

基于修正 Gibson-Ashby 模型的钛合金多孔材料 各向异性调控

丁超^{1,2}, 谢腾龙², 徐圣航², 黄明浩², 张兆洋², 杨鑫², 汤慧萍², 赵阳^{1,3}

(1. 浙江大学 空间结构研究中心, 浙江 杭州 310058)

(2. 浙大城市学院 先进材料增材制造创新研究中心, 浙江 杭州 310015)

(3. 绍兴文理学院 土木工程学院, 浙江 绍兴 312000)

摘要: 根据不同方向的承载需求, 开展多孔材料力学性能的各向异性调控, 可以有效提高材料承载效率, 更好地满足轻量化需求。本研究以 G7、bccz 型 TC4 钛合金多孔材料为例, 提出了考虑孔结构几何参数的杆系多孔材料修正 Gibson-Ashby 模型, 可为多孔材料的各向异性精细化调控提供指导; 基于该计算模型, 通过对传统胞元几何参数调整, 获得一系列具有相似构型、不同性能的各向异性多孔材料, 并通过正向及侧向压缩试验, 研究了胞元几何参数对多孔材料各向抗压强度及破坏模式的影响, 验证了修正模型的有效性。研究表明, 杆系多孔材料的抗压强度由其胞元内部微杆件的长径比及倾斜角度决定, 通过调整杆件倾斜角度可有效进行多孔材料各向力学性能的调控。相同密度下, 将斜杆倾斜角度从 35° 提高至 55°, 可使 G7、bccz 型钛合金多孔材料的正向抗压强度大幅提升 105% 和 45%, 而侧向抗压强度仅损失 16% 和 13%。

关键词: 多孔材料; 各向异性; Gibson-Ashby 模型; 破坏模式

中图分类号: TB383; TG146.23

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2026)01-0193-10

1 引言

轻质高强材料是工程界永恒的追求, 钛合金多孔材料通过在传统致密钛合金中引入毫米、微米尺度的孔结构^[1-2], 实现材料的轻量化, 其既继承了致密钛合金高强度、耐腐蚀的优点, 又因孔结构的引入而具有轻质高强、耗能减振、吸声传热等优异的力学性能和多样化的功能特征, 在航天航空、车辆工程和生物医药等领域具有广泛的应用前景^[3-4]。近年来, 增材制造技术的蓬勃发展带来了更高精度、更高效率的制备手段, 研究人员得以通过更精细化的结构调控, 追求更高的材料力学性能, 极大地推动了钛合金多孔材料的发展和应用^[5-6]。

自然界亿万年的演变产生了众多轻质高强的多孔材料, 如骨骼、鸟喙等, 这些自然多孔材料既具有轻盈的质量, 又具有优异的强度、刚度, 为新型多孔材料的研发带来了许多启示^[7]。为了适应不同承载需求, 自然多孔材料往往表现出明显的各向异性, 通过生物的自我进化进行材料的质量重分配, 从而提高承载效率。例如 Wolff 定律指出, 人体骨骼在不同的外力刺激下会自动调整内部结构疏密以更好地适应外荷载, 根据这一现象, Zhong 等^[8]对简单立方多孔材料进行各向异性调控, 将承压方向的杆件增粗, 水平方向的杆件减细, 以增强其正向抗压

性能。类似地, 基于简单立方、体心立方、面心立方等传统多孔材料, 通过在多孔胞元中添加横杆或竖杆进行强化, 可获得 G7 型、 z 向加强的体心立方 (bccz) 和面心立方 (fccz) 等具有更高承压性能的多孔材料^[9-13], 如图 1 所示。在此基础上, Ye 等^[14]进一步优化了 fccz 多孔构型, 通过增粗竖杆、减细斜杆, 实现了在同等密度下, 正向抗压屈服平台约 40% 的提升。Seremet 等^[15]则通过在传统 z 向加强结构的基础上, 额外引入 4 根竖杆, 形成 bcczz 和 fcczz 结构, 使其正向抗压比强度进一步提高约 23%。

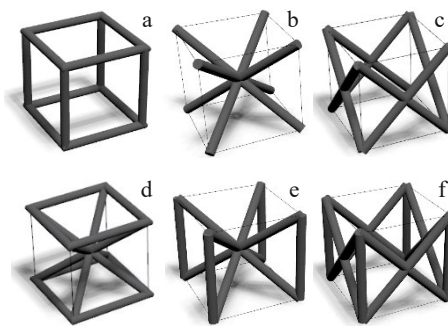


图1 典型杆系多孔材料胞元结构

Fig.1 Unit cells of common strut-based porous materials: (a) cubic; (b) bcc; (c) fcc; (d) G7; (e) bccz; (f) fccz

收稿日期: 2025-01-13

作者简介: 丁超, 男, 1989 年生, 博士, 助理研究员, 浙江大学, 浙江 杭州 310058, E-mail: 0622707@zju.edu.cn

上述多孔材料的各向异性调控策略,主要基于经验与直觉的启发式设计方法,而通过构建多孔材料的力学模型,可以明晰其力学性能的影响因素,更好地指导多孔材料设计。国内外学者发展了多种多孔材料的计算模型,如八面体结构模型^[16]、最小实体面积模型^[17]、有限元模型^[18]、Gibson-Ashby (G-A) 模型^[19-21]等。其中,G-A 模型为最经典、使用范围最广的力学模型,其将多孔材料的强度、弹性模量等力学性能与材料相对密度关联,对包括泡沫多孔材料和有序多孔构筑材料在内的众多多孔材料设计产生了重要影响。但是,随着更多多孔结构形式的开发,研究表明,G-A 模型由于仅关注相对密度对材料力学性能的影响,缺乏针对具体微孔结构类型、尺寸等几何参数的更深层讨论,在诸多多孔材料特别是各向异性多孔材料的性能预测时存在较大偏差,已不能满足目前多孔材料的设计需求^[22-24]。针对此,Ahmadi 等^[25]基于 Timoshenko 梁理论求解了金刚石型钛合金多孔材料的力学性能解析解,将材料的屈服强度、弹性模量等表示为其微杆件长径比的相关函数,与试验结果对比表明,其预测精度明显优于经典 G-A 模型。Zhong 等^[26]在此基础上,进一步建立了拉/压、弯、剪复合受力状态下的杆系多孔材料的力学性能计算模型,并根据此模型提出了以最小化微杆件长径比为核心的多孔材料优化设计准则。Xu 等^[27]根据斜杆的力学模型分析,提出基于承载方向质量占比的多孔材料计算模型,并基于该模型研发了具有各向异性特征的同心结多孔材料,其正向抗压比强度超越了致密钛合金材料,达到 330 MPa·cm³/g。Wang 等^[28]则在传统 fccz 型胞元内部引入交叉横杆,并建立了抗压强度关于横杆长度的计算模型,通过调整横杆长度实现正向抗压强度 30% 的提升。类似地,Zhao 等^[29]通过在 G7 型胞元中添加横杆,并通过横杆长度和斜杆角度的调整,使其在相对密度 20% 时的正向抗压屈服强度从 27.6 MPa 提升至 42 MPa。Wang 等^[30]研究了正向受压时 fcc 型多孔材料胞元整体角度对强度的影响机制,通过将胞元整体旋转 45°,可使其屈服平台从 25 MPa 提高至 46 MPa。基于相同原理,吴鸿飞等^[31]通过旋转胞元,使 bcc 及金刚石型多孔材料的正向抗压屈服强度分别提升了 63% 和 18%,同时比吸能提升了 35% 和 42%。Li 等^[32]建立了考虑体心节点坐标变化的 bcc 多孔材料理论模型,通过调整体心节点位置引起内部斜杆角度变化,实现吸能效果 1.26 倍的提升。这些研究均表明,多孔材料的胞元结构杆件倾斜角、长度和直径等几何参数对其力学性能有着至关重要的影响,通过调整这些几何参数,可以有效形成主承载方向强化、次承载方向弱化的各向异性多孔材料,从而大幅提高结构承载效率。尽管这些方法为钛合金多孔材料的各向异性调控提供了方向,但仍局限于简单立方、体心、面心立方等特定结构,且大多研究仅关注正向

抗压性能,而忽略侧向抗压性能的变化,如何定量地进行各向异性调控,并根据结构参数快速获取多孔材料各方向的力学性能,尚缺乏有效的方法。

考虑到杆系多孔材料的微杆件可分为横杆、竖杆、斜杆 3 种典型杆件,为更好地推广至各类杆系胞元,本工作以横杆、斜杆结合的 G7 以及竖杆、斜杆结合的 bccz 2 类典型钛合金多孔材料为例,通过胞元微杆件的力学模型分析,对经典 G-A 模型进行修正,建立了考虑孔结构几何参数影响的杆系多孔材料强度计算模型,可根据多孔材料的微杆件角度、长径比等参数准确快速地预测其各向抗压强度;基于该模型,通过拉伸胞元的方式改变微杆件角度、长径比等,设计了一系列具有相同密度、相似构型 and 不同几何参数的各向异性 G7、bccz 型钛合金多孔材料,并通过正向及侧向压缩试验,研究了几何参数对多孔材料正向及侧向抗压性能的影响规律,同时通过理论模型与试验结果的对比分析,验证了本研究提出模型的有效性。

2 考虑孔结构几何参数的修正 G-A 模型

G-A 模型将多孔材料分为拉压主导及弯曲主导 2 类,建立了材料模量及强度关于相对密度的半经验公式^[19]:

$$\frac{E^*}{E_s} = C_1 \rho_{RD}^n \quad (1)$$

$$\frac{\sigma^*}{\sigma_s} = C_2 \rho_{RD}^m \quad (2)$$

式中, E^* 、 E_s 分别为多孔材料和实体基材的弹性模量; σ^* 、 σ_s 分别为多孔材料和实体基材的强度; ρ_{RD} 代表多孔材料的相对密度,为多孔材料的密度 ρ^* 和实体基材的密度 ρ_s 之比,即 $\rho_{RD} = \rho^*/\rho_s$; C_1 、 C_2 、 n 、 m 为拟合参数,通过试验拟合获得。研究表明,当多孔材料内部受力机制以拉压为主时, n 、 m 均为 1;当多孔材料受力机制以弯曲为主时, n 、 m 分别为 2 和 1.5^[20]。

从式(1)~(2)可以看到,多孔材料的力学性能随着相对密度的减小呈下降趋势,且弯曲主导的多孔材料下降速度更快,即相对密度相同时,拉压主导的多孔材料具有更高的强度及刚度。但当多孔材料同为拉压或弯曲型,或处于拉压、弯曲复合内力状态时,由于构型对材料性能的影响表现在拟合参数 C_1 、 C_2 、 n 、 m 中,G-A 模型并不能很好地预测结构变化引起的性能改变。随着多孔材料的构型衍化,特别是具有明显各向异性特征多孔构型的出现,经典 G-A 模型针对此类材料的性能预测将存在一定误差^[26]。因此,需对经典 G-A 模型进行考虑各向异性、结构几何特征参数修正。对于图 1 所示的杆系多孔材料,可以将其视为由不同倾斜角度的微杆单元组成,如图 2 所示,其力学性能由微杆的受力特征决定。图中 l 表示微杆件的长度, h 为杆件在竖直方向的投影长度, θ 为杆件与水平面夹角。

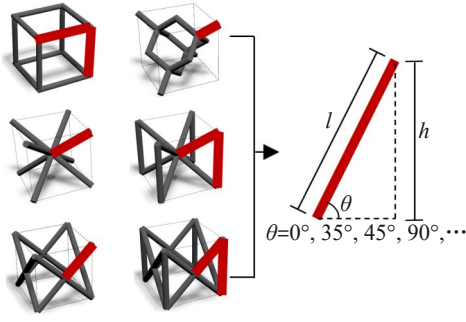


图2 杆系多孔材料的微杆件单元

Fig.2 Microstrut element of strut-based porous materials

以G7型多孔材料(图1d)为例,在轴向压力作用下,由斜杆承担竖向分力作用,考虑到对称性,选取其中一根斜杆作为分析对象,如图3所示。

在竖向压力作用下,斜杆会承受外部压力荷载 F_V 及横杆传递来的水平约束力 F_H ,这些外力可进一步转化为斜杆的轴向力 F_N 、剪力 F_S 。斜杆OA的边界条件可等效为在节点O处约束位移及转角,在节点A处约束转角^[25-26],则可计算得斜杆承受的轴向 F_N 、剪切分力 F_S 及最大弯矩 M 为:

$$F_N = F_V \sin \theta + F_H \cos \theta \quad (3)$$

$$F_S = F_V \cos \theta - F_H \sin \theta \quad (4)$$

$$M = l_m F_S / 2 \quad (5)$$

式中, F_V 为外部压力荷载,为胞元总压力的1/4; F_H 为横杆传递来的水平约束力,为 x 、 y 方向两根横杆的合力; M 为斜杆最大弯矩,考虑到节点域内的弯矩将会被对称杆弯矩抵消,斜杆往往在节点边界处断裂,因此计算弯矩时需采用计算长度 l_m ,即需要在原始杆件长度基础上扣除节点域范围,取 $l_m = l - 2r \tan \frac{\alpha}{2}$, l 和 r 分别为斜杆长度和半径, α 为节点域内斜杆与相邻杆的夹角,取两端夹角中的较大值。

从上式可以看到,G7型多孔材料由于横杆的存在,有效抑制了斜杆的剪力及弯矩,增大了轴力占比,即相较于bcc型结构,G7型结构由于横杆的加强作用,使材料从

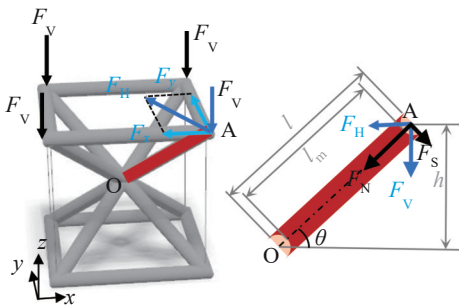


图3 G7多孔材料力学模型

Fig.3 Mechanical model of G7 porous material

弯曲主导向拉压主导过渡,提高了材料的承载效率。

当微杆结构内部达到满应力状态时,即可认为其达到最大承载能力。对于横杆而言,考虑到多个胞元组合而成的整体多孔结构中,4个胞元共用一根横杆,在极限荷载时,横杆可提供单个胞元的最大水平约束力为其极限承载力的1/4,即:

$$F_x = F_y = \frac{1}{4} \pi r^2 \sigma_s \quad (6)$$

$$F_H = \sqrt{2} F_x = \frac{\sqrt{2}}{4} \pi r^2 \sigma_s \quad (7)$$

式中, F_x 和 F_y 分别为沿 x 和 y 方向横杆对斜杆的水平约束力,其合力即为单根斜杆所受到的总横杆水平约束力 F_H , r 为杆件半径, σ_s 为TC4基材的极限强度,根据同批次打印的致密TC4压缩试验测试为1354 MPa。

则式(3)~(5)可进一步表示为:

$$\begin{cases} F_N = F_V \sin \theta + \frac{\sqrt{2}}{4} \pi r^2 \sigma_s \cos \theta \\ M = \frac{1}{2} l_m \left(F_V \cos \theta - \frac{\sqrt{2}}{4} \pi r^2 \sigma_s \sin \theta \right) \end{cases} \quad (8)$$

同时,极限状态下斜杆截面达满应力状态,根据受力特征,沿其截面可分为弯曲应力区与轴向应力区,如图4所示,则极限状态下的斜杆轴力及最大弯矩可根据应力分布计算得到:

$$\begin{cases} F_N = 2(r^2 \varphi + r^2 \sin \varphi \cos \varphi) \sigma_s \\ M = 2 \sigma_s \int_{r \sin \varphi}^r 2y \sqrt{r^2 - y^2} dy = \frac{4}{3} r^3 \sigma_s \cos^3 \varphi \end{cases} \quad (9)$$

式中, φ 为斜杆截面轴向应力区对应的圆心角。

根据式(8)和式(9),可得斜杆倾斜角度 θ 和轴向应力区圆心角 φ 之间的控制方程为:

$$\cos \theta (\varphi + \sin \varphi \cos \varphi) - \frac{4}{3} \cdot \frac{r}{l_m} \sin \theta \cos^3 \varphi - \frac{\sqrt{2}}{8} = 0 \quad (10)$$

可见,斜杆轴力大小由其倾斜角度及长径比决定。式(10)可采用二分法进行求解。通过该式,可根据杆件的几何参数,求得轴向应力区范围,从而获得杆件的轴力及弯矩大小。根据式(10),圆心角 φ 将随着杆件倾斜角度 θ 的增大而增大,也就意味着,当杆件方向越趋近于荷载方向时,其内力特征将逐渐由弯曲主导向拉压主导过

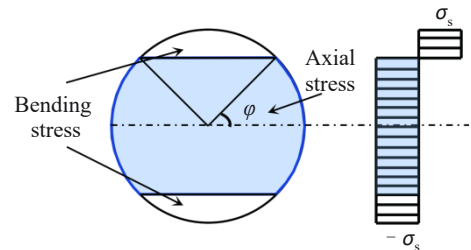


图4 斜杆应力状态

Fig.4 Stress state of the inclined strut

渡,其结构承载效率将有效提高。

胞元整体的极限承载力由对称的 4 根斜杆共同分担,根据式(8)及式(9),多孔材料的极限抗压强度与基材抗压强度之比可表示为:

$$\frac{\sigma^*}{\sigma_s} = \frac{4F_v}{(\sqrt{2}l \cos \theta)^2} = C_3 \left(\frac{r}{l_m} \right) \cdot \left(\frac{r}{l} \right)^2 + C_4 \left(\frac{r}{l} \right)^2 \quad (11)$$

$$C_3 = \frac{16}{3} \cdot \frac{\cos^3 \varphi}{\cos^3 \theta} \quad (12)$$

$$C_4 = \frac{\pi}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\sin \theta}{\cos^3 \theta} \quad (13)$$

由式(11)~(13)可知,多孔材料的强度由其内部杆件的长径比、倾斜角度决定,因此可基于该方程,快速评估具有不同几何参数多孔材料的力学性能,同时也可根据强度需求,反推得到所需的多孔材料胞元设计参数。

当杆件长径比较大($l/r > 10$)时,可忽略节点重叠域对胞元密度及斜杆弯矩的影响,即 $l \approx l_m$, G7 型胞元的相对密度可表示为:

$$\rho_{RD} = \frac{\pi(4 + \sqrt{2} \cos \theta)}{2 \sin \theta \cos^2 \theta} \cdot \left(\frac{r}{l} \right)^2 \quad (14)$$

则可将式(11)~(13)简化为考虑结构几何参数的修正 G-A 模型:

$$\frac{\sigma^*}{\sigma_s} = C_5 \rho_{RD}^{1.5} + C_6 \rho_{RD} \quad (15)$$

$$C_5 = \frac{2.71 \sin^{1.5} \theta \cos^3 \varphi}{(4 + \sqrt{2} \cos \theta)^{1.5}} \quad (16)$$

$$C_6 = \frac{1.41 \sin^2 \theta}{\cos \theta (4 + \sqrt{2} \cos \theta)} \quad (17)$$

式(15)前半部分与弯曲主导的 G-A 公式类似,后半部分与拉压主导的 G-A 公式类似。由于轴力和弯矩的同时存在, G7 型多孔材料的强度为两类 G-A 公式的复合。事实上,由于大多数多孔材料在承载过程中均为多种内力的复合,因此均可以采用式(15)的形式进行表达。但需要注意的是,由于忽略了节点重复域的影响,因此该公式仅适用于长径比较大的多孔结构,当长径比较小时,可直接根据杆件的几何参数通过式(11)~(13)求解。

上述 G7 型多孔材料的修正模型取微杆件为基本单元,由考虑角度参数的单元力学模型推导而得,因此该方法同样适用于由不同角度杆件组成的 bcc、fcc、bccz、fccz 等各类多孔材料的强度计算,仅需按照不同胞元对控制方程进行求解,继而调整结构系数 $C_3 \sim C_6$ 即可。考虑到体心立方与面心立方类型的胞元均由类似的对称斜杆或加强竖杆组成,几何构型和受力状态均具有相似性,因此,为简洁起见,本研究仅列出几何参数影响下的基于体心立方类型的 bcc、bccz、G7 型多孔材料各向抗压能力的计算公式,如表 1 所示。可以看到,由于 bcc 型多孔材料

以弯曲内力为主,其修正模型中代表拉压内力的参数 C_6 为 0,与经典 G-A 模型吻合,而 bccz 与 G7 型则表现为弯曲、拉压的复合受力状态,该规律也同样适用于 fcc 和 fccz 结构。

从表 1 中的修正 G-A 模型可以看到,对于杆系多孔材料,在密度相同时,其强度由内部微杆件的倾斜角度决定。以 G7 型多孔材料为例,当相对密度固定为 20% 时,可以根据公式求得其材料的正向及侧向的相对抗压强度随斜杆与底面夹角 θ 的变化值,如图 5 所示。可以明显看到,随着角度的增大,其正向承载能力越强,侧向承载能力越弱,该规律同样适用于 bcc 及 bccz 结构。事实上,随着斜杆倾斜角度的变大,在正向压缩时,斜杆与荷载方向趋近,其轴向应力圆心角 φ 将逐渐增大,即斜杆内部轴力增大,弯矩减小,由于结构拉压的承载效率高于弯曲,这将有效地提高材料的利用率,从而提高其比强度;相反地,当侧向压缩时,斜杆的轴向应力圆心角 φ 将逐渐减小,这将导致弯曲应力占比提高,降低了材料的利用率,使其侧向压缩的比强度降低。另一方面,正向压缩强度随杆件角度的变化幅度明显高于侧向压缩,这表明可以通过增大斜杆角度,在小幅度削弱侧向强度的同时,大幅提升其正向压缩强度,起到强化作用。根据此规律,可根据不同方向的承载需求,对多孔胞元进行各向异性的定向调控,以强化其主要方向的承载能力。同时,也可以根据材料的不同承载需求,反求得杆件的倾斜角度、长径比等几何参数,从而实现多孔材料各向异性的定量调整。

3 实验

3.1 各向异性多孔材料的胞元结构设计

根据修正 G-A 模型可知,通过调整胞元杆件的长径比、倾斜角度等参数,可有效改变多孔材料各方向的力学性能,从而达到各向异性调控的目的,特别是增大斜杆角度,可有效提高其正向抗压性能。考虑到单独改变杆件几何参数可能造成胞元的异形及杆件连接性问题,于是通过改变胞元整体结构的外轮廓尺寸来引起内部微杆件几何参数的变化。以图 1 所示的典型杆系多孔材料胞元为例,通过将胞元的立方体外轮廓拉伸为长方体,可以使其杆件的长径比、斜杆的角度发生变化,从而引起整体胞元结构纵、横向的对称性改变,获得具有明显各向异性特征的多孔材料,如图 6 所示。

以 G7、bccz 这 2 种典型多孔材料为例,通过拉伸立方体胞元的方法,各设计 3 组具有不同结构几何参数的样品,开展正向及侧向压缩试验研究,以验证修正计算模型的有效性,并进一步明晰多孔胞元杆件角度等几何参数变化对各方向力学性能的影响规律。试验样品外轮廓尺寸均设为 30 mm×30 mm×30 mm,内部填充 G7、bccz 型

表1 考虑几何参数影响的体心立方类型多孔材料力学性能计算公式

| Table 1 Calculation formula of mechanical properties of bcc-type porous materials considering geometric parameter effects | | | |
|---|-------------------|--|---|
| Type | Loading direction | Compressive strength $\frac{\sigma^*}{\sigma_s} = C_3 \left(\frac{r}{l_m} \right) \cdot \left(\frac{r}{l} \right)^2 + C_4 \left(\frac{r}{l} \right)^2$ | Modified G-A model ($l/r > 10$) $\frac{\sigma^*}{\sigma_s} = C_5 \rho_{RD}^{1.5} + C_6 \rho_{RD}$ |
| bcc | Vertical | $C_3 = \frac{16}{3} \cdot \frac{\cos^3 \varphi}{\cos^3 \theta}, C_4 = 0$ | $C_5 = 0.34 \sin^{1.5} \theta \cos^3 \varphi, C_6 = 0$ |
| | Lateral | $C_3 = \frac{8}{3} \cdot \frac{\cos^3 \varphi}{\sin \theta' \cos \theta' \sin \theta}, C_4 = 0$ | $C_5 = \frac{0.48 \sin^{0.5} \theta \sin^2 \theta' \cos^3 \varphi}{\cos \theta'}, C_6 = 0$ |
| G7 | Vertical | $C_3 = \frac{16}{3} \cdot \frac{\cos^3 \varphi}{\cos^3 \theta}, C_4 = \frac{\pi}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\sin \theta}{\cos^3 \theta}$ | $C_5 = \frac{2.71 \sin^{1.5} \theta \cos^3 \varphi}{(4 + \sqrt{2} \cos \theta)^{1.5}}, C_6 = \frac{1.41 \sin^2 \theta}{\cos \theta (4 + \sqrt{2} \cos \theta)}$ |
| | Lateral | $C_3 = \frac{8}{3} \cdot \frac{\cos^3 \varphi}{\sin \theta' \cos \theta' \sin \theta}, C_4 = \frac{\pi}{4 \sin \theta' \sin \theta}$ | $C_5 = \frac{3.83 \sin^{0.5} \theta \sin^2 \theta' \cos^3 \varphi}{\cos \theta' (4 + \sqrt{2} \cos \theta)^{1.5}}, C_6 = \frac{\sin \theta'}{4 + \sqrt{2} \cos \theta}$ |
| bccz | Vertical | $C_3 = \frac{16}{3} \cdot \frac{\cos^3 \varphi}{\cos^3 \theta}, C_4 = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{1}{\cos^2 \theta}$ | $C_5 = \frac{2.71 \sin^{1.5} \theta \cos^3 \varphi}{(4 + \sin \theta)^{1.5}}, C_6 = \frac{\sin \theta}{4 + \sin \theta}$ |
| | Lateral | $C_3 = \frac{8}{3} \cdot \frac{\cos^3 \varphi}{\sin \theta' \cos \theta' \sin \theta}, C_4 = 0$ | $C_5 = \frac{3.83 \sin^{0.5} \theta \sin^2 \theta' \cos^3 \varphi}{\cos \theta' (4 + \sin \theta)^{1.5}}, C_6 = 0$ |

Note: θ is the angle between the inclined strut and the bottom plane, and θ' is the angle between the inclined strut and the side plane

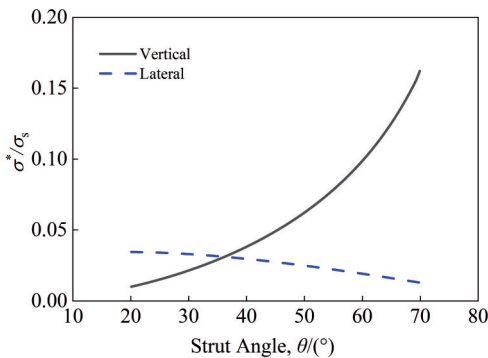


图5 G7多孔材料相对强度-斜杆角度曲线

Fig.5 Relative strength versus strut angle of G7 porous material

及其长方体变形胞元。通过将胞元尺寸设定为6 mm×6 mm×6 mm、5 mm×5 mm×7.5 mm、3.75 mm×3.75 mm×7.5 mm,可分别获得3组具有不同斜杆角度的样品模型,如图7所示,样品名称以“A-B”命名,其中A代表胞元类型,B为胞元斜杆与水平底面的夹角。为排除密度因素造成的干扰,各样品密度均设计为1.97 g/cm³,根据该密度要求反推得各组模型的杆径大小,各模型的几何参数如表2所示。

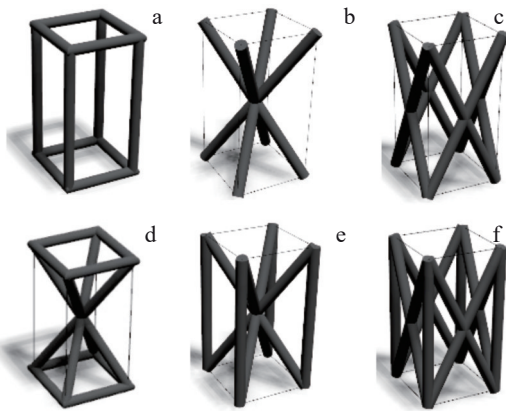


图6 长方体多孔材料胞元结构

Fig.6 Unit cells of cuboid porous materials: (a) cubic; (b) bcc; (c) fcc; (d) G7; (e) bccz; (f) fccz

3.2 材料与增材制造工艺参数

材料选用氩气雾化TC4合金粉末,其成分详见表3。采用激光衍射粒度分析仪(Malvern Mastersizer 6000)对粉末的粒度分布进行分析,检测结果为 D_{10} =27.0 μm, D_{50} =42.3 μm, D_{90} =62.5 μm。

采用激光粉末床熔融(L-PBF)增材制造技术进行样

表 2 试验样品几何参数

Table 2 Geometric parameters of testing samples

| Sample | Cell size/mm×mm×mm | Strut angle/(°) | Strut diameter/mm | Density/g·cm ⁻³ |
|---------|--------------------|-----------------|-------------------|----------------------------|
| G7-35 | 6×6×6 | 35.3 | 1.68 | 1.97 |
| G7-47 | 5×5×7.5 | 46.7 | 1.62 | 1.97 |
| G7-55 | 3.75×3.75×7.5 | 54.7 | 1.33 | 1.97 |
| bccz-35 | 6×6×6 | 35.3 | 1.82 | 1.97 |
| bccz-47 | 5×5×7.5 | 46.7 | 1.68 | 1.97 |
| bccz-55 | 3.75×3.75×7.5 | 54.7 | 1.34 | 1.97 |

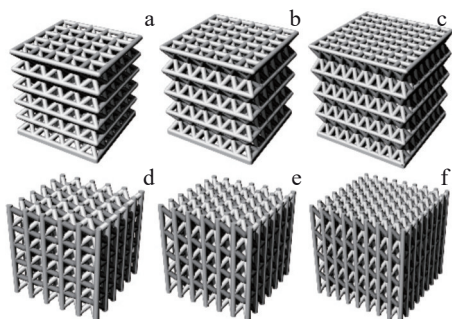


图 7 具有不同斜杆角度的样品模型

Fig.7 Sample models with different diagonal rod angles: (a) G7-35; (b) G7-47; (c) G7-55; (d) bccz-35; (e) bccz-47; (f) bccz-55

表 3 粉末合金化学成分

Table 3 Chemical composition of alloy powder (wt%)

| C | H | O | N | Al | Fe | V | Si | Ti |
|-------|--------|------|--------|------|-------|------|------|------|
| <0.01 | 0.0048 | 0.13 | 0.0086 | 6.18 | 0.035 | 4.07 | 0.02 | Bal. |

品制备,设备使用铂力特BLT-A300型号打印机。打印工艺参数设定为:激光功率 190 W,打印层厚 30 μm ,扫描速度 90 mm/s,扫描间距 140 μm ,每层打印完成后激光扫描方向将偏转 67°以减少残余应力累积。打印完成后样品在设备中自然冷却至室温,继而取出使用线切割将样品从基板上分离。为消除样品中残留的金属粉末,使用喷砂机进行清粉,并随后在乙醇中进行超声波清洗,以确保完全去除试样内部的粉末颗粒。完成清洗并干燥后采用电子天平(精度 ± 0.001 g)对每个试样进行称重,以计算其实际密度大小。

3.3 压缩试验

为明晰不同结构参数对多孔材料力学性能和失效模式的影响,对各样品展开准静态压缩试验。试验设备采用 MTS 600 kN 万能试验机,压缩应变速率设定为 0.001 s^{-1} ,试验温度为室温。为研究几何参数变化对各向异性的影响,对每种多孔结构均开展正向及侧向 2 个方向的抗压性能测试。同时,为了确保试验数据的可靠性及可重复性,每次测试均准备 3 个相同的样品进行重复试验。

4 结果与讨论

4.1 斜杆角度对多孔材料各向抗压强度的影响

各样品的几何参数及质量实测值详见表 4,可以看到,L-PBF 制备的样品具有较高的几何精度。G7-55 样品由于横杆数量增多,而横杆在打印过程中因悬垂无支撑将粘连更多的粉末,因此其质量偏差稍大。

各样品压缩试验的应力-应变曲线如图 8 中的黑色曲线所示,抗压强度试验值及理论公式预测值随斜杆角度变化如图 9 所示,其中,由于 G7 型多孔材料在侧向压缩时出现逐层坍塌现象,应力-应变曲线存在多个峰值,考虑到第 1 次峰值出现时结构内部已发生破坏,以第 1 个应力峰值作为其侧向的极限抗压强度。

随着斜杆角度从 35°增大至 55°,G7 型多孔材料的正向抗压强度从 $148.07\pm 0.59\text{ MPa}$ 提高至 $303.73\pm 0.59\text{ MPa}$,提高了 105%,而侧向抗压强度从 $208.79\pm 0.96\text{ MPa}$ 降低至 $175.23\pm 2.36\text{ MPa}$,降低了 16%;bccz 型多孔材料的正向抗压强度从 $244.22\pm 1.44\text{ MPa}$ 提高至 $353.04\pm 1.33\text{ MPa}$,提高了 45%,侧向抗压强度从 $126.53\pm 0.76\text{ MPa}$ 降低至 $109.85\pm 0.60\text{ MPa}$,降低了 13%。可以看到,通过增大斜杆角度,G7 及 bcc 型多孔材料的正向抗压强度均得到大幅提升,而侧向抗压强度仅稍有减弱,与修正 G-A 理论模型预测结果一致,公式预测值无论是正向压缩还是侧向压缩均与试验结果吻合良好,验证了修正模型的有效性。

表 4 样品的理论和实测杆径及质量

Table 4 Theoretical and measured strut diameter and mass of samples

| Sample | Strut diameter/mm | | Mass/g | |
|---------|-------------------|----------------|--------|-----------------|
| | CAD | Measured | CAD | Measured |
| G7-35 | 1.68 | 1.68 ± 0.05 | 53.2 | 53.20 ± 0.20 |
| G7-47 | 1.62 | 1.62 ± 0.03 | 53.2 | 53.61 ± 0.01 |
| G7-55 | 1.33 | 1.32 ± 0.03 | 53.2 | 54.16 ± 0.06 |
| bccz-35 | 1.82 | 1.82 ± 0.03 | 53.2 | 53.46 ± 0.27 |
| bccz-47 | 1.68 | 1.69 ± 0.02 | 53.2 | 53.17 ± 0.05 |
| bccz-55 | 1.34 | 1.35 ± 0.04 | 53.2 | 53.44 ± 0.66 |

G7型多孔材料对斜杆角度变化的敏感性要明显高于bccz型多孔材料,这是由于对于G7型多孔材料而言,在正向受压时,竖向力仅由胞元内部的斜杆承担,而斜杆的性能又由杆件角度决定,因此角度变化将极大影响整体结构的力学性能。而对于bccz型多孔材料,其在正向压力作用下,竖向力由竖杆和斜杆共同承载,斜杆的角度变化对竖杆性能没有影响,仅对斜杆承载力有影响,因此其变化幅度相比G7型多孔材料较小。随着斜杆与底平面的夹角从35°增大至55°,其与侧平面的夹角从35°减小至24°,侧面角度变化幅度相对较小,对应的侧向抗压性能变化相比正向也就偏小,因此,若以正向及侧向抗压能力之和作为多孔材料总体性能的评价指标,可以看到,斜杆与底面角度越大,材料承载效率越高,多孔材料的总体性能越好。

4.2 斜杆角度对多孔材料各向吸能特性的影响

为研究斜杆角度对多孔材料吸能效果的影响,通过对应力-应变曲线包络面积求解,获得各样品在不同方向压力作用下的单位体积吸收的能量 $U_v^{[33]}$:

$$U_v = \int_0^{\epsilon} \sigma d\epsilon$$

(18)

式中, σ 为应力, ϵ 为应变。

各样品的单位体积吸收的能量曲线如图8中的红色曲线所示。正向压缩下,斜杆角度对多孔材料吸能特性的影响规律与强度类似,随着杆件角度增大至55°,G7、

bccz型多孔材料单位体积吸收的能量均有显著提升,分别较斜杆35°的传统构型提高了65%和26%,这主要得益于材料强度随斜杆角度增大而显著提高,同时材料塑性变化较小,所能够吸收的能量也就越多。

然而,在侧向压缩下,各样品吸能特性的变化规律不再与强度保持一致。随着斜杆角度的增大,G7及bccz型多孔材料在侧向压缩下的塑性提高,尤其是G7-47和G7-55样品,均展现出明显的致密化趋势,形成较长的屈服平台,应变值可达30%以上。因此,尽管各样品的侧向抗压强度随着斜杆角度的增大而降低,但由于塑性的大幅改善,其破坏前所吸收的能量却显著增多。bccz型样品在斜杆55°时展现出最好的吸能效果,单位体积吸能为11.8 mJ/mm³,较传统bccz构型提升了97%。而对于G7型多孔材料,由于G7-47与G7-55样品均展现出致密化趋势,而G7-47的强度稍高于G7-55,因此在斜杆47°时呈现最好的吸能效果,在30%应变下的单位体积吸能达46.2 mJ/mm³,较传统G7构型提升了279%。

4.3 斜杆角度对破坏模式的影响

对不同斜杆角度下多孔材料的变形机制及破坏模式进行研究,以进一步明晰其强度及塑性变化的原因。各样品在正向及侧向压缩下的破坏模式如图10所示。

对于正向压缩,当斜杆与底面夹角较小时,无论是G7型还是bccz型多孔材料,均表现出45°剪切破坏模式(图10a、10d),随着斜杆角度的增大,正向压缩下剪切带

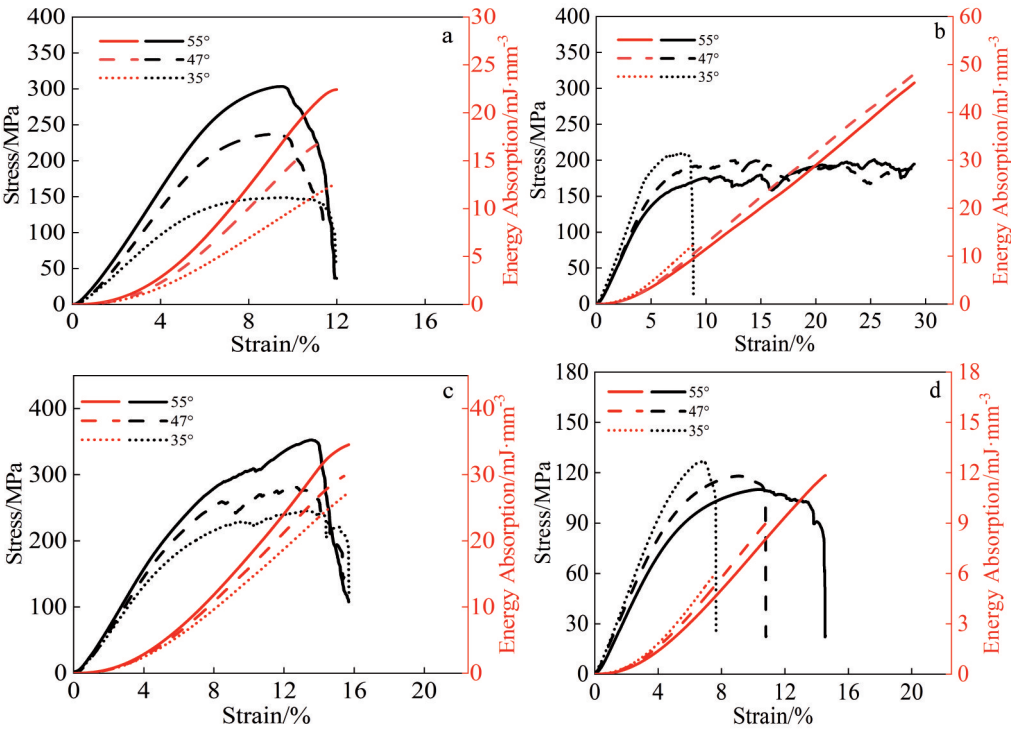


图8 各向异性多孔样品的应力-应变及吸能曲线

Fig.8 Stress-strain curves and energy absorption curves of anisotropic porous samples: (a) G7 vertical compression; (b) G7 lateral compression; (c) bccz vertical compression; (d) bccz lateral compression

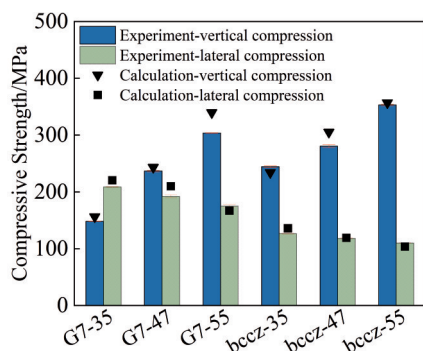


图9 各向异性多孔样品的抗压强度

Fig.9 Compressive strength of anisotropic porous samples

的角度也随之增大,同时,G7样品出现了斜杆与横杆的层间连接破坏(图10b、10c),bccz样品则出现了竖杆屈曲的破坏模式(图10f)。从图11可以看到,斜杆间将形成剪切薄弱带,结构极易在平行斜杆间产生整体滑移。随着斜杆角度的增大,剪切薄弱带的角度也随之增大,附加于剪切面的等效切应力也将从45°剪切面的最大值逐步降低,引起剪切滑移所需的荷载也就越大,即极限承载力得以提高。

对于侧向压缩,G7型多孔材料同样首先出现整体剪切带破坏现象,随着斜杆与底面夹角变大(即与侧面夹角变小),斜杆在发生一定转动后即与下杆接触形成致密化,因此转为逐层坍塌破坏,从图8b的应力-应变曲线也

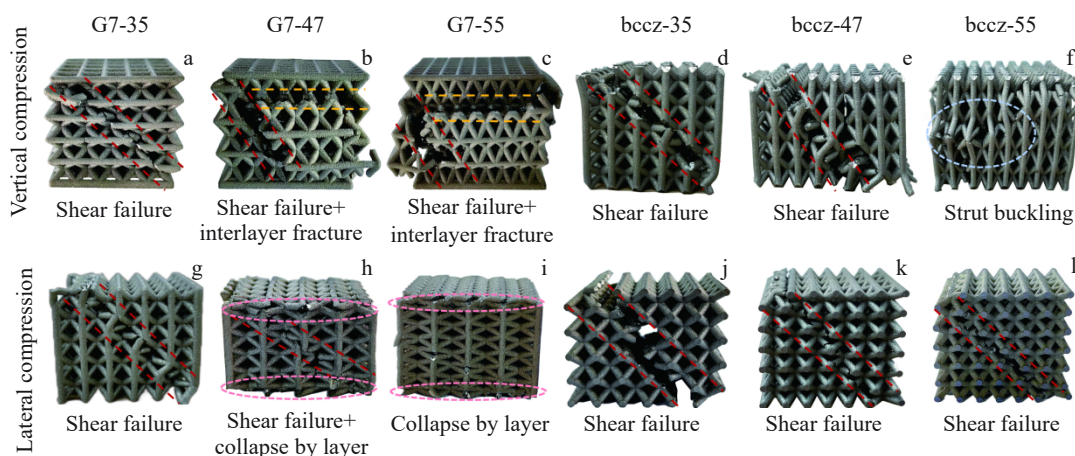


图10 正向压缩和侧向压缩的压缩破坏模式

Fig.10 Failure modes of vertical compression (a-f) and lateral compression (g-l)

可以看到,G7-47和G7-55样品在侧向压缩下的塑性明显提高,出现多个应力峰值,与G7-35呈现迥异的力学响应特征。而对于bccz型多孔材料,尽管斜杆角度发生改变,但3种样品的侧向压缩破坏均为45°剪切破坏。由于在拉伸立方体胞元为长方体胞元时,保持了底面为正方形不变,因此侧向压缩时,在这个面上交叉斜杆的投影始终为45°,这也就意味着剪切薄弱带与最大剪切面的角度始终是一致的,且相较于G7构型,bccz构型在侧向压缩时无额外加强杆可以抵抗剪切滑移,因此均表现为45°剪切破坏。虽然最终破坏形式一致,但由于整体结构的压缩变形是由斜杆的转动引起的,而当转角一定时,与侧面夹角越小的杆,所带来的压缩方向变形越大。因此,随着杆件与侧面夹角变小,bccz型多孔材料在侧压破坏前允许的压缩变形增大,塑性得以提高。

总的来说,通过增大杆件角度,使结构剪切薄弱带避开最大切应力面,可提高其承载能力。而减小杆件角度,可以允许结构产生更大的塑性变形,进而对吸能特性产生影响。

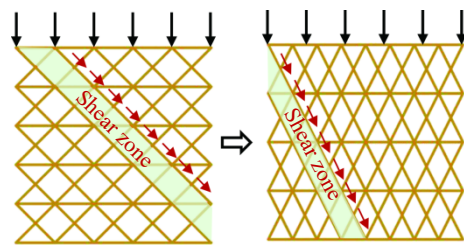


图11 斜杆角度变化对剪切带的影响示意图

Fig.11 Schematic diagram of influence of strut angle on the shear band

5 结论

1) 杆系多孔材料的力学性能由其胞元内部微杆件的长径比及倾斜角度决定。微杆件与底平面夹角变化对多孔材料的正向抗压性能影响较大,对侧向抗压性能影响较小。

2) 因承载时多孔材料的内部微结构多处于拉压及弯曲组合应力状态,其相对强度可表示为 $\frac{\sigma^*}{\sigma_s} = C_s \rho_{RD}^{1.5} +$

$C_6\rho_{RD}$,即经典G-A模型中的拉压主导及弯曲主导公式的复合,其中 C_5 和 C_6 参数可通过杆件的几何参数进行显式表达。由于该模型是基于考虑角度参数的杆单元基本力学模型推导而得,因此可适用于具有不同角度的各类杆系多孔材料。

3)调节多孔材料胞元内部微杆件倾斜角度是调控其各向力学性能的有效手段。通过将斜杆与底平面夹角从 35° 增大至 55° ,在保持密度不变的前提下,可使G7型和bccz型多孔材料的正向抗压强度分别大幅提高105%和45%,而侧向抗压强度仅损失16%和13%。

4)杆件角度同样对材料的吸能特性具有重要影响。通过增大斜杆角度,可使G7型和bccz型多孔材料在正向及侧向压缩下的吸能效果均大幅提升,正向压缩下可分别提升65%和26%,侧向压缩下可分别提升279%和97%。

5)孔结构几何参数对多孔材料的破坏模式具有较大影响。通过改变微杆件倾斜角度,可使材料在轴向压力作用下的剪切破坏模式向逐层坍塌等模式进行转变,显著改变多孔材料的塑性特征。

参考文献 References

- [1] Schaedler T A, Carter W B. *Annual Review of Materials Research*[J], 2016, 46(1838): 187
- [2] Huang J C, Zhang J H, Xu D *et al.* *Current Opinion in Solid State and Materials Science*[J], 2023, 27(1): 101053
- [3] Zhang L, Feih S, Daynes S *et al.* *Additive Manufacturing*[J], 2018, 23: 505
- [4] Zhang B Q, Pei X, Zhou C C *et al.* *Materials & Design*[J], 2018, 152: 30
- [5] Fan Yongxia(樊永霞), Lin Yan(林彦), Ao Qingbo(敖庆波) *et al.* *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2023, 52(10): 3630
- [6] Gu D D, Shi X Y, Poprawe R *et al.* *Science*[J], 2021, 372(6545): eabg1487
- [7] Nazir A, Abate K M, Kumar A *et al.* *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*[J], 2019, 104: 3489
- [8] Zhong H Z, Das R, Gu J F *et al.* *Materials Today*[J], 2023, 68: 96
- [9] Zhang Jianguo, Wang Guan, Chen Peng *et al.* *Rare Metal Materials and Engineering*[J], 2023, 52(12): 4029
- [10] Yang X, Ma W J, Zhang Z Y *et al.* *Materials Science and Engineering A*[J], 2022, 840: 142956
- [11] Li P Y, Ma Y E, Sun W B *et al.* *Thin-Walled Structures*[J], 2022, 180: 109778
- [12] Geng X L, Ma L Y, Liu C *et al.* *Materials Science and Engineering A*[J], 2018, 712: 188
- [13] Wu Jiahao(吴佳豪), Xu Feng(徐峰), Wang Huanle(王欢乐) *et al.* *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2024, 53(7): 1953
- [14] Ye J J, Sun Z P, Ding Y Y *et al.* *Thin-Walled Structures*[J], 2023, 190: 110988
- [15] Seremet H, Babacan N. *Rapid Prototyping Journal*[J], 2024, 30(4): 770
- [16] Liu P S. *Materials Science and Engineering A*[J], 2004, 364 (1–2): 370
- [17] Rice R W. *Journal of Materials Science*[J], 1996, 31: 102
- [18] Bian Y J, Yang F, Zhang S Y *et al.* *JOM*[J], 2022, 74: 1774
- [19] Gibson L J, Ashby M F. *Cellular Solids: Structure and Properties*[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1997
- [20] Deshpande V S, Ashby M F, Fleck N A. *Acta Materialia*[J], 2001, 49(6): 1035
- [21] Zhong H Z, Li W C, Das R *et al.* *PNAS Nexus*[J], 2023, 2(3): 1
- [22] Al-Ketan O, Rowshan R, Al-Rub R K A. *Additive Manufacturing*[J], 2018, 19: 167
- [23] Maskery I, Aremu A O, Simonelli M *et al.* *Experimental Mechanics*[J], 2015, 55(7): 1261
- [24] Maconachie T, Leary M, Lozanovski B *et al.* *Materials & Design*[J], 2019, 183: 108137
- [25] Ahmadi S M, Campoli G, Yavari S A *et al.* *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials*[J], 2014, 34: 106
- [26] Zhong H Z, Song T T, Li C W *et al.* *Current Opinion in Solid State and Materials Science*[J], 2023, 27(3): 101081
- [27] Xu S H, Ding C, Han M *et al.* *Materials & Design*[J], 2024, 244: 113121
- [28] Wang P, Yang F, Li P H *et al.* *Extreme Mechanics Letters*[J], 2021, 47: 101358
- [29] Zhao J X, Liu R, Cai J *et al.* *Advanced Engineering Materials*[J], 2024, 26: 2301646
- [30] Wang P, Bian Y J, Yang F *et al.* *Acta Mechanica*[J], 2020, 231: 3129
- [31] Wu Hongfei(吴鸿飞), Wang Weirong(王维荣), Wang Guowei(王国伟) *et al.* *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2022, 51(4): 1397
- [32] Li P H, Yang F, Bian Y J *et al.* *Composite Structures*[J], 2023, 317: 117060
- [33] Lei H S, Li C L, Meng J X *et al.* *Materials & Design*[J], 2019, 169: 107685

Anisotropy Control of Titanium Alloy Porous Materials Based on Modified Gibson-Ashby Model

Ding Chao^{1,2}, Xie Tenglong², Xu Shenghang², Huang Minghao², Zhang Zhaoyang², Yang Xin², Tang Huiping², Zhao Yang^{1,3}

(1. Space Structures Research Center, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

(2. Advanced Materials Additive Manufacturing Innovation Research Centre, Hangzhou City University, Hangzhou 310015, China)

(3. School of Civil Engineering, Shaoxing University, Shaoxing 312000, China)

Abstract: According to the varying load in different directions, the anisotropy control of porous materials can significantly enhance the load-bearing efficiency of materials, thus better addressing the need for lightweight designs. In this research, a modified Gibson-Ashby model for strut-based porous materials accounting for geometric parameters was established by taking G7 and bccz types of TC4 porous materials as examples. This model can serve as a guide for the precise control of anisotropy for strut-based porous materials. Based on this model, a series of anisotropic porous materials with similar configurations but distinct properties were created by adjusting geometric parameters of common unit cells. The effects of unit cell geometric parameters on the anisotropic compressive strength and failure modes of porous materials were investigated through vertical and lateral compressive tests, thereby validating the efficacy of the modified model. The results show that the compressive strength of strut-based porous materials is primarily determined by the aspect ratio and the inclination angle of their struts. By fine-tuning the inclination angle of struts, the anisotropic mechanical properties of porous materials can be effectively modulated. Under the same density, increasing the inclination angle of the diagonal struts from 35° to 55° can significantly increase the vertical compressive strength of G7 and bccz types of TC4 porous materials by 105% and 45%, respectively, with only a minor reduction in lateral compressive strength of 16% and 13%, respectively.

Key words: porous materials; anisotropy; Gibson-Ashby model; failure mode

Corresponding author: Tang Huiping, Ph. D., Professor, Advanced Materials Additive Manufacturing Innovation Research Centre, Hangzhou City University, Hangzhou 310015, P. R. China, Tel: 0086-571-88018435, E-mail: thpz@hzcu.edu.cn; Zhao Yang, Ph. D., Professor, Space Structures Research Center, Zhejiang University, Hangzhou 310058, P. R. China, Tel: 0086-571-87952414, E-mail: ceyzhao@zju.edu.cn