

DOI:10.11858/gywlxb.20261131

孔隙连通拓扑对规则多孔结构吸能特性的影响

彭俊恒¹, 李成兵^{1,2}, 李锐³, 刘博豪¹, 吴思香¹, 贾子凡³

(1. 西南石油大学机电工程学院, 四川 成都 610500;

2. 石油天然气装备技术四川省科技资源共享服务平台, 四川 成都 610500;

3. 成都航天通信设备有限责任公司, 四川 成都 610051)

摘要:为揭示孔隙连通拓扑对规则多孔结构压缩吸能性能的影响, 本文在胞孔直径、排列方式及相对密度受控的条件下, 建立了具有不同孔隙连通拓扑的 A、B 两类规则多孔结构模型, 并利用 LS-DYNA 显式动力学方法开展准静态压缩有限元模拟。结果表明: A 型结构以局部骨架弯曲和屈曲为主, B 型结构则形成较为连续的载荷传递路径。在 $\rho_r = 0.238$ 、 $\varepsilon = 0.4$ 时, B 型代表性区域的平均 Mises 等效应力较 A 型提高约 26.7%, 但应力变异系数也更高。塑性应变统计显示, B 型结构在压缩早期具有更高的塑性参与度, 并在相同名义应变下表现出更高的平均塑性应变累积水平。在同一相对密度下, B 型结构平台应力较 A 型提高约 101.8%-131.1%, 比吸能也显著提高; B0238 模型的比吸能可超过 A0343 模型, 优化孔隙连通拓扑可在相对密度降低约 30.6% 的条件下实现相当或更优的吸能效果, 为轻量化多孔吸能结构的设计提供参考。

关键词: 规则多孔结构; 孔隙连通拓扑; 吸能能力; 相对密度; 平台应力

中图分类号: 0347.1; 0521.9

文献标识码: A

多孔结构是一种内部含有大量空穴和一定胞元的结构, 具有密度小、轻质、高比强度、高比刚度、高比吸能等特性, 因此广泛应用于航空航天、交通运输和人体防护等碰撞/爆炸防护领域^{[1]-[2]}。在冲击或准静态压缩载荷作用下, 多孔结构多是通过逐级塌陷、塑性屈曲及局部失稳等方式耗散外部能量, 从而实现缓冲与减震功能。因此, 如何通过结构设计调控多孔材料的压缩变形模式和吸能效率, 一直是轻质吸能结构领域的重要研究方向。

多孔结构的压缩响应受到相对密度、胞孔形状、空间排列方式和结构规则度等多种因素的共同影响。已有研究表明, 改变胞孔形状及胞元拓扑会显著影响结构的变形模式、平台应力和能量吸收能力^{[3]-[4]}; 胞孔形状不规则度的增加可能会加剧局部变形和应力集中, 使结构呈现更为非均匀的压溃行为^[5]。相对密度则决定了单位体积内承载材料的含量, 随着相对密度增加, 多孔结构的屈服强度、平台应力和能量吸收水平也会相应提高^{[6]-[7]}。

孔隙连通拓扑是描述孔隙在空间中相互贯通关系的重要结构特征。在流体输运方面, 孔隙连通程度及通道曲折度直接影响多孔介质的渗透率、压降和流体传输效率^{[8]-[9]}; 在传热与传质方面, 连通孔隙能够改变流体对流路径和相间换热面积, 从而影响材料的有效导热及换热性能^{[10]-[11]}; 在声学性能方面, 连通孔道有利于声波进入材料内部, 并通过黏性和热耗散机制影响吸声性能^{[12]-[13]}。这些研究显示, 孔隙连通性并非孔隙率的附属参数,

*收稿日期: 2026-07-13; 修回日期: 2026-09-03

基金项目: 四川省重点研发计划 (2024YFFK0422)

作者简介: 彭俊恒 (1996-), 男, 硕士研究生, 主要从事多孔结构设计 with 抗冲击力学性能研究. E-mail: 234319426@qq.com

通讯作者: 李成兵 (1977-), 男, 博士, 教授, 主要从事爆炸与冲击动力学研究. E-mail: 1376500806@qq.com

而是能够独立调控材料宏观性能的重要拓扑特征。

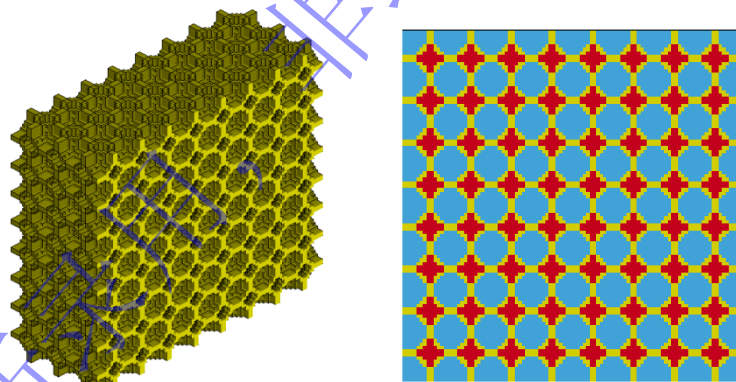
从力学角度看, 孔隙连通方式的变化不仅改变孔隙相的空间连续性, 也会重新分配实体材料, 进而影响承载骨架的载荷传递路径、局部应力集中以及孔壁塌陷次序^{[14]–[16]}。已有开孔和闭孔泡沫的对比研究表明, 孔隙连通状态会对压缩变形和能量吸收行为产生影响^{[17]–[18]}。然而, 传统开、闭孔结构通常同时存在相对密度、胞孔形状、孔径分布和制备缺陷等差异, 因此难以分离孔隙连通拓扑本身对吸能特性的独立影响。此外, 在多数参数化结构设计中, 孔隙连通性通常是胞孔尺寸和空间排列变化后的派生结果, 尚未被充分作为独立设计变量进行研究。

为此, 本文在控制结构外形尺寸、球形胞孔基本特征、排列方式和相对密度一致的前提下, 构建了孔隙连通方式不同的 A 型和 B 型规则多孔结构。采用 LS-DYNA 开展准静态压缩数值模拟, 重点对比两类结构的变形模式、应力分布、平台应力、致密化行为及比吸能。旨在揭示孔隙连通拓扑对实体骨架承载和压缩吸能行为的作用机制, 为相同质量约束下多孔吸能结构的拓扑设计提供参考。

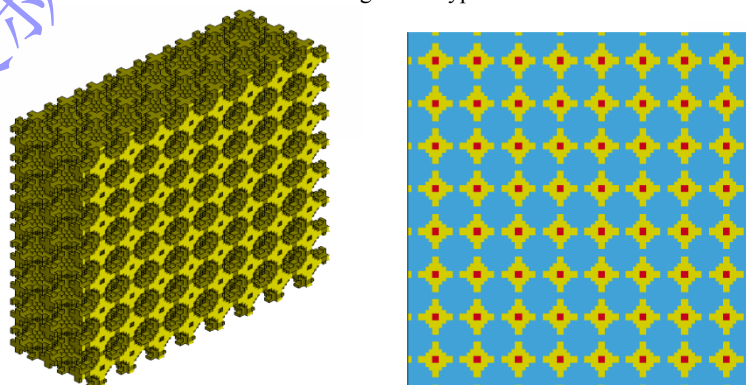
1 结构设计与建模

1.1 孔隙连通拓扑结构设计

本文设计的两类规则球状胞孔多孔结构均由规则周期排列的球状胞孔构成, 在总体尺寸、胞孔几何形状及相对密度上保持一致, 仅孔隙连通方式不同。其中, A 型多孔结构的球状胞孔彼此封闭, 连续孔隙网络主要由孔间区域形成; B 型多孔结构则通过打通相邻胞孔, 使球状胞孔本体形成连续孔隙网络, 而孔间区域则是封闭的, 两类结构示意图如图 1 所示。此设计能够在保持几何参数和材料体积分数不变的条件下, 单独考察孔隙连通拓扑对结构力学响应的影响。



(a) Partial schematic diagram of type A structure



(b) Partial schematic diagram of type B structure

图 1 两类多孔结构局部示意图

Fig.1 Partial schematic diagram of two types of porous structures

多孔结构的孔隙率是结构的重要特征参数，其定义为多孔结构的胞孔所占体积与总体积之比，表达式为

$$\theta = \frac{V_p}{V_T} \quad (1)$$

式中： θ -孔隙率， V_T -多孔结构的总体积， V_p -多孔结构中胞孔所占体积。

相对密度与孔隙率的关系有：

$$\theta = 1 - \bar{\rho} = 1 - \frac{\rho}{\rho_s} \quad (2)$$

式中： $\bar{\rho}$ -相对密度， ρ -多孔结构的密度， ρ_s -基体材料的密度。

为进一步分析相对密度的影响，本文分别建立了三种相对密度不同的 A 型结构和 B 型结构模型。不同相对密度的模型通过调节实体骨架尺寸实现，而胞孔基本形态与排列方式保持不变。

由此可保证在同一相对密度水平下，两类结构之间的差异仅来源于孔隙连通拓扑。而在不同相对密度下，则可考察连通拓扑效应随结构致密程度变化的规律。

1.2 规则球状胞孔多孔结构建模方法

本文采用文献[2]基于有限元网格识别的参数化建模方法建立了三维多孔结构模型。该方法在真实结构的泡沫铝建模思路的基础上进行了简化处理，通过规则胞孔投放与单元识别的方式生成规则球状胞孔多孔结构，从而实现对孔隙连通拓扑与相对密度的可控设计。

1.2.1 初始有限元模型建立

为尽可能减弱试样尺寸效应对数值模拟结果的影响，ANDREWS E W 等^[19]通过对泡沫材料进行压缩试验得出截面尺寸应大于七倍孔径尺寸才能有效避免尺寸效应带来的结果误差。吕祥锋等^[20]采用落锤冲击实验对不同几何尺寸和孔径的泡沫材料进行研究，发现立方体几何高度增加易使材料孔壁破裂或整体失稳破坏，控制立方体的高宽比为 1.0~1.5 时吸能效果较好；孔径增大抗压强度降低，控制孔径为 1.0~4.0mm。Jeon^[21]等人通过试验研究发现，在闭孔泡沫铝压缩试件无胞孔缺失、胞孔坍塌等结构缺陷的前提下，小尺寸试件的单轴压缩应力-应变曲线与大尺寸试件完全一致。综合考虑上述结果及本文建模需求，最终通过 LS-PREPOST 建立模型的高宽比定为 1.0，模型的尺寸为 20mm×20mm×20mm 的立方体泡沫铝基体模型。

在投放胞孔之前，还需在 LS-PREPOST 中对建立好的规则铝基多孔模型进行网格单元划分。考虑精度和时间成本等，划分网格单元尺寸为 0.2mm 作为统一的几何离散与有限元分辨率，网格类型为空间八节点六面体。得到的单元节点信息存储在 Element_all(Num)数组中，单元坐标信息存储在 Node_all(Num)数组中，借助这两个数组可以调动任意网格单元，为后续胞孔投放与识别提供基础数据。

1.2.2 规则胞孔投放与边界判定

获得初始网格模型后，为在模型内部生成规则分布的球状胞孔，采用规则胞孔投放方法确定各胞孔中心位置。不同于随机胞孔建模中采用的同余法生成随机数，在待投区域内生成空间随机球心坐标及对应的随机半径 R 的方式^[22]。本文根据预设的空间排列规则，在立方体基体内部按固定间距依次布置胞孔中心，示意图如图 2 所示，从而形成规则有序的球形胞孔阵列。同时，统计真实泡沫铝的孔径分布发现 $\Phi 0.9 \sim \Phi 3.6\text{mm}$ 占 90%左右，故暂定本文的两类规则球状胞孔多孔结构模型的直径 $D=2\text{mm}$ ，即胞孔半径 $R=1\text{mm}$ 。

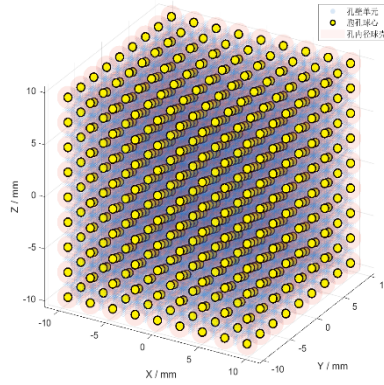


图2 规则球心示意图

Fig. 2 Schematic diagram of regular spherical center

在胞孔投放过程中，以立方体模型的三个坐标方向为基准，按照预设步长对胞孔中心坐标进行逐层布置，使胞孔在模型内部呈现出周期性分布特征。通过该方式生成的胞孔中心具有明确的空间位置关系，可有效保证胞孔分布的规则性与重复性，并可减少随机分布引起的局部不均匀性对后续力学响应分析的干扰。

考虑到胞孔投放过程中可能会出现胞孔与模型边界相交或越界的问题，还需对胞孔中心位置进行边界条件判断。为保证胞孔在模型内部的规则分布，同时允许部分胞孔与模型边界相交，在胞孔投放过程中对胞孔中心坐标进行几何约束。设立方体整体的中心坐标为坐标原点(0,0,0)，胞孔中心投放的实际边界比立方体边界大 u ，则胞孔中心坐标Coord(x,y,z)满足条件如式(3)所示，此处 u 取为0.1。

$$\begin{cases} |x| \leq \frac{L}{2} + u \\ |y| \leq \frac{L}{2} + u \\ |z| \leq \frac{L}{2} + u \end{cases} \quad (3)$$

式中： L 为立方体的边长； x, y, z 为所投放的胞孔中心坐标。

1.2.3 胞孔识别与多孔结构生成

在完成规则胞孔中心坐标投放后，需进一步对有限元网格单元进行胞孔识别与材料属性赋值，从而生成规则球状胞孔多孔结构。具体步骤如下：

- (1)先读取所有球形胞孔中心坐标数组 Coord2_all(num)及对应胞孔半径数组 R2_all(num)，由此确定各胞孔在模型中的空间位置及几何尺寸；
- (2)再读取前文生成的单元中心坐标数组 Center_all(num)，以实现对各网格单元空间位置的逐一判断；
- (3)根据单元中心坐标与胞孔球心坐标之间的距离对单元赋予材料标识。假设某一单元中心坐标为 (x_c, y_c, z_c) ，第 i 个胞孔中心坐标为 (x_i, y_i, z_i) ，对应胞孔半径为 R_i ，则单元中心与胞孔中心之间的距离 d_i 可表示为

$$d_i = \sqrt{(x_c - x_i)^2 + (y_c - y_i)^2 + (z_c - z_i)^2} \quad (4)$$

根据距离判据对单元进行识别与材料赋值：当 $d_i > R_i + t$ 时，认为该单元位于胞孔外部区域，则保持初始材料属性不变（初始材料标识为1）；当 $d_i < R_i$ 时，认为该单元位于胞孔

内部区域, 赋予材料标识 2; 当 $R_i < d_i < R_i + t$ 时, 认为该单元位于胞孔壁厚区域, 赋予材料标识 4。上述识别过程示意如图 3 所示。

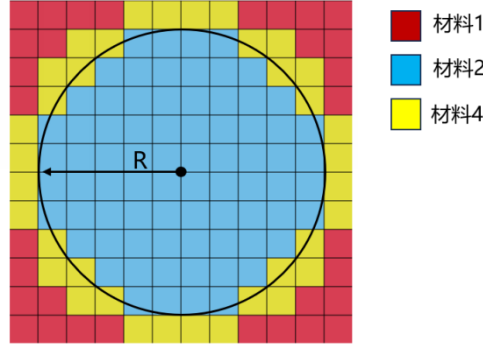


图 3 球状胞孔识别示意图

Fig. 3 Schematic diagram of spherical pore recognition

其中, t 为名义壳层厚度参数。对于不同相对密度的模型, 分别取不同的 t 值, 以调控结构的实体体积分数并获得不同相对密度。

在完成单元识别与材料赋值的基础上, 进一步通过控制相邻胞孔之间的中心距离构建不同孔隙连通拓扑。设第 i 个胞孔和第 j 个胞孔的中心坐标分别为 (x_i, y_i, z_i) 和 (x_j, y_j, z_j) , 半径分别为 R_i 和 R_j , 则两胞孔中心间距离 $D(i, j)$ 即为

$$D(i, j) = \sqrt{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2 + (z_i - z_j)^2} \quad (5)$$

当满足

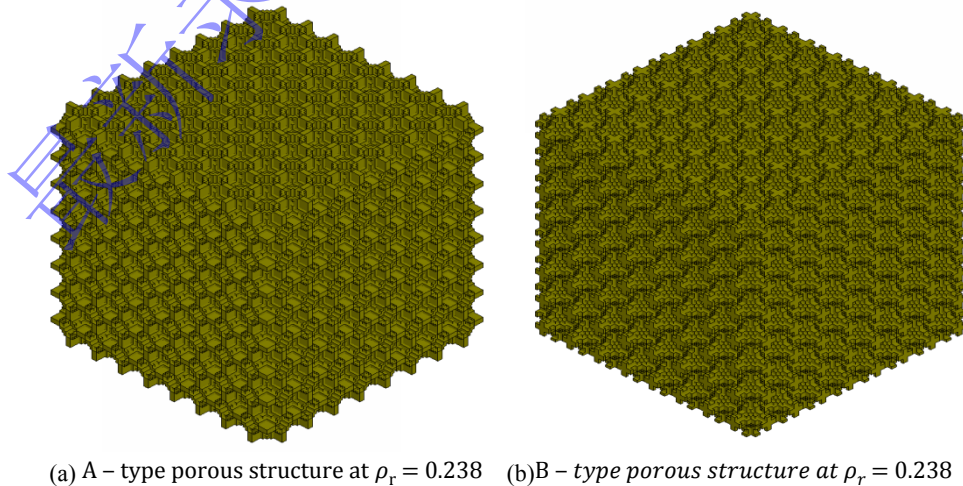
$$D(i, j) > R_i + R_j \quad (6)$$

时, 两胞孔之间不发生相交, 对应形成彼此独立的封闭胞孔结构, 即 A 型结构;

当满足

$$0 < D(i, j) \leq R_i + R_j \quad (7)$$

时, 两胞孔之间发生局部相交, 交叠区域不再单独识别, 从而在相邻胞孔之间形成贯通通道, 对应得到孔隙可自由连通的 B 型结构。通过上述方法, 在保持胞孔规则排布特征一致的前提下, 实现了不同相对密度下 A 型与 B 型多孔结构模型的构建。保留胞孔壁 (设胞孔壁为材料标识 4) 的所有单元, 其他单元删除, 所建立的模型如图 4 所示。



(a) A - type porous structure at $\rho_r = 0.238$ (b) B - type porous structure at $\rho_r = 0.238$

图 4 有限元模型

Fig. 4 Finite element model

本文最终构建的三档相对密度分别为 0.238、0.294 和 0.343，其差异主要通过名义壳层厚度参数的调整实现, 具体信息如表 1 所示。

表 1 两类多孔结构标识分布

Table 1 Identification distribution of two types of porous structures

Structure type	Unit cell diameter	Nominal shell thickness	Identification 1	Identification 2	Identification 4	relative density
A	2mm	0.212 mm	41.6%	34.6%	23.8%	0.238
	2mm	0.245 mm	36.0%	34.6%	29.4%	0.294
	2mm	0.308 mm	45.8%	19.9%	34.3%	0.343
B	2mm	0.113 mm	5.3%	70.9%	23.8%	0.238
	2mm	0.170 mm	5.1%	65.5%	29.4%	0.294
	2mm	0.430 mm	0.2%	65.5%	34.3%	0.343

2 有限元计算模型

2.1 材料模型与接触设置

在开展有限元仿真分析时，采用合适的材料模型对于结果的准确性十分重要。本文的铝基体材料选用弹塑性材料模型进行描述，其力学行为采用***MAT_PLASTIC_KINEMATIC**材料模型进行模拟。该材料模型能够较好地反映金属材料在压缩过程中的弹塑性变形特征。材料密度、弹性模量、泊松比及屈服强度等参数参考文献^[23]进行设置，具体参数如表 2 所示。

表 2 材料参数

Table 2 Material parameters

Material	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E/GPa	μ	σ_y/MPa
Aluminium	2730	70	0.34	276
rigid plate	7800	210	-	-

为模拟压缩过程中的接触行为，在多孔结构模型与加载板之间定义自动表面接触(***AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE**)，接触摩擦系数取 0.2^[24]，实体骨架之间的自接触设置为 **AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE**。受限于 0.2mm 体素单元相匹配的断裂标定试验数据，未引入经验性的失效应变或单元侵蚀准则。当实际结构在高压压缩应变下发生明显骨架断裂时，该处理会让致密化后期的名义应力及能量吸收存在一定的高估倾向。因此本文的分析重点是断裂之前的压缩响应，致密化后期的结果不作为骨架断裂后力学行为的预测。

2.2 准静态压缩加载设置

为探究不同相对密度及不同连通拓扑对多孔结构的压缩力学行为，对构建的 A 型和 B 型多孔结构模型进行准静态压缩模拟。为保证压缩过程稳定，在模型上下表面分别设置刚性加载板。其中下加载板完全固定，上加载板沿模型轴向（-z 方向）施加位移载荷，通过刚体运动实现对多孔结构的压缩加载。

此外，本文中的下刚性加载板的长宽为 40mm，高为 1mm；上刚性加载板的长宽为 40mm，高为 3mm。统一采用单元尺寸为 1mm，空间 8 节点六面体单元对上下加载板进行网格划分。在仿真过程中，下刚性加载板的所有自由度全部被约束，上刚性加载板仅允许沿-z 方向运动。通过施加恒定速度位移载荷实现准静态压缩，设置加载速度为 $v = 100\text{mm/s}$ ，仿真过程中通过监测动能与内能比值来评价惯性效应，如图 5 给出了各模型

压缩过程中动能与内能比值随时间的变化曲线,发现比值始终小于 5%,满足准静态模拟的判据要求,表明本文采用的加载速度下惯性效应可忽略。考虑到多孔结构典型的三阶段压缩特性,为保证应力-应变曲线完整且数值计算稳定,模型最大压缩位移取试件高度的 80%,本文主要对压缩应变 0~0.75 内的力学响应和吸能行为进行对比分析。

在计算过程中,通过记录加载板反力及位移变化获得结构的应力-应变曲线,并进一步分析不同结构的屈服行为、平台应力以及能量吸收特性。同时结合结构变形图,分析不同连通拓扑结构对多孔结构压缩变形模式的影响。

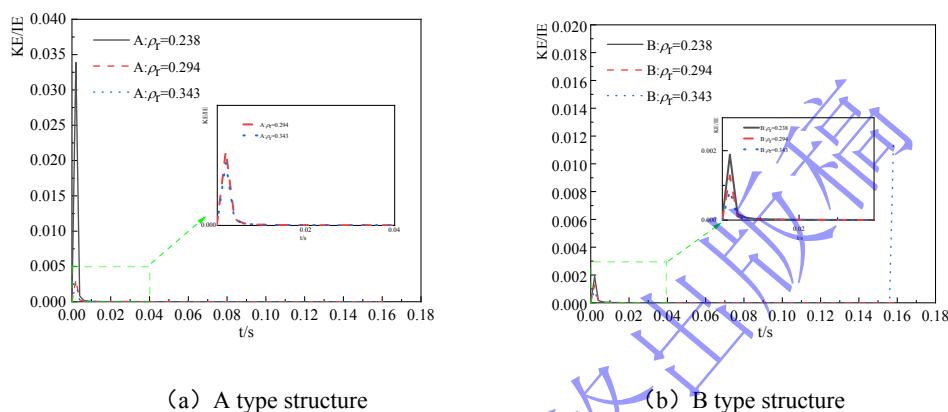
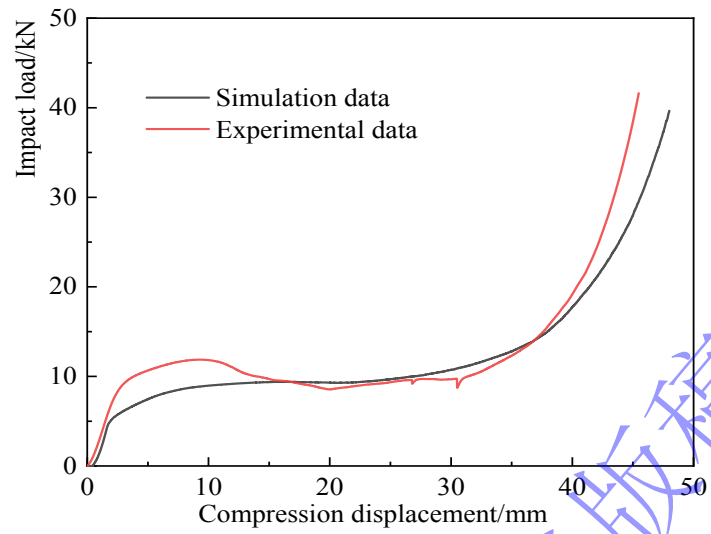


图 5 KE/IE 随时间曲线

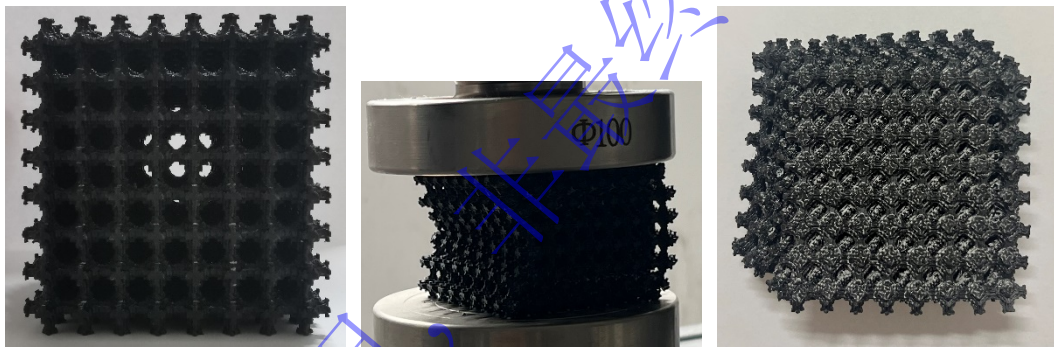
Fig.5 Curve of KE/IE over time

2.3 压缩实验与模型验证

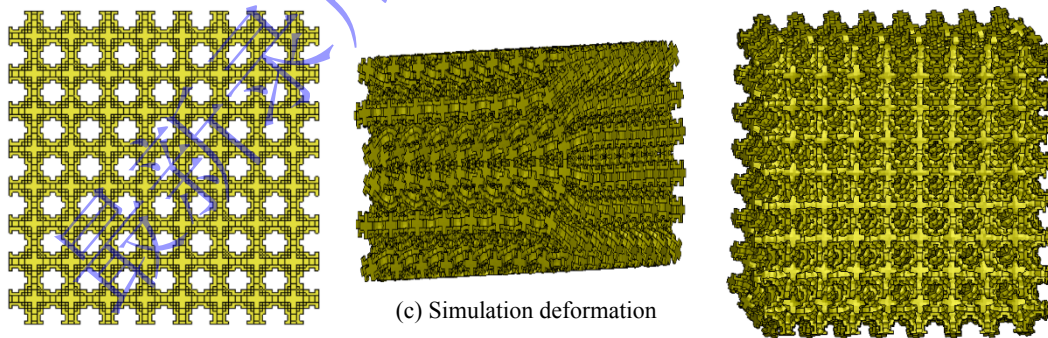
为便于制造和验证有限元模型的可靠性,本文采用 ABS 材料在 3D 打印机上制作了尺寸为 60mmx60mmx60mm, $\rho_r = 0.238$ 的 B 型多孔结构模型,模型的材料参数 $\rho = 1.1\text{g/cm}^3$, $E = 2.2\text{GPa}$, $\mu = 0.38$ 。为保证验证有效性,数值仿真模型和实验所采用的模型在几何尺寸和材料参数上保持相同。在 100KN 级电子万能试验机上对打印的模型进行压缩,应变速率为 0.005s^{-1} ,压缩速度为 18mm/min。图 6 展示了实验与仿真得到的载荷-位移曲线及变形模式的对照,两者均表现出初始承载、平台压溃和后期致密化特征,整体变化趋势较为一致。结合变形形貌对比可知,该有限元模型能够较好地描述多孔结构在压缩下的力学响应和变形过程。



(a) load-compression displacement curve



(b) experimental deformation



(c) Simulation deformation

图 6 有限元模型验证

Fig. 6 Finite element model verification

3 仿真结果分析和讨论

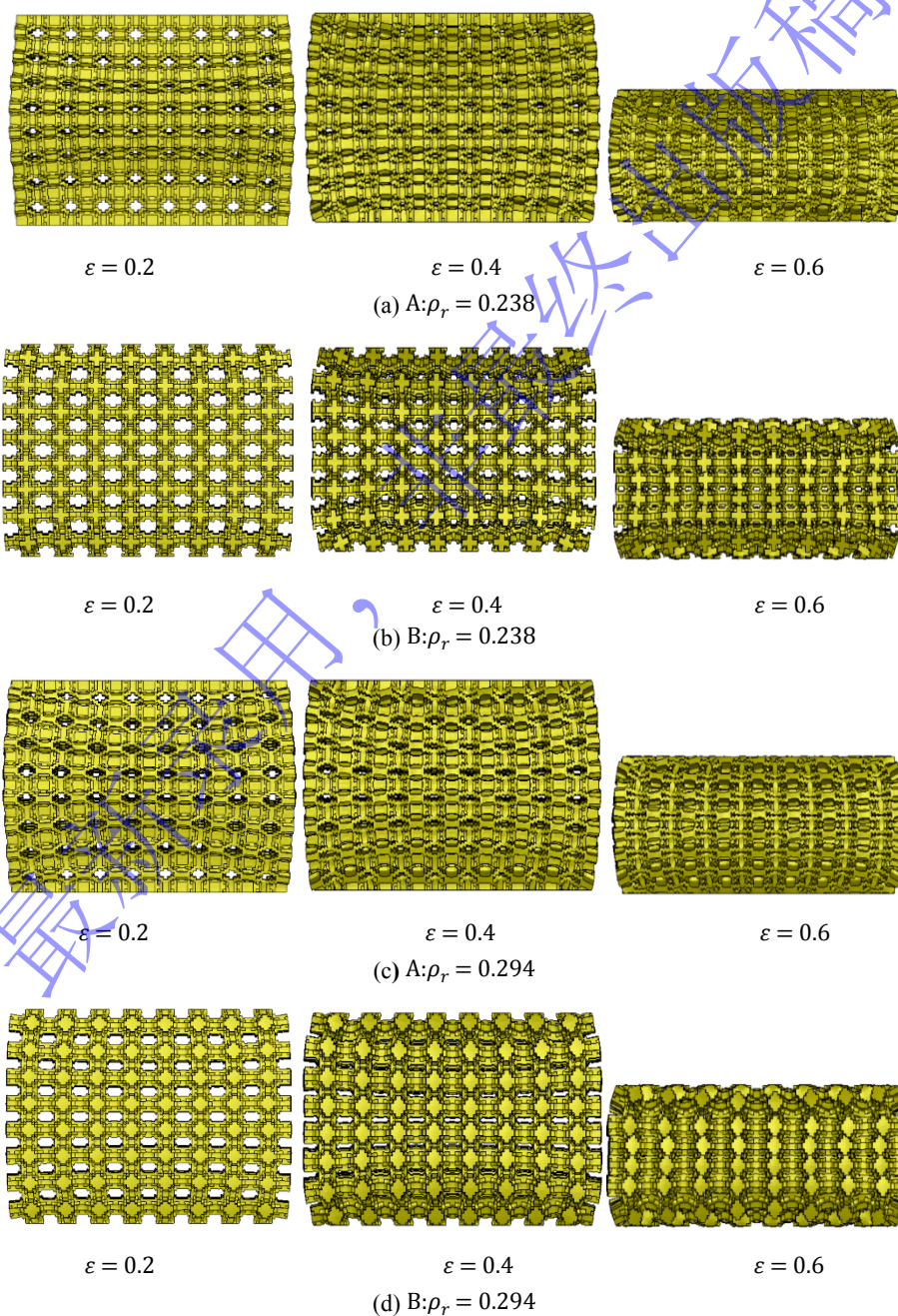
3.1 变形模式分析

为分析孔隙连通拓扑对多孔结构压缩变形模式的影响, 选取了名义应变 $\varepsilon = 0.2$ 、0.4 和 0.6 三个典型状态, 对 A 型和 B 型多孔结构的变形形貌进行对比, 如图 7 所示。随着压

缩应变的增加, 两类结构均经历了初始承载、逐步压溃和孔隙闭合过程, 胞孔空间不断减小, 变形骨架之间逐渐发生接触和堆叠。

对比 A 型和 B 型结构, 两类结构的局部变形机制存在差异。A 型结构中封闭的孔隙使得实体相在部分孔间连接区域形成相对曲折的载荷传递路径。在压缩过程中, 局部骨架较早出现弯曲与屈曲, 并逐渐向相邻区域扩散, 整体表现为较为渐进的压溃特征。B 型结构中孔隙连通关系的改变使得剩余实体骨架沿压缩方向形成较为连续的承载路径, 其早期变形中轴向压缩作用更加明显。随着压缩继续进行, 局部骨架发生屈曲并伴随较强的接触和堆叠, 使宏观承载力也出现一定的波动。

上述结果表明, 孔隙连通拓扑不仅会改变孔隙之间的空间关系, 也会改变实体骨架的载荷传递路径和局部变形模式。A 型结构更容易发生渐进式弯曲塌陷, 而 B 型结构在早期能够维持较高承载水平, 但局部骨架屈曲后可能产生更明显的应力波动。



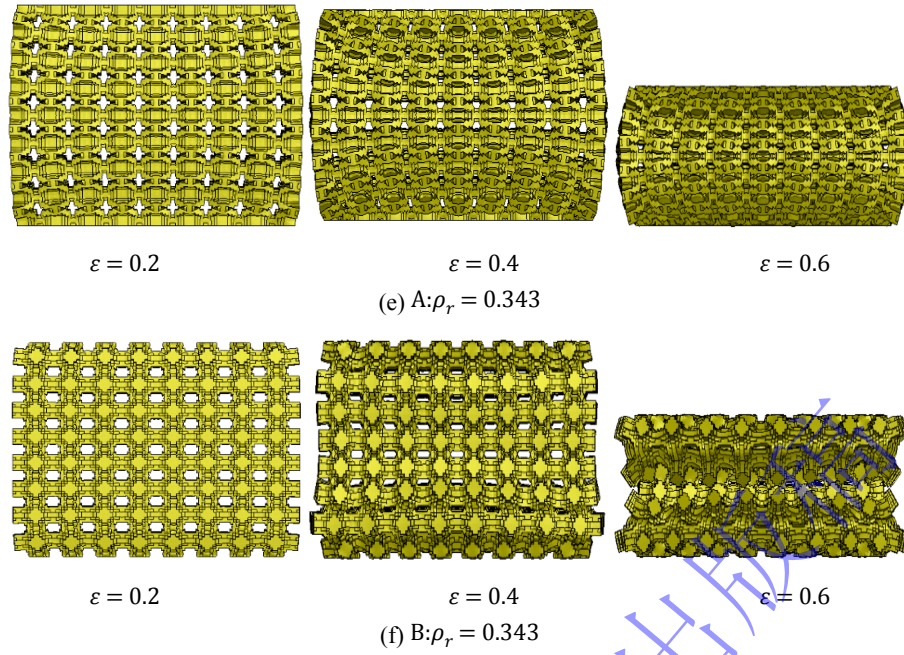
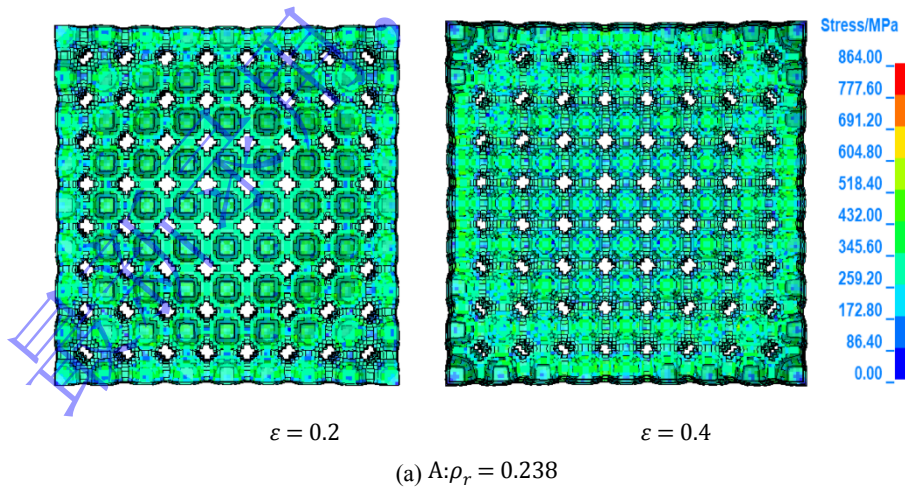


图 7 不同应变下的变形模式

Fig. 7 Deformation patterns under different strains

3.2 应力分布与塑性变形特征

为进一步揭示两类结构载荷传递特征差异的内在原因，图 8 给出在名义 $\varepsilon = 0.2$ 和 $\varepsilon = 0.4$ 时，A0238 与 B0238 结构的 Mises 等效应力分布云图。由图可见，A 型结构的中高应力区域主要集中在部分孔间连接及局部屈曲区域，而部分实体骨架仍处于相对较低的应力水平，表现出一定的局部承载特征。相比之下，B 型结构的连续承载路径中出现了更大范围的中高应力区域。随着名义应变由 0.2 增大至 0.4，两类结构的整体应力水平有所提高。



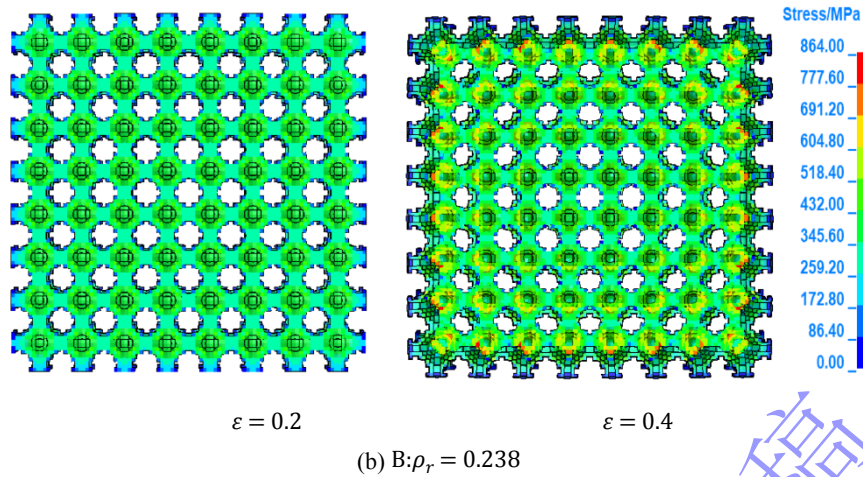


图 8 不同应变下应力云图

Fig.8 Stress cloud diagram under different strains

需要明确一点，等效应力云图主要反映应力的空间分布特征，不能单独用于判断应力平均水平及分布均匀性。因此，进一步对两类结构的单元 Mises 等效应力进行统计分析。

为定量比较两类结构的应力分布，在 $\rho_r = 0.238$ 、名义应变 $\varepsilon = 0.4$ 时，沿压缩方向分别选取了结构上部、中部和下部三个代表性区域，A、B 结构采用同一空间取样规则，分别提取 16383 个实体骨架单元。两类结构采用相同的应力分组区间和组距，统计结果如图 9 和表 3 所示。

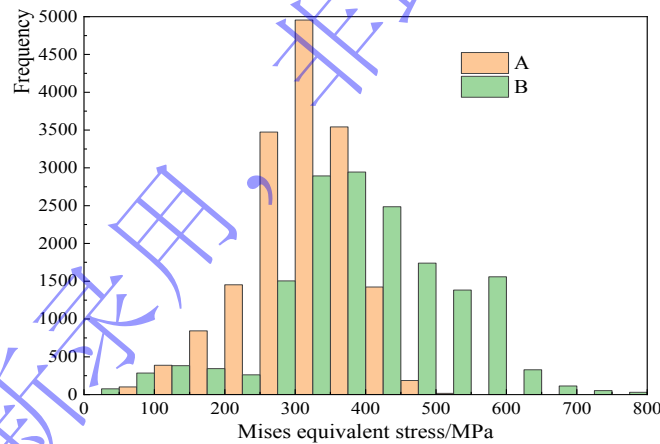


图 9 $\varepsilon = 0.4$ 时 Mises 等效应力频数分布

Fig.9 Frequency distribution of Mises equivalent stress when $\varepsilon=0.4$

表 3 Mises 等效应力统计参数

Table 3 Mises equivalent stress statistical parameters

Structure type	Mean/MPa	Median/MPa	Standard deviation/MPa	Variation coefficient
A	312.17	319.00	71.86	0.230
B	395.51	390.00	123.33	0.312

A 型结构的平均 Mises 等效应力和中位数分别为 312.17MPa 和 319.00MPa，B 型结构分别为 395.51MPa 和 390.00MPa。B 型的平均应力较 A 型提高约 26.7%，中位数提高约

22.3%，说明 B 型所选骨架区域具有更高的整体应力水平。另一方面，A 型和 B 型的应力标准差分别为 71.86MPa 和 123.33MPa，变异系数分别为 0.230 和 0.312，表明 B 型结构应力分布的相对离散程度更高。结合应力频数分布可知，B 型结构的承载骨架中有较多区域达到中高应力水平，同时也存在较明显的局部高应力区域。

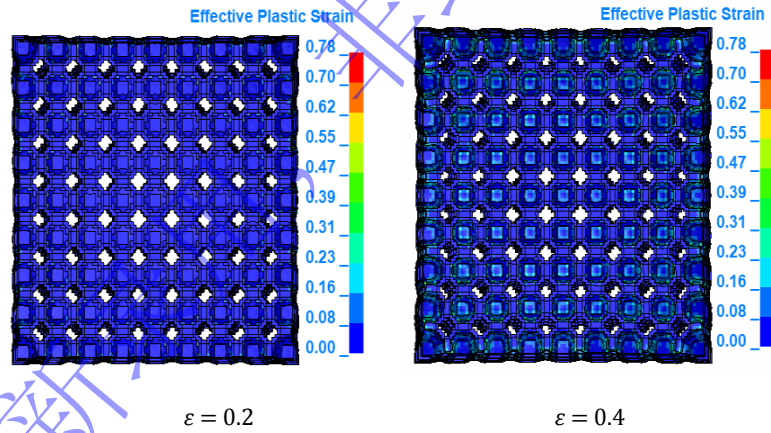
为定量表征实体骨架的塑性参与程度，图 10 给出了两类结构在名义应变 0.2 和 0.4 时的等效塑性应变分布。采用与应力统计相同的代表性区域和单元集合，并将等效塑性应变不低于 0.002 的单元定义为发生明显塑性变形的单元。该数值作为识别塑性参与的阈值，用于排除接近零的微小塑性应变及数值波动。由于本文采用等尺寸体素单元，满足阈值条件的单元数量占比等于相应体积占比，此外，对全部取样单元计算平均等效塑性应变，以表征整体塑性应变累积程度。

$$\eta_p = \frac{N(\bar{\varepsilon}_i^p \geq 0.002)}{N} \quad \#(8)$$

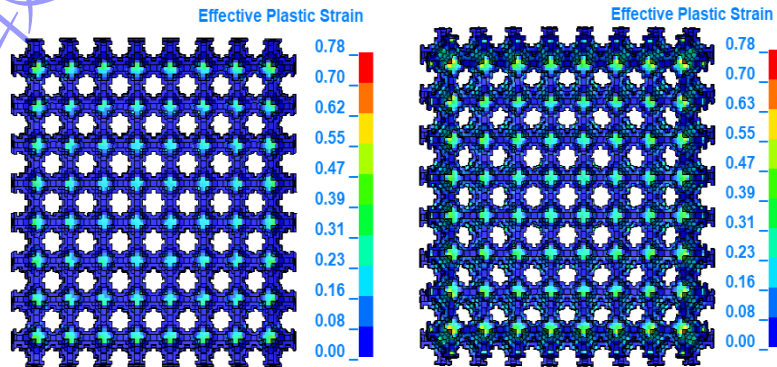
式中： η_p 为塑性参与体积分数， N 为取样实体单元总数， $\bar{\varepsilon}_i^p$ 为第 i 个实体单元的等效塑性应变。

$$\langle \bar{\varepsilon}^p \rangle = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \bar{\varepsilon}_i^p \quad \#(9)$$

式中： $\langle \bar{\varepsilon}^p \rangle$ 为全部取样实体单元的平均等效塑性应变。



(a) A: $\rho_r = 0.238$



$\varepsilon = 0.2$ $\varepsilon = 0.4$

(b) $B: \rho_r = 0.238$

图 10 不同应变下的等效塑性应变云图

Fig. 10 Equivalent plastic strain cloud diagram under different strains

在名义应变 0.2 时, A 型和 B 型结构的塑性参与体积分数分别为 64.87% 和 86.28%, B 型高出 21.41 个百分点; 相应的平均等效塑性应变分别为 0.0266 和 0.0813。该结果表明, B 型结构在压缩早期能够调动更大比例的骨架单元进入塑性状态, 并积累较高的塑性变形。

当名义应变增大至 0.4 时, A 型和 B 型结构的塑性参与体积分数分别增至 90.20% 和 90.28%, 两者均达到约 90%, 差异已不明显。这说明随着压缩过程推进, A 型结构中更多原先处于低塑性应变水平的区域也逐渐进入塑性状态。然而, 此时 A 型和 B 型的平均等效塑性应变分别为 0.0816 和 0.1708, B 型约为 A 型的 2.09 倍, 表明虽然两类结构参与塑性变形的材料比例已经接近, 但 B 型实体骨架的整体塑性应变累积程度仍然更高。

综合应力与塑性应变统计结果可知, B 型结构的特点并非应力分布更加均匀, 而是其连续承载路径能够在压缩早期激活更大范围的骨架进入塑性承载, 并在进一步压缩过程中积累更高的塑性变形。该局部响应特征与后续宏观应力-应变和比吸能结果相一致。

3.3 名义应力-应变曲线分析

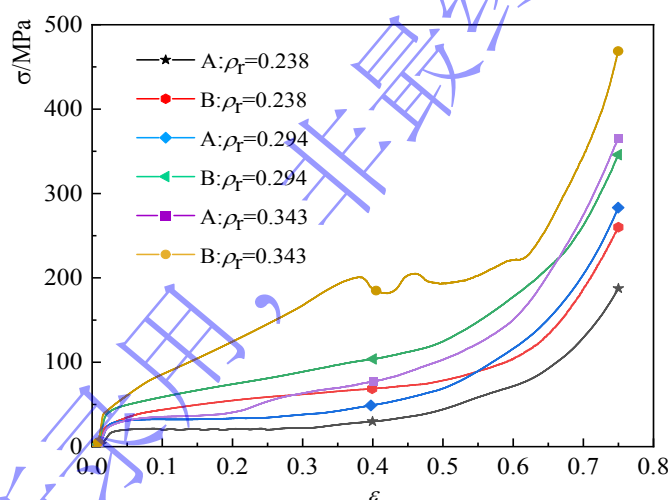


图 11 名义应力-名义应变曲线

Fig. 11 Nominal stress-nominal strain curve

名义应力-应变曲线是反映多孔结构力学响应的重要特征。图 11 给出了不同相对密度下 A 型和 B 型多孔结构的名义应力-应变曲线。由图可见, 各模型曲线均呈现典型的三阶段特征: 初始阶段应力快速上升, 对应孔壁弹塑性承载变形; 随后进入压溃平台阶段, 孔壁发生弯曲屈曲、胞孔逐步被压扁; 当孔隙大面积闭合后, 曲线斜率显著增大, 结构进入致密化阶段。随着相对密度增加, 各模型的整体应力水平普遍提高, 但致密化应变并未表现出严格的单调变化规律, 说明其除受相对密度影响外, 还与孔隙连通拓扑、局部屈曲模式以及骨架接触堆叠过程有关。

从结构类型来看, 在相同相对密度下, B 型结构的应力水平整体高于 A 型结构, 说明 B 型连通拓扑使剩余实体形成了较连续的载荷传递路径。特别是 B0343 模型在压缩过程中

较早出现明显的局部孔壁接触与骨架堆叠,使应力随应变持续升高,表现出平台一致密化过渡特征。此外,该模型在 $\varepsilon = 0.35 \sim 0.45$ 区间出现明显的应力波动,表现为承载力骤降后迅速回升。分析可知,该现象是由于 B0343 具有较高的实体体积分数,其局部承载区域的有效截面及相邻骨架连接程度相应增加,从而在局部屈曲前可维持较高的承载水平。当部分骨架发生集中屈曲塌陷时,承载力骤降幅度较大,随后相邻区域已塌陷骨架的堆叠接触和孔壁压实又使承载力迅速回升,从而形成应力的局部波动,该现象与文献[25]的描述基本一致。

3.4 平台应力

对压缩构件来说,通常会采用一些指标来评价多孔结构的吸能特性,如平台应力等。平台应力是评价多孔结构吸能特性的一个重要指标,本文把初始峰值应力与密实应力区间的平均应力作为平台应力,即平台应力 σ_p 为^[26]

$$\sigma_p = \frac{\int_{\varepsilon_{cr}}^{\varepsilon_d} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon}{\varepsilon_d - \varepsilon_{cr}} \quad \#(10)$$

式中: ε_{cr} 为表示初始应变,该值非常小,在本文中取 $\varepsilon_{cr}=0.02$,以达到更高的计算精度; ε_d 为密实应变,为避免选择的不确定性,密实应变应由能量吸收效率方法来确定^[27],即:

$$\left. \frac{d\eta(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right|_{\varepsilon=\varepsilon_d} = 0 \quad \#(11)$$

式中: $\eta(\varepsilon)$ 为能量吸收效率,定义为多孔结构吸收的能量与名义应力的比值,即:

$$\eta(\varepsilon) = \frac{\int_0^{\varepsilon} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon}{\sigma(\varepsilon)} \quad \#(12)$$

由于多孔结构的能量吸收效率曲线中存在许多局部最大值点,本文将能量吸收效率曲线中的最后极大值点所对应的名义应变取为多孔结构的密实应变点,如图 12 所示。各相对密度下多孔结构的密实应变如表 4 所示。

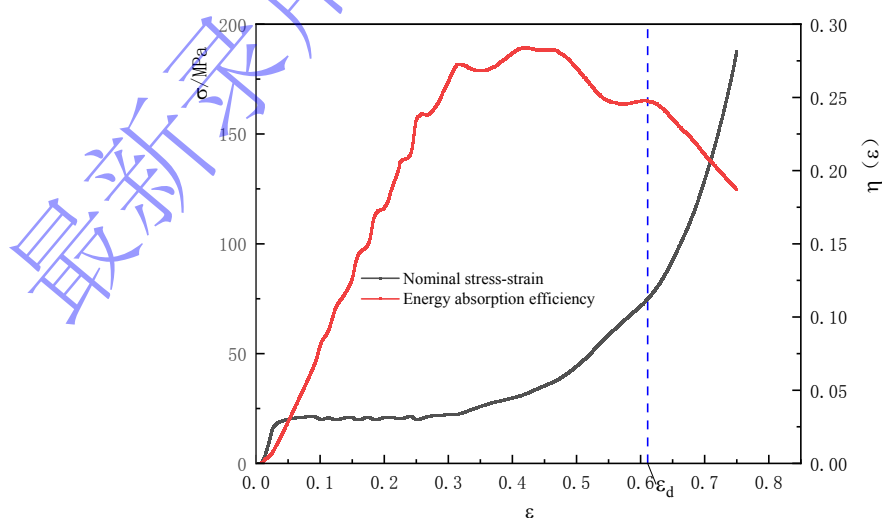


图 12 名义应力-名义应变曲线和能量吸收效率曲线

Fig. 12 Nominal stress-nominal strain curve and energy absorption efficiency curve

表 4 不同相对密度下多孔结构的密实应变

Table 4 Densification strain of porous structures at different relative densities

structure	density	ε_d
A	0.238	0.608
	0.294	0.496
	0.343	0.590
B	0.238	0.601
	0.294	0.497
	0.343	0.618

相对密度是影响多孔结构平台应力的重要因素。图 13 给出了两类多孔结构在不同相对密度下的平台应力。由图可见，相对密度由 0.238 增加至 0.343，A 型和 B 型结构的平台应力均呈上升趋势，且 B 型平台应力优势进一步扩大。在同一相对密度下，B 型结构的平台应力始终显著高于 A 型，增幅分别为 101.8%、106.8%和 131.1%，差距随相对密度增加而进一步扩大，说明提高实体体积分数能够强化其连续骨架的承载作用，而 A 型结构局部弯曲和屈曲主导的变形特征对平台承载能力形成限制。结合第 3.2 节的统计结果可知，B 型结构在名义应变 0.4 时具有更高的平均 Mises 等效应力和中位数，但其应力变异系数也高于 A 型。因此，B 型平台应力的优势不能简单归因于均匀的应力分布，而与孔隙连通拓扑所形成的连续载荷传递路径、较多中高应力承载区域以及更高的塑性应变累积程度有关。

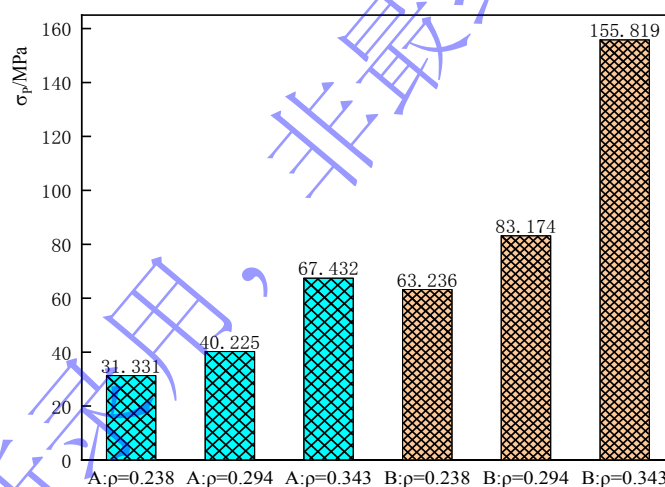


图 13 不同相对密度下的平台应力

Fig. 13 Platform stress at different relative densities

3.5 能量吸收

多孔结构最突出的特性之一为能量吸收特性，在相关性能表征中，通常会采用比吸能作为评价该结构吸能水平的重要指标，其比吸能(SEA)的定义如下^[28]

$$SEA = \frac{EA}{M} = \frac{\int_0^{\delta_d} dF(\delta) d\delta}{M} = \frac{\int_0^{\varepsilon_d} d\sigma(\varepsilon) d\varepsilon}{\rho^*} \quad \#(13) \text{ 式中: } M \text{ 和 } \rho^* = M/V_c$$

分别是压缩结构的质量和有效密度。 F 和 σ 代表压缩样品时的力和相应的名义应力。 δ_d 和 ε_d 分别表示压缩行程和致密化应变。总吸能量(EA)可以通过计算应力-应变曲线从初始压缩至密实化应变 ε_d 范围内的积分来获得。

图 14 给出了两类多孔结构模型在压缩过程中的比吸能随应变变化曲线。由图可知，两类模型的 SEA 均随压缩应变增加而单调上升，并在接近致密化阶段时上升斜率显著增大。在同一相对密度下，B 型结构的 SEA 整体高于 A 型结构，表明其具有更优的单位质量能量吸收效率。这一宏观吸能特征与第 3.2 节的塑性应变统计所得结论保持了良好的一致性。

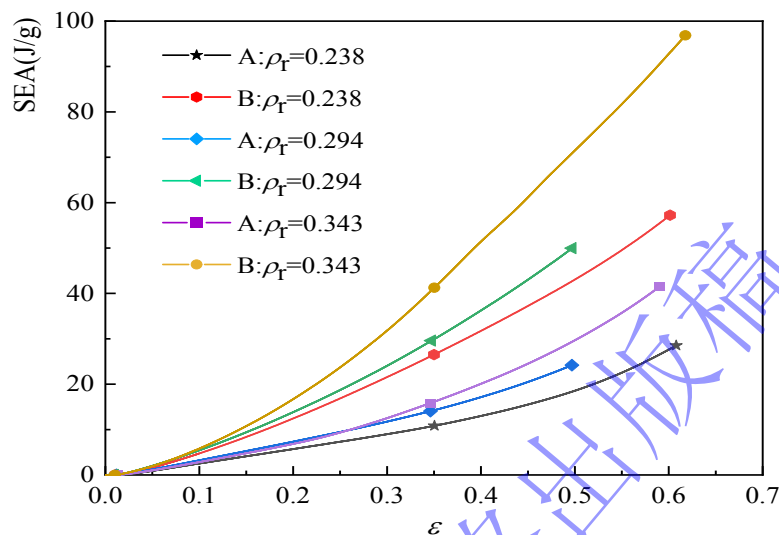


图 14 结构致密化前的比吸能曲线

Fig. 14 Specific energy absorption curve before structural densification

值得关注的是，B0238 模型的 SEA 已超过 A0343 模型，而其相对密度仅为后者的 69.4%。假如以 A0343 的比吸能水平为参照，采用 B 型连通拓扑可将结构相对密度降低约 30.6% 以达到相当的比吸能水平，实现显著的结构减重。此结果表明，在本文所研究的几何和材料参数范围内，相较于单纯增加材料用量，优化孔隙连通拓扑是提升多孔结构吸能效率更为有效的途径。

4 结 论

通过数值模拟方法，对两类规则多孔结构的力学响应和能量吸收性能进行了研究，得到以下结论。

(1) 孔隙连通拓扑对多孔结构的压缩变形机制具有显著影响。A 型结构的载荷传递路径相对曲折，局部骨架更容易发生弯曲和屈曲，并呈现渐进式压溃特征；B 型结构的实体相沿压缩方向形成较连续的承载路径，在局部屈曲前能够维持较高的承载水平，但屈曲后的接触和堆叠会产生较明显的宏观应力波动。

(2) 在相对密度为 0.238、名义应变为 0.4 时，B 型代表性区域的平均 Mises 等效应力较 A 型提高约 26.7%，但其应力变异系数由 0.230 增至 0.312，表明其承载优势与较连续的载荷传递路径及较多中高应力承载区域有关。在名义应变为 0.2 时，B 型的塑性参与体积分数比 A 型高 21.41 个百分点；当名义应变增至 0.4 时，两类结构的塑性参与比例均达到约 90%，但 B 型平均等效塑性应变仍约为 A 型的 2.09 倍。

(3) 在同一相对密度条件下，B 型结构的平台应力较 A 型提高约 101.8%-131.1%，比吸能也明显提高。B0238 结构的比吸能高于 A0343 结构，在本文研究范围内，优化孔隙连通拓扑可在相对密度降低约 30.6% 的条件下获得相当或更高的单位质量吸能水平，为轻量化吸能结构设计提供参考。

参考文献:

- [1] 常白雪, 张元瑞, 王少华, 等. 梯度多胞材料的动态力学性能分析与设计研究综述[J]. 爆炸与冲击, 2024, 44(8): 3-31.
CHANG B X, ZHANG Y R, WANG S H, et al. A review of the dynamic mechanical property analysis and design of gradient multicellular materials [J]. Explosion and Impact, 2024, 44(8): 3-31.
- [2] 李成兵, 叶强, 张吉涛, 等. 基于真实结构的泡沫铝建模方法[J]. 塑性工程学报, 2023, 30(5): 126-134.
LI C B, YE Q, ZHANG J T, et al. Modeling method of aluminum foam based on real structure[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2023, 30 (5): 126-134.
- [3] GIBSON L J. Cellular solids [J]. Mrs Bulletin, 2003, 28 (4): 270-274.
- [4] 肖江海, 侯俊玲, 李 群. 基于 MJF 的极小曲面结构力学行为及吸能特性研究[J]. 固体力学学报, 2024, 45(2): 201-212.
XIAO J H, HOU J L, LI Q. Research on the mechanical behavior and energy absorption characteristics of minimal surface structures based on MJF[J]. Journal of Solid Mechanics, 2024, 45(2): 201-212.
- [5] ZHANG X Y, TANG L Q, JIANG Z Y, et al. Effects of meso shape irregularity of metal foam on yield features under triaxial loading[J]. International Journal of Structural Stability and Dynamics, 2015, 15 (7): 1540014.
- [6] 康颖安, 张俊彦, 谭加才. 相对密度对泡沫铝力学性能和能量吸收性能的影响[J]. 功能材料, 2006, 37(2): 247-249.
KANG Y A, ZHANG J Y, TAN J C. Effect of relative density on the compressive property and energy absorption capacity of aluminum foams[J]. Journal of Functional Materials, 2006, 37 (2): 247-249.
- [7] 韩春光, 汤立群, 黄小清. 材料非均匀性对泡沫金属拉伸性能的影响[J]. 实验力学, 2011, 26(3): 234-239.
HAN C G, TANG L Q, HUANG X Q. Effects of material heterogeneity on the tensile properties of metal foams [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2011, 26 (3): 234-239.
- [8] BEAR, JACOB. Dynamics of fluids in porous media[M]. Dover Publications, 2013.
- [9] BEHZAD GHANBARIAN, ALLEN G. HUNT, ROBERT P. EWING, et al. Tortuosity in porous media: a critical review[J]. Soil Science Society of America Journal, 2013, 77(5): 1461-1477.
- [10] BHATTACHARYA A, CALMIDI V. Thermophysical properties of high porosity metal foams[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2002, 45(5): 1017-1031.
- [11] CALMIDI, VARAPRASAD V, MAHAJAN, et al. Forced convection in high porosity metal foams[J]. Journal of Heat Transfer, 2000, 122(3): 557-565.
- [12] JEAN F. ALLARD, NOUREDDINE ATALLA. Propagation of sound in porous media: modelling sound absorbing materials, second edition[M]. WILEY, 2009.
- [13] GAI, X, CHEN, et al. Study on the sound absorption performance of open cell aluminum foam under random incidence[J]. Technical Acoustics, 2024, 43(2): 249-252.
- [14] M.F. ASHBY, N.A. FLECK, V.S. DESHPANDE. Foam topology bending versus stretching dominated architectures[J]. Acta Materialia, 2001, 49(6): 1035-1040.

- [15] 曾元辉,赵淼,张正文,等. TPMS 点阵结构的密度梯度杂交优化设计[J].重庆大学学报, 2024,(5):76-86.
ZENG Y H, ZHAO M, ZHANG Z W, et al. Density gradient hybrid optimization design of TPMS grid structure[J]. Journal of Chongqing University, 2024,(5):76-86.
- [16] BONATTI C, MOHR D. Large deformation response of additively-manufactured FCC metamaterials: from octet truss lattices towards continuous shell mesostructures[J]. International Journal of Plasticity, 2017,92:122-147.
- [17] SELIM KIM, DONG GEUN KIM, MINU KIM, et al. Analyses of impact energy-absorbing performance of open- and closed-cell Al foams using modified split hopkinson pressure bar[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2023,965:171349.
- [18] LI M, ZHU L C, LI J Z, et al. Design optimization of interconnected porous structures using extended triply periodic minimal surfaces[J]. Journal of Computational Physics, 2021,425:1.
- [19] ANDREWS E W, GIOUX G, ONCK P, et al. Size effects in ductile cellular solids. part II: experimental results[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2001,43 (3):701-713.
- [20] 吕祥锋,潘一山,李忠华.考虑几何尺寸和物性参数影响的铝硅闭孔泡沫材料冲击吸能性能分析[J].材料导报, 2012,(2):112-116.
LV X F, PAN Y S, LI Z H. Analysis of impact energy absorption performance of aluminum-silicon closed-cell foam materials considering the effects of geometric dimensions and physical properties parameters[J]. Materials Report, 2012,(2):112-116.
- [21] ASAHINA T, JEON I. The effect of structural defects on the compressive behavior of closed-cell Al foam[J]. Acta Materialia, 2005,53(12):3415-3423.
- [22] 方秦,张锦华,还毅,等.全级配混凝土三维细观模型的建模方法研究[J].工程力学, 2013,30(1):14-21.
FANG Q, ZHANG J H, HUAN Y, et al. The investigation into three-dimensional mesoscale modeling of fully-graded concrete[J]. Engineering Mechanicals, 2013,30(1):14-21.
- [23] FANG Q, ZHANG J H, LIU J C, et al. Mesoscopic investigation of closed-cell aluminum foams on energy absorption capability under impact[J]. Composite Structures, 2015,124:409-420.
- [24] 胡建星,徐乐,杨会伟,等.边界条件对半球壳准静态屈曲行为的影响[J].太原理工大学学报, 2016,47(3):411-417.
HU J X, XU L, YANG H W, et al. Influence of boundary conditions on quasi-static buckling behavior of hemispherical shells[J]. Journal of Taiyuan University of Technology, 2016,47(3):411-417.
- [25] 黄巧巧,邓庆田,李新波,等.模块化多孔结构的变形模式及吸能特性[J].高压物理学报, 2024,38(6):79-90.
HUANG Q Q, DENG Q T, LI X B, et al. Deformation mode and energy absorption characteristics of modular porous structure[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2024, 38(6):79-90.
- [26] 李成兵,李锐,张吉涛,等.多阶式层级梯度蜂窝结构的共面冲击响应[J].高压物理学报, 2023,37(3):121-132.
LI C B, LI R, ZHANG J T, et al. Co-planar impact response of multi-level hierarchical gradient honeycomb structures[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2023,37(3):121-132.

- [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 and Materials*, 2015, 17(1): 26-55.
- [28] ZHANG Q, LI B, ZHOU S C, et al. Superior energy absorption characteristics of additively-manufactured hollow-walled lattices[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2024, 264: 108834.

Influence of Pore Connectivity Topology on The Energy Absorption Characteristics of Regular Porous Structures

PENG Junheng¹, LI Chengbing^{1,2}, LI Rui³, LIU Bohao¹, WU Sixiang¹, JIA Zifan³

(1. College of Mechanical and Electrical Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, Sichuan, China;

2. Oil and Gas Equipment Technology, Sharing and Service Platform of Sichuan Province, Chengdu 610500, Sichuan, China;

3. Chengdu Aerospace Communication Equipment Co., Ltd., Chengdu 610051, Sichuan, China)

Abstract: To reveal the influence of pore connectivity topology on the compression energy absorption performance of regular porous structures, this study establishes two types of regular porous structure models, A and B, with different pore connectivity topologies under controlled conditions of cell pore diameter, arrangement, and relative density. Quasi-static compression finite element simulations using the LS-DYNA explicit dynamics method are conducted for A and B. The results show that the A-type structure is dominated by local skeleton bending and buckling, while the B-type structure forms a more continuous load transfer path. At $\rho_r = 0.238$ and $\varepsilon = 0.4$, the average Mises equivalent stress of the representative region of B-type is about 26.7% higher than that of A-type, but the stress variation coefficient is also higher. Plastic strain statistics show that the B-type structure has higher plastic participation in the early stage of compression and exhibits a higher average cumulative plastic strain under the same nominal strain. At the same relative density, the plateau stress of the B-type structure is about 101.8%–131.1% higher than that of A-type, and the specific energy absorption is also significantly increased; the specific energy absorption of the B0238 model can exceed that of the A0343 model, optimizing the pore connectivity topology can achieve equivalent or better energy absorption effects at a relative density reduction of about 30.6%, providing a reference for the design of lightweight porous energy absorption structures.

Keywords: regular porous structure; pore connectivity topology; energy absorption capacity; relative density; plateau stress