

旋转型负泊松比星形蜂窝结构能量吸收特性研究*

张宝庆** 蒋 森

(长春理工大学机电工程学院, 长春, 130022)

摘要 负泊松比蜂窝结构具有独特的力学特性以及良好的能量吸收能力, 现已被广泛应用于冲击防护领域. 在动力冲击作用下, 负泊松比蜂窝结构局部动态应力的演化与胞元微结构的改变息息相关. 当前对负泊松比结构的研究主要集中在通过设计具有内凹变形机制的胞元以提高整体结构的吸能能力, 忽略了对已有模型进行结构优化, 对其它旋转变形吸能机制的研究也有欠缺. 为了进一步改善负泊松比星形蜂窝结构在承受面内冲击时的动力学响应, 本文拟围绕胞元的旋转特性展开研究. 在传统星形蜂窝结构的基础上, 对其结构进行进一步优化设计, 利用耦合思想赋予星形蜂窝胞元自旋转的变形吸能机制. 基于相对密度相等原则通过内旋与外旋得到了两种具有双重负泊松比效应的旋转型星形蜂窝胞元: 内旋型星形蜂窝胞元和外旋型星形蜂窝胞元. 利用数值模拟的方法深入对比研究了不同蜂窝结构在面内冲击载荷下的吸能特性, 探究同时具备内凹和旋转两种变形机制的胞元对蜂窝结构吸能特性的影响. 基于一维冲击波理论和能量吸收效率方法, 给出了星形蜂窝动态平台应力和密实应变的经验公式, 建立了计算星形蜂窝结构相对密度的公式. 根据临界速度理论, 确定了星形蜂窝结构的第一临界速度和第二临界速度. 采用显式动力有限元法, 研究了旋转型星形蜂窝结构在不同冲击速度下的动态响应, 以模型宏微观变形模式、平台应力、比吸能等为评价指标对仿真结果进行了对比分析. 结果表明, 新型结构在被冲击时胞元都是先发生自身旋转变形然后发生内凹变形, 宏观上具有更强的负泊松比效应. 在中速 20 m/s 的冲击下, 内旋型蜂窝结构的平台应力更高、平台应力稳定性更好. 外旋型蜂窝结构在平台阶段的应力波动较为剧烈, 但在高速 120 m/s 的冲击下具有较高的比吸能. 本文的研究结果表明了星形蜂窝结构的内凹机制和旋转机制与其吸能特性之间的关系, 为蜂窝结构冲击动力学性能的优化提供了新思路.

关键词 负泊松比, 内旋, 外旋, 旋转型星形蜂窝

DOI: 10.19636/j.cnki.cjasm42-1250/o3.2024.040

0 引言

与传统蜂窝相比, 负泊松比蜂窝的动态承载和能量吸收能力在现有材料中处于优势地位^[1, 2]. 该类结构是将胞壁外凸的传统六边形胞元替换为胞壁内凹型胞元, 其整体表现出一种与直觉相反的力学性能, 即负泊松比蜂窝结构在拉伸时会沿着垂直于施加力的方向发生横向扩张, 压缩时会沿着垂直于施加力的方向发生横向收缩, 从而实现在有效吸能的同时出现收缩压实, 有效减小压溃量, 极大地调节了吸能与压溃的矛盾^[3]. 这种独特的力学现象使得负泊松比蜂窝结构具有优异的力学性能^[4, 5], 如高

剪切强度、高韧性、稳定性、耐久性和更强的能量吸收能力等, 在日常生活中得到广泛应用^[6, 7]. 近年来, 以负泊松比蜂窝结构弹塑性屈曲和脆性断裂为特征的平台变形特性使其成为一种理想的吸能材料.

Gibson 等^[8]首次提出了负泊松比内凹蜂窝结构, 并研究了蜂窝胞元在受冲击过程中的变形模式, 揭示了结构出现负泊松比效应的内在原理, 开辟了研究负泊松比材料的道路. 近 20 年来, 各国研究人员设计了各种蜂窝结构. 胡锦涛等^[9]通过引入箭头与凹角构建了一种新型蜂窝结构, 分析了其在不同冲击速度作用下的变形模式和吸能特性; 邓小林等^[10]使用 Abaqus 建立了正弦曲线蜂窝结构有限元

* 2024-09-05 收到修改稿, 2024-09-14 网络首发.

** 通讯作者. E-mail: zbzq9000@163.com.

模型,以振幅、壁厚为设计变量研究了正弦曲线蜂窝在不同冲击载荷下的动态响应;韩会龙等^[11]针对传统方形蜂窝,设计了具有负泊松比效应的星形蜂窝,研究了其在冲击载荷作用下的能量吸收特性;Qi等^[12]在内凹六边形蜂窝结构的基础上提出了内凹弧形蜂窝结构,研究了其在静态载荷作用下的响应并建立了平台应力预测模型;王雪松等^[13]提出了由半个周期的正弦梁所构成的反四手性蜂窝结构,研究了其几何参数对其拉伸性能的影响,探讨了其变形机制;Logakannan等^[14]提出了一种新型内凹拉胀结构,通过试验和模拟验证了新结构具有更加优秀的能量吸收特性. Gao等^[15]讨论了几何参数对双箭头蜂窝力学性能的影响,并建立了预测双箭头蜂窝支撑端动态强度的分析模型,对比分析了双箭头蜂窝在低速、高速冲击下的变形模式,其结果显示不同速度下蜂窝结构的变形模式存在明显的差异. Xiao等^[16]通过理论计算和仿真模拟,研究了不同冲击速度对负泊松比蜂窝结构变形模式和吸能性能的影响,并在动态压缩载荷下证明了负泊松比效应对压溃应力的影响. Hu等人^[17]为了解负泊松比蜂窝结构的动态响应过程,通过理论分析对内凹蜂窝结构的负泊松比效应和压溃应力进行了预测,并采用动态灵敏度指数来定量分析压溃应力,结果表明随着蜂窝结构冲击速度的增加,其压溃应力增加. 以上研究主要集中于构建一种新型蜂窝结构,通过设计具有内凹变形机制的新型胞元来提高整体结构的吸能能力,忽略了对已有模型进行结构优化,对其它旋转变形吸能机制的研究也有欠缺. 通过结构优化,可以充分发挥已有蜂窝结构的承载能力和吸能特性. 目前对蜂窝结构的优化设计多是集中在胞元微结构,主要分为两个方面:一是对已有胞元结构的尺寸参数做多目标优化;二是对蜂窝结构做进一步的拓扑和耦合设计. 本文对蜂窝结构的优化设计便是源于后者的启发.

考虑到负泊松比蜂窝具有独特的压痕阻力现象^[18],其在冲击防护领域有着良好的应用前景^[19],同时已有研究表明,相对传统正泊松比蜂窝,星形负泊松比蜂窝结构具有更强的面内动态承载能力^[11],故本文拟围绕胞元的旋转特性展开研究,以星形蜂窝胞元为研究对象,对其结构进行进一步优化设计.

根据负泊松比蜂窝结构的吸能特性和变形机理,通过耦合思想赋予星形蜂窝胞元自旋转的变形吸能机制,设计出两种同时具有内凹机制与旋转机制的旋转型胞元结构. 以模型宏微观变形模式、平台应力、比吸能等作为评价指标,对其进行不同冲击速度下的仿真模拟,探究同时具备内凹和旋转两种变形吸能机制的胞元对星形蜂窝结构整体抗冲击性能的影响,为寻求同时满足抗冲击和吸能要求的结构设计方案提供新的方向和一定的理论支撑.

1 理论分析

1.1 几何模型

对于传统星形蜂窝胞元,如图1(a)所示, L_s 表示单个胞元两个节点之间的胞壁长度, L 表示连接两个相邻胞元的连接杆长度的一半, t 表示单个胞元的胞壁厚度, α 表示内凹箭头节点内夹角的一半, β 表示内凹箭头节点之间的夹角,且夹角 α 与 β 之间存在如下关系:

$$\beta = 2\alpha - 90^\circ, \quad \alpha \in (45^\circ, 90^\circ] \quad (1)$$

如图1(b)所示的传统星形蜂窝结构是由传统星形蜂窝胞元在平面内阵列得到的. 为了方便研究,本文选取了韩会龙等^[11]建立的传统星形蜂窝胞元参数: $\alpha = 75^\circ, \beta = 60^\circ, L_s = L = 2 \text{ mm}, t = 0.5 \text{ mm}$. 当星形蜂窝结构受到竖直方向的冲击时,在夹角 α 和 β 的作用下,星形蜂窝胞元的8个结点与8条斜壁会实现同向扩张或同向聚合,使结构呈现出“拉胀压缩”的现象. 因此,构成星形蜂窝单胞结构的五个参数对于其结构尺寸以及性能表现特征起决定性作用,参数的变化也将进一步在宏观层次上影响到结构部件的性能表现.

研究表明,在面内冲击载荷下,负泊松比蜂窝结构的能量吸收特性是由内凹机制和旋转机制共同决定的. 蜂窝结构的动态承载能力与其自身受到冲击时的变形吸能机制之间有着密切的联系. 内凹机制通过胞元的塑性变形吸收能量,旋转机制通过胞元旋转产生旋转动能吸收能量,理论上蜂窝结构在变形过程中若能同时具备这两种变形机制,便能够具备更加优秀的吸能能力. 另外,对于多胞结构,在强动载荷作用下,结构整体的宏观动态响应特性主要

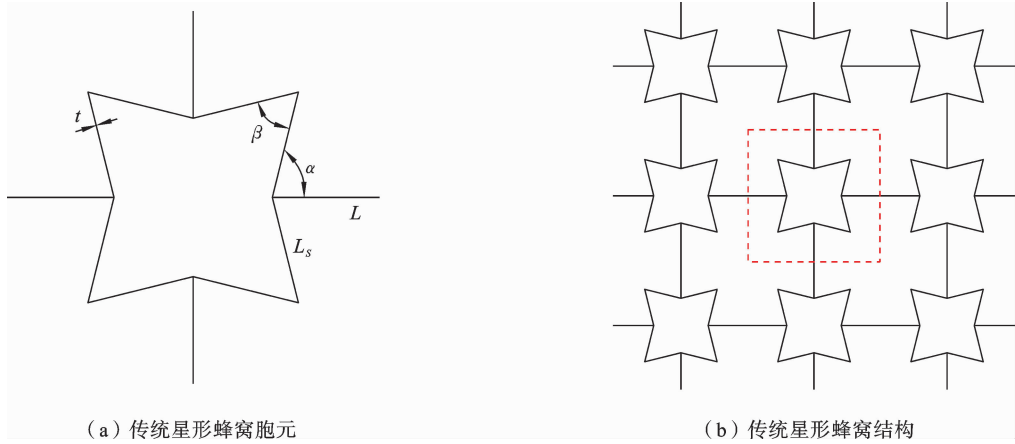


图 1 传统星形蜂窝结构几何尺寸示意图

Fig. 1 Geometric dimensions of traditional star-shaped honeycomb structure

受微结构效应和惯性效应的影响,对胞元结构进行优化势必会影响结构整体的动态承载表现.故本文从传统星形蜂窝结构的单个胞元出发,在保留其内凹性质的同时,通过对胞元进行再设计赋予其旋转机制,改变胞元凹角位置以及胞元在空间的摆放角度,设计出了两种具有旋转吸能机制的旋转型星形蜂窝胞元,分别为内旋型胞元和外旋型胞元.其中前者是借助手性负泊松比类蜂窝结构的旋转机制进行设计,后者是将传统星形蜂窝胞元与方格旋转类负泊松比结构进行耦合设计的结果,如图 2 所示.对于内旋型胞元,如图 2(a)所示,夹角 α 、夹角 β 、胞壁厚度 t 和韧带长度 L 与传统星形蜂窝胞元保持一致,

基于相对密度不变原则取相邻胞壁长度 $L_{S1} = 2.5 \text{ mm}$, $L_{S2} = 1.5 \text{ mm}$,使得 $L_{S1} + L_{S2} = 2L_S = 4 \text{ mm}$,这也是本结构的创新之处,即通过改变胞元凹角位置使其在受到外部冲击时应力分布发生改变.对于外旋型胞元,如图 2(b)所示,保证胞元自身结构不变,通过改变其在空间中的摆放角度使其获得旋转机制.胞元连接杆与水平方向的夹角 θ 为该旋转机制的表征量,在本文中取旋转角 $\theta = 10^\circ$.基于旋转机制的两种新型蜂窝结构的能量吸收,由胞元的内凹变形和节点的旋转动能共同决定,可以通过提高节点的旋转动能在新型蜂窝结构的能量吸收所占的比例来提高新型蜂窝结构的能量吸收能力.

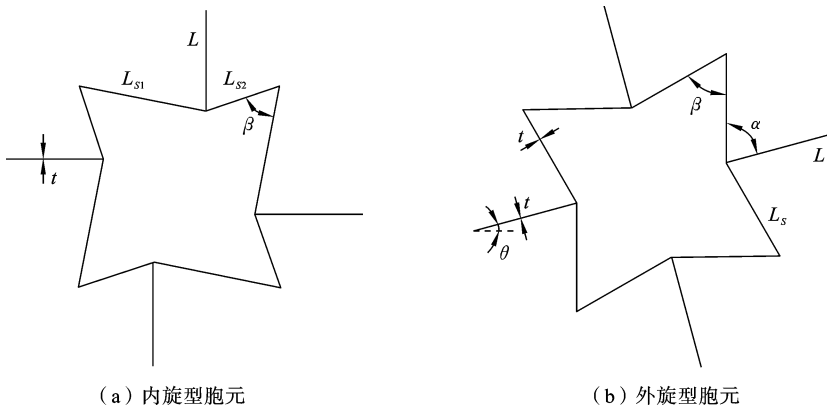


图 2 两种旋转型蜂窝胞元

Fig. 2 Two kinds of rotating cellular cells

1.2 性能参数

1.2.1 平台应力 σ_m

蜂窝结构的平台应力可以通过对其进行冲击得

到的应力-应变曲线中稳定平台阶段的应力值取平均值得到^[20],即:

$$\sigma_m = \frac{1}{\epsilon_{dl} - \epsilon_{cr}} \int_{\epsilon_{cr}}^{\epsilon_{dl}} \sigma(\epsilon) d\epsilon \quad (2)$$

式中, ϵ_{cr} 为初始峰值应力所对应的应变, 其值很小, 本文取 $\epsilon_{cr} = 0.02$. ϵ_{dl} 为密实应变, 是蜂窝结构被压实前的最大应变值. 理论上, 蜂窝结构的密实应变等于其孔隙率, 即:

$$\epsilon_{dl} = 1 - \Delta\rho \quad (3)$$

但研究表明, 蜂窝结构密实化时对应的应变小于孔隙率, 密实应变是蜂窝结构相对密度的函数, 即:

$$\epsilon_{dl} = 1 - \lambda \Delta\rho \quad (4)$$

式中, λ 为蜂窝结构的微结构影响参数^[21], Gibson 等建议取 $\lambda = 1.4$.

实践发现, 密实应变 ϵ_{dl} 是一个对速度敏感的量, 另外还受到惯性等因素的影响. 为了避免人为选择的随意性, 目前普遍采用能量吸收效率法来确定蜂窝结构的密实应变^[22]. 基于能量吸收效率法, 密实应变 ϵ_{dl} 可由下式确定:

$$\frac{dE(\epsilon_{dl})}{d\epsilon_{dl}} = 0 \quad (5)$$

式中, E 为蜂窝结构的吸能效率参数, 定义为在给定的名义应变下, 蜂窝结构所吸收的能量与相应名义应力的比值, 即:

$$E = \frac{\int_0^{\epsilon} \sigma(\epsilon) d\epsilon}{\sigma(\epsilon)} \quad (6)$$

本文将蜂窝结构的能量效率曲线开始快速下降的点所对应的应变值定义为密实应变, 如图 3 所示.

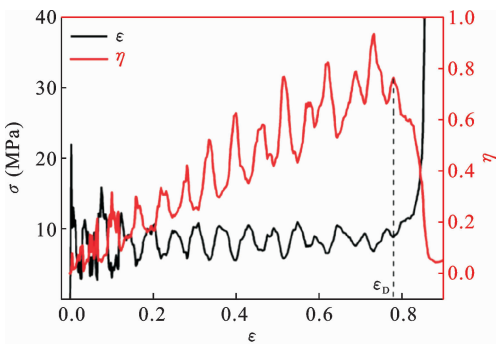


图 3 蜂窝结构名义应力-应变曲线及能量吸收效率曲线
Fig. 3 Nominal stress-strain curve and energy absorption efficiency curve of honeycomb structure

考虑到微结构效应和惯性效应的影响, 给出密实应变在不同冲击速度下的公式, 即:

$$\begin{cases} \epsilon_{dl} = k_{dl} (1 - \lambda_{dl} \Delta\rho), & v < v_{er1} < v_{er2} \\ \epsilon_{dl} = k_{dl} (1 - \lambda_{dl} \Delta\rho), & v_{er1} \leq v \leq v_{er2} \\ \epsilon_{dl} = k_{dl} (1 - \lambda_{dl} \Delta\rho), & v_{er1} < v_{er2} < v \end{cases} \quad (7)$$

式中, ϵ_{dl} 、 ϵ_{dl} 和 ϵ_{dl} 分别为低速、中速和高速冲击时蜂窝结构的动态密实应变, λ_{dl} 、 λ_{dl} 和 λ_{dl} 为修正系数, k_{dl} 、 k_{dl} 和 k_{dl} 为速度相关系数. k_{dl} 和 k_{dl} 为常数, k_{dl} 为冲击速度的函数, 可由下式给出:

$$k_{dl} = a(1 + bv) \quad (8)$$

式中, a 和 b 为常数, v 为冲击速度. 不同冲击速度下蜂窝结构密实应变的经验公式如下式所示, 即:

$$\begin{cases} \epsilon_{dl} = 0.766(1 - 1.064\Delta\rho), & v < v_{er1} < v_{er2} \\ \epsilon_{dl} = 0.846(1 - 1.100\Delta\rho)(1 + 0.001v), & v_{er1} \leq v \leq v_{er2} \\ \epsilon_{dl} = 0.909(1 - 0.923\Delta\rho), & v_{er1} < v_{er2} < v \end{cases} \quad (9)$$

只要冲击速度足够高, 产生平面塑性波前, 塑性冲击波理论便可应用于蜂窝结构^[21]. 根据一维冲击波理论, Qiu 等^[21] 给出了蜂窝结构的平台应力与冲击速度之间的函数关系式, 即:

$$\sigma_m = A\sigma_y \Delta\rho^2 + \frac{\Delta\rho\sigma_y v^2}{1 - B\Delta\rho} \quad (10)$$

式中, A 和 B 为拟合系数, 取决于蜂窝结构的单个胞元; σ_y 为基体材料的屈服应力. 基于式(10), 给出了蜂窝结构平台应力与冲击速度和相对密度之间的关系, 即:

$$\sigma_m = 0.55\sigma_y \Delta\rho^2 + \frac{\Delta\rho\sigma_y v^2}{1 - 1.17\Delta\rho} \quad (11)$$

1.2.2 压缩载荷效率 φ_c

该指标是平台力 F_m 与峰值力 P_{max} (或平台应力 σ_m 与峰值应力 σ_p) 的比值:

$$\varphi_c = \frac{F_m}{P_{max}} = \frac{\sigma_m}{\sigma_p} \quad (12)$$

它用以分析蜂窝结构初始峰值力与平台力二者之间的差异. φ_c 越大, 表明结构峰均比越高, 即在发生碰撞时相对于平台力该结构有过高的初始峰值力, 结构的承载力首峰效应越明显, 不利于结构的缓冲吸能. φ_c 越小, 如小于 1, 则不能充分发挥结构的缓冲吸能作用. 最理想的结果是尽可能地使 φ_c 接近于 1, 此时峰值力与平台力大小相当, 既保证了结构

承载力的稳定性,又能充分发挥结构的吸能能力.

1.2.3 平台载荷均匀度 ω_f

该指标反映蜂窝结构受到冲击时应力-应变曲线平台区承载力的波动程度,定义为平台段中承载力振荡幅值的平均值与承载力平均值的比值,计算公式如下:

$$\omega_f = \frac{F_{\max} - F_{\min}}{F_m} \quad (13)$$

式中, F_{\max} 和 F_{\min} 分别为平台区段内载荷的最大值和最小值. 由公式可知, F_{\max} 越接近 F_{\min} , 则 ω_f 越接近于 0, 此时平台载荷的波动性最小, 均匀性最好.

1.2.4 比吸能 E_s

比吸能是反映蜂窝结构轻量化吸能能力的重要指标^[23]. 通过载荷位移曲线 ($F-s$) 中蜂窝所受到的实时载荷 F 对位移增量 ds 积分得到蜂窝总吸能后, 再除以蜂窝芯块的总质量 Q 得到质量比吸能, 计算公式如下:

$$E_s = \frac{E_T}{Q} = \int_{s_e}^{s_s} \frac{F}{Q} ds \quad (14)$$

式中, s_e 与 s_s 分别对应受压方向的位移终点与位移起点. 比吸能也可以表达为:

$$E_s = \frac{\int_{\epsilon_{cr}}^{\epsilon_d} \sigma(\epsilon) d\epsilon}{\Delta\rho\rho_s} \quad (15)$$

式中, $\Delta\rho$ 为蜂窝结构相对密度, ρ_s 为基体材料密度,

$\int_{\epsilon_{cr}}^{\epsilon_d} \sigma(\epsilon) d\epsilon$ 为蜂窝单位体积吸收的能量.

根据多胞结构理论, 蜂窝结构的相对密度可由其实体面积与其横断面面积的比值给出. 因此, 该星形蜂窝结构的相对密度可由下式给出, 即:

$$\begin{aligned} \Delta\rho &= \frac{A_s}{A_t} \\ &= \frac{8L_s t}{4L_s^2 \left(\sin \frac{90+\beta}{2} \right)^2 - 4L_s^2 \left(\sin \frac{90+\beta}{2} \right) \left(\cos \frac{90+\beta}{2} \right)} \\ &= \frac{8t}{2L_s (1 + \sin\beta) - 2L_s \cos\beta} \end{aligned} \quad (16)$$

式中, A_s 为蜂窝结构胞元实体部分面积, A_t 为其横断面面积. 根据 1.1 节给出的传统星形蜂窝胞元几何参数, 得其相对密度 $\Delta\rho \approx 0.154$.

1.2.5 冲击速度

冲击速度是影响蜂窝结构吸能效率的决定性因

素, 当冲击速度超过第一临界速度时, 蜂窝结构开始形成局部变形带. 第一临界速度为:

$$v_{cr1} = \int_0^{\epsilon_{cr}} c(\epsilon) d\epsilon \quad (17)$$

式中, $c(\epsilon)$ 为切线模量, 可以表示为:

$$c(\epsilon) = \sqrt{\frac{\sigma'(\epsilon)}{\Delta\rho\rho_s}} \quad (18)$$

式中, $\sigma'(\epsilon)$ 表示蜂窝结构线弹性阶段的弹性模量.

随着冲击速度继续增加, 局部变形更加明显, 局部变形带由冲击端以冲击波的形式向固定端传播. 多胞材料变形表现出冲击波特征时的波速称为第二临界速度^[24], 可由下式给出:

$$v_{cr2} = \sqrt{\frac{2\sigma_0 \epsilon_d}{\Delta\rho\rho_s}} \quad (19)$$

式中, σ_0 为蜂窝结构的准静态平台应力.

根据第一、第二临界速度, 蜂窝结构的动态响应根据冲击速度可分为三个区域:

(1) 区域 1: $v < v_{cr1} < v_{cr2}$, 蜂窝结构开始出现准静态变形, 且变形范围较广.

(2) 区域 2: $v_{cr1} \ll v \ll v_{cr2}$, 蜂窝结构开始出现局部变形, 变形模式介于准静态变形模式与动态冲击波变形模式之间, 同时具备两者的部分特征.

(3) 区域 3: $v_{cr1} < v_{cr2} < v$, 蜂窝结构的局部变形带以冲击波的形式从冲击端向固定端逐层传播, 蜂窝结构的变形表现为动态冲击波变形模式, 且变形局部加深. 根据 Ruan^[25] 的分析, 蜂窝结构在不同冲击速度下的变形模式存在三种不同模态, 并将其分别命名为 X-mode、V-mode 和 I-mode.

本文中, 对于壁厚 $t=0.5$ mm 的星形蜂窝结构 ($\alpha=75^\circ, \beta=60^\circ, \frac{L_s}{L} = 1$), 第一临界速度 $v_{cr1} \approx 15.6$ m/s, 第二临界速度 $v_{cr2} \approx 75$ m/s, 故选择 3, 10, 20, 60, 120 m/s 作为代表冲击速度, 将冲击速度介于区域 1、2、3 时分别称为低速、中速、高速冲击.

2 有限元模型的建立

2.1 材料选择

蜂窝材料为铝合金 Al6016, 密度为 $2700 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, 杨氏模量为 70 GPa, 泊松比为 0.33. 在一定的冲击速度下, 铝材对应变率效应不敏感, 故不考虑应

变率对材料属性的影响. 塑性段真实应力与塑性应变的关系采用 Al6016 真实应力-应变曲线^[26], 并经过相应的公式转变而得, 即:

$$\epsilon_t^p = \ln(1 + \epsilon_N) - \frac{\sigma_t}{E} \quad (20)$$

式中, σ_t 为真实应力, ϵ_N 为名义应变, ϵ_t^p 为真实塑性应变, E 为材料的弹性模量. 铝合金 Al6016 真实应力 σ_t 与真实塑性应变 ϵ_t^p 如表 1 所示. 冲击蜂窝的刚板视为刚体, 在 Abaqus 中材料类型选择为离散刚性, 并采用 R3D4 单元进行离散.

表 1 铝合金 Al6016 真实应力 σ_t 与真实塑性应变 ϵ_t^p

Table 1 Aluminum alloy Al6016 true stress σ_t and true plastic strain ϵ_t^p

σ_t (MPa)	180	190	210	225	235	245
ϵ_t^p	0	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05

2.2 有限元设置

本文采用 ABAQUS 有限元分析软件. 为了保

证计算的稳定性, 在网格控制属性中将单元形状设置为四面体并采用进阶算法. 经过多次精度测试并考虑计算机的运行效率, 最终确定网格的近似全局尺寸为 0.5 mm. 采用四节点缩减积分 S4R 壳单元对星形蜂窝结构进行离散, 壳体厚度设置为 0.5 mm. 对于接触, 在法向行为中, 将接触定义为硬接触, 防止蜂窝结构在冲击过程中发生穿模; 在切向行为中, 蜂窝与刚板之间采用自动面-面接触, 摩擦系数设为 0.02^[27]; 蜂窝自身变形产生的接触采用自动单面接触. 当刚性板沿竖直方向冲击蜂窝体时, 模型底部保持固定, 左右两侧保持自由, 边界条件与文献^[28]完全相同. 此外, 为了保证变形的平面应变状态, 限制模型中所有网格节点的面外位移. 为了保证模型的稳定性, 蜂窝结构在 x 和 y 方向上分别有 12 和 13 个胞元^[22]. 三种蜂窝结构的计算模型如图 4 所示, 将传统星形蜂窝结构、内旋型星形蜂窝结构、外旋型星形蜂窝结构分别定义为 Model 1、Model 2、Model 3. 三种计算模型除了自身几何结构不同外, 其它用于有限元分析的参数完全一致.

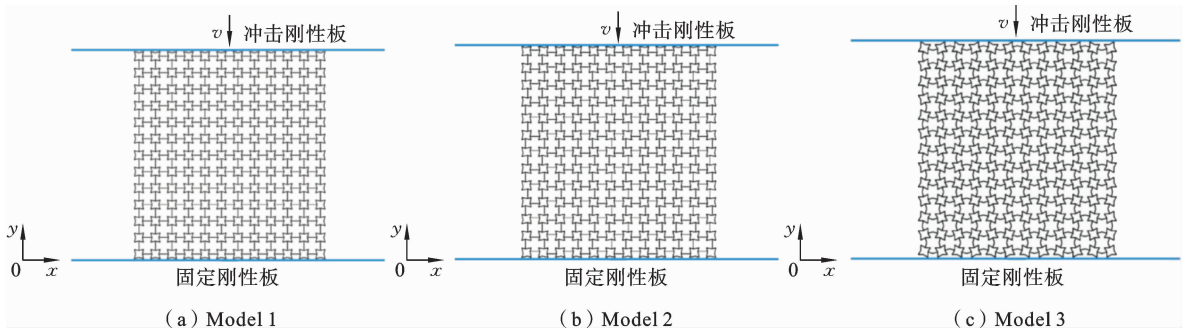


图 4 三种蜂窝结构的计算模型

Fig. 4 Calculation models of three kinds of honeycomb structure

利用三维软件 SolidWorks 对上述三种胞元绘制草图并构建模型, 图 5(a)、(b)、(c) 分别为三种蜂窝结构的三维图. 模型在 x 和 y 方向上分别有 12 和 14 个胞元. 数值研究表明, 当蜂窝结构在 x 和 y 方向内填充胞元数目超过 10 时, 其动态响应趋于稳定^[22]. 特别地, 在 z 轴方向设置三种模型的厚度为 20 mm.

2.3 模型可靠性验证

在显式动力学模拟过程中, 一般用沙漏能占系统总能量的比例作为判断模型是否可靠的依据, 规

定沙漏能不能超过系统总能量的 5%^[29]. 为验证本文所建立的有限元模型的可靠性, 对传统星形蜂窝结构进行不同冲击速度下的刚性板冲击, 并且提取其能量曲线, 如图 6 所示. 由图 6 可知, 在不同的冲击速度下, 模型的沙漏能始终小于总能量的 5%, 验证了本文所建立的有限元模型的可靠性.

为了进一步验证本文所建立的有限元模型的可靠性, 根据韩会龙等^[11]的研究建立相同的有限元模型, 在保证待检验有限元模型的材料属性和边界条件与其研究一致的前提下, 在平面内对传统星形蜂

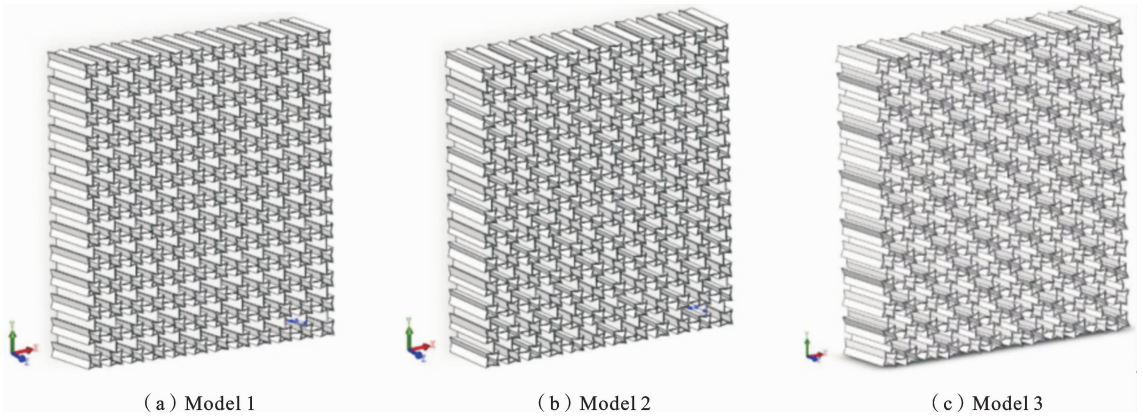


图 5 三种蜂窝结构的三维图

Fig. 5 Three dimensional diagrams of three honeycomb structures

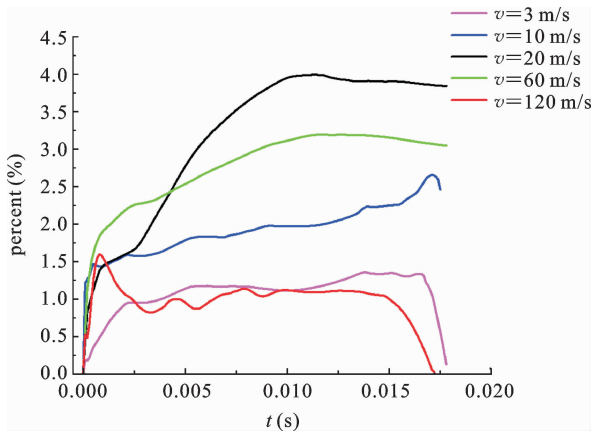


图 6 传统星形蜂窝受冲击时沙漏能占系统总能量的比例随时间变化的曲线

Fig. 6 The time-varying curve of the proportion of hour-glass energy to the total energy of the system when the traditional star-shaped honeycomb is impacted

窝进行模拟冲击,图 7 为在 3 m/s、20 m/s、120 m/s 的刚板冲击下本文与文献[10]所建立的传统星形蜂窝变形模式对比图.由图可知,在不同冲击速度下,两模型的变形模式基本吻合,进一步证明了本文所建立的有限元模型是可靠的.

3 结果分析

3.1 宏观变形模式

基于临界冲击速度理论以及计算结果,选取了 3 m/s、10 m/s、20 m/s、60 m/s 和 120 m/s 五个冲

击速度作为代表冲击速度.图 8 至图 12 为三种模型在不同冲击速度下的变形模式对比图,展示了模型在多个应变点处($\epsilon=0.2$ 、 $\epsilon=0.4$ 、 $\epsilon=0.6$ 、 $\epsilon=0.8$)的宏观变形模式.

在 $v=3$ m/s 的低速冲击下,三种模型的宏观变形模式如图 8 所示.由图可知,三种模型在变形过程中都有着明显的负泊松比效应,都是先在某一区域产生特定的变形带并发生“颈缩”现象,进而影响到其它区域,最终随着冲击的进行被压实.在冲击的初始阶段($\epsilon=0.2$),模型 1 是靠近固定端处的两侧胞元迅速向中心收缩,产生塑性变形并形成“倒 V”形密实带,而模型 2 与模型 3 是靠近冲击端处的胞元首先发生塑性变形,与模型 1 区别显著.模型 2 在应变 $\epsilon=0.2$ 时,不同于模型 1 除了变形区域胞元变化明显其它区域胞元没有明显变化的现象,模型 2 明显变形带的其它区域胞元也发生轻微旋转,相比最下层没有发生变化的胞元行的宽度,该模型整体都显得更窄,说明此时模型整体出现负泊松比效应.随着冲击的进行,在应变 $\epsilon=0.4$ 时模型 2 左右两列胞元出现了 3 处较为明显的凹陷,并在凹陷处形成了 3 条较为致密的变形带,模型整体呈现出“()”形.产生这种现象的原因是:由于模型 2 的每个胞元都非轴对称,上下两连接杆对其的压缩和支撑应力相当于对其中心施加一个力矩,进而造成胞元的旋转.胞元在旋转一定角度后才会发生内凹变形,并且随着自身不对称性的增加,相同冲击速度下胞元的旋转程度愈加剧烈.在应变 $\epsilon=0.6$ 时,模型整体进一步

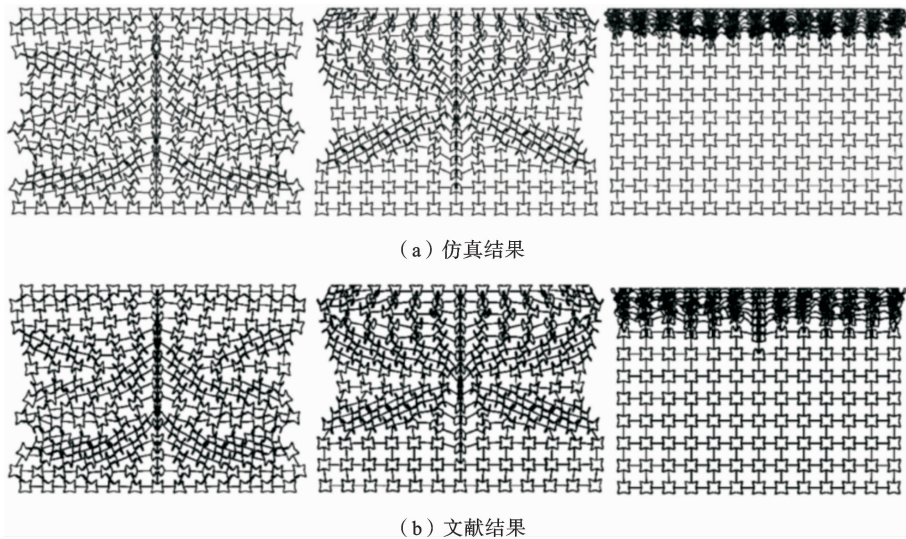


图 7 仿真结果与文献结果对比图

Fig. 7 Comparison between simulation results and literature results

向中部收缩,与模型 1 不同的是,此时模型 2 最上层的胞元没有发生明显的变形.随着最终被压实,模型 2 同样在两侧有多个胞元变形程度较小,未完全参

与到吸能过程.模型 3 的变形表现出“层层压溃”、“双向汇集”、“I 形传递”的特点,相比于其它两种模型,其变形更加平稳、规律.变形时,胞元参数 θ 率先

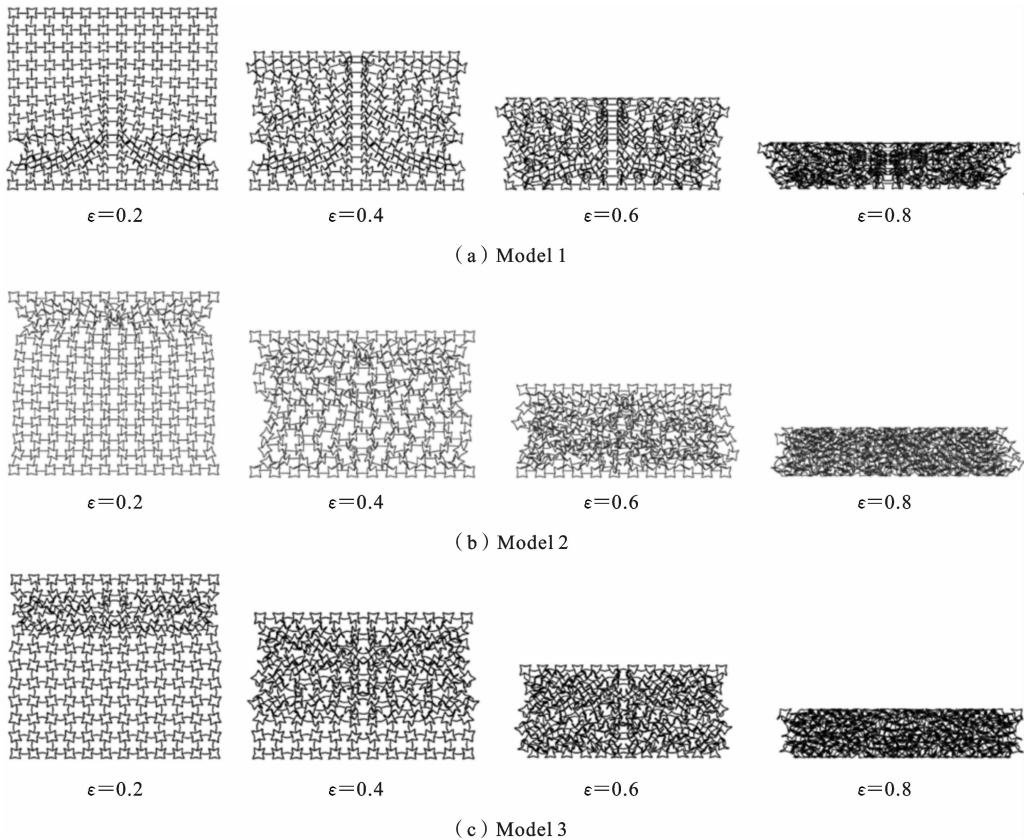


图 8 $v=3$ m/s 时三种模型的宏观变形模式

Fig. 8 Macroscopic deformation mode of three models when $v=3$ m/s

变大,导致各胞元发生了不同程度的旋转变形,而后才是压缩压实.在冲击的初始阶段,模型 3 的大部分胞元就发生了旋转变形,从应力集中高的区域到应力集中低的区域的过渡没有明显边界,这与结构设计之初的设想是吻合的.在应变 $\epsilon=0.6$ 时,模型 3 下半区域变形带的收缩程度要小于最先发生变形的上半区域变形带,负泊松比效应微弱,说明胞元连接角度在影响胞元变形的同时也改变了模型的应力分布,削弱了模型整体的负泊松比效应.与模型 2 相同,模型 3 的胞元在变形时也是先发生旋转变形,而后才是内凹变形,不同的是,模型 3 在旋转过程中胞元自身结构没有发生变化,只是胞元在空间上发生旋转.在冲击初始阶段模型 3 胞元变形吸能的参与度高于模型 1,应力承载较为均匀,加载初期不易有典型变形带产生,中后期变形带以“I”形为主.综合对比这三种模型的宏观变形模式可知,两种新型蜂窝结构在变形带形成之前,各自胞元都发生了自旋

转来吸收能量,展现出了与传统蜂窝结构不同的吸能特点.当达到某一应变值后,相邻的星形蜂窝胞壁相互接触、重叠,有使新型蜂窝变为传统星形蜂窝的趋势,此时以星形蜂窝胞元的内凹变形为主.

下图 9 与图 10 分别为在 $v=10\text{ m/s}$ 和 $v=20\text{ m/s}$ 的冲击下,三种模型的宏观变形模式.对比 3 m/s 、 10 m/s 、 20 m/s 三种冲击速度下三种模型的变形模式发现,随着冲击速度的增加,初始阶段的主要变形区域由固定端向冲击端过渡.对于模型 1,在应变 $\epsilon=0.2$ 时,在冲击端处形成了聚集性较强的“()”形变形带,在靠近底端也有着向中部聚拢的“ Δ ”形趋势的胞元.在应变 $\epsilon=0.4$ 时,冲击端和靠近固定端处的变形带双向向中部聚合,并且形成了颇为明显的“X”形剪切带.在应变 ϵ 达到 0.6 时,整个模型处于较为紧致的状态,并且可以发现模型中部区域的凹陷程度最为严重,两自由边界的胞元没有被完全压到模型中.蜂窝整体以内凹变形为主,基

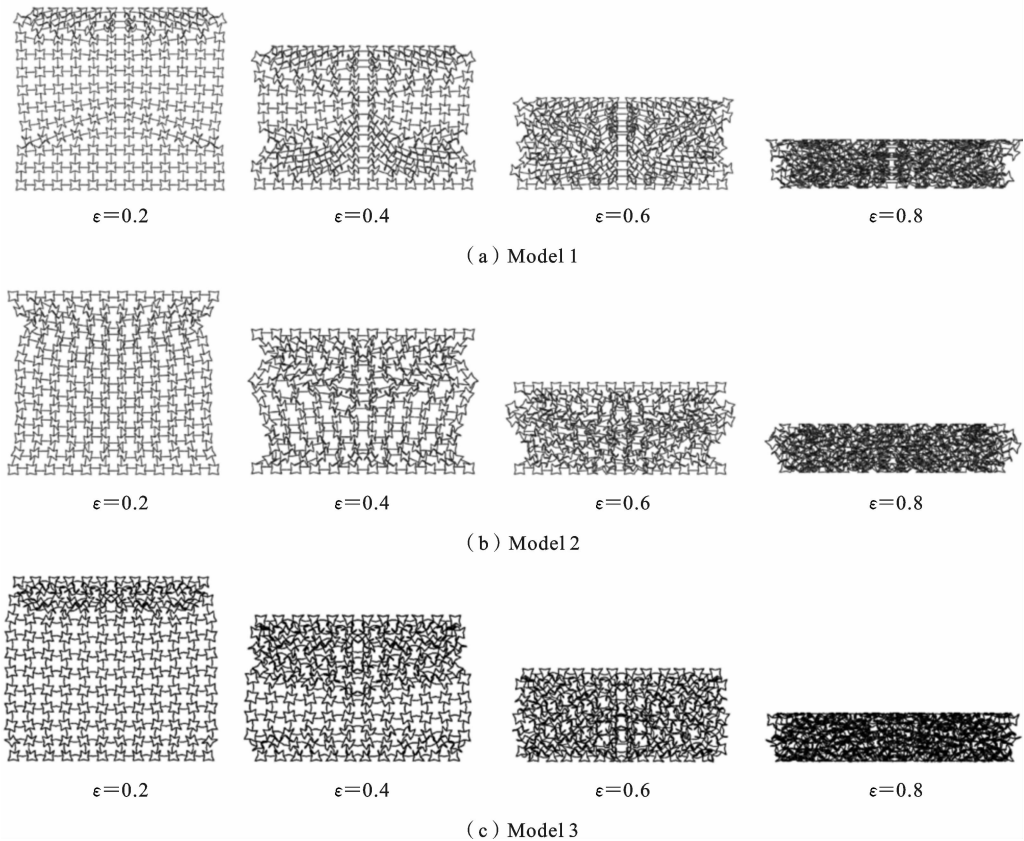


图 9 $v=10\text{ m/s}$ 时三种模型的宏观变形模式

Fig. 9 Macroscopic deformation mode of three models when $v=10\text{ m/s}$

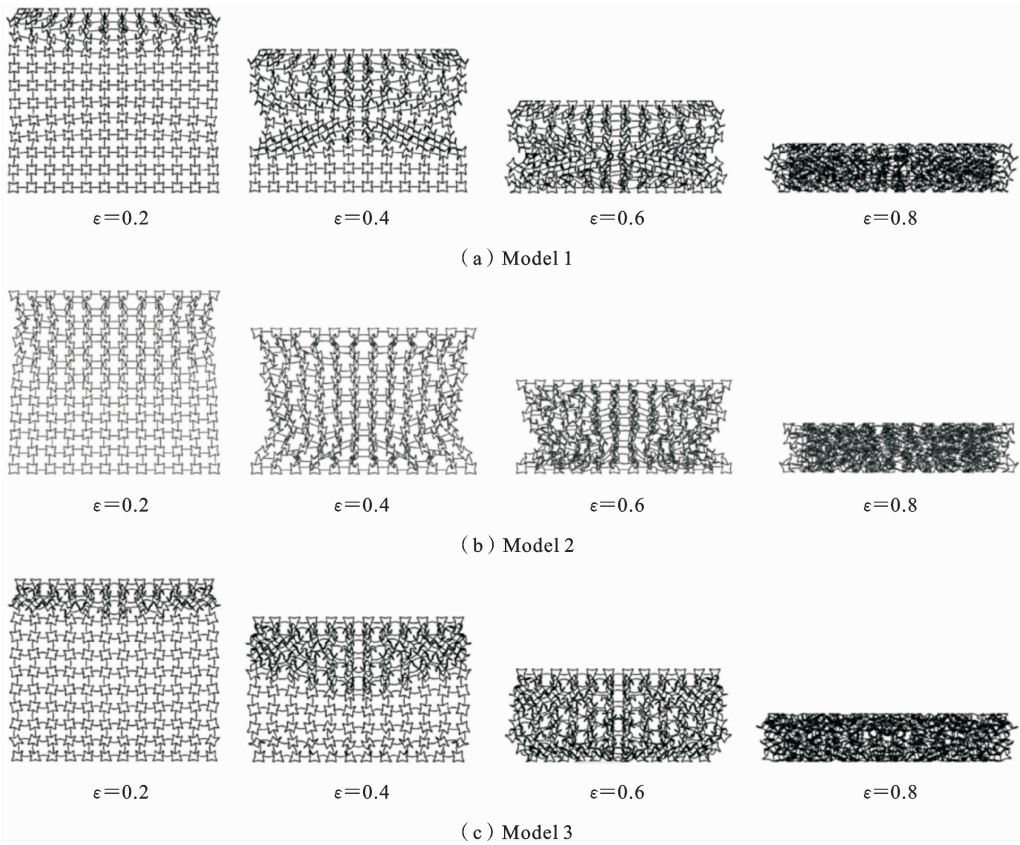


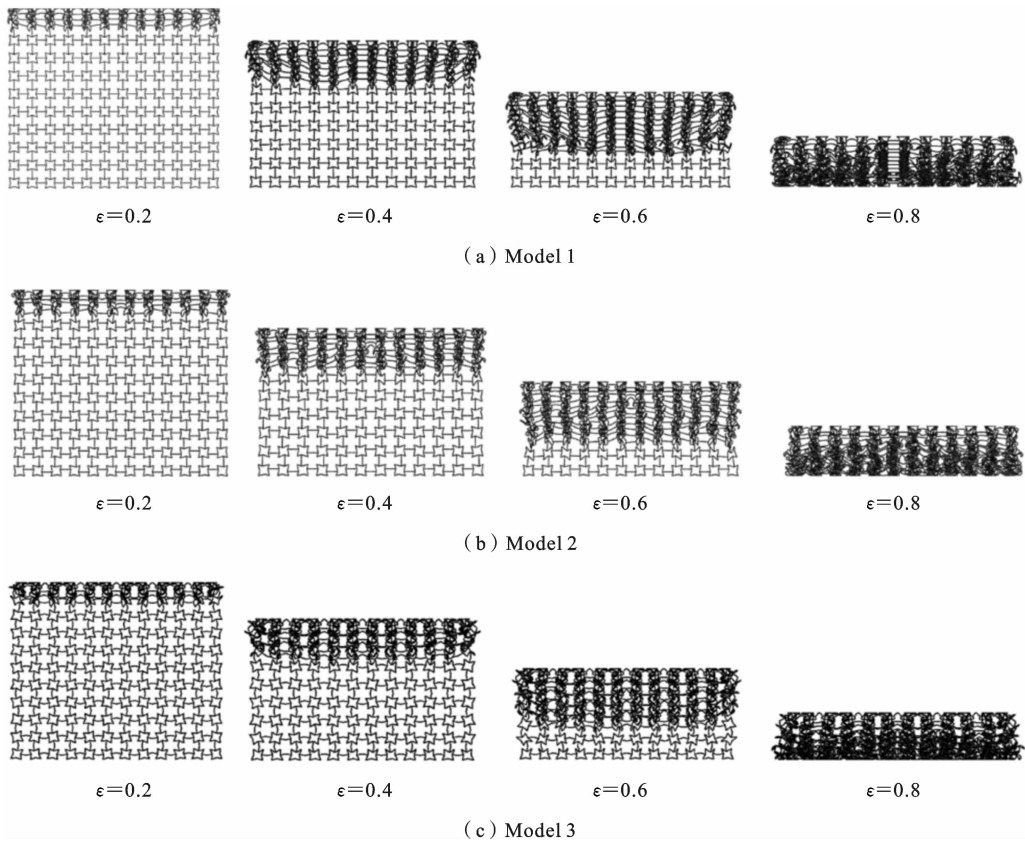
图 10 $v=20$ m/s 时三种模型的宏观变形模式

Fig. 10 Macroscopic deformation mode of three models when $v=20$ m/s

本没有产生胞元的旋转变形. 对于模型 2, 在压缩初始阶段, 除了在靠近冲击端处形成明显的变形带外, 中部区域的大部分胞元发生程度剧烈的自旋转, 且自上而下, 胞元的旋转程度逐渐减弱, 说明此时应力是由上而下传递的, 这种现象在 $v=20$ m/s 时尤为明显. 在应变 $\epsilon=0.4$ 时, 模型 2 在水平方向上出现了两条明显的压密带, 模型中部区域胞元变形程度较小, 这是因为平面应力波在传递到靠近底端时发生了集中现象. 随着冲击载荷的施加, 胞元的聚集程度变得较为均匀, 并且在应变 $\epsilon=0.8$ 时, 整个模型接近被压实, 但两侧自由边界仍然有部分胞元未参与到塑性变形过程. 另外, 模型 2 在变形带下方区域的胞元也发生了旋转变形, 并且自上而下胞元的旋转程度越来越弱, 这一现象说明具有内旋转性的胞元在变形时先发生旋转吸能再发生内凹吸能. 与低速冲击相比, 此时模型 2 有更多的胞元通过自身旋转来吸收能量, 而且没有出现明显的胞元压密带. 对于模型 3, 虽然还是率先在冲击端处发生了明显的

“颈缩”现象, 但同时在固定端也出现了程度较轻的负泊松比现象, 这是在 $v=3$ m/s 时所没有的. 随着应变的增大, 变形区域同样表现为双向汇集 ($\epsilon=0.4$), 不同的是, 此时模型上方平面应力波的传递速度远大于下方, 并且上方变形区域的下边界不再为低速冲击时的“I”形, 而是呈“V”形向下方传递. 与前两种模型相同, 在应变 $\epsilon=0.6$ 时, 模型整体表现为一种均匀的聚合态. 在应变 $\epsilon=0.8$ 时, 模型接近被压实. 不同的是, 模型 3 由于没有产生明显的“颈缩”现象, 两侧胞元没有被排斥在外, 几乎所有的胞元都发生了明显的塑性变形. 另外胞元在变形过程中内凹机制与旋转机制共存, 胞元同时发生内凹吸能与旋转吸能. 对比模型 1 和模型 2 的变形形式, 发现后者的胞元在塑变前发生了很大角度的旋转, 它们在旋转过程中吸收了很多应力集中区域传递的冲击力, 这也是冲击初始阶段胞元没有被压密的原因.

图 11 与图 12 分别为在 $v=60$ m/s 和 $v=120$

图 11 $v=60$ m/s 时三种模型的宏观变形模式Fig. 11 Macroscopic deformation mode of three models when $v=60$ m/s

m/s 的冲击下, 三种模型的宏观变形模式. 对于模型 1, 在冲击初始阶段($\epsilon=0.2$), 靠近冲击端处的胞元首先发生塑性变形, 但与低速、中速冲击载荷下表现不同的是, 模型本身的负泊松比特征几乎没有出现, 并且在整个冲击过程中没有出现“X”形剪切变形带, 而是呈水平“I”形被逐层压缩至密实. 分析模型 2 和模型 3 的变形过程, 由于高速冲击带来的惯性效应, 在冲击端附近胞元发生大变形的时候, 应力波没能在短时间内传播到模型的下方区域, 故而也表现为和模型 1 相似的变形特点. 与冲击速度 $v=60$ m/s 时相比, 在冲击速度 $v=120$ m/s 时冲击惯性效应明显加剧, 各蜂窝模型的胞元变形呈现出层层压溃至密实的状态, 其变形区域的胞元在刚发生变形时就几乎被完全压实, 变形程度显得尤为剧烈, 变形模式与胞元形状关系微弱. 在冲击端处产生局部变形带, 局部变形带内的胞元以内凹变形为主, 靠近固定端的胞元以旋转变形为主. 当应变达到某一值时, 靠近固定端的部分新型蜂窝转变为传统星形蜂窝.

3.2 微观变形模式

为进一步分析各模型的变形模式以及产生这种现象的原因, 分析各模型在被压缩至密实的过程中各自胞元的具体塑变机理是极其重要的. 三种模型的胞元微观变形模式如图 13 所示. 其中三种模型在冲击速度 $v=20$ m/s、应变 $\epsilon=0.2$ 时胞元变化差异显著, 故以此种情况进行分析.

由图 13(a) 可知, 在中速 20 m/s 的冲击下, 模型 1 胞元的主要变形方式为在竖直方向上的进一步压缩, 以内凹变形为主, 且应力由上层胞元沿着连接杆向下层胞元传递, 胞元在水平方向上的位置几乎不变. 由图 13(b) 可知, 在变形初期, 模型 2 胞元的变形方式以整体旋转为主, 而后以内凹变形为主. 原因是上下胞元间应力的传播造成连接杆的弯曲和轴向压缩, 而后连接杆将力传递给相邻胞元的胞壁. 由于每个胞元都非轴对称, 上下两连接杆对其的压缩和支撑应力相当于对其中心区域施加力矩, 进而造成胞元旋转, 胞元在旋转一定角度后才会发生内凹

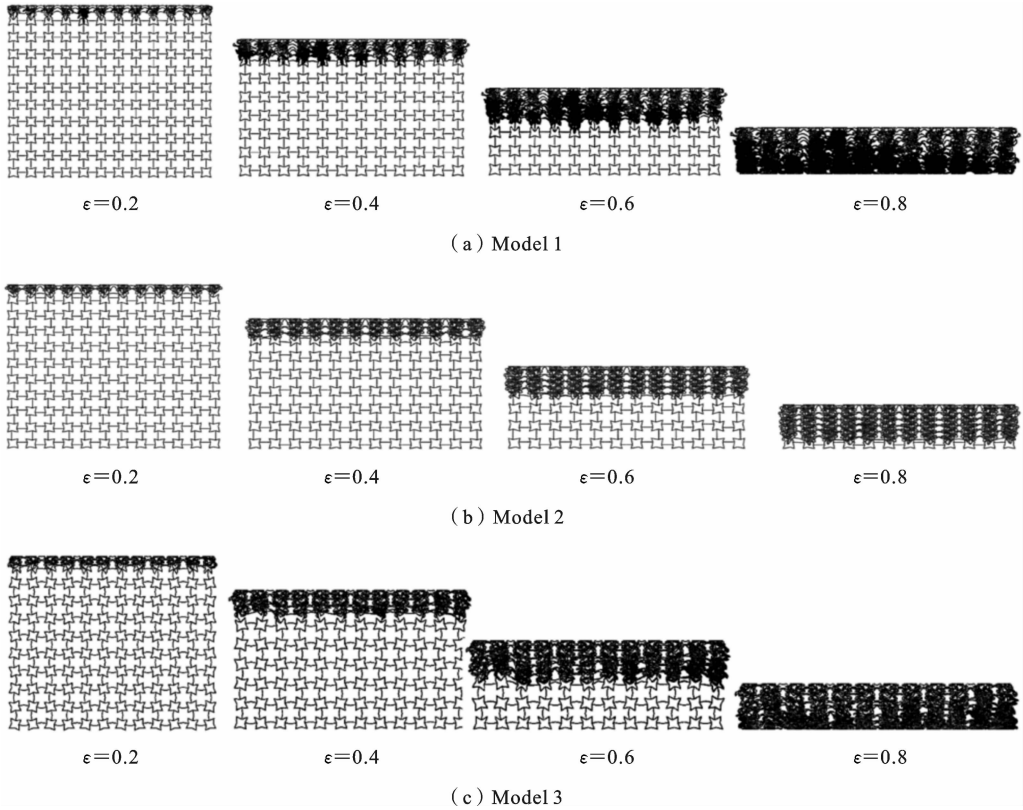


图 12 $v=120$ m/s 时三种模型的宏观变形模式

Fig. 12 Macroscopic deformation mode of three models when $v=120$ m/s

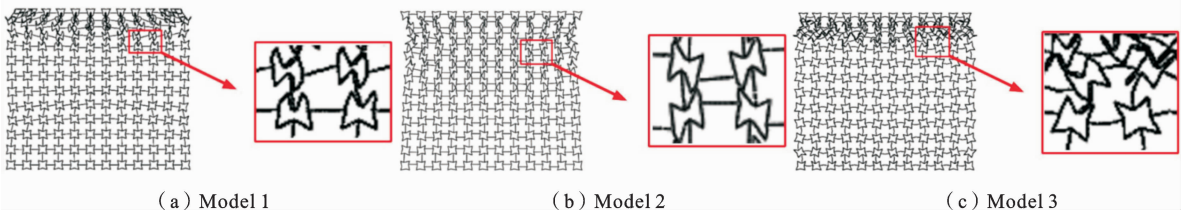


图 13 三种模型的微观变形模式

Fig. 13 Microscopic deformation mode of three models

变形. 由图 13(c)可知,外旋型蜂窝模型也是胞元本身先发生旋转变形,而后才是内凹变形,但旋转的胞元自身结构没有发生变化,只是胞元整体在空间上发生了旋转. 由于胞元间连接杆本身是弯曲的,其在受到轴向力时会更易围绕节点发生弯曲变形,所以模型 3 在受到冲击时,胞元间连接杆会进一步弯曲诱导变形,应力敏感度更高,即更“软”,这也是在中低速冲击下模型 3 总是表现为整体先发生聚拢而后应力集中区域变形剧烈的原因,但较早的胞元相遇碰撞也会导致应力波动程度变大. 综合三种模型的宏观变形模式及微观变形模式可知,新型蜂窝结

构在被冲击时胞元都是先发生自身旋转变形然后发生内凹变形,宏观上具有更强的负泊松比效应.

图 14 为两种新型蜂窝结构在 20 m/s 冲击速度下的应力云图(名义应变为 0.2). 由图 14 可知,新型蜂窝胞元顶点处的应力最大,故新型蜂窝胞元的顶点处最先屈服并产生塑性铰,而塑性铰产生于新型蜂窝胞元的顶点处正是新型蜂窝胞元旋转变形的主要原因.

3.3 应力-应变曲线

图 15 给出了冲击速度 $v=20$ m/s 时正方形蜂窝与传统星形蜂窝典型的名义应力-应变曲线. 其中,

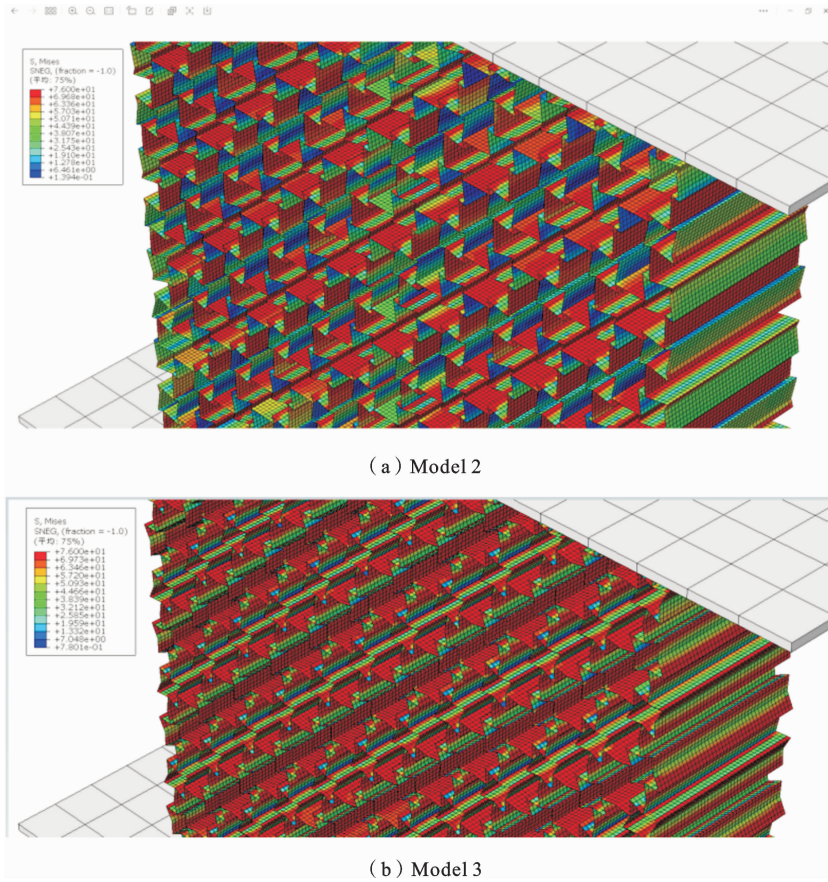


图 14 两种新型蜂窝结构在 20 m/s 冲击速度下的应力云图

Fig. 14 Stress nephograms of two new honeycomb structures under the impact velocity of 20 m/s

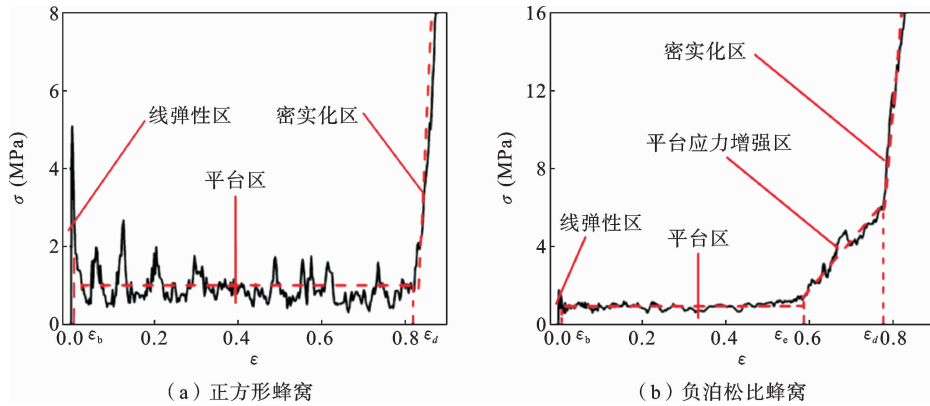


图 15 蜂窝结构在面内冲击载荷作用下的名义应力应变曲线

Fig. 15 Nominal stress-strain curves of honeycomb structures subjected to in-plane impact loads

名义应力 σ 为刚板作用在模型上的压缩反力与试件初始横截面面积的比值；名义应变 ϵ 为模型在 y 方向的压缩位移 δ 与初始竖向高度 L 的比值. 受到面内冲击时, 正方形蜂窝的面内冲击过程 (如图 15 (a)) 可划分为三个阶段: 线弹性区、平台区和密实化

区, 与文献 [23] 所述一致. 与正泊松比蜂窝结构不同, 负泊松比蜂窝结构的面内冲击过程 (如图 15 (b)) 可划分为 4 个阶段: 线弹性区、平台区、平台应力增强区和密实化区. 首先是时间短暂的线弹性阶段, 在碰撞初期应力快速变大, 应力应变关系满足广

义胡克定律,应力在达到一定值后进入持续时间较长、应力相对稳定的平台区同时发生大的压缩应变,该时间段为变形的第二阶段,吸收大部分的能量.在平台区的后段,随着应变增大,应力不再保持稳定,而是随着应变以一定的斜率逐渐增大,这一阶段称为平台应力增强阶段.第四阶段是密实阶段,随着冲击的进行,所有胞元的胞壁完全贴合在一起,模型被逐渐压实.应变值在达到密实应变后,应力快速拔高,孔格间隙迅速减小,直至最终蜂窝结构完全密实.造成星形蜂窝和正方形蜂窝冲击响应特性存在差异的原因主要是星形蜂窝中的双向内凹层级结构所带来的负泊松比效应.

三种模型在不同冲击速度下的应力-应变曲线如图 16 所示.当三种蜂窝结构在面内方向受到外界

冲击时,模型的应力-应变曲线与传统正泊松比蜂窝结构的并不相同.在 3 m/s 的低速冲击下,三种模型的应力-应变曲线如图 16(a)所示,由图可知,三种模型在碰撞初期均没有出现明显的峰值应力,这与多胞材料受到冲击时有较高的初始峰值应力不同.在应变 $\epsilon=0.4$ 之前,三种模型的应力值大小及曲线波动程度相差不大;在应变 $\epsilon=0.4$ 之后,在相同应变时刻,模型 1 的应力总是大于其余两种模型.由于在冲击过程中模型所吸收的能量等于冲击力与在该力方向上的位移的乘积,而应力-应变曲线在对应应变上的积分为模型单位体积吸收的能量,说明在低速冲击的后半程,模型 1 能吸收更多能量.虽然模型 2 的应力值小于模型 1,但是其曲线更加光滑,应力更加均匀.

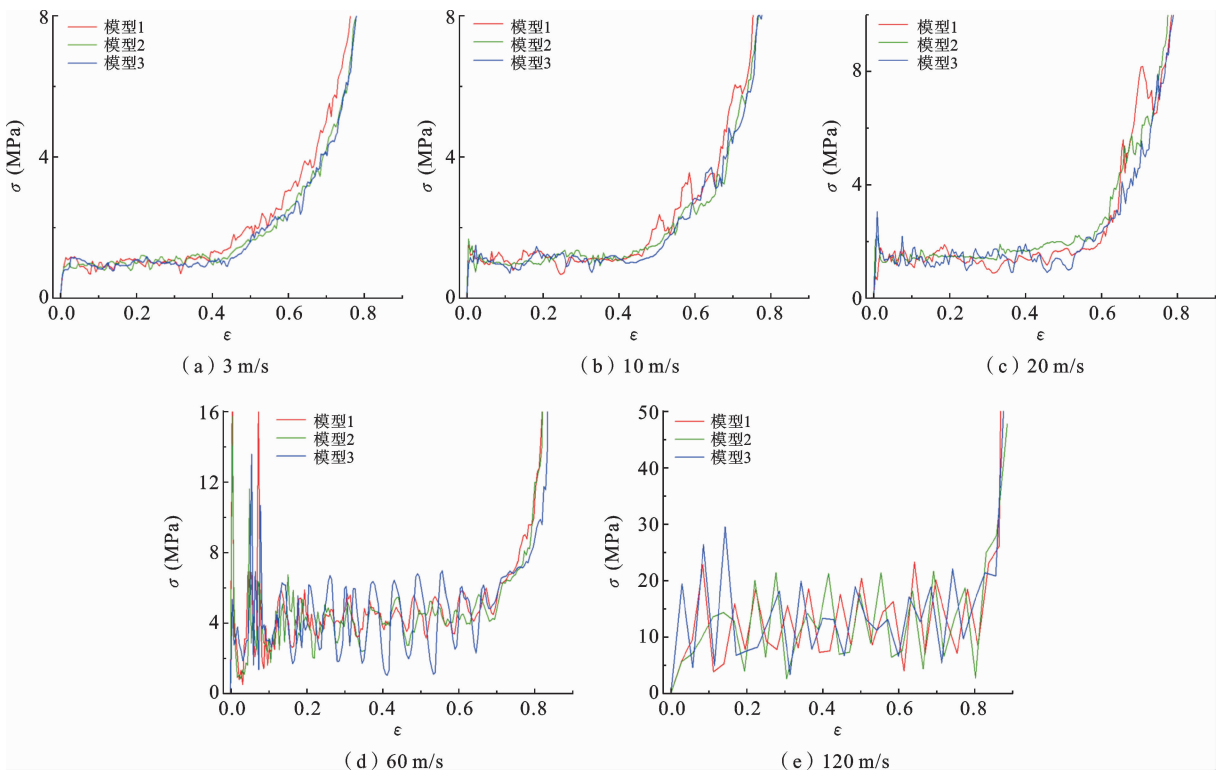


图 16 三种模型在不同冲击速度下的应力-应变曲线

Fig. 16 Stress-strain curve of three models under different impact velocities

图 16(b)(c)分别为在 10 m/s、20 m/s 的冲击下,三种模型的应力-应变曲线,由图可知,三种模型的应力-应变曲线有了更为明显的变化阶段.与低速冲击相比,作为线弹性阶段与平台阶段分界标志的初始峰值应力开始出现,且应力波动程度与低

速冲击相比更加剧烈.由图 16(b)可知,模型 2 有着最高的初始峰值应力,模型 1 次之,模型 3 最低.进入平台区,三者应力变化水平相当,区别在于模型 1 在应变 $\epsilon=0.25、0.5、0.59、0.65$ 时应力有较大程度的跳跃现象,降低了模型整体的吸能水平.在该冲击

速度下,模型 2 的应力-应变曲线仍然最为平滑,说明该模型吸能更加平稳.由图 16(c)可知,在 $v=20$ m/s 的冲击下,三种模型应力-应变曲线的波动程度进一步加剧,模型 3 的初始峰值应力最高,模型 2 次之,模型 1 最小.在平台区,模型 1 和模型 3 的应力波动程度相当,模型 2 的应力波动程度最小,甚至在应变 $\epsilon=0.15$ 到 $\epsilon=0.32$ 之间曲线变成了一条水平的线段,几乎没有波动,是最理想的吸能状态.在应变 $\epsilon=0.32$ 之后,模型 2 在固定应变点仍具有最高的应力值,能在塑变过程中吸收足够的冲击能量.模型 1 在应变 $\epsilon=0.7$ 时,出现了二次峰值应力,会对蜂窝结构造成二次损害.

图 16(d)(e)分别为在 60 m/s、120 m/s 的冲击下,三种模型的应力-应变曲线,由图可知,其应力-应变曲线的变化趋势与中低速冲击时显著不同,吸能状态完全发生改变.由图 16(d)可知,三种模型在碰撞初期出现了大小为 16 MPa 左右的极大峰值应力,是中速冲击时的 5 倍左右.在平台区,各模型应力值明显高于中低速冲击时的应力值,说明在高速冲击时,模型本身能够吸收更多的能量,但同时曲线的波动程度也更大,以模型 3 为最,模型 1 与模型 2 相差不大.由图 16(e)可知,在高速冲击下,3 条曲线形状相似,震荡程度极其剧烈,符合高速冲击时惯性效应所带来的影响.结合前文三种模型的变形模式来看,此时胞元微观结构对蜂窝结构压缩吸能过程的影响已经微乎其微.

3.4 平台应力-速度曲线

三种模型在不同冲击速度下的平台应力表现如图 17 和表 2 所示.平台阶段在整个冲击压缩过程中历时最久,几乎决定了整个模型的吸能水平.由图 17 可知,三种模型的平台应力均随冲击速度的增加而增大,说明在一定范围内,冲击速度越大,模型吸收能量越多.对比表 2 内数据,在低速 3 m/s 的冲击下,三种模型的平台应力相差较小,为 0.1 MPa 左右.随着冲击速度的增加,各模型平台应力之间的差别开始显现出来.在中速 20 m/s 的冲击下,模型 2 的平台应力最大,约比模型 1 高 1.4 MPa,比模型 3 高 0.6 MPa.在 60 m/s 的冲击下,模型 1 的平台应力最大,约为 6.4 MPa.在 120 m/s 的冲击下,模型 3 的平台应力实现了反超,约为 17 MPa.

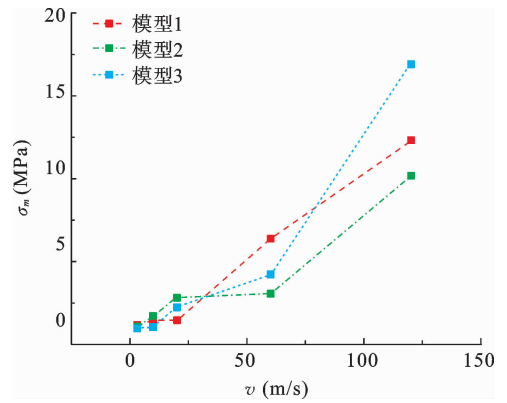


图 17 三种模型的平台应力-速度曲线

Fig. 17 Platform stress-velocity curve of three models

表 2 三种模型在不同冲击速度下的平台应力

Table 2 Platform stress of three models under different impact velocities

速度 v (m/s)	模型 1 σ_m (MPa)	模型 2 σ_m (MPa)	模型 3 σ_m (MPa)
3	1.100	1.043	0.985
10	1.408	1.699	1.074
20	1.439	2.821	2.196
60	6.359	3.080	4.219
120	12.286	10.138	16.942

3.5 密实应变-速度曲线

下图 18 和表 3 是三种模型的密实应变和冲击速度的关系,密实应变代表着模型被压实时的时间节点,该值越大,说明模型具有更长的吸能历程.由

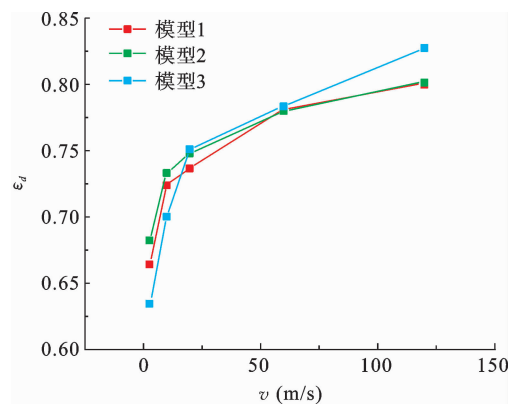


图 18 三种模型的密实应变-速度曲线

Fig. 18 Compact strain-velocity curves of three models

图 18 和表 3 可知,密实应变同样是随着冲击速度的增加而增加,并且低速冲击时增加得快,高速冲击时增加得慢.在中低速冲击条件下,模型 2 有着更大的密实应变值,胞元胞壁 L_{s1} 和 L_{s2} 长度差在一定程度上增大了模型的密实应变.随着冲击速度的增加,惯性效应加剧,在冲击端处产生局部坍塌的变形带,冲击端处产生的局部变形胞元逐渐增加,三种模型的密实应变值增加变慢并逐渐接近.

表 3 三种模型在不同冲击速度下的密实应变

Table 3 The compact strain of three models under different impact velocities

速度 v (m/s)	模型 1 ϵ_d	模型 2 ϵ_d	模型 3 ϵ_d
3	0.665	0.683	0.635
10	0.724	0.733	0.700
20	0.737	0.748	0.751
60	0.781	0.780	0.784
120	0.801	0.802	0.827

3.6 压缩载荷效率 φ_c

图 19 和表 4 是三种模型在不同冲击速度下的压缩载荷效率 φ_c 值,该数据是由公式(12)计算得到,代表了蜂窝结构初始峰值力与平台力二者之间的差异. φ_c 越接近于 1,说明蜂窝结构初始峰值力与平台力越接近,碰撞初期的平稳性越好.观察可知,三种模型在中低速冲击时的 φ_c 值最为接近 1,这与

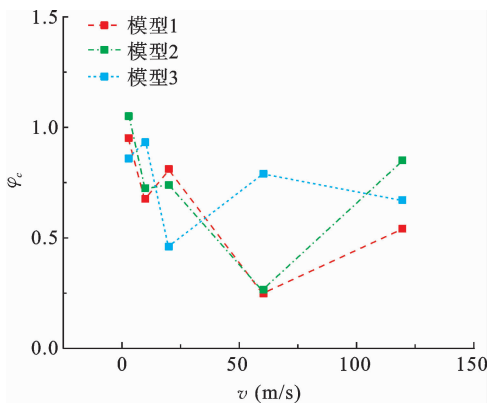


图 19 三种模型的压缩载荷效率-速度曲线

Fig. 19 Compression load efficiency-velocity curves of three models

图 16 中各模型在中低速冲击下的应力-应变曲线初始峰值应力较小的现象吻合.在一定冲击速度范围内,随着冲击速度的增加,在 60 m/s 时各模型压缩载荷效率值逐渐降低,而后在 120 m/s 时,压缩载荷效率又发生了回升,这一现象同样可以在图 16(d)和图 16(e)中找到解释.在图 16(d)中,各模型出现较高的初始峰值应力,在图 16(e)中,初始峰值应力略微增加,但平台应力有了大幅度的提升.模型 3 的 φ_c 值在冲击速度为 20 m/s 和 60 m/s 时与其它两种模型有很大不同,结合三种模型的应力-应变曲线来看,在冲击速度 $v=20$ m/s 时,模型 3 有着较高的初始峰值应力.在冲击速度 $v=60$ m/s 时,该模型的初始峰值应力与平台应力几乎相当,但是模型 3 应力-应变曲线在平台阶段的波动程度远大于另外两种模型.

表 4 三种模型在不同冲击速度下的压缩载荷效率

Table 4 Compressive load efficiency of three models under different impact velocities

速度 v (m/s)	模型 1 φ_c	模型 2 φ_c	模型 3 φ_c
3	0.949	1.051	0.860
10	0.672	0.718	0.933
20	0.809	0.739	0.458
60	0.244	0.259	0.787
120	0.538	0.848	0.667

3.7 平台载荷均匀度 ω_f

图 20 是三种模型的平台载荷均匀度值 ω_f 与冲击速度之间的关系,表 5 是由公式(13)计算出的三种模型在不同冲击速度下的平台载荷均匀度值 ω_f . ω_f 值越接近于 0 代表模型吸能特性越好.由图 20 和表 5 可知,在中低速冲击下,模型的平台载荷均匀度的数值更接近于 0,表明此时平台阶段的应力变化幅度较小,平稳度更高.当冲击速度从 20 m/s 增加到 60 m/s 时,三种模型平台载荷均匀度均有了大幅度的提高,说明相比于平台应力的变化程度(表 2 中冲击速度从 20 m/s 增加到 60 m/s 时,平台应力增加了接近 2 倍),平台峰值应力有着更大程度地提高.需要注意的是,在 120 m/s 的高速冲击下,三种

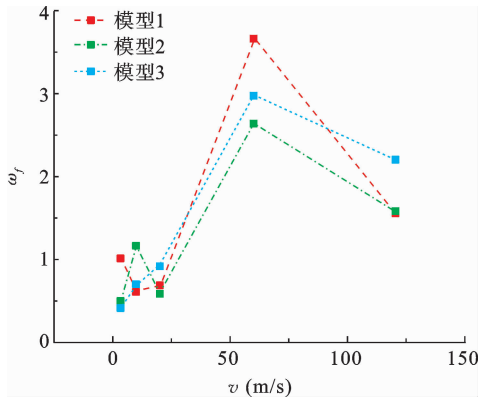


图 20 三种模型的平台载荷均匀度-速度曲线
Fig. 20 Platform load uniformity-velocity curves of three models

模型的平台载荷均匀度值却出现了下降,结合图 16 模型应力-应变曲线可知,这并不意味着高速冲击下模型的平台应力更为平稳,原因为在 60 m/s 的冲击下,三种模型在应变 $\epsilon=0.4$ 至应变 $\epsilon=0.8$ 期间出现了比初始峰值应力更高的二次峰值应力,这也是导致此时 ω_f 值如此大的原因.另外,各模型的平台应力波动程度也是随着冲击速度的增加而增加的.

表 5 三种模型在不同冲击速度下的平台载荷均匀度

Table 5 Platform load uniformity of three models under different impact velocities

速度 v (m/s)	模型 1 ω_f	模型 2 ω_f	模型 3 ω_f
3	1.035	0.463	0.419
10	0.619	1.163	0.688
20	0.692	0.597	0.929
60	3.660	2.644	2.975
120	1.568	1.574	2.204

3.8 比吸能-应变曲线

将相对密度 $\Delta\rho=0.154$,基体材料密度 $\rho_s=2.7\text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ 代入公式(15),可以得到三种模型在不同冲击速度下的比吸能-应变曲线,如图 21 所示.由图 21 (a)(b)(c)可知,在中低速冲击下,三种模型在应变 $\epsilon<0.6$ 时,比吸能随应变线性增长,之后进入密实阶段,比吸能迅速增加,说明蜂窝结构在冲击后期单位质量能量吸收量更大.在应变 $\epsilon<0.5$ 时,三种模型的比吸能-应变曲线几近重合,但在冲击的后半程,在 $v=3\text{ m/s}$ 和 $v=10\text{ m/s}$ 的冲击下,模型 1 的比吸能

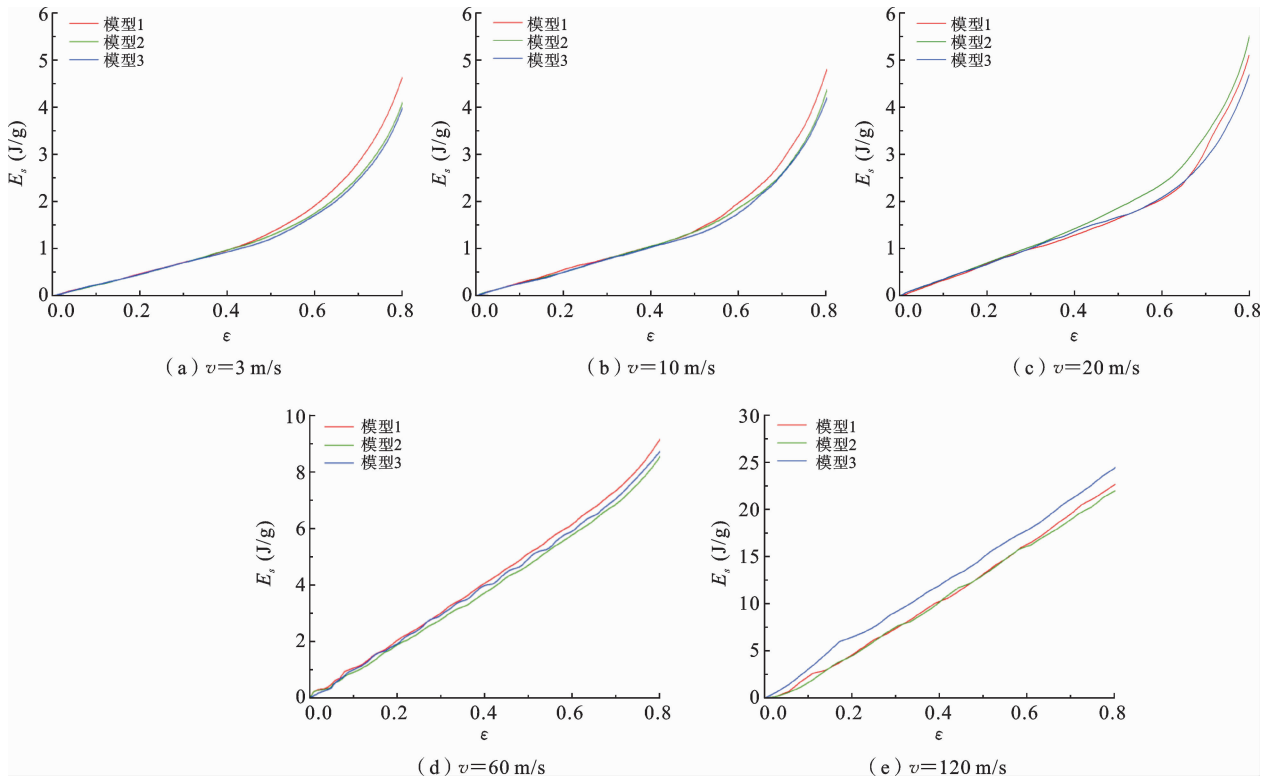


图 21 三种模型在不同冲击速度作用下的比吸能-应变曲线

Fig. 21 Specific energy absorption-strain curve of three models under different impact velocities

总是大于其余两种模型. 在 $v=20$ m/s 的冲击下, 模型 2 的比吸能最大. 由图 21(d)(e)可知, 在高速冲击下, 由于冲击速度过大导致惯性效应增强, 密实化前三种模型的比吸能随应变线性增长. 在 $v=60$ m/s 时, 三种模型的曲线相近; 在 $v=120$ m/s 的高速冲击下, 各模型的吸能能力得以被充分发挥, 模型 3 在外旋机制的作用下, 其比吸能全程高于模型 1 和模型 2.

4 结论

为改善传统星形蜂窝结构在承受面内冲击时的动力学响应, 本文针对传统星形蜂窝胞元, 对其结构进行进一步优化设计, 利用耦合思想给星形蜂窝胞元附加自旋转的变形吸能机制, 通过内旋与外旋得到了两种同时具有内凹机制与旋转机制的旋转型蜂窝胞元. 采用显式动力有限元法, 对三种蜂窝结构进行有限元数值模拟, 对比分析了三种模型的变形模式以及吸能特性, 以探究胞元自旋转对结构整体抗冲击性能的影响, 得到以下结论:

(1) 相比于传统星形蜂窝结构, 内旋型蜂窝结构和外旋型蜂窝结构都具有不同的面内变形模式, 进而导致三种蜂窝结构变形模式和吸能特性的不同. 旋转型结构的胞元在被冲击时都是先发生自身旋转变形然后发生内凹变形, 宏观上具有更强的负泊松比效应. 中低速冲击时, 三种模型的应力集中区域率先发生变形, 表现为具有负泊松比效应的“颈缩”现象. 模型 1 的变形带以“X”形为主, 模型 2 的变形带以多条水平“I”形为主, 并与未变形区域形成“()”形, 模型 3 更多地表现为均匀向下收缩的特点. 进入密实阶段后, 三种模型的两侧都有部分胞元变形不明显, 未完全参与吸能, 这是由于冲击过程中应力集中区域收缩剧烈, 将部分胞元“挤”在模型外导致的. 中高速冲击时, 三种模型的负泊松比效应明显减弱, 变形模式共同表现为局部变形, 模型自冲击端向固定端被逐层压缩至密实.

(2) 通过对三种模型代表性胞元微观变形模式的分析, 发现各蜂窝模型之所以会在中低速冲击下出现变形模式的差异, 是因为在该冲击速度下, 模型 1 的胞元表现为直接收缩, 模型 2 的胞元是先在外围胞元产生的力矩作用下发生旋转, 进而收缩, 模型

3 由于胞元间连接杆本身是弯曲的, 具有诱导变形作用, 所以应力集中区域更容易发生变形, 但胞元之间的碰撞也导致了应力波动程度变大.

(3) 在低速 3 m/s 的冲击下, 三种模型都没有出现初始峰值应力, 应力-应变曲线最为平缓. 随着冲击速度的增加, 三种蜂窝模型的应力波动程度加剧. 在中速 20 m/s 的冲击下, 模型 2 的应力-应变曲线最为平滑, 应力均匀度最好. 在高速 60 m/s 的冲击下, 模型 3 在平台阶段的应力波动程度明显大于其它两种模型.

(4) 对于每种模型, 其平台应力和密实应变皆随冲击速度的增加而增大. 在中低速冲击下, 模型 2 的平台应力较大; 在高速冲击下, 模型 3 的平台应力较大. 对于密实应变, 在中低速冲击下模型 2 的密实应变最大, 吸能行程最长, 模型 3 的密实应变最小, 吸能行程最短.

(5) 中低速冲击下, 在应变 $\epsilon=0.5$ 之前各模型比吸能随应变呈线性增长, 在该应变点之后呈非线性快速增加, 并且随着速度的提升, 该应变点也在逐渐变大. 在低速冲击的后半程, 模型 1 的比吸能比其它两种模型高约 0.3 J/g; 在中速冲击的后半程, 模型 2 的比吸能最大, 比其它两种模型高约 0.4 J/g; 高速冲击时, 各模型的比吸能几乎全程呈线性增长, 在 60 m/s 时各模型在特定应变点的比吸能值差距较大, 在 120 m/s 时模型 3 的比吸能最大. 整体而言, 模型 2 在中低速冲击下有着更长的吸能行程和更平稳的应力波动表现, 在三种蜂窝模型中具有最优良的吸能性能.

参考文献

- [1] Zhang Q, Liu H. On the dynamic response of porous functionally graded microbeam under moving load[J]. International Journal of Engineering Science, 2020, 153: 17.
- [2] 高松林. 星形负泊松比结构抗冲击性能研究[D]. 武汉理工大学, 2020.
- [3] 任鑫, 张相玉, 谢亿民. 负泊松比材料和结构的研究进展[J]. 力学学报, 2019, 51(03): 656-687.
- [4] Prawoto Y. Seeing auxetic materials from the mechanics point of view: A structural review on the

- negative Poisson's ratio[J]. *Computational Materials Science*, 2012, 58: 140-153.
- [5] 杨智春, 邓庆田. 负泊松比材料与结构的力学性能研究及应用[J]. *力学进展*, 2011, 41(03): 335-350.
- [6] Gao Q, Zhao X, Wang C, et al. Multi-objective crashworthiness optimization for an auxetic cylindrical structure under axial impact loading[J]. *Materials & Design*, 2018, 143: 120-130.
- [7] 吴厦. 轻量化高吸能蜂窝结构优化设计和模拟仿真研究[D]. 南京理工大学, 2023.
- [8] Gibson L J, Ashby M F, Schajer G, et al. The mechanics of two-dimensional cellular materials[J]. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 1982, 382(1782): 25-42.
- [9] 胡锦涛, 林永水, 陈威, et al. 改进星形蜂窝结构面内动力学响应及能量吸收特性研究[J]. *振动与冲击*, 2022, 41(23): 119-128.
- [10] 邓小林, 刘旺玉. 一种负泊松比正弦曲线蜂窝结构的面内冲击动力学分析[J]. *振动与冲击*, 2017, 36(13): 103-109+154.
- [11] 韩会龙, 张新春, 王鹏. 负泊松比蜂窝材料的动力学响应及能量吸收特性[J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(01): 47-57.
- [12] Qi C, Jiang F, Remennikov A, et al. Quasi-static crushing behavior of novel re-entrant circular auxetic honeycombs[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2020, 197: 108117.
- [13] 王雪松, 刘卫东, 刘典. 新型反四手性蜂窝结构的面内拉伸弹性[J]. *复合材料学报*, 2023, 40(08): 4849-4861.
- [14] Logakannan K P, Ramachandran V, Rengaswamy J, et al. Quasi-static and dynamic compression behaviors of a novel auxetic structure[J]. *Composite Structures*, 2020, 254: 20.
- [15] Gao Q, Liao W H, Wang L. On the low-velocity impact responses of auxetic double arrowed honeycomb[J]. *Aerospace Science and Technology*, 2020, 98: 105698.
- [16] Xiao D, Kang X, Li Y, et al. Insight into the negative Poisson's ratio effect of metallic auxetic reentrant honeycomb under dynamic compression[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2019, 763: 138151.
- [17] Hu L, Zhou M Z, Deng H. Dynamic crushing response of auxetic honeycombs under large deformation: theoretical analysis and numerical simulation[J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 131: 373-384.
- [18] 张新春, 刘颖, 李娜. 具有负泊松比效应蜂窝材料的面内冲击动力学性能[J]. *爆炸与冲击*, 2012, 32(05): 475-482.
- [19] 项燕飞. 能量吸收材料与结构的评价指标[D]. 宁波大学, 2016.
- [20] 虞科炯, 徐峰祥, 华林. 正弦曲边负泊松比蜂窝结构面内冲击性能研究[J]. *振动与冲击*, 2021, 40(13): 51-59.
- [21] Qiu X M, Zhang J, Yu T X. Collapse of periodic planar lattices under uniaxial compression, part II: Dynamic crushing based on finite element simulation[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(10-11): 1231-1241.
- [22] 张新春, 祝晓燕, 李娜. 六韧带手性蜂窝结构的动力学响应特性研究[J]. *振动与冲击*, 2016, 35(08): 1-7+26.
- [23] 袁敏, 徐峰祥, 龚铭远. 梯度厚度负泊松比蜂窝材料面内冲击特性[J]. *塑性工程学报*, 2021, 28(06): 192-199.
- [24] Zhang X C, An L Q, Ding H M. Dynamic crushing behavior and energy absorption of honeycombs with density gradient[J]. 2014, 16(2): 125-147.
- [25] Ruan D, Lu G, Wang B, et al. In-plane dynamic crushing of honeycombs—a finite element study[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, 28(2): 161-182.
- [26] 杨鄂川, 黄路, 庞通, et al. 铝制多胞吸能盒多目标优化设计[J]. *机械强度*, 2021, 43(04): 834-840.
- [27] Zhang X-C, An L-Q, Ding H-M, et al. The influence of cell micro-structure on the in-plane dynamic crushing of honeycombs with negative Poisson's ratio[J]. *Journal of Sandwich Structures & Materials*, 2014, 17(1): 26-55.
- [28] Liu Y, Zhang X-C. The influence of cell micro-topology on the in-plane dynamic crushing of honeycombs[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(1): 98-109.
- [29] Ai L, Gao X-L. Metamaterials with negative Poisson's ratio and non-positive thermal expansion[J]. *Composite Structures*, 2017, 162: 70-84.

Study on Energy Absorption Characteristics of Rotating Star-Shaped Honeycomb Structure with Negative Poisson's Ratio

Baoqing Zhang Sen Jiang

(Changchun University of Science and Technology, School of Mechanical and Electrical Engineering, Changchun, 130022)

Abstract The negative Poisson's ratio honeycomb structure is widely used in the field of impact protection because of its unique mechanical properties and excellent energy absorption capacity. The evolution of local dynamic stress in this structure is closely related to changes in its cellular microstructure under dynamic impact. Current research on negative Poisson's ratio structures mainly focuses on improving overall energy absorption capacity of the structure by designing cells with concave deformation mechanism, often ignoring the structural optimization of existing models and lacking exploration of other energy absorption mechanisms of rotary deformation. To further improve the dynamic response of star-shaped honeycomb structures with negative Poisson's ratio under in-plane impacts, the rotation characteristics of cells are studied in this paper. Building on traditional designs, the star-shaped honeycomb structure is further optimized, and the deformation energy absorption mechanism of star-shaped honeycomb cell is endowed with the coupling idea. Based on the principle of relative density equality, two types of rotating star-shaped cellular cells with double negative Poisson's ratio effect are obtained by internal rotation and external rotation: internal star-shaped cellular cells and external star-shaped cellular cells. The energy absorption characteristics of different honeycomb structures under in-plane impact loads are studied using numerical simulations, and the influences of both concave and rotating deformation mechanisms on the energy absorption characteristics of honeycomb structures are investigated. Based on one-dimensional shock wave theory and energy absorption efficiency method, empirical formulas for dynamic platform stress and dense strain of star-shaped honeycomb structures are given, and the formulas for calculating their relative density are established. According to the theory of critical velocity, the first and second critical velocities of the star-shaped honeycomb structure are determined. The dynamic response of the rotating star-shaped honeycomb structure under different impact velocities is analyzed using the explicit dynamic finite element method. Simulation results are compared and analyzed with the evaluation indexes of model macro and micro deformation modes, platform stress, and specific energy absorption. The results show that when the new structures are impacted, their cells first rotate and then recess, exhibiting a stronger negative Poisson's ratio effect. Under the impact at a medium speed of 20 m/s, the platform stress of the internal honeycomb structure is higher and the stress stability is better. In the platform stage, the stress fluctuation of the external spiral honeycomb structure is more severe, but it has higher specific absorption energy under the impact at a high speed of 120 m/s. This study shows the relationship between the concave mechanism and rotation mechanism of the star-shaped honeycomb structure and its energy absorption characteristics, providing new insights for optimizing the impact dynamic performance of honeycomb structures.

Key words negative Poisson's ratio, internal rotation, external rotation, rotating star-shaped honeycomb