组成。这种结构主要依靠将作用力协调分布在各单元上来减轻构件的重量。结构承力的基本单元是三角形和四棱锥，杆件主要受轴向力作用。通过结点可以对力进行合理分配。

另外，还存在多种构型的轻质夹层结构。如利用编织技术制备的编织夹层梁^[54~57]。这种结构的特点是面板与芯层整体编织，不存在层间破坏现象。但由于芯层胞元呈“8”字形或“X”形^[58]，因此是弯曲主导型结构，单独承载能力低，通常与泡沫结合作为夹芯层。还存在将金属网直接堆垛形成夹层结构^[59]，或利用空心金属管有序堆垛形成结构。这种构型不满足点阵材料特征，只在某一个方向上具备良好的力学性能，适宜作为吸能材料。

3 点阵材料的制备技术

英国剑桥大学^[10]提出了熔模铸造法工艺制作点阵材料。利用注模技术可制备长细比小于5的聚合物结构。可用聚脂做成单层带有定位孔的聚脂牺牲模，按结构排列方式将单层结构叠合成空间点阵结构^[11]。以聚合物为牺牲模制备砂模，高温下聚合物熔化分解，在砂模中形成点阵空间，将高温熔融状的金属溶液缓慢注入砂模，冷却后将砂模破坏，取出得到金属点阵复合材料。利用该工艺可制造图2所示的八角点阵材料。利用这种工艺，点阵材料胞元的尺寸可以小到几个毫米，杆单元直径可以达到1~2 mm。

熔模铸造法对熔融状液态金属的流动性提出了很高的要求，一般材料难以实现。并且熔模铸造法工艺流程复杂，成本高。为了得到更为简便的低成本制备方法，发展了冲压折叠成型工艺^[38,41]。首先对金属平板进行冲切，得到由平面杆系组成的点阵结构。这种平面点阵可以直接作为点阵夹层的面板使用，也可以进一步在V形模具上冲压折叠形成波浪形空间构型，可作为夹层结构的夹芯材料。面板与夹芯间采用焊接或粘结工艺形成夹层体系。这种方法工艺相对简单，适用的金属材料也比较广泛，可以用来制备四面体夹层和金字塔形夹层。

Brittain等^[60]介绍了一种利用μCP和电镀工艺制作点阵材料的工艺。该方法主要用微接触印刷技术制作平面网格体系。利用模具将平面网格体系压制成为空间波浪型构形，将各单层体系对垛成三维体系，采用电镀的方式将结构焊接为整体。利用该方法得到的点阵结构单元尺寸可达50 μm。这种工艺适用于微

机电系统。

常见三维点阵材料一般为金属材料，由于纤维复合材料在力学性能、重量以及多功能性方面的优越性，范华林等^[7]研究了复合材料点阵结构的三维编织方法。该工艺的主要特点是先制备夹层面板和预浸纤维束，以面板为基准，在上下面板间有规律的穿插纤维束形成点阵夹层结构，如图5所示。该方法首次在工艺上实现了三维复合材料点阵的制备，但也存在杆单元不规则的缺陷。

制造平面点阵格栅较常用的方法是采用模具工艺^[5,6,61]。模具由两层结构组成，底座由预制凹槽的坚硬材料组成，并且材料具有很高的热稳定性。模具的扩展部分由膨胀橡胶材料组成^[62]。预浸纤维可在模具扩展部的凹槽中采用铺层或缠绕的方法制作格栅的肋板。模具格栅工艺较为复杂，层间剪切强度仍然较弱，嵌锁格栅是制备格栅的另一种相对简单的工艺方法^[7,63]。基本特点是利用铺层技术或拉挤成型技术制备格栅肋条，再在肋条上加工槽口，将带槽口的肋条对位嵌锁，利用胶和机械嵌锁将肋条紧固，形成点阵格栅结构。虽然材料模量和抗弯强度因周期槽口的出现而折减，但抗剪强度增强。根据这种工艺，Han 和 Tsai^[63]利用拉挤成型和嵌锁工艺制备了四边形格栅。这种构型的力学性能并不理想。在此基础上，清华大学课题组^[7]制备了炭纤维六角形点阵格栅，见图6。

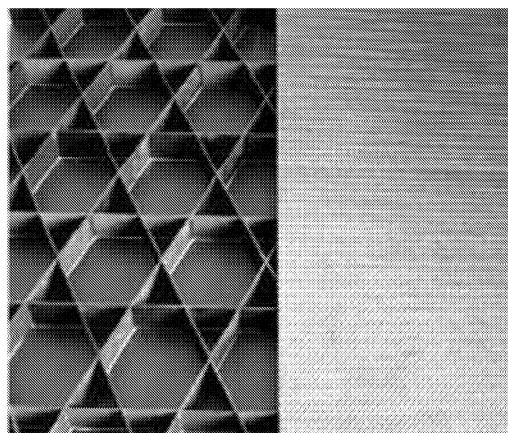


图6 嵌锁格栅夹层结构^[7]

4 点阵材料的力学性能研究

随着制备技术的发展，点阵材料的力学性能也逐渐成为研究的重点。

点阵材料的力学性能取决于杆单元的拉伸特征，材料的模量和强度正比于材料的相对密度^[8,10~11]。与此对比，泡沫材料的力学性能取决

于杆单元的弯曲变形能力, 材料的模量与强度和材料的相对密度为非线性关系^[2,3,8,64~67]. 因此点阵材料的高比刚度和高比强度是其作为结构材料的最主要特征.

Ashby 和 Brechet^[33] 对比分析了泡沫材料与点阵材料的模量. 图 7 显示点阵材料的刚度远远高于泡沫材料. 图中 E 和 ρ 分别代表材料的模量和密度.

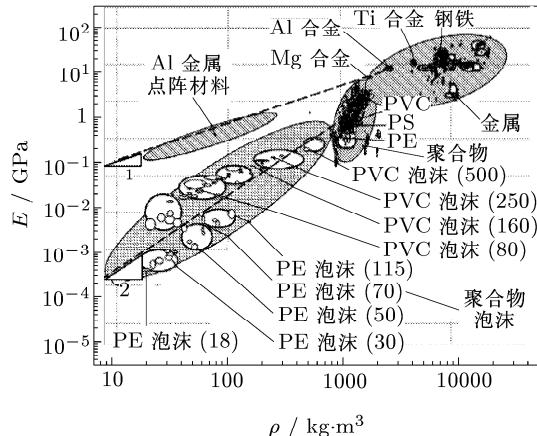


图 7 点阵材料与泡沫材料模量对比^[33]

Kooistra 等^[40] 对比分析了基于铝材料的各种结构, 包括点阵材料、铝蜂窝、波纹板和金属铝泡沫材料. 如图 8 所示: 点阵材料的强度 σ_y 明显高于波纹板和金属铝泡沫材料, 图 8 中 σ_{ys} 为铝基材料强度. 与蜂窝材料比较, 点阵材料的强度也具有一定优势, 尤其是在相对密度 ρ^* 比较低时, 点阵材料的强度优势更为明显.

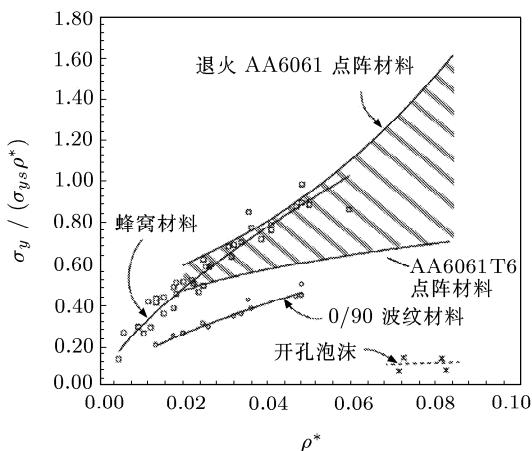


图 8 点阵材料与其它材料强度对比^[40]

Deshpande 等^[10] 将点阵材料的模量 E 、强度 σ_y 与泡沫材料进行了对比, 并与 H-S 上限模量与强度进行比较, 如图 9 所示, E_s 为基体材料模量. 当相对密度在 0.01~0.1 之间时, 点阵材料的模量和强度大约为 H-S 上限模量与强度的一半.

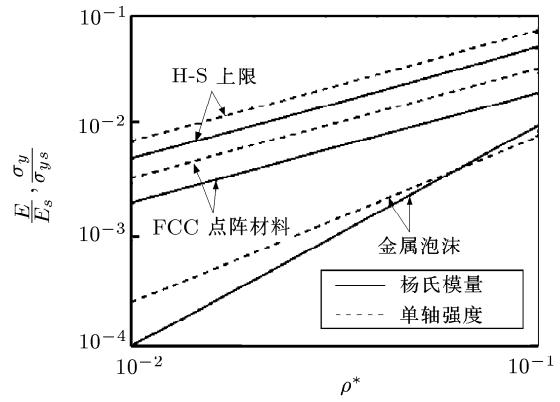


图 9 点阵材料模量与强度对比^[10]

4.1 点阵材料等效模量计算理论

对于一维和二维周期结构的力学性能, Noor^[68] 和 Abrate^[69~71] 分别对研究成果进行了总结. Noor^[68] 曾给出对周期结构进行连续化的 4 种典型方法: (1) 基于力和位移给出材料宏微观力学性能的转化关系; (2) 基于离散单元化给出材料宏观力学性能; (3) 能量等效方法; (4) 基于微小变形的均质化方法. 随着数值计算技术的发展, 应用杆系有限元方法研究点阵材料的力学性能也成为十分有效的方法.

Kollar^[72] 在研究二维框架结构时应用了连续介质力学方法得到了结构的等效刚度矩阵. 首先假设材料由 Z 组连续杆单元组成. 假设杆单元只承受轴向力作用, 产生轴向变形, 力与变形之间满足线弹性关系. 将杆单元变形和轴力转化为连续介质典型代表单元上的应力和应变. 根据每组杆件的走向, 利用不同坐标系下应力应变的转换关系, 得到二维点阵的等效刚度矩阵. 刚度矩阵 C 为

$$C = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^Z r_i l_i^4 & \sum_1^Z r_i l_i^2 m_i^2 & \sum_1^Z r_i l_i^3 m_i \\ \sum_1^Z r_i m_i^4 & \sum_1^Z r_i m_i^3 l_i & \sum_1^Z r_i l_i^2 m_i^2 \\ \text{symm.} & & \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$r_i = \frac{E_s A_i}{S_i} \quad (8)$$

式中, (l_i, m_i, n_i) 表示杆单元与坐标轴 x 、 y 和 z 间夹角的余弦值, E_s 为杆单元的弹性模量, A_i 为第 i 组杆单元的截面积, S_i 为第 i 组杆单元所占有的体积. A_i 与 S_i 的比值反映了杆单元在材料中的体积分数.

范华林等^[7] 将这种方法推广应用到三维点阵材料中, 计算点阵材料的刚度矩阵.

$$C = \begin{bmatrix} \sum_1^Z r_i l_i^4 & \sum_1^Z r_i l_i^2 m_i^2 & \sum_1^Z r_i l_i^2 n_i^2 & \sum_1^Z r_i l_i^3 m_i & \sum_1^Z r_i l_i^2 m_i n_i & \sum_1^Z r_i l_i^3 n_i \\ \sum_1^Z r_i m_i^4 & \sum_1^Z r_i m_i^2 n_i^2 & \sum_1^Z r_i m_i^3 l_i & \sum_1^Z r_i m_i^3 n_i & \sum_1^Z r_i m_i^2 n_i l_i & \\ \sum_1^Z r_i n_i^4 & \sum_1^Z r_i n_i^2 l_i m_i & \sum_1^Z r_i n_i^3 m_i & \sum_1^Z r_i n_i^3 l_i & & \\ \sum_1^Z r_i l_i^2 m_i^2 & \sum_1^Z r_i m_i^2 n_i l_i & \sum_1^Z r_i l_i^2 m_i n_i & \sum_1^Z r_i n_i^2 l_i m_i & & \\ \sum_1^Z r_i m_i^2 n_i^2 & \sum_1^Z r_i n_i^2 l_i m_i & & \sum_1^Z r_i n_i^2 l_i^2 & & \\ \text{Symm.} & & & & & \end{bmatrix} \quad (9)$$

该方法在研究具有连续杆件的点阵材料时简便可行。刚度矩阵必须为非奇异阵，根据式(7)和式(9)，可得到满足拉伸主导型构型的点阵材料具有的最少连续单元组数。二维情况下，不同方向的单元组数不少于3组；三维条件下不小于6组。对于三维结构，如果平行于同一平面的单元组数超过3组，也只能记为3组。

在研究点阵材料力学性能时，多采用基于单元离散化给出材料宏观力学性能。这种方法的特点是首先从材料中取出典型计算胞元建立结构力学计算模型。通过在各个方向施加正应力和剪应力，根据平衡条件将应力分解集中到各个杆件上，计算在杆中轴力作用下胞元产生的拉压变形或剪切变形。根据单元特征尺寸换算为应变，由应力与应变比值计算得到材料在特定受力状况下的弹性模量。

这种方法概念简单，可以针对各种胞元结构进行受力分析，不足之处在于在每种工况下只能得到一个弹性常数。要得到完整的刚度矩阵就必须考虑各种工况，准确分析胞元的变形状况。

Deshpand 和 Fleck^[73] 采用这种方法计算点阵夹层结构的模量。首先在周期结构中提取结构典型四面体单元或四棱锥单元，在结点上沿3个坐标轴方向分别施加作用力。利用结构力学计算单元各杆件的和余能，并利用卡氏第二定律来计算结点位移。

Wang 和 McDowell^[49] 应用这种方法计算各种平面胞元的力学特征。Li 等^[34] 采用十四面体单元来简化开口泡沫材料，并根据对称性简化结构计算单元余能，利用卡氏第二定律来计算单元位移。

能量等效方法根据典型体单元中所有单元的变形、变形能与宏观尺度上单元的变形、变形能相等条件，计算等效应变、应力和应变能。Hohe 等^[52,54] 给出了各个系数的具体计算形式。计算 C_{ijkl} 时，可以找到相对应的简单位移状态简化计算。其基本方法是在应变分量中将与 C_{ijkl} 无直接关系的应变分量设

置为零，由此得到模量的计算表达式。

均质化方法中通常会引入材料参数随坐标周期变化的扰动函数，采用函数的泰勒级数来逼近材料的位移场的变化。在点阵材料中，根据结构的周期性，通常以一个结点为中心选取代表单元。该结点的位移矢量设为 \mathbf{u} 。假设单元的方向矢量为 \mathbf{n}_i ，那么沿该单元方向的位移场利用级数展开为

$$\mathbf{u}_{n_i} = \mathbf{u} + L_{n_i} \partial \mathbf{u} / \partial \mathbf{n}_i + \dots$$

其中 L_{n_i} 为杆单元长度。

根据杆端位移条件给出胞元的应变能，应变能中包含了位移的一阶导数，等同于应变。根据应变能对应变的导数求解应力并得到材料的等效模量。该方法在研究平面点阵材料中应用广泛。考虑单元的弯曲效应时，得到点阵材料的微极本构模型^[74]。

Wallach 和 Gibson^[11] 利用 Matlab、ABAQUS 等有限元计算单元力学性能。单元计算中对边界条件的处理是该方法的特点。分析单元 X 方向的位移时，采取了一定的位移相关条件以保证单元各个平面在简单变形后仍保持平面状态。由于采用有限元计算，梁的单元模型及结点约束情况可以更贴近实际，不必作过多简化，是检验理论分析的重要依据。

4.2 点阵材料的塑性屈服

点阵材料强度取决于杆单元的破坏特征。杆单元的破坏存在塑性屈服、脆性断裂、弹性屈曲和塑性屈曲等多种方式，主要取决于杆单元的长细比和材料的脆性特征。

试验研究表明点阵材料的应力 - 应变曲线存在以下几种模式：刚塑性屈服模式、致密化屈服模式和脆性破坏模式。

Deshpande 等^[10] 对铝合金 LM25(成分为 Al-Si7-Mg0.3) 八角点阵材料进行的压缩试验表明，材料屈服后存在较长的屈服平台，应变可达 0.07。Deshpande 和 Fleck 等^[11] 对基于铝合金 LM25 和硅铜合

金 MB1(成分为 Cu-Si4-Zn14) 制备的全三角点阵夹层结构的压缩试验也存在一段很长的平台, 应变达到 0.1~0.2。剪切试验也存在较长的屈服平台。刚塑性屈服模式也见于 Wang 等^[47] 和 Zhou 等^[44] 的试验研究中。

Kooistra 等^[40] 的试验给出了一种致密化屈服模式的应力 - 应变曲线。基于 6061 铝合金材料制备四面体点阵夹层结构。材料经过退火和强化处理, 材料的韧性使得点阵表现出很强的变形能力。对于相对密度为 0.087 的点阵材料, 当应变为 0.15 时达到极限屈服强度 21MPa。而后材料线性软化, 直至在应变达到 0.4 时后继屈服平台降至最低点 14MPa。然后, 材料后继屈服强度上升, 出现致密强化特征, 当应变达到 0.55 时后继屈服强度超过初始极限屈服强度。致密屈服是由于杆单元的塑性过屈曲造成的。

范华林等^[7] 对炭纤维点阵材料的研究给出了一种脆性变形曲线。材料达到极限强度, 由于炭纤维杆单元的断裂, 点阵材料脆性破坏。

Deshpande 等^[10] 和范华林等^[7] 系统研究了八角点阵材料的塑性屈服特征, 给出了 $(\sigma_{zz}, \sigma_{xz})$ 、 $(\sigma_{xx}, \sigma_{yy})$ 和 $(\sigma_{33}, \sigma_{13})$ 空间的塑性屈服面。研究表明, 点阵材料的塑性屈服面为由多段直线段包围的封闭多边形。有限元模拟的结论与理论预测的结果基本一致。

由 Hill^[75] 的经验公式, 一般塑性屈服面可以表示为

$$\Phi = \sigma_d^2 - 1 = 0 \quad (10)$$

式中, σ_d 为有效应力。

Deshpande 等^[10] 认为点阵材料存在体积变形, 必须在塑性准则中引入静水压力 $\sigma_m = \sigma_{kk}/3$ 。屈服准则为

$$\Phi = \frac{4}{9} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + 4 [\sigma_{xy}^2 + E\sigma_{yz}^2 + F\sigma_{zx}^2] + \sigma_m^2 - [k\sigma_Y]^2 = 0 \quad (11)$$

其中

$$k = 2\sqrt{2} \left(\frac{r}{l}\right)^2 \quad (12)$$

式中, σ_Y 为杆单元材料的屈服强度, r 为杆单元半径, l 为节间长度。

范华林等^[7] 根据连续介质等效理论给出了三维空间八角点阵材料的屈服面。杆件的轴向力矩阵 N

与等效介质的应力矩阵 σ 之间存在换算关系。当某一组杆单元轴向力达到 $N_i = \sigma_Y A_i$ 时, 点阵材料进入初始屈服状态, 由此得到材料在多维空间的屈服面。

$$\left\{ \begin{array}{l} (-\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \pm 2\sigma_{yz})^2 - (k\sigma_Y)^2 \\ (\sigma_x - \sigma_y + \sigma_z \pm 2\sigma_{xz})^2 - (k\sigma_Y)^2 \\ (\sigma_x + \sigma_y - \sigma_z \pm 2\sigma_{xy})^2 - (k\sigma_Y)^2 \end{array} \right\} = 0 \quad (13)$$

在荷载作用下, 点阵材料的屈服面由最多 12 个超平面组成封闭曲面组成。 $(\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz})$ 空间塑性屈服面由 6 个平面相交组成的封闭六面体组成, 如图 10 所示。

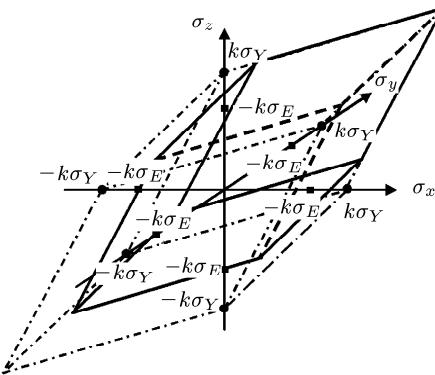


图 10 $(\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz})$ 空间塑性屈服面示意图^[7]

杆件的弹性屈曲对屈服面的影响是显著的。当杆单元长度大于临界长度时, 弹性屈曲强度 σ_E 远小于塑性屈服强度 σ_Y 。点阵材料在压应力状态的屈服面由杆单元的弹性屈曲控制, 位于空间轴负方向的塑性屈服超平面平行地向空间轴正方向移动, 塑性包络面缩减, 如图 10 所示。

对于点阵材料的塑性屈服行为, Mohr^[76] 基于点阵胞元拉压变形机制, 提出了点阵材料的多屈服面小应变塑性理论。理论研究了材料在轴向反复加载、纯剪切和 3 点弯曲条件下的塑性屈服特征。

Deshpande 和 Fleck^[73] 研究了 3 点弯曲作用下点阵夹层材料在 $(\sigma_{11}, \sigma_{22})$ 和 $(\sigma_{33}, \sigma_{13})$ 空间塑性屈服。屈服面为 4 条直线段包络形成的四边形。Wang 和 McDowell^[49] 研究了二维点阵的屈服面特征, 研究表明材料的初始屈服取决于杆件的轴向拉压特征, 屈服面为平面, 屈服强度正比于材料的相对密度; 而材料的后继屈服面取决于杆单元的抗弯性能, 后继屈服面为曲面。

图 11 比较了各种塑性屈服理论与有限元模拟方法针对八角点阵材料在 (σ_x, σ_y) 应力空间塑性屈服面的计算结果。研究表明菱形屈服面与有限元模拟的结论相近。

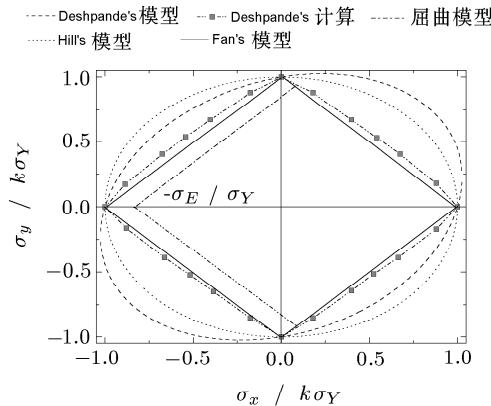


图 11 (σ_x, σ_y) 空间塑性屈服面对比示意图 [7]

4.3 点阵材料的缺陷及其对力学性能的影响

试验研究发现点阵材料的刚度和强度低于理论预测值. Deshpande 和 Fleck^[10] 制备的八角点阵材料相对密度为 0.136, 理论预测模量为 1.59 GPa, 强度为 7.7 MPa. 实测模量为 1.11 GPa, 实测强度为 7.1 MPa. 全三角点阵夹层结构的剪切试验也表明点阵材料的剪切刚度和强度低于理论预测值.

研究指出, 力学性能的劣化来自于点阵材料制造过程中形成的构造缺陷. Deshpande 和 Fleck^[73] 利用熔模铸造法分层制备点阵材料, 由定位销孔对位配合将各层连接组成完整的三维结构或点阵夹层. 定位销孔的存在弱化了点阵结点, 压缩时产生附加嵌入效应, 宏观上减小了材料刚度. 嵌入效应对压缩强度影响不大, 但大大减弱了材料的抗剪强度. 范华林等^[7] 对点阵材料的嵌入效应进行了理论分析.

点阵材料对缺陷的敏感程度远小于弯曲主导型材料. Wallach 和 Gibson^[77] 利用数值计算方法讨论了局部杆单元缺失对点阵材料力学性能的影响. 单元的缺失对蜂窝和泡沫材料的影响非常明显. 随机去除 10% 的杆单元, 蜂窝材料的模量和强度将减小 60%~70%, 泡沫材料的模量和强度将减小 40%~50%^[78~80]. 与此对应, 点阵材料的模量和强度将减小 15%~20%. 点阵材料的模量和强度与单元缺

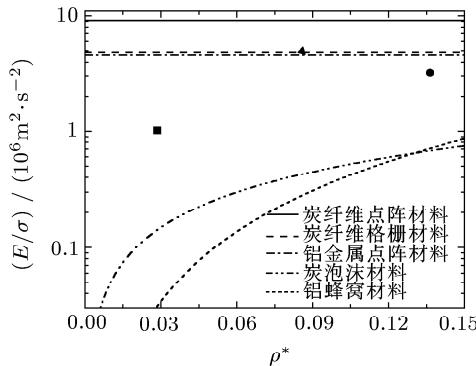


图 12 碳纤维点阵材料与其他材料比刚度对比 [7]

失的比值呈线性关系.

对于点阵材料, 波状杆件的存在将影响材料的力学性能. Deshpande 和 Fleck^[10] 研究了波状杆件对八角点阵材料力学性能的影响. 假设杆件形状为

$$w(x) = \xi r \left(\frac{\pi x}{l} \right) \quad (14)$$

式中, ξ 为波状系数.

当杆件材料屈服应变 $\varepsilon_y = (\pi r/2l)^2$ 时, 波状系数对屈服强度的影响最为显著 (Hutchinson)^[81]. 当屈服应变与 $(\pi r/2l)^2$ 相差较大时, 波状系数对屈服强度的影响很小 (Deshpande 和 Fleck)^[10].

波状杆件对铸造金属点阵材料的影响并不显著, 但对于编织炭纤维点阵复合材料影响却十分明显. 因为纤维在结点处的交叉, 波状系数达到了 2. 因此使得炭纤维点阵材料的模量和强度只有完全直杆单元状况时的 10% 左右. 范华林等^[7] 研究了缺陷对点阵复合材料的影响.

$$\frac{E_b}{E} = \frac{1}{1 + 2\xi^2}, \quad \frac{P_b}{P} = \frac{1}{4\xi + 1} \quad (15)$$

式中, E 和 P 为理想点阵材料的模量和强度, E_b 和 P_b 为波状点阵材料的模量和强度.

理想杆件的截面为圆形, 但编织过程中的扭转造成了实际截面的不规则形状, 截面形状的改变对材料模量影响不大, 但减弱了杆件的抗弯能力, 降低了材料的承载能力.

研究表明, 理想点阵材料是拉伸主导型结构, 但随着波状系数的增加, 弯曲变形对点阵材料力学性能的影响逐渐增强.

范华林等^[7] 研究了缺陷对炭纤维嵌锁格栅力学性能的影响, 缺陷主要包括周期槽口和结构端部的悬臂单元.

图 12 和图 13 给出了炭纤维点阵材料与炭泡沫和铝蜂窝材料比刚度和比强度的对比结果. 图中曲线

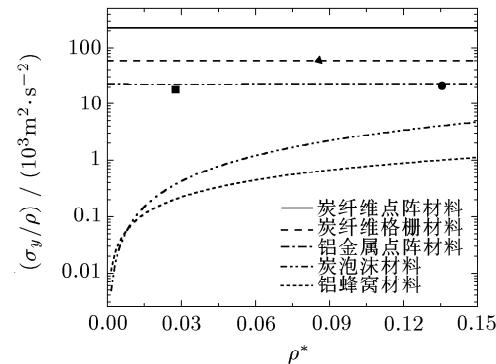


图 13 碳纤维点阵材料与其他材料比强度对比 [7]

由理论公式得到^[7]. 图中方点 ■ 代表三维点阵材料力学性能试验数值, 三角点 ▲ 和圆点 ● 分别代表嵌锁格栅和金属点阵材料的力学性能试验数值. 尽管缺陷的存在影响了点阵材料的力学性能, 但相比于炭泡沫和铝蜂窝材料, 仍具有很大的优势. 密度越小, 炭纤维点阵材料的优势越突出.

4.4 点阵夹层结构的优化设计

点阵夹层结构是点阵材料最常见的结构应用形式. 夹层结构通常存在面板屈服与屈曲、夹层剪切破坏和局部压入破坏等形式^[82]. Wicks 等^[83,84] 和 Chiras 等^[85] 研究了在弯曲和剪切作用下获得最小质量点阵夹层结构的优化设计方法. 优化目标为单位长度夹层结构的质量, 以可能出现的 4 种破坏模式为限制条件, 主要包括面板内和夹芯内点阵杆单元的塑性屈服和弹性屈曲. 研究表明, 通过优化设计, 点阵结构抗弯抗剪性能不低于同质量的蜂窝夹层结构, 其承压性能可与优化设计的加筋结构相比较.

Deshpande 和 Fleck^[73] 给出了点阵夹层结构的破坏模式图, 如图 14 所示. \bar{F} 和 \bar{M} 分别为无量纲化荷载与重量指数. 图 14 中细实线和虚线分别表示重量与荷载指数的等高线. 箭头所示的方向代表了荷载指数的降低. 具有最轻质量的点阵结构在图中正好位于各破坏模式的交界上.

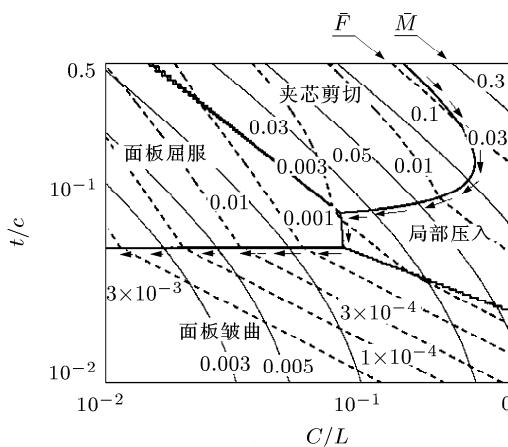


图 14 点阵夹层结构的破坏模式示意图^[73]

Liu 和 Lu^[86] 在单一目标优化的基础上研究了多目标和多应力场作用下的点阵夹层优化设计方法. 给出了四面体和斜长金字塔形两种构型在多种荷载条件下的优化设计, 但没有涉及不同构型点阵材料的优化比较.

Wicks 和 Hutchinson^[83,85] 比较了优化设计下各种夹层结构的结构重量. 考虑夹层结构的 4 种破坏模式: 面板失稳、面板屈服、夹层单元失稳、夹层单元屈服. 通常认为在抗弯抗剪条件下, 蜂窝夹层结构是

最有效率最轻的夹层结构形式. 但最新研究表明: 点阵夹层结构的质量效率与蜂窝夹层结构基本一致, 但以抗压强度为限制条件优化设计得到的点阵材料的重量却远远低于蜂窝夹层结构. 因此点阵夹层结构的抗压强度高, 低密度时优势尤其突出.

5 点阵材料的应用与多功能性

由于具备轻质高强的特点, 点阵材料作为结构已经开始应用于航天和卫星结构中^[5]. 波音公司也在和 PYRamatrix 公司合作, 研究点阵材料在飞机上的应用. 点阵格栅材料应用于空间太阳能板结构, 可有效提高太阳能板单位质量的能量效率, 可达到 80~115 W/kg.

除减重之外, 点阵材料的开放式结构也使得点阵材料具备其它多种应用. 点阵材料具有较强的抗冲击吸能作用^[89~92]. Kooistra 等^[40] 研究发现, 单位体积或单位质量吸收冲击能量较低时, 采用蜂窝材料具有优势, 但点阵材料更适合于要求单位体积或单位质量吸收冲击能量较高的工况. Qiu 等^[87,88] 研究表明, 夹层结构抗冲击性能优越于单层板结构, 而金字塔形点阵夹层的抗冲击性能又强于棱柱形蜂窝夹层. 点阵材料的破坏模式与杆单元材料相关. 当采用韧性较好的材料时点阵材料具有较好的韧性和吸能作用.

点阵材料除了具有优良的力学性能外, 还可应用于传热、执行传感 / 致动等方面. 由于点阵胞元内存有连续通道, 流体可以在材料内部流动, 同时可以传递热量. 在点阵材料的传热性能及力热一体化优化设计方面已经存在大量的详细的研究成果^[17].

在传热方面, 已经应用的技术包括针翅管 (pin fins)、柱形管束 (cylinder banks)、金属网 (wire screens), 可以有效提高传热面积. 金属泡沫材料的传热效能是针翅管阵列的 5 倍, 同时重量仅为针翅管阵列的 $1/3$ ^[17]. 当传热设备同时要求具有一定的承载能力的时候, 点阵材料是一种比较好的选择. 在低密度高孔隙率的情况下, 点阵材料的强度和模量比泡沫材料高出可达一个量级. 点阵材料的传热体现在两个方面, 金属杆单元的热传导和内部连通空间的流体对流. 研究发现点阵材料的散热效率是通道散热的 7 倍, 与相同孔隙率的柱形管束相同^[17].

针对点阵材料的传热效能与结构承载能力, Gu 等^[19] 优化设计了二维点阵的构型并进行了比较. 研究表明三角平面点阵的力学性能最好, 但六边形点阵的传热效率优于三角形和四边形点阵.

利用点阵材料的空间构型特点,可以实现结构的致动作用,改变结构形状和应力状态,应用于振动和翼型控制等领域。

Lu 和 Evans^[12]采用电致伸缩的聚合物制备致动夹层结构,面板采用层合板结构,将聚合物放置在面板内,夹芯为开放式三角形波纹结构,随着聚合物的电致伸缩作用,面板产生伸缩运动,带动夹芯弯曲,改变结构形状。

Guest 和 Hutchinson^[93]研究表明,对于无限大周期点阵结构,不可能同时满足静力许可条件和运动许可条件。满足静力许可条件的无限周期结构一定存在运动机制,而满足运动许可条件的无限周期结构一定存在内部自应力状态。Doneva 和 Torquato^[13]理论研究表明,通过对周期点阵结构中的某些杆件进行致动,在不消耗能量的情况下使点阵结构达到任意均匀的变形场,从而使结构具有自适应能力,并给出了双三角型点阵结构的致动模式。

Hutchinson 等^[14]研究了混合三角形点阵结构的致动性能。夹层结构可采用实心面板和混合三角形点阵周期结构或上下面板均采用混合三角形点阵周期结构,夹芯采用金字塔形构型点阵。通过对铰接混合三角形点阵周期结构的致动使夹层结构可以产生各种形状的曲面,同时结构还具有很好的承载能力。Dos Santos e Lucato 等^[15]制备了致动结构并进行了试验研究。致动混合三角形点阵和夹芯点阵采用了不锈钢材料制作,上面板采用聚碳酸酯材料,并采用了商业线性致动器,试验展示了致动形成的铰转动变形和扭曲变形等状态。研究认为,Ti-6V-4Al 具备很大的屈服应变和低密度,是一种非常有前景的致动材料。

Wicks 和 Guest^[16]还比较了弯曲主导型周期结构和拉伸主导型结构单一杆件致动时的能量损耗。定义抗弯回转半径与杆单元长度的比值为杆件的粗壮度(stockiness)变量 s 。研究表明弯曲主导型周期结构的能量损耗与 s 相关而拉伸主导型结构的能量损耗与 s 无关。介于两者之间,混合三角形结构的致动能量损耗与 s 相关。因此混合三角形结构兼备致动能力和结构承载能力。

点阵模型的另外一个应用领域是模拟计算。研究点阵材料力学性能的时候,通常采用连续介质等效方法,将离散单元等效为连续介质。反之,点阵构型也可以用来模拟连续介质的力学性能^[94],如脆性材料的断裂力学研究^[95~106]。其主要做法是将连续介质用点阵模型代替,将介质转化为三角形或六边形杆系体系。通过等效计算将材料的模量、强度转化为杆单元的强度和模量。应用杆系体系有限元分析方法计算

材料的内力。根据杆单元的强度条件判断杆单元是否破坏。杆单元断裂意味着裂纹的萌生与扩展。对于均匀材料,可以通过随机方法引入变异的杆单元强度参数。对于非均匀介质,通过投影的方法找出夹杂或弱层单元在杆系网络中所占据的杆单元,令这部分单元的力学参数与夹杂或弱层相同。该方法在复合材料、混凝土和岩石介质的断裂力学研究中得到应用。

点阵格栅材料具备很大的孔隙率。利用结构的空间,将隐身材料与结构材料结合,可制备吸波夹层结构^[7]。夹层结构中的结构单元必须承担剪应力或拉压应力作用。将吸波材料充填于结构的空间中,使吸波材料形成了具有周期排列的特征,每个吸波胞元被结构单元分割,其间因介电参数的变化形成多个界面,可导致波在周期单元中发生多次反射和吸收。炭纤维格栅嵌锁制后,可将吸波泡沫填入格栅单元的空隙内^[7]。吸波泡沫的厚度为 20 mm,由 5 层泡沫组成,泡沫内充填炭颗粒。由上至下各层炭颗粒充填比率逐渐增大,形成梯度材料,有利于提高材料的吸波性能。

范华林等^[7]试验测试了炭纤维夹层格栅的电磁反射率。反射率测试采用 RCS 后向散射法测量,测试时在试件背面粘贴上一块大小相同的金属板,形成反射层。散射电场与入射电场的比值矢量 \bar{R} 为

$$\bar{R} = \frac{\mathbf{E}^s}{\mathbf{E}^i} \quad (16)$$

式中, \mathbf{E}^i 为入射电场矢量, \mathbf{E}^s 为散射电场矢量。反射率 R 的单位通常采用分贝(dB),其定义

$$R(\text{dB}) = 20 \lg |\bar{R}| \quad (17)$$

电磁波的能量与电场强度的平方成正比,因此当反射率为 -10 dB 时,材料对电磁波的能量吸收率达到 90%。

测试状态为垂直入射,测试频段为 4~18 GHz,采用 HH 极化方式。反射率测试曲线如图 15 所示。测试结果表明,设计制备的炭纤维夹层格栅具备良好的吸波性能。在 4~8 GHz 频段内,反射率在 -5~10 dB 之间;在 8~18 GHz 频段内,反射率在小于 -10 dB,其中当频率为 16.51 GHz 时,反射率仅为 -31.63 dB。

炭泡沫材料经过特殊处理可具备吸波性能^[107]。研究表明当热处理温度为 600°C~700°C 时,炭泡沫材料具有吸波性能。其中热处理温度为 700°C 时,在 5.4~8.2 GHz 时反射率达到 -10 dB,峰值接近 -19 dB。热处理温度为 400°C 或 800°C 时基本不具备吸波性能。当热处理温度较低时,炭泡沫基体材料为非石墨化炭,不具备导电性,具有透波性能。当热

处理温度较高时,炭泡沫基体材料为完全石墨化炭,导电性非常好,对波具有反射特性。当热处理温度为600°C~700°C时,一定的石墨化度使材料具有有限导电性能,而泡沫胞元的空间构形形成了类似微波暗室的作用,在胞元内的多次反射而增加了吸波能力。

螺旋炭纤维^[108]也具备良好的吸波性能。试验表明在10~15 GHz时反射率达到-10 dB,峰值接近-18 dB。螺旋炭纤维的良好吸波性能源于材料的手性特征。螺旋炭纤维材料的手性参数较大,而手性参数对于提高吸波性能的影响大于介电参数的影响。

图15比较了3种吸波炭材料反射率曲线。3种材料都具有一定的吸波能力。炭泡沫在4~8 GHz频段内吸波性能突出,螺旋炭纤维材料在10~15 GHz频段内吸波性能良好,而炭纤维格栅的吸波频段比较宽,在8~18 GHz频段都具备-10 dB的吸波能力,同时最大吸波能力也略高。

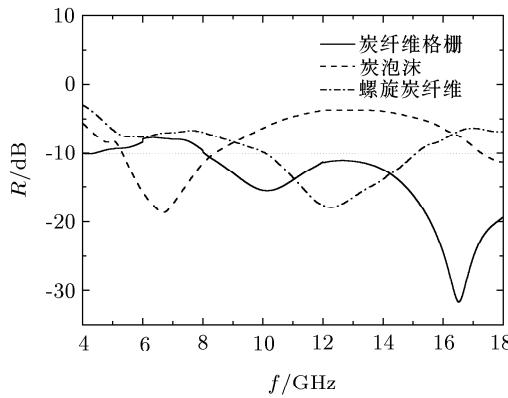


图15 炭纤维夹层格栅的电磁波反射率与对比^[7]

6 结 论

研究表明,点阵材料是一种轻质高强材料,比强度和比刚度都大于蜂窝和泡沫材料,对缺陷的敏感度要低于泡沫材料。点阵材料的重量效率优势在超低密度时尤其突出。点阵材料的力学性能研究主要集中在模量和强度以及点阵夹层的优化设计。在点阵材料的屈服与破坏方面的研究还没有得到足够的试验支持。

利用点阵空间构型,可使材料具备多功能性,包括传热与致动等。这类研究目前还停留于实验阶段。

作者制备了炭纤维点阵材料,并试验研究了炭纤维点阵材料的力学性能。平面炭纤维点阵材料的质量效率优于金属点阵,而编织炭纤维点阵材料也有很好的力学性能。同时研究了炭纤维点阵材料的隐身功能,制备了性能良好的结构隐身材料。

目前制备点阵材料的工艺还处于发展之中,可制

备的材料还主要局限于试验室研究。因此,当前最主要的工作应该集中在材料的制备工艺的开发,基本要求是工艺简单、成本低,可制作大尺度结构和形状不规则的结构件,如大尺度点阵板壳结构。

点阵材料在理论方面的研究主要存在以下几个方向:

(1) 多功能耦合优化设计方法研究。研究在综合考虑传热、能量吸收或结构隐身与力学性能要求下点阵材料与结构的优化设计。

(2) 研究点阵材料的塑性理论与能量吸收理论。目前的塑性理论只研究了初始屈服条件,在此基础上应进一步研究大变形及过屈曲条件下点阵材料的塑性本构理论,研究具有最佳能量吸收效率的点阵构型。

(3) 研究波在点阵材料中的传播理论,包括机械振动、声波和电磁波,为振动控制、声控制和电磁设计提供理论依据。

参 考 文 献

- Ashby M F. Materials Selection and Mechanical Design. Oxford: Butterworth-Heinemann, 1999
- Gibson L J, Ashby M F. Cellular Solids: Structure and Properties. Cambridge: Cambridge University Press, 1997
- Ashby M F, Evans A G, Fleck N A, et al. Metal Forms: A Design Guide. Boston: Butterworth-Heinemann, 2000
- Ashby M F. Drivers for material development in the 21st century. *Progress in Materials Science*, 2001, 46(3~4): 191~199
- An Houl, Kurt Gramoll. Design and fabrication of CFRP interstage attach fitting for launch vehicles. *Journal of Aerospace Engineering*, 1999, 12(3): 83~91
- Vasiliev V V, Barynin V A, Rasin A F. Anisogrid lattice structures – survey of development and application. *Composite Structures*, 2001, 54: 361~370
- 范华林. 炭纤维点阵复合材料制备及其性能研究: [博士论文]. 北京: 清华大学, 2006
- Deshpande V S, Ashby M F, Fleck N A. Foam topology bending versus stretching dominated architectures. *Acta Materialia*, 2001, 49: 1035~1040
- Evans A G, Hutchinson J W, Fleck N A, et al. The topological design of multifunctional cellular metals. *Progress in Materials Science*, 2001, 46(3~4): 309~327
- Deshpande V S, Fleck N A, Ashby M F. Effective properties of the octet-truss lattice material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2001, 49: 1747~1769
- Wallach J C, Gibson L J. Mechanical behavior of a three-dimensional truss material. *International Journal of Solids and Structures*, 2001, 38: 7181~7196
- Lu T J, Evans A G. Design of a high authority flexural actuator using an electro-strictive polymer. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2002, 99(3): 290~296
- Doneva A, Torquato S. Energy-efficient actuation in infinite lattice structures. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2003, 51: 1459~1475
- Hutchinson R G, Wicks N, Evans A G, et al. Kagome plate structures for actuation. *International Journal of Solids and Structures*, 2003, 40: 6969~6980

- 15 Dos Santos e Lucato S L, Wang J, Maxwell P, et al. Design and demonstration of a high authority shape morphing structure. *International Journal of Solids and Structures*, 2004, 41: 3521~3543
- 16 Wicks N, Guest S D. Single member actuation in large repetitive truss structures. *International Journal of Solids and Structures*, 2004, 41: 965~978
- 17 Lu T J, Valdevit L, Evans A G. Active cooling by metallic sandwich structures with periodic cores. *Progress in Materials Science*, 2005, 50: 789~815
- 18 Lu T J. Heat transfer efficiency of metal honeycombs. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1999, 42: 2031~2040
- 19 Gu S, Lu T J, Evans A G. On the design of two-dimensional cellular metals for combined heat dissipation and structural load capacity. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2001, 44: 2163~2175
- 20 Kim T, Zhao C Y, Hodson H P, et al. Convective heat dissipation with lattice-frame materials. *Mechanics of Materials*, 2004, 36: 1011~1020
- 21 Kim T, Hodson H P, Lu T J. Fluid-flow and heat-transfer in ultralight weight lattice-frame materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2004, 47: 1129~1140
- 22 Kim T, Hodson H P, Lu T J. Pressure loss and heat transfer mechanisms in a lattice-frame structured heat exchanger. *Journal of Mechanical Engineering Science*, 2004, 218: 1321~1336
- 23 Tian J, Kim T, Lu T J, et al. The effects of topology upon fluid flow and heat-transfer within cellular copper structures. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2004, 47: 3171~3186
- 24 Kim T, Hodson H P, Lu T J. Contribution of vortex structures and flow separation to local pressure and heat transfer characteristics in an ultralight weight lattice material. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2005, 48(19-20): 4243~4264
- 25 Kays W M, London A L. Compact Heat Exchangers. New York: McGraw-Hill, 1984
- 26 Jensen D W, Weaver T J. Mechanical characterization of a graphite/epoxy isotruss. *Journal of Aerospace Engineering*, 2000, 13(1): 23~35
- 27 Jensen D W. A glimpse into the world of innovative composite IsoTruss grid structures. *SAMPE Journal*, 2000, 36(5): 8~16
- 28 Rackliffe M E, Jensen D W, Lucas W K. Local and global buckling of ultra-lightweight IsoTruss structures. *Composites Science and Technology*, 2006, 66(2): 283~288
- 29 Mohamed Saafi. Design and fabrication of FRP grids for aerospace and civil engineering applications. *Journal of Aerospace Engineering*, 2000, 13 (4): 144~149
- 30 Chen C, Lu T J, Fleck N A. Effect of imperfections on the yielding of two-dimensional foams. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1999, 47: 2235~2272
- 31 Lu T J, Ong J M. Characterization of aluminum alloy foams with closed and send-open cells. *Journal of Materials Science*, 2001, 36: 2773~2786
- 32 余同希. 关于“多胞材料”和“点阵材料”的一点意见. 力学与实践, 2005, 27(3): 90
- 33 Ashby M F, Brechet Y J M. Designing hybrid materials. *Acta Materialia*, 2003, 51: 5801~5821
- 34 Li K, Gao X L, Roy A K. Micromechanics model for three-dimensional open-cell foams using a tetrakaidecahedral unit cell and Castiglione's second theorem. *Composites Science and Technology*, 2003, 63 : 1769~1781
- 35 Sypeck D J, Wadley H N G. Cellular metal truss core sandwich structures. *Advanced Engineering Materials*, 2002, 4(10): 759~764
- 36 Wadley H N G. Cellular metals manufacturing, *Advanced Engineering Materials*, 2002, 4(10): 726~733
- 37 Queheillalt D T, Wadley H N G. Cellular metal lattices with hollow trusses. *Acta Materialia*, 2005, 53: 303~313
- 38 Wadley H N G, Fleck N A, Evans A G. Fabrication and structural performance of periodic cellular metal sandwich structures. *Composites Science and Technology*, 2003, 63: 2331~2343
- 39 Bart Smith H, Hutchinson J W, Evans A G. Measurement and analysis of the structural performance of cellular metal sandwich construction. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001, 43: 1945~1063
- 40 Kooistra G W, Deshpande V S, Wadley H N G. Compressive behavior of age hardenable tetrahedral lattice truss structures made from aluminium. *Acta Materialia*, 2004, 52: 4229~4237
- 41 Sugimura Y. Mechanical response of single-layer tetrahedral trusses under shear loading. *Mechanics of Materials*, 2004, 36: 715~721
- 42 ValdeviL T, Hutchinson J W, Evans A G. Structurally optimized sandwich panels with prismatic cores. *International Journal of Solids and Structures*, 2004, 41: 5105~5124
- 43 Zok F W, Waltner S A, Wei Z, et al. A protocol for characterizing the structural performance of metallic sandwich panels: application to pyramidal truss cores. *International Journal of Solids and Structures*, 2004, 41: 6249~6271
- 44 Zhou J, Shrotiriy P, Soboyejo W O. On the deformation of aluminum lattice block structures from struts to structures. *Mechanics of Materials*, 2004, 36: 723~737
- 45 Edward Ziegler, Michael Accorsi, Mark Bennett. Continuum plate model for lattice block material. *Mechanics of Materials*, 2004, 36: 753~766
- 46 Hyun S, Karlsson A M, Torquato S, et al. Simulated properties of Kagome and tetragonal truss core panels. *International Journal of Solids and Structures*, 2003, 40(25): 6989~6998
- 47 Wang J, Evans A G, Dharmasena K, et al. On the performance of truss panels with Kagome cores. *International Journal of Solids and Structures*, 2003, 40(25): 6981~6988
- 48 Hayes A M, Wang A J, Dempsey B M, et al. Mechanics of linear cellular alloys. *Mechanics of Materials*, 2004, 36: 691~713
- 49 Wang A J, McDowell D L. In-plane stiffness and yield strength of periodic metal honeycombs. *ASME Journal of Engineering Materials and Technology*, 2004, 126: 137~156
- 50 Chen H J, Tsai S W. Analysis and optimum design of composite grid structures. *Journal of Composite Materials*, 1996, 30: 503~554
- 51 Huybrechts S, Tsai S W. Analysis and behaviour of grid structures. *Composites Science and Technology*, 1996, 56: 1001~1015
- 52 Hohe J, Beschorner C, Becker W. Effective elastic properties of hexagonal and quadrilateral grid structures. *Composite Structures*, 1999, 46: 73~89
- 53 Hohe J, Becker W. Effective elastic properties of triangular grid structures. *Composite Structures*, 1999, 45: 131~145
- 54 Brandt J, Drechsler K, Arendts F J. Mechanical performance of composites based on various three-dimensional woven-fibre performs. *Composite Science and Technology*, 1996, 56: 381~386
- 55 Bannister M K, Braemar R, Crothers P J. The mechanical performance of 3D woven sandwich composites. *Composite Structures*, 1999, 47: 687~690
- 56 Van Vuure A W, Ivens J A, Verpoest I. Mechanical properties of composite panels based on woven sandwich-fabric performs. *Composites: Part A*, 2000, 31: 671~680

- 57 Van Vuure A W, Pflug J, Ivens J A, et al. Modeling the core properties of composite panels based on woven sandwich-fabric performs. *Composites Science and Technology*, 2000, 60: 1263~1276
- 58 O'Brien K T, Paris I L. Exploratory investigation of failure mechanisms in transition regions between solid laminates and X-core truss sandwich. *Composite Structures*, 2002, 57: 189~204
- 59 Sypeck D J, Wadley H N G. Multifunctional microtruss laminates: Textile synthesis and properties. *Journal of Materials Research*, 2001, 16 (3): 890~897
- 60 Brittain S T, Sugimura Y, Schueler O J A, et al. Fabrication and mechanical performance of a mesoscale space-filling truss system. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2001, 10(1): 113~120
- 61 Kim T D. Fabrication and testing of thin composite isogrid stiffened panel. *Composite Structures*. 2000, 49: 21~25
- 62 Steven M H, Troy E M, Peter M W, et al. Manufacturing theory for advanced grid stiffened structures. *Composite: Part A*, 2002, 33: 155~161
- 63 Han D Y, Tsai S W. Interlocked composite grids design and manufacturing. *Journal of Composite Materials*, 2003, 37: 287~316
- 64 Christensen R M. Mechanics of low density materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1986, 34: 563~578
- 65 Warren W E, Kraynik A M. The linear elastic properties of open-cell foams. *Journal of Applied Mechanics*, 1988, 55: 341~346
- 66 Warren W E, Kraynik A M. Linear elastic behavior of a low density Kelvin foam with open cells. *Journal of Applied Mechanics*, 1997, 64: 787~794
- 67 Sih S, Rice B P. Sandwich construction with carbon foam core materials. *Journal of Composite Materials*, 2003, 37: 1319~1336
- 68 Noor A K. Continuum modeling of repetitive lattice structures. *Applied Mechanics Reviews*, 1988, 41: 285~296
- 69 Abrate S. Continuum modeling of latticed structures. *Shock and Vibration Digest*, 1985, 17(1): 15~21
- 70 Abrate S. Continuum modeling of latticed structures. *Shock and Vibration Digest*, 1988, 20(10): 3~8
- 71 Abrate S. Continuum modeling of latticed structures: Part III. *Shock and Vibration Digest*, 1991, 23(3): 16~21
- 72 Kollar L, Hegedus I. Analysis and Design of Space Frames by the Continuum Method. Amsterdam: Elsevier Science, 1985
- 73 Deshpande V S, Fleck N A. Collapse of truss core sandwich beams in 3-point bending. *International Journal of Solids and Structures*, 2001, 38: 6275~6305
- 74 Chen J Y, Huang Y, Ortiz M. Fracture analysis of cellular materials: A strain gradient model. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1998, 46(5): 789~828
- 75 Hill R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society of London: Series A*, 1948, 193: 281~300
- 76 Mohr D. Mechanism-based multi-surface plasticity model for ideal truss lattice materials. *International Journal of Solids and Structures*, 2005, 42 (11~12): 3235~3260
- 77 Wallach J C, Gibson L J. Defect sensitivity of a 3D truss material. *Scripta Materialia*, 2001, 45: 639~644
- 78 Chen C, Lu T J, Fleck N A. Effect of imperfections on the yielding of two-dimensional foams. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1999, 47: 2235~2272
- 79 Silva M J, Hayes W C, Gibson L J. The effect of non-periodic microstructure on the elastic properties of two-dimensional cellular solids. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1995, 37: 1161~1177
- 80 Silva M J, Gibson L J. The effect of non-periodic microstructure and defects on the compressive strength of two-dimensional cellular solids. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1997, 39: 549~563
- 81 Hutchinson J W. Plastic buckling. *Advances in Applied Mechanics*, 1974, 14: 67~144
- 82 Allen H G. Analysis and Design of Structural Sandwich Panels. Oxford: Pergamon, 1969
- 83 Wicks N, Hutchinson J W. Optimal truss plates. *International Journal of Solids and Structures*, 2001, 38(30~31): 5165~5183
- 84 Wicks N, Hutchinson J W. Performance of sandwich plates with truss cores. *Mechanics of Materials*, 2004, 36(8): 739~751
- 85 Chiras S, Mumm D R, Evans A G, et al. The structural performance of near-optimized truss core panels. *International Journal of Solids and Structures*, 2002, 39(15): 4093~4115
- 86 Liu J S, Lu T J. Multi-objective and multi-loading optimization of ultralight weight truss materials. *International Journal of Solids and Structures*, 2004, 41(3~4): 619~635
- 87 Qiu X, Deshpande V S, Fleck N A. Finite element analysis of the dynamic response of clamped sandwich beams subject to shock loading. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 2003, 22(6): 801~814
- 88 Qiu X, Deshpande V S, Fleck N A. Impulsive loading of clamped monolithic and sandwich beams over a central patch. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2005, 53(5): 1015~1046
- 89 Radford D D, Fleck N A, Deshpande V S. The response of clamped sandwich beams subjected to shock loading. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 32(6): 968~987
- 90 Deshpande V S, Fleck N A. One-dimensional response of sandwich plates to underwater shock loading. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2005, 53(11): 2347~2383
- 91 Hutchinson J W, Xue Z Y. Metal sandwich plates optimized for pressure impulses. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2005, 47(4~5): 545~569
- 92 Xue Z Y, Hutchinson J W. A comparative study of impulse-resistant metal sandwich plates. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30: 1283~1305
- 93 Guest S D, Hutchinson J W. On the determinacy of repetitive structures. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2003; 51: 383~391
- 94 Hrennikoff A. Solution of problems of elasticity by the framework method. *ASME Journal of Applied Mechanics*, 1941, 8: 169~175
- 95 Herrmann H J, Hansen A, Roux S. Fracture of disordered, elastic lattices in two dimensions. *Physical Review B*, 1989, 39(1): 637~648
- 96 Martin O S. Lattice models in micro-mechanics. *Applied Mechanics Reviews*, 2002, 55(1): 35~60
- 97 Lilliu G, van Mier J G M. 3D lattice type fracture model for concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 2003, 70: 927~941
- 98 Arslan A, Ince R, Karihaloo B L. Improved lattice model for concrete fracture. *Journal of Engineering Mechanics*, 2002, 128(1): 57~65
- 99 Van Mier J G M, Vervuurt A. Numerical analysis of interface fracture in concrete using a lattice-type fracture model source. *International Journal of Damage Mechanics*, 1997, 6(4): 408~432
- 100 Ince R, Arslan A, Karihaloo B L. Lattice modelling of size effect in concrete strength. *Engineering Fracture Mechanics*, 2003, 70(16): 2307~2320

- 101 Raghuprasad B K, Bhat D N, Bhattacharya G S. Simulation of fracture in a quasi-brittle material in direct tension—a lattice model source. *Engineering Fracture Mechanics*, 1998, 61(3-4): 445~460
- 102 Schlangen E, Garboczi E J. Fracture simulations of concrete using lattice models: Computational aspects. *Engineering Fracture Mechanics*, 1997, 57(2~3): 319~332
- 103 Slepian L I, Ayzenberg Stepanenko M V, Dempsey J P. Lattice model for viscoelastic fracture. *Mechanics Time-Dependent Materials*, 1999, 3(2): 159~203
- 104 Heizler S I, Kessler D A, Levine H. Mode-I fracture in a nonlinear lattice with viscoelastic forces. *Physical Review E - Statistical Physics, Plasmas, Fluids, and Related Interdisciplinary Topics*, 2002, 66(1): 1~10
- 105 Kessler D A, Levine H. Nonlinear lattice model of viscoelastic mode III fracture. *Physical Review E*, 2001, 63(1): 1~9
- 106 Buxton G A, Balazs A C. Lattice spring model of filled polymers and nanocomposites. *Journal of Chemical Physics*, 2003, 117(16): 7649~7658
- 107 Yang J, Shen Z M min, Hao Z B. Microwave characteristics of sandwich composites with mesophase pitch carbon foams as core. *Carbon*, 2004, 42(8~9): 1882~1885
- 108 Shen Z M, Ge M, Zhao D L. The microwave absorbing properties of carbon microcoils. *New Carbon Materials*, 2005, 20(4): 289~293

DEVELOPMENT OF LATTICE MATERIALS WITH HIGH SPECIFIC STIFFNESS AND STRENGTH*

FAN Hualin^{1,2,†} YANG Wei^{1,3}

¹Department of Engineering Mechanics, Tsinghua University, Beijing 100084, China

² PLA University of Science and Technology, Nanjing 210007, China

³Zhejiang University, Hangzhou 310027, China

Abstract Lattice materials are attractive for their light-weight, high specific strength and high specific stiffness. Together with their various thermomechanical properties, they have applications in ultralight structures, as well as in impact/blast systems, heat dissipation media, acoustic isolation, microwave absorption structures and actuation. The topology criterion for stretching-dominated materials makes these lattice materials much stiffer and stronger than foams and honeycombs, especially those of low relative density. The types of lattice materials include the octet-truss lattice material and sandwich panels with differernt lattice cores, as summarized in this paper. The corresponding manufacturing methods: the investment casting method and the perforated wrought metal sheet folding method are compared. The mechanical behaviors of lattice materials are discussed in light of the experimental results, and compared with other cellular materials, especially with respect to the critical effects of imperfections to lattices and foams. The applications in actuating and heat transferring and the numerical modeling are introduced. The authors' researches in carbon fiber reinforced lattice materials are specially addressed, including the 3D interlaced carbon fiber reinforced lattice and the interlocked carbon fiber reinforced grids. The recent progresses in stealth carbon fiber reinforced grids are also outlined.

Keywords lattice material, stretching-dominated design, fabrication, effective modulus, yielding surface, multifunctional applications

* The project supported by the National High Technology Research and Development Program of China (2003AA754033) and the Key Project of the Chinese Ministry of Education (106015)

† E-mail: fhl02@mails.tsinghua.edu.cn