

高压物理学报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2020 年虚拟主题专刊

· 复合材料与结构的动态响应计算与模拟 ·

目 次

超声动载荷下三维随机骨料混凝土的损伤·····	陈启东,王力晓,刘 鑫,沈益晨
钢纤维混凝土板在冲击与爆炸荷载下的 K&C 模型 ·····	尹华伟,蒋 轲,张 料,黄 亮,王陈凌
钢筋混凝土墙抗冲击性能的数值模拟分析·····	宿华祥,易伟建
超声动态载荷下混凝土过渡区域的损伤演化 ·····	王力晓,陈启东,刘 鑫
反应材料冲击压缩行为的三维细观数值模拟 ·····	
·····	杨相礼,何 勇,何 源,王传婷,徐 涛,田伟玺,周 杰
陶瓷材料宏观动态新本构模型·····	唐瑞涛,徐柳云,文鹤鸣,王子豪
陶瓷和仿珍珠母陶瓷/聚脲复合结构的冲击损伤对比 ·····	吴和成,肖毅华
碳纤维-泡沫铝夹芯板低速冲击响应 ·····	刘姗姗,刘亚军,张英杰,李志强
负梯度泡沫金属中的局部密实化现象·····	刘 冕,王根伟,宋 辉,王 彬
二维各向异性多孔材料多轴蠕变行为的数值模拟·····	刘浩伟,苏步云,邱 吉,李志强
孔洞排布对 PMMA 多孔材料冲击响应行为的影响 ·····	
·····	罗国强,费细欢,喻 寅,张睿智,张成成,沈 强
王莲仿生梯度蜂窝的面外压缩行为·····	王海任,李世强,刘志芳,雷建银,李志强,王志华
冲击载荷下仿贝壳珍珠层 Voronoi 结构的动力学响应·····	武晓东,张海广,王 瑜,孟祥生
类向日葵夹芯圆柱壳径向冲击数值模拟·····	闫 栋,王根伟,宋 辉,王 彬
3D 打印浆砌层合结构复合材料层间断裂韧性的数值模拟·····	孟祥生,武晓东,张海广
《高压物理学报》2020 年虚拟主题专刊名录 ·····	《高压物理学报》编辑部



官方网站: www.gywlxb.cn

官方邮箱: gaoya@caep.cn

联系电话: 0816-2490042



《高压物理学报》2020 年虚拟主题专刊名录

- ✧ 高压物性实验研究
- ✧ 高压物性的计算与模拟
- ✧ 高压地球科学
- ✧ 高压实验技术
- ✧ 高压下材料动态响应实验研究
- ✧ 高压下材料动态响应的计算与模拟
- ✧ 复合材料与结构的动态响应计算与模拟
- ✧ 高压科学应用——水下爆炸
- ✧ 高压科学应用——侵彻与防护
- ✧ 高压科学应用——气相爆炸

★ 获取地址：<http://www.gywlxb.cn/topics>

超声动载荷下三维随机骨料混凝土的损伤

陈启东¹, 王力晓², 刘 鑫¹, 沈益晨²

(1. 常熟理工学院机械工程学院, 江苏 常熟 215500;

2. 苏州大学机电工程学院, 江苏 苏州 215000)

摘要: 混凝土是一种由粗骨料与水泥砂浆组成的非均质复合材料。本研究利用 APDL 语言程序编写三维水泥混凝土骨料随机投放程序并导入 ABAQUS 中, 同时赋予各相材料塑性损伤本构关系来研究混凝土动态加载下的破坏规律, 运用超声波在混凝土破碎中的作用机理对混凝土动态损伤破坏过程进行模拟研究。结果表明: 随着超声动态载荷的增大, 粗骨料体积分数为 40% 的混凝土始终能够承受最大应力载荷; 随着超声应力波幅值增大, 混凝土在动载荷下的损伤值逐渐增大, 且粗骨料体积分数为 40% 时, 其抗损伤能力最优; 当粗骨料最大粒径逐渐增大, 或者当粗骨料最小粒径增大, 混凝土级配不合理导致性能不稳定, 更易损伤破坏。

关键词: 混凝土; 超声波; 随机骨料模型; 塑性损伤

中图分类号: O347.1

文献标识码: A

混凝土作为最常用的工程复合材料, 已被广泛应用于城市道路与基础建设中。混凝土结构在常年累月的使用中难免会破损、老化, 破坏周围的生态环境并威胁社会安全。针对废弃混凝土结构拆除问题, 本研究提出了一种超声波破碎混凝土技术, 该技术具有效率高、指向性好等特点, 有望成为未来研究的热点。除此之外, 为了更深入地掌握混凝土在超声波作用下的损伤破坏机理, 其动态条件下的损伤力学性能亟待进一步探索。

已有的研究表明, 超声波在混凝土中一般以应力波形式传播^[1], 具有强烈的瞬态行为。因此, 细观的破坏过程很难通过试验观测, 利用数值模拟手段不仅可以直观地展现细观破坏过程, 而且可以为试验提供理论指导。目前, 国内外对混凝土损伤性能的研究较多。Wittmann 等^[2]最早提出利用数值模拟方法分析混凝土细观层次的损伤力学性能。Bazant 等^[3]在此基础上创建了随机粒子模型, 用于研究混凝土的损伤及细观裂纹扩展过程。Pederesn 等^[4]建立了骨料嵌入二维水泥砂浆基体的有限元模型, 研究了加载速率对混凝土损伤性能的影响。Park 等^[5]模拟了高应变率条件下的混凝土破坏过程, 分析了混凝土微观结构的损伤性能。李杰等^[6]建立了混凝土单轴受压损伤机理模型, 进一步研究了混凝土的单轴受压随机损伤本构关系。刘海峰等^[7]以冲击载荷作用下的混凝土为对象, 研究了二维层次混凝土的动态损伤力学性能。刘光廷等^[8]利用蒙特卡洛方法建立了二维随机骨料模型, 模拟了混凝土单边裂缝受拉的损伤断裂过程。然而, 针对超声波作用下混凝土三维随机骨料损伤研究仍有待进一步完善。

本研究将混凝土视为由水泥砂浆与粗骨料组成的非均质复合材料, 运用 ANSYS 软件经典界面自带的 APDL 语言程序编写混凝土三维随机骨料模型, 并将创建的模型导入 ABAQUS 中, 利用 ABAQUS 良好的非线性计算能力, 研究超声波幅值、粗骨料体积分数及粒径对混凝土动态损伤力学性能的影响。

1 骨料随机生成与投放算法

骨料随机生成与投放算法需要解决骨料生成和投放过程中的重叠判断这两个方面的问题。为使每一块骨料都有精确的位置描述, 且避免求解多元高次方程, 本算法中的骨料设定为凸性^[9]。

* 收稿日期: 2019-11-11; 修回日期: 2019-11-19

作者简介: 陈启东(1962—), 男, 教授, 主要从事机械振动、流体力学研究. E-mail: cqd666@163.com

1.1 骨料顶点生成方式

在空间生成随机点,以此反映骨料的形状特征。骨料顶点生成方法如图1所示。在三维球坐标中取一点 P ,点 P 的位置可以由参数 r 、 θ 、 ϕ 确定^[10]。 D 为骨料当量半径, r 取 $[0.5(D/2), 1.5(D/2)]$ 的随机数,为避免生成的骨料产生尖角, r 的取值上限应小于取值下限的3倍,且上下限的比值不能小于1.5,否则会生成过于规则的骨料^[11]。 θ 、 ϕ 取值分别为 $0 \sim \pi$ 和 $0 \sim 2\pi$ 的随机数,顶点个数 N 为 $5 \sim 12$ 的随机数^[9]。

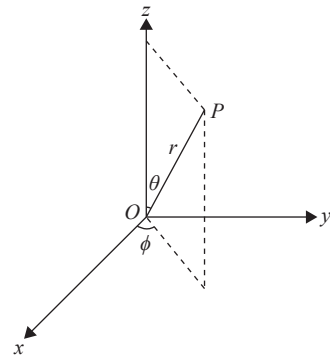


图1 球坐标下的 P 点坐标

Fig. 1 Point P in spherical coordinates

1.2 骨料顶点间包络面的生成

生成骨料顶点后,继续生成骨料顶点间的包络面即可完成骨料生成的全过程,采用文献[9]中所述的Quickqhull算法生成包络面。Quickqhull算法的基本原理是:(1)构造大致轮廓,如图2(a)所示,通过定位于凸包之上的4个端点,获取各顶点集合的一个包围四边形区域;(2)删除该四边形内部不在凸包之上的顶点,得到修正轮廓,如图2(b)所示;(3)对应包围四边形区域的4条边中的每一条边,找到外部距离最远的顶点,必为凸包上的点,这3点构成一个新的三角形,如图2(c)所示,删除新生成三角形中的内部点;(4)对于凸包上的每一条新边,重复上述过程,直至没有顶点位于边外为止,如图2(d)所示。三维凸包络面的原理与此类似。

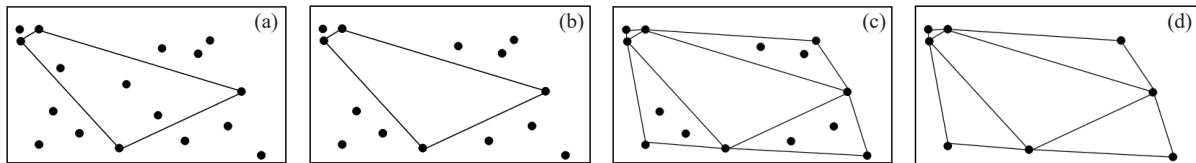


图2 Quickqhull 算法

Fig. 2 Quickqhull algorithm

1.3 骨料投放与模型生成

生成完整的骨料之后,便是投放骨料:(1)在APDL编程模块中,创建几何模型;(2)生成数量为 K (K 为骨料个数)的空间坐标点,并使生成的坐标位置之间的距离大于最大骨料的粒径,防止骨料之间互相侵入并破坏模型准确性;(3)按所需粗骨料的体积分数(V_f)开始投入骨料,最终生成的三维骨料模型如图3所示;(4)将生成的混凝土骨料模型导入ABAQUS。

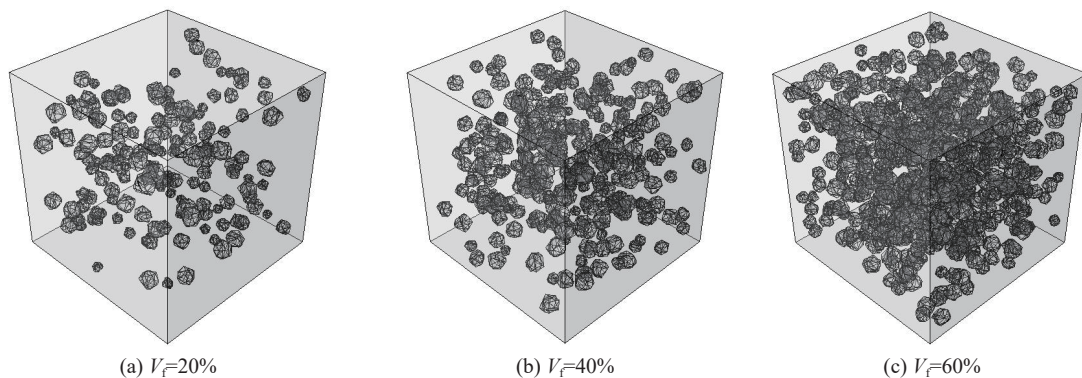


图3 不同骨料体积分数的混凝土模型

Fig. 3 Concrete models with different aggregate volume fractions

2 有限元分析

2.1 仿真模型

超声波作用下混凝土的损伤是一个典型的非线性过程, 通常伴有明显的软化阶段, 常规的隐式分析方法难以有效地解决此类复杂问题, 故采用显示动力学计算方法求解。本研究在 ABAQUS 软件的 Dynamic/Explicit 模块下模拟了超声波加载下三维随机骨料混凝土的塑性损伤效应。采用 3 种不同尺寸的立方体有限元模型, 边长分别为 75、100、150 mm, 有限元模型中粗骨料的粒径为 5~10 mm。图 4 是边长为 100 mm 的有限元模型, 粗骨料体积分数为 40%, 粒径为 5~10 mm。为节省计算时间, 保证计算精度, 粗骨料与水泥砂浆的网格尺寸设置为 2 mm, 采用空间四面体结构的自由网格划分方式。

在三维混凝土立方模型底部施加固定约束, 限制其 3 个坐标方向的移动与旋转自由度。在混凝土模型顶部面施加静态力载荷, 侧面为自由边界条件; 创建超声波频率大于 20 kHz 的应力波来模拟超声动态加载, 加载区域为图 4 中的红色圆点阵区域, 每个点区域面积为 $9\pi \text{ mm}^2$ ^[12]。各相间采用绑定约束, 以保证单元失效后各相间力的传递。

超声波加载破碎混凝土是复杂的非线性过程。为了更好地模拟该过程, 在 Dynamic/Explicit 模块下建立两步操作: 第一步加载静载荷完成模型预加载过程, 施加的预压力为 10 MPa; 第二步加载超声动态载荷, 应力波幅值范围为 0~25 MPa。本仿真过程中选择能量较集中且频率为 20 kHz 的 HANNING 窗调制的正弦波, 其表达式为

$$F(t) = \sin(2 \cdot \pi \cdot f_c \cdot t) \times h(t) \quad (1)$$

式中: F 为应力波幅值函数; f_c 为超声波频率; 当 $0 \leq t \leq 100$ 时, $h(t) = \left[1 - \cos\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot f_c \cdot t}{n}\right) \right] / 2$, 当 $t > 100$ 时, $h(t) = 0$, 其中 t 为时间, 单位为 μs , n 为周期数, 为使信号不发生重叠, 本研究选取周期数 $n = 5$, 最终激励信号如图 5 所示。

2.2 材料模型

2.2.1 混凝土塑性损伤本构模型

运用 Matzenmiller 等^[13]提出的 ABAQUS 混凝土塑性损伤模型, 在数值模拟中参考刘海峰等^[7]的本构模型与参数, 并将其转化运用于 ABAQUS 的材料属性中。

损伤时的有效应力 $\bar{\sigma}$ 为

$$\bar{\sigma} = (1 - d)\sigma \quad (2)$$

式中: σ 为初始有效应力; d 为损伤因子, 其值在 0~1 之间变化, 也就是无损到失效的变化。

有效应力与弹性应变之间的关系为

$$\sigma = D_0^{\text{el}}(\varepsilon - \varepsilon^{\text{pl}}) \quad (3)$$

式中: D_0^{el} 为材料无损时的初始刚度, ε 为弹性应变, ε^{pl} 为塑性应变。应力-应变关系的标量表达式为

$$\bar{\sigma} = (1 - d)D_0^{\text{el}}(\varepsilon - \varepsilon^{\text{pl}}) \quad (4)$$

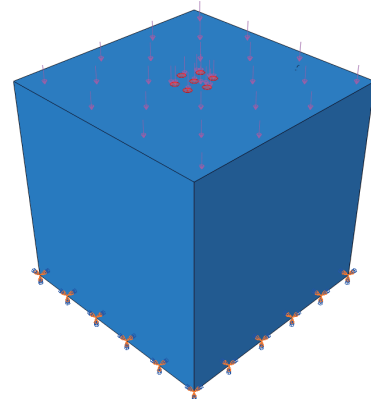


图 4 三维混凝土有限元模型

Fig. 4 3D finite element model of concrete

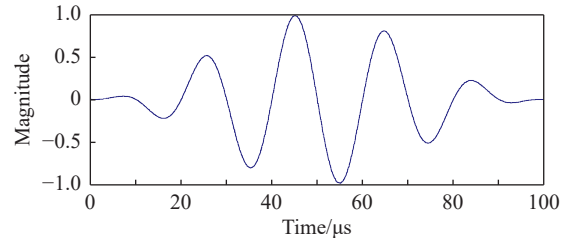


图 5 超声波激励信号

Fig. 5 Ultrasonic excitation signal

以 d_c 、 d_t 分别表示混凝土受压和受拉时的刚度退化比率, 则单轴受压力 D_c 和单轴受拉力 D_t 表示为

$$D_c = (1 - d_c) D_0^{\text{el}} \quad (5)$$

$$D_t = (1 - d_t) D_0^{\text{el}} \quad (6)$$

由式 (5)、式 (6) 及图 6 可知, 混凝土在受到损伤后, 初始的卸载刚度 E_0 同时受到损伤分别退化为 $(1 - d_c)E_0$ 、 $(1 - d_t)E_0$ 。图 6 中 σ_t 、 σ_c 分别为拉应力和压应力, ε_t 、 ε_c 分别为拉应变和压应变。

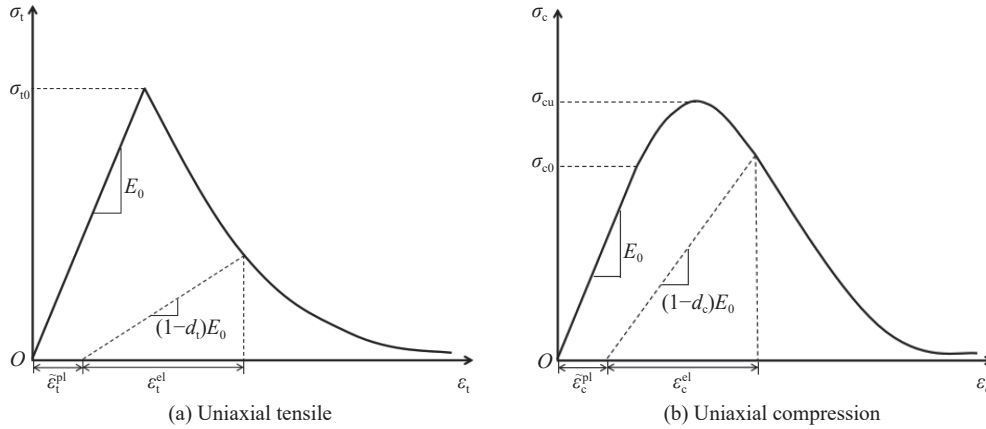


图 6 混凝土拉伸和压缩应力-应变曲线

Fig. 6 Tensile and compressive stress-strain curves of concrete

2.2.2 损伤因子的取值

在 ABAQUS 的塑性损伤模型中, 需提供另外的损伤因子——非弹性应变曲线参考参数, 综合能量等效原理可计算出损伤因子相关参数。应力作用在受损材料与无损材料上产生的弹性余能在形式上相同, 因此把应力改为等效应力, 把弹性模量改为受损伤时的等效弹性模量^[14]。

无损弹性余能

$$W_{0e} = \frac{\sigma^2}{2E_0} \quad (7)$$

等效有损伤弹性余能

$$W_{de} = \frac{\bar{\sigma}^2}{2E_d} \quad (8)$$

又因为 $\bar{\sigma} = (1 - d)\sigma$, 于是得

$$E_d = E_0(1 - d)^2 \quad (9)$$

式中: E_d 为等效卸载刚度。进一步可以得到

$$\sigma = E_0(1 - d)^2 \varepsilon \quad (10)$$

单轴受压损伤因子计算公式为

$$d_c = \begin{cases} 1 - \sqrt{k_c [\alpha_c + (3 - 2\alpha_c)x + (\alpha_c - 2)x^2]} & x \leq 1 \\ 1 - \sqrt{k_c / [\alpha_c(x - 1)^2 + x]} & x > 1 \end{cases} \quad (11)$$

单轴受拉损伤因子计算公式为

$$d_t = \begin{cases} 1 - \sqrt{k_t(1.2 - 0.2x^5)} & x \leq 1 \\ 1 - \sqrt{k_t / [\alpha_t(x - 1)^{1.7} + x]} & x > 1 \end{cases} \quad (12)$$

式中: α_c 、 α_t 为混凝土受压、受拉的强度折减系数; $k_c = f_c^* / (\varepsilon_c E_0)$, $k_t = f_t^* / (\varepsilon_t E_0)$, 其中, f_c^* 为混凝土轴心抗

压强度, f_t^* 为混凝土轴心抗拉强度。由式 (11)、式 (12) 可以计算出 ABAQUS 塑性损伤模型所需的损伤因子相关参数。

2.2.3 本构模型参数选取及验证

水泥砂浆和粗骨料模型的基本参数见表 1, 其中 E 为弹性模量, ν 为泊松比, γ 为容重, ψ 为膨胀角, ε 为流动势偏移量, K_c 为不变应力之比, α_f 为双、单轴抗压强度之比。损伤因子及混凝土塑性损伤模型参数由 2.3.2 节的计算得出。由于骨料的强度及断裂能相对较高, 故其应力-应变关系采用线弹性模型描述; 而砂浆具有易被破坏的非线性特性, 故使用混凝土塑性损伤模型表征^[15]。

表 1 模型参数
Table 1 Model parameters

Material	E/GPa	ν	$\gamma/(\text{N}\cdot\text{m}^{-3})$	$\psi/(\text{°})$	ε	K_c	α_f
Aggregate	23	0.167	2.6				
Mortar	10.66	0.2	2.1	35	0.1	0.667	1.16

图 7 为超声波加载条件下混凝土的损伤破坏试验与仿真结果的对比。模拟试件的尺寸、粗骨料体积分数、粒径均与试验保持一致。由图 7(a) 可以看出, 试件的宏观破坏主要集中在顶部, 表现为部分或完全破坏, 图 7(b) 中的破坏仿真呈现出与图 7(a) 相似的结果。与文献 [7] 中的试验对比可知, 本研究建立的有限元模型及参数是有效的, 可应用于超声波破碎混凝土的机理研究^[14]。

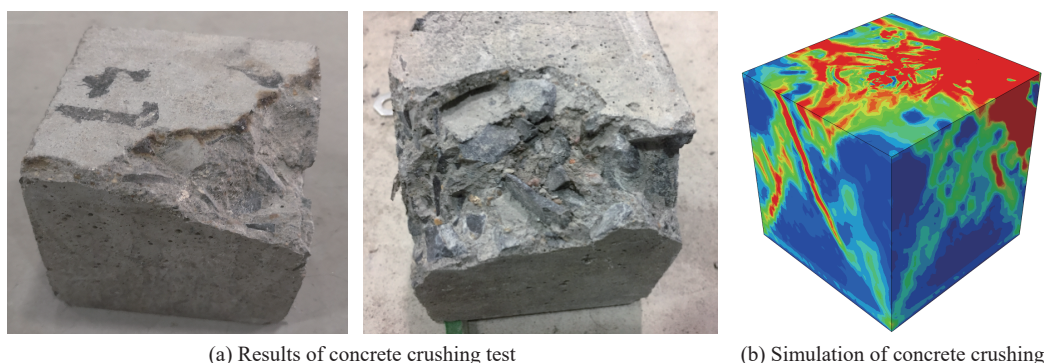


图 7 混凝土破碎试验与仿真对比

Fig. 7 Comparison of concrete crushing test and simulation

3 数值模拟结果分析

3.1 混凝土的损伤破坏模式

混凝土立方体模型的边长为 100 mm, 粗骨料体积分数为 40%, 粗骨料粒径为 5~10 mm。超声波频率为 20 kHz、加载时间相同、应力波幅值不同的损伤破坏云图如图 8 所示。由图 8 可知, 当超声应力波幅值为 5 MPa 时, 由于预压力的存在, 混凝土只在表面产生部分损伤, 整体结构没有明显变化, 不会构成破坏。当超声应力波幅值为 15 MPa 时, 损伤处形成细长条带状, 并且连接成片, 混凝土产生明显损伤, 但超声波到达底部之前产生的损伤能量尚不足以造成混凝土的破坏, 一部分超声波被反射回试件顶部, 加强了顶部的应力/应变场, 并促进了新的损伤带的产生和扩展。当超声应力波幅值达到 30 MPa 时, 损伤条带区域不断增大, 形成大片的整体区块状, 此时产生的能量足以破坏混凝土, 由图 8(c) 可以看出, 损伤破坏是从超声波叠加的导入区开始, 并且向下蔓延。由此可知, 在加载时间相同的情况下, 超声应力波幅值越大, 最终产生的损伤越明显。

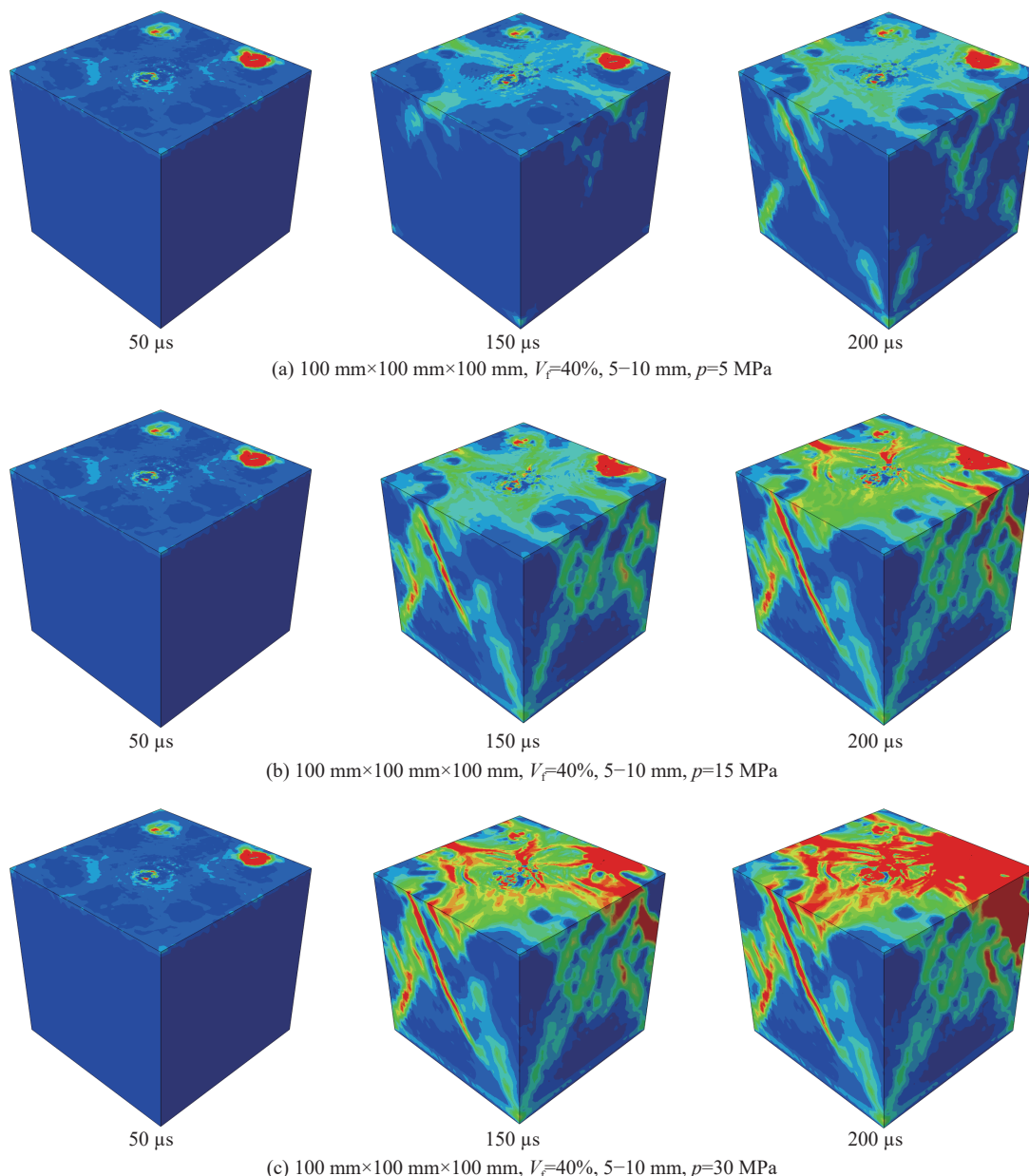


图 8 混凝土塑性损伤破坏过程

Fig. 8 Plastic damage failure process of concrete

3.2 超声波幅值大小的影响

以粗骨料粒径同为 5~10 mm, 边长分别为 75、100 和 150 mm 的 3 种立方体混凝土试件为仿真模型, 对其在不同粗骨料体积分数时的损伤破坏过程进行模拟研究, 分析超声应力波幅值对其峰值应力的影响, 结果如图 9 所示。由图 9 可知: 随着应力波幅值的增大, 混凝土峰值应力逐渐增大; 在同尺寸模型中, 粗骨料体积分数为 40% 的混凝土模型的峰值应力始终最大; 且随着模型尺寸的增大, 混凝土峰值应力有所减小, 具有明显的尺寸效应。

3.3 粗骨料体积分数对损伤破坏的影响

以粗骨料粒径为 5~10 mm, 粗骨料体积分数范围为 20%~60%, 边长分别为 75、100 和 150 mm 的立方体混凝土试件为仿真模型, 分析在超声应力波幅值增大的条件下, 粗骨料体积分数变化对混凝土损伤破坏特性的影响规律, 结果如图 10 所示。由图 10 可知: 随着超声应力波幅值的增大, 混凝土在动载荷下的损伤值逐渐增大, 且粗骨料体积分数为 40% 时, 其抗损伤能力达到最优值。

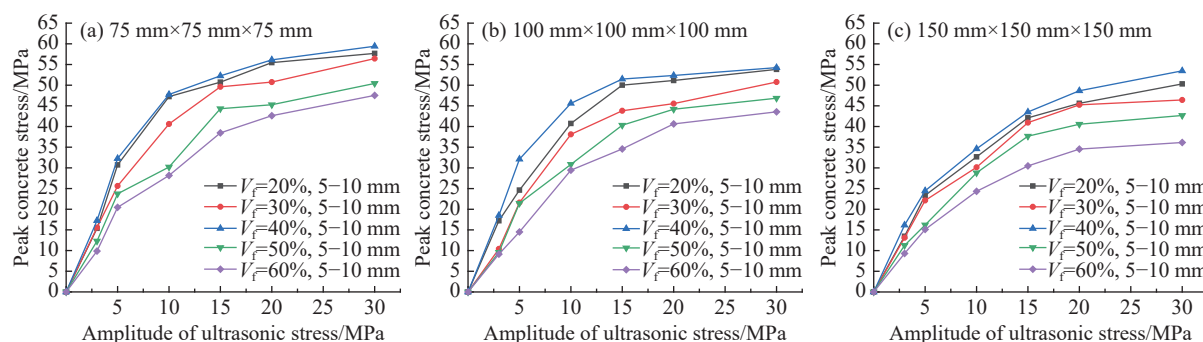


图 9 混凝土峰值应力与超声应力波幅值大小的关系

Fig. 9 Relationship between peak concrete stress and amplitude of ultrasonic stress

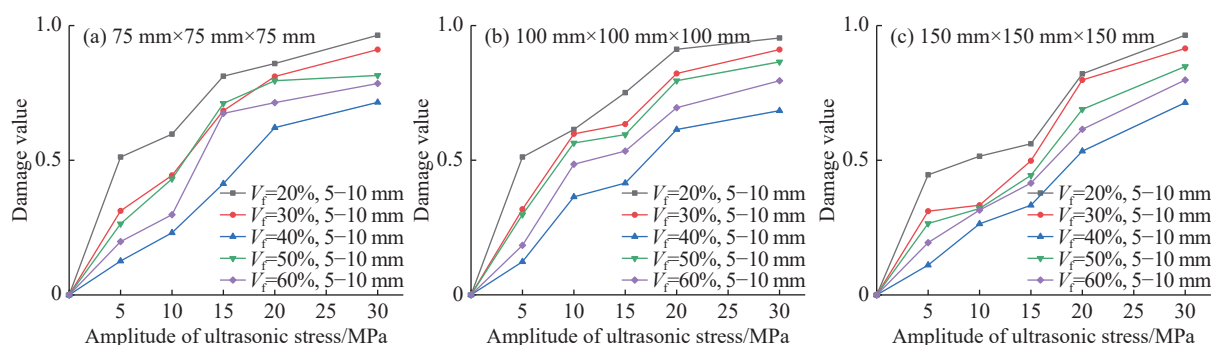


图 10 粗骨料体积分数与混凝土损伤破坏的关系

Fig. 10 Relationship between volume fraction of coarse aggregate and damage of concrete

3.4 粗骨料粒径的影响

3.4.1 粗骨料最大粒径的影响

保持粗骨料最小粒径为 5 mm 不变, 对粗骨料最大粒径在 10~30 mm 范围内分布的混凝土试件的超声波破坏过程进行模拟研究, 分析粗骨料最大粒径对混凝土损伤破坏的影响, 结果如图 11 所示。由图 11 可知, 混凝土损伤值随着超声应力波幅值的增大而逐渐增大; 当粗骨料粒径级配在 5~30 mm 范围内分布时, 混凝土模型的损伤值最大; 而骨料粒径级配在 5~10 mm 范围内分布时, 混凝土模型的抗损伤能力最强。由此可知, 粗骨料最大粒径能够影响混凝土的动态损伤行为, 当骨料最大粒径逐渐增大时, 混凝土内部级配出现不稳定现象的可能性增加, 导致混凝土性能下降, 抗损伤能力变弱。

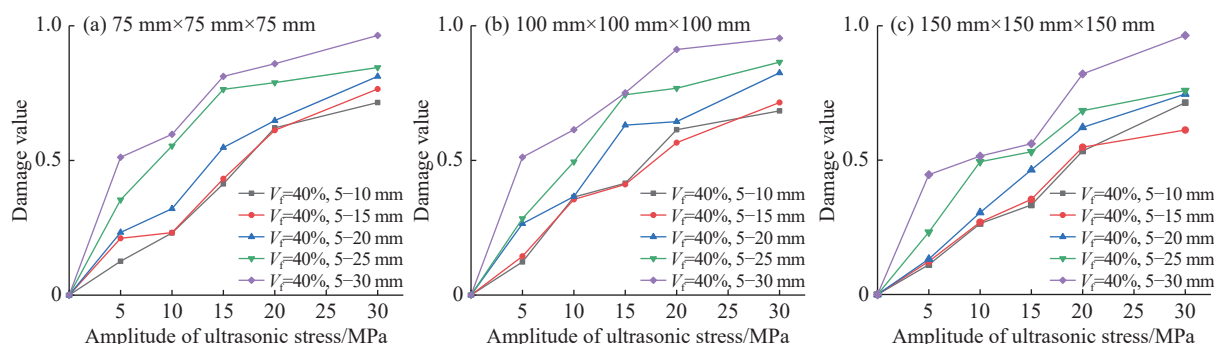


图 11 混凝土粗骨料最大粒径与混凝土损伤破坏的关系

Fig. 11 Relationship between the maximum particle size of concrete coarse aggregate and the damage of concrete

3.4.2 粗骨料最小粒径的影响

保持粗骨料最大粒径 30 mm 不变, 对粗骨料最小粒径在 5~25 mm 范围内分布的混凝土试件的动态损伤破坏进行模拟研究, 分析粗骨料最小粒径对混凝土损伤破坏的影响, 结果如图 12 所示。由图 12

可知,混凝土损伤值随着超声应力波幅值的增大而逐渐增大;当粗骨料粒径级配在5~30 mm范围内分布时,混凝土抗损伤能力最优,但通过与3.4.1节对比可知,混凝土损伤能力最优级配仍为5~10mm。由此可知,粗骨料的最小粒径能够影响混凝土的动态损伤破坏性能,若最小粒径过大,混凝土中的骨料粒径级配质量降低,导致混凝土内部强度下降,影响其抗损伤能力。

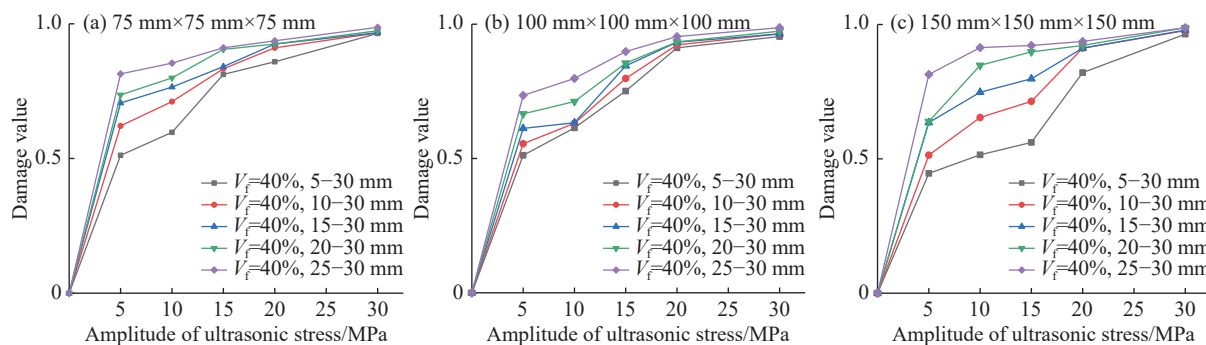


图12 混凝土粗骨料最小粒径与混凝土损伤破坏的关系

Fig. 12 Relationship between the minimum particle size of concrete coarse aggregate and the damage of concrete

4 结 论

利用ABAQUS的Explicit/Dynamic模块,通过编写三维随机骨料混凝土投放程序,对超声应力波幅值、粗骨料粒径、粗骨料体积分数不同的混凝土动态损伤过程进行了模拟研究,揭示了超声波、骨料粒径、骨料体积分数对超声动态载荷下混凝土损伤性能的影响规律,取得以下主要结论。

(1)对于超声波破碎,超声动态载荷加载比纯静载效果好。随着超声应力波幅值的增大,立方体混凝土试件的应力逐渐增大,损伤不断积累。模型尺寸直接影响混凝土的峰值应力,尺寸越大,峰值应力越小。粗骨料体积分数为40%时,混凝土的峰值应力达到最大值,且具有明显的尺寸效应。

(2)混凝土的损伤随着时间演化而逐渐积累,当粗骨料体积分数为40%时,其抗损伤能力最优,内部性能最稳定。

(3)混凝土粗骨料的粒径与最小粒径影响整体混凝土抗损伤性能。粗骨料最大粒径逐渐增大,混凝土越容易损伤破坏;粗骨料最小粒径增大,混凝土级配不合理,导致性能不稳定,更易损伤破坏。

参考文献:

- [1] OLIVEIRA DIAS A R, AMANCIO F A, CARVALHO RAFAEL M F, et al. Study of propagation of ultrasonic pulses in concrete exposed at high temperatures [J]. *Procedia Structural Integrity*, 2018, 11(1): 84–90.
- [2] WITTMANN F H, ROELFSTRA P E, KAMP C L. Drying of concrete: an application of the 3L-approach [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1988, 105(2): 185–198.
- [3] BAZANT Z P, TABBARA M R, KAZEMI M T, et al. Random particle models for fracture of aggregate or fiber composites [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1990, 116(8): 1686–1705.
- [4] PEDERSEN R R, SIMONE A, SLUYS L J. Mesoscopic modeling and simulation of the dynamic tensile behaviour of concrete [J]. *Cement Concrete Research*, 2013, 50(1): 74–87.
- [5] PARK S W, XIA Q, ZHOU M. Dynamic behaviour of concrete at high strain rates and pressure: II. numerical simulation [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, 25(9): 887–910.
- [6] 李杰, 卢朝辉, 张其云. 混凝土随机损伤本构关系——单轴受压分析 [J]. *同济大学学报*, 2003, 31(5): 505–509.
LI J, LU Z H, ZHANG Q Y. Study on stochastic damage constitutive law for concrete material subjected to uniaxial compressive stress [J]. *Journal of Tongji University*, 2003, 31(5): 505–509.
- [7] 刘海峰, 韩莉. 二维骨料随机分布混凝土的动态力学性能数值模拟 [J]. *高压物理学报*, 2016, 30(3): 191–199.
LIU H F, HAN L. Numerical simulation of dynamic mechanical behavior of concrete with two-dimensional random distribution

- of coarse aggregate [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2016, 30(3): 191–199.
- [8] 刘光廷, 王宗敏. 用随机骨料模型数值模拟混凝土材料的断裂 [J]. *清华大学学报 (自然科学版)*, 1996, 36(1): 84–89.
LIU G T, WANG Z M. Numerical simulation study of fracture of concrete materials using random aggregate model [J]. *Journal of Tsinghua University (Science & Technology)*, 1996, 36(1): 84–89.
- [9] 程书怀, 任志刚, 李培鹏, 等. 基于 LS-DYNA 的混凝土三维随机凹凸型骨料数值建模 [J]. *武汉理工大学学报*, 2014, 36(12): 89–94, 121.
CHENG S H, REN Z G, LI P P, et al. Numerical simulation of concrete aggregates with arbitrary shapes based on ANSYS/LS-DYNA [J]. *Journal of Wuhan University of Technology*, 2014, 36(12): 89–94, 121.
- [10] 李建波, 林皋, 陈建云. 随机凹凸型骨料在混凝土细观数值模型中配置算法研究 [J]. *大连理工大学学报*, 2008, 48(6): 869–874.
LI J B, LIN G, CHEN J Y. Numerical generation and efficient distribution for random shape aggregates in mesoscopic concrete model [J]. *Journal of Dalian University of Technology*, 2008, 48(6): 869–874.
- [11] LIU H F, NING J G. Constitutive model for concrete subjected to impact loading [J]. *Journal of Southeast University: English Edition*, 2012, 28(1): 79–84.
- [12] 蒋橙炜, 陈启东, 顾泽堃. 超声破碎混凝土的力学模型与仿真分析 [J]. *机械制造与自动化*, 2019, 48(2): 84–88.
JIANG C W, CHEN Q D, GU Z K. Mechanical model and simulation analysis of ultrasonic crushed concrete [J]. *Machine Building & Automation*, 2019, 48(2): 84–88.
- [13] MATZENMILLER A, LUBLINER J, TAYLOR R L. A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites [J]. *Mechanics of Materials*, 1995, 20(2): 125–152.
- [14] 徐礼华, 李长宁, 李彪, 等. 循环受压状态下钢纤维混凝土一维弹塑性损伤本构模型研究 [J]. *土木工程学报*, 2018, 51(11): 77–87.
XU L H, LI C N, LI B, et al. Investigation on 1D elasto-plastic constitutive model of steel fiber reinforced concrete under uniaxial cyclic compression [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2018, 51(11): 77–87.
- [15] 韩宇栋, 张君, 高原. 粗骨料体积含量对混凝土断裂参数的影响 [J]. *工程力学*, 2013, 30(3): 191–197.
HAN Y D, ZHANG J, GAO Y. Effect of coarse aggregate content on fracture parameters of concrete [J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(3): 191–197.

Damage of 3D Random Aggregate Concrete under Ultrasonic Dynamic Load

CHEN Qidong¹, WANG Lixiao², LIU Xin¹, SHEN Yichen²

(1. School of Mechanical Engineering, Changshu Institute of Technology, Changshu 215500, Jiangsu, China;

2. School of Mechanics, Soochow University, Suzhou 215000, Jiangsu, China)

Abstract: Concrete is a heterogeneous that is composed of coarse aggregate and cement mortar. The dynamic damage process of concrete was numerically simulated by the action mechanism of ultrasonic in concrete crushing in this paper. The random placement procedure of 3D concrete aggregate was prepared by APDL and introduced into ABAQUS, and the plastic damage constitutive relationship of each phase material was applied to study concrete damage law for dynamic loading. The numerical simulation results show that with the increase of ultrasonic dynamic load, the concrete with 40% coarse aggregate can always withstand the maximum stress load. As the amplitude of ultrasonic stress wave increases, the damage value of concrete under dynamic load increases gradually, and the damage resistance is optimal when the volume fraction is 40%. When the maximum particle size of the coarse aggregate gradually increases, or the minimum particle size of the coarse aggregate increases, the concrete grading is unreasonable, resulting in unstable performance and more vulnerable to damage.

Keywords: concrete; ultrasonic; random aggregate model; plastic damage

钢纤维混凝土板在冲击与爆炸荷载下的 K&C 模型

尹华伟^{1,2}, 蒋 轲¹, 张 料¹, 黄 亮¹, 王陈凌¹

(1. 湖南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410082;

2. 湖南湖大土木建筑工程检测有限公司, 湖南 长沙 410082)

摘要: 钢纤维混凝土 (Steel fiber reinforced concrete, SFRC) 具有优异的延性、韧性及能量吸收能力, 被广泛应用于各类防护结构。K&C 模型已成为研究普通混凝土构件动力响应的常用材料模型, 但仍无法准确表征 SFRC 的动力特性。为了提高 K&C 模型在冲击及爆炸荷载作用下预测 SFRC 板动力响应的能力, 对 K&C 模型进行了改进: 基于大量三轴压缩实验数据, 建立了新的失效强度面参数模型; 采用反复试验法, 建立了新的损伤演化模型, 并校准了拉、压损伤参数; 基于大量高应变率下 SFRC 的单轴压缩实验数据, 建立了新的受压动力增强因子模型。通过 LS-DYNA 显式有限元动力分析软件模拟了 SFRC 板的动力响应, 模拟结果验证了上述改进的有效性与可靠性。

关键词: 钢纤维混凝土; K&C 模型; 冲击荷载; 爆炸荷载; 动力响应

中图分类号: O347.3; TU375

文献标识码: A

普通混凝土具有显著的脆性特征, 钢纤维的引入极大地提高了混凝土的延性, 并可减少结构部件的剥落飞射, 避免了大量的人员伤亡, 因此被广泛应用于各类防护结构。近几十年来, 随着计算能力的高速发展, LS-DYNA 显式有限元动力分析软件被广泛应用于工程结构的动态行为研究。

K&C 模型常用于分析冲击荷载与爆炸荷载作用下混凝土结构的动力响应, 研究人员只需输入混凝土的单轴抗压强度, 其他参数可自动生成, 然而该模型存在以下不足: (1) 自动生成的强度面参数适用于普通混凝土, 但不适用于三轴强度显著变化的钢纤维混凝土 (Steel fiber reinforced concrete, SFRC); (2) K&C 模型的损伤机制能够表征普通混凝土的力学行为, 但对于韧性、延性、能量吸收能力显著增强的 SFRC, 不能准确表征其应变软化行为; (3) SFRC 的应变率效应在很大程度上依赖于钢纤维的体积分数、抗拉强度、几何形状和混凝土的基体强度, 因此普通混凝土的动力增强因子模型不适用于 SFRC。

本研究将针对以上不足, 对 K&C 模型进行改进, 并运用 LS-DYNA 显式有限元动力分析软件模拟高速弹丸侵彻 SFRC 靶板^[1]和爆炸荷载下 SFRC 板的动力响应^[2], 利用模拟结果论证改进后的 K&C 模型, 以期能够准确描述 SFRC 的动力响应。

1 改进 K&C 材料模型

1.1 改进失效强度面模型

K&C 模型采用压子午线定义了 3 个独立的失效强度面

$$\Delta\sigma_m = a_0 + \frac{p}{a_1 + a_2 p}, \quad \Delta\sigma_y = a_{0y} + \frac{p}{a_{1y} + a_{2y} p}, \quad \Delta\sigma_r = \frac{p}{a_{1r} + a_{2r} p} \quad (1)$$

式中: $\Delta\sigma_m$ 为最大强度面; $\Delta\sigma_y$ 为初始屈服强度面; $\Delta\sigma_r$ 为残余强度面; a_i 、 a_{iy} 、 a_{ir} ($i = 0, 1, 2$) 为混凝土三轴

* 收稿日期: 2019-11-01; 修回日期: 2019-11-25

基金项目: 国家重点研发计划 (2016YFC0701405)

作者简介: 尹华伟 (1972—), 男, 博士, 副教授, 主要从事爆炸与冲击动力学研究. E-mail: yhwzzy@163.com

压缩试验得到的一组参数; p 为静水压力, $p = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$, 其中 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 分别为第1、第2、第3主应力; 失效强度面偏应力 $\Delta\sigma = \sqrt{[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}/2$ 。原 K&C 模型失效强度面参数为

$$a_0 = 0.296f_c, \quad a_1 = 0.446, \quad a_2 = 0.081/f_c \quad (2)$$

$$a_{0y} = 0.223f_c, \quad a_{1y} = 0.625, \quad a_{2y} = 0.258/f_c \quad (3)$$

$$a_{1f} = 0.442, \quad a_{2f} = 0.118/f_c \quad (4)$$

式中: f_c 为单轴抗压强度。

国内外学者研究发现, SFRC 的三轴压缩强度与素混凝土有显著差异, 且依赖于钢纤维体积分数^[3-11]。为了明确钢纤维体积分数对 SFRC 三轴压缩强度的影响, 本研究在原最大强度面参数模型的基础上, 根据大量实验数据, 采用最小二乘法建立了新的最大强度面参数模型

$$a_0 = (0.232 + 0.133V_f)f_c, \quad a_1 = 0.378 + 0.103V_f, \quad a_2 = (0.149 - 0.047V_f)/f_c \quad (5)$$

式中: V_f 为钢纤维体积分数, $0 < V_f < 3.0\%$ 。

图1给出了不同钢纤维体积分数 SFRC 的三轴压缩实验数据及根据式(2)、式(5)模型计算得到的预测值。由图1可知, 式(5)与不同钢纤维体积分数的 SFRC 三轴压缩实验数据^[3-11]的吻合程度优于式(2)。

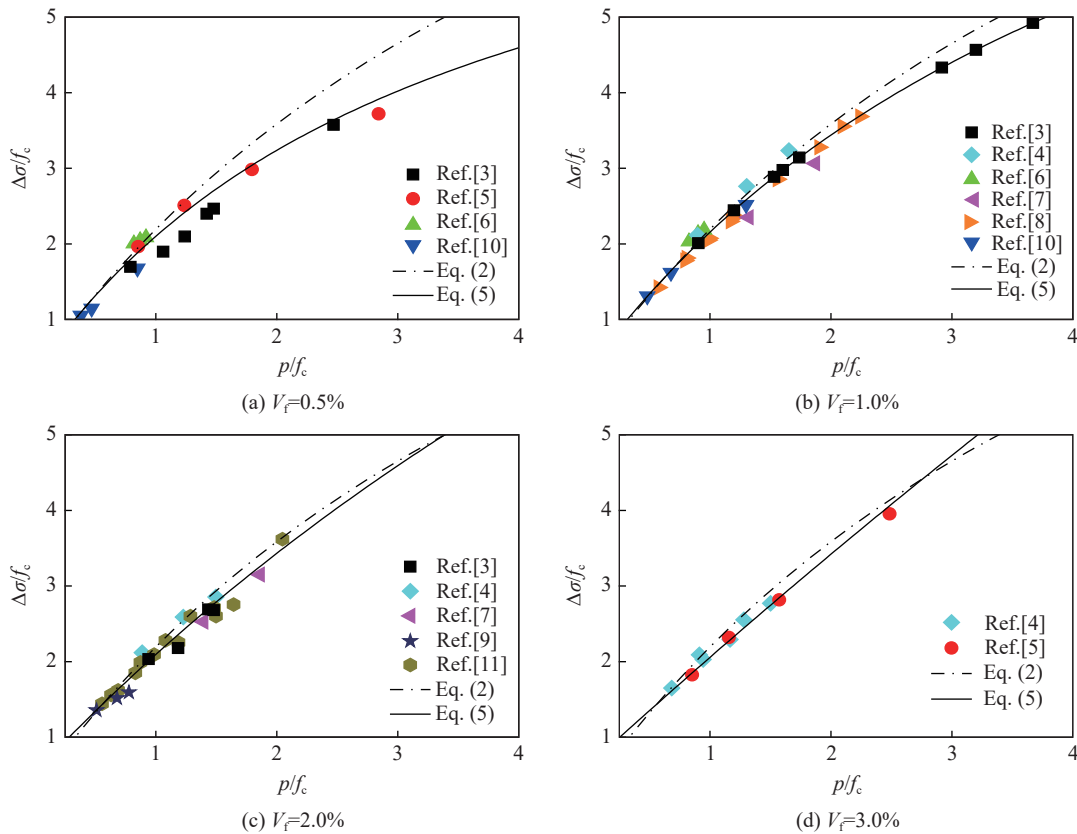


图1 钢纤维体积分数不同时的三轴压缩数据以及式(2)、式(5)的预测值

Fig. 1 Triaxial compression data of different fiber contents as well as predictions from Eq.(2) and Eq.(5)

为了确定初始屈服面, 必须首先确定 a_{0y} 、 a_{1y} 、 a_{2y} 。通常认为初始屈服面近似为三轴受压应力路径上 $\Delta\sigma = 0.45\Delta\sigma_m$ 处点的轨迹。最大破坏面上的点(p , $\Delta\sigma_m$)与屈服面上对应的点(p' , $\Delta\sigma_y$)的关系可表示为

$$\Delta\sigma_y = 0.45\Delta\sigma_m, \quad p' = p - 0.55\Delta\sigma_m/3 \quad (6)$$

根据式(6)的假定及已提出的最大强度面模型, 初始屈服面参数模型可表示为

$$a_{0y} = (0.194 + 0.068V_f)f_c, \quad a_{1y} = 0.524 + 0.202V_f, \quad a_{2y} = (0.452 - 0.142V_f)/f_c \quad (7)$$

残余强度面参数的确定需要用到三轴压缩实验的残余强度数据,但相关的实验数据难以得到。根据 Marlvar 等^[12]的建议,残余强度面参数可表示为

$$a_{1f} = 0.374 + 0.102V_f, \quad a_{2f} = (0.218 - 0.068V_f)/f_c \quad (8)$$

改进的失效强度面模型应按式(5)、式(7)、式(8)进行修正,当 $f_c = 175.3 \text{ MPa}$, $V_f = 1.0\%$ 时, SFRC 的失效强度面模型如图 2 所示,该模型将应用于 2.1 节的讨论。

1.2 修正损伤演化函数

在 K&C 模型中,当偏应力超过初始屈服面,但未达到最大强度面时,当前多轴应力状态为两个强度面的线性插值;当偏应力超过最大强度面时,当前多轴应力状态取为最大强度面与残余强度面的线性插值,其关系式表示为

$$\Delta\sigma = \begin{cases} \eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_y) + \Delta\sigma_y & \lambda < \lambda_m \\ \eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_r) + \Delta\sigma_r & \lambda \geq \lambda_m \end{cases} \quad (9)$$

式中: λ 为有效塑性应变, η 为损伤比例因子,损伤演化函数 $\eta(\lambda)$ 由输入的 13 组 (η, λ) 数据定义。演化全过程分为两个阶段: (1) $\lambda < \lambda_m$ 时为硬化段, λ 从零开始逐渐积累到 λ_m , η 逐渐增大到 1, 材料的应变硬化发展到峰值,此时偏应力点位于最大强度面; (2) $\lambda \geq \lambda_m$ 时,材料进入应变软化阶段, λ_m 持续积累, η 逐渐减小为零,此时偏应力点位于残余强度面。

η 与 λ 的关系描述了应力-应变全过程曲线,必须谨慎定义。原 K&C 模型的损伤演化函数 $\eta(\lambda)$ 描述的损伤演化速度过快,不能正确表征 SFRC 的延性、韧性及断裂应变能。为了精准描述由塑性剪切应变和塑性体积应变引起的损伤演变过程,需要对损伤演化函数进行修正。

本研究使用分段函数^[13-14]建立新的损伤演化模型,其关系式表示为

$$\eta(\lambda) = \begin{cases} \alpha \left(\frac{\lambda}{\lambda_m} \right) + (3 - 2\alpha) \left(\frac{\lambda}{\lambda_m} \right)^2 + (\alpha - 2) \left(\frac{\lambda}{\lambda_m} \right)^3 & \lambda < \lambda_m \\ \frac{\lambda/\lambda_m}{\alpha_c(\lambda/\lambda_m - 1)^{\alpha_d} + \lambda/\lambda_m} & \lambda \geq \lambda_m \end{cases} \quad (10)$$

式中: α 为控制应变硬化段的常量, α_c 、 α_d 为控制应变软化段的常量, λ_m 为有效塑性应变峰值。在 LS-DYNA 软件中建立单个单元模型,单元尺寸为 2 mm,约束底面节点自由度,对顶面节点施加速度矢量。模拟 SFRC 的单轴压缩试验,通过反复试验法确定 α 、 α_c 、 α_d 、 λ_m ,直到模拟的应力-应变曲线与典型的 SFRC 应力-应变关系相符。基于大量试验研究,建议 $\alpha = 3$, $\alpha_c = 0.381$, $\alpha_d = 1.90$, $\lambda_m = 9.5 \times 10^{-5}$ 。改进的 $\eta(\lambda)$ 将用于接下来的讨论,与原损伤演化函数的比较如图 3 所示。

虽然本节对 $\eta(\lambda)$ 进行了修正,但是 K&C 模型中材料的软化行为由 $\eta(\lambda)$ 与损伤参数 b_1 、 b_2 协同控制,因此要准确描述 SFRC 的软化段特性,还需对损伤参数进行校准,1.3 节将介绍校准损伤参数 b_1 、 b_2 的简便方法,并进一步论证本研究所建立损伤演化函数 $\eta(\lambda)$ 的有效性。

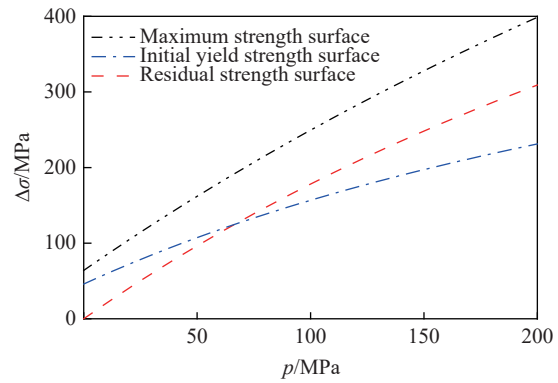


图 2 改进的失效强度面

Fig. 2 Modified failure strength surface

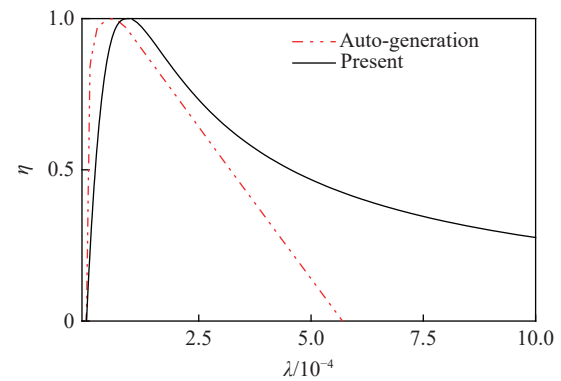


图 3 损伤演化函数 $\eta(\lambda)$ 的比较

Fig. 3 Comparisons of damage evolution function $\eta(\lambda)$

1.3 校准损伤参数

K&C 模型中,有效塑性应变积累函数为

$$\lambda = \begin{cases} \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\gamma_f(1+p/\gamma_f f_t)^{b_1}} & p \geq 0 \\ \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\gamma_f(1+p/\gamma_f f_t)^{b_2}} & p < 0 \end{cases} \quad (11)$$

式中: $\bar{\varepsilon}^p$ 为有效塑性应变增量; γ_f 为应变率增强因子; f_t 为单轴抗拉强度; b_1 、 b_2 为损伤参数, 分别控制单轴压缩与拉伸软化段的力学行为。

Malvar 等^[12] 建议损伤参数 b_1 的取值应与单轴压缩试验(UUC)下的应力-应变曲线相匹配, 建立单个单元模型, 模拟 $f_c = 175.3$ MPa、 $V_f = 1.0\%$ 时 SFRC 的单轴压缩试验^[1]。原 K&C 模型自动生成的损伤演化函数、损伤参数($b_1 = 0$)与修正后的损伤演化函数、损伤参数($b_1 = 0.75$)对应应力-应变曲线的描述如图 4 所示。由图 4 可知, 原 K&C 模型不能准确描述 SFRC 应变软化段的力学行为, 而修正后的损伤模型较好地预测了 SFRC 的峰后特性, 且与试验数据的吻合程度较高, 进一步论证了修正后损伤演化函数 $\eta(\lambda)$ 的有效性。

当应力点从最大强度面向残余强度破坏面移动时, 材料进入软化阶段, 参数 b_2 控制了受拉应力-应变曲线的软化行为。Bazant 等^[15] 认为, 只有当 SFRC 的软化行为受到局部或特征长度控制时, 网格细化后的应力-应变曲线才会客观, 否则它们将依赖于网格尺寸。他们提出消除网格依赖性的方法是强迫单轴拉伸应力-应变曲线下方的面积为 G_f/h_w , 其中, G_f 为断裂应变能, h_w 为裂缝正面宽度或裂缝局部宽度, 通常 h_w 为最大骨料直径的 1~6 倍。Malvar 等^[12] 归纳总结出 b_2 取值的表达式为

$$b_2 = (0.09h_w^2 - 0.98h_w + 3.06)(1 - 0.004f_c^2 + 0.097f_c - 0.484) \quad (12)$$

众所周知, 当钢纤维掺入混凝土中时, SFRC 的断裂能呈阶跃式增长, 且随着钢纤维体积分数的增长而增长。因此式 (12) 对于普通混凝土是适宜的, 却不能正确反映 SFRC 对能量的吸收能力。根据董振英等^[16] 的实验得到的 SFRC 的断裂应变能 481 N/m, 建立单个单元模型, 以模拟单轴拉伸试验(UUT), 采用 Bazant 建议的方法, 强迫单轴拉伸应力-应变曲线下方的面积为 G_f/h_w , 校准 SFRC 的拉伸损伤参数($b_2 = 0.2$), 由式 (12) 自动生成的拉伸损伤参数 $b_2 = 2.1$ 。原模型与校准损伤参数及修正损伤演化函数后的 K&C 模型对单轴拉伸应力-应变曲线的描述如图 5 所示。由图 5 可知, 修正后的 K&C 模型的应力-应变曲线软化段表现出更高的韧性、延性和断裂应变能, 且与实验数据的吻合程度较高。

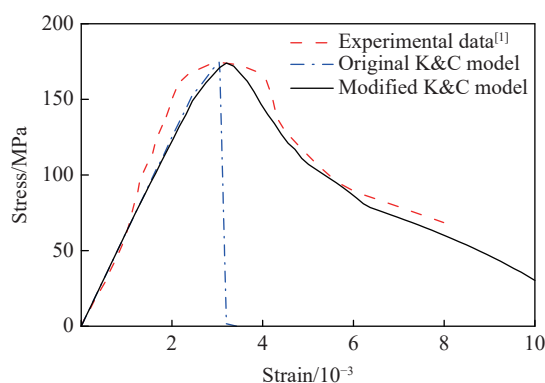


图 4 单轴压缩试验的应力-应变曲线与 K&C 模型的预测结果比较

Fig. 4 Comparisons of experiment at stress-strain curve of UUC test and prediction of K&C models

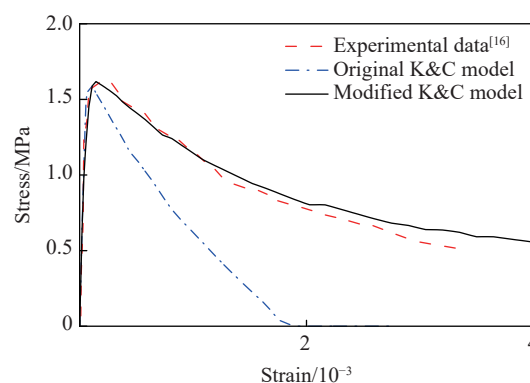


图 5 单轴拉伸试验的应力-应变曲线与 K&C 模型的预测结果比较

Fig. 5 Comparisons of experiment at stress-strain curve of UUT test and prediction of K&C models

1.4 改进 SFRC 的受压动力增强因子模型

SFRC 的骨料强度大于砂浆与交界面强度, 在高应变率下, 断裂机理发生改变, 裂纹扩展极为迅速, 裂纹的扩展可能直接通过骨料区域, 而不是骨料与砂浆的交界面, 混凝土的单轴受压强度增长可达 100% 以上, 而单轴受拉强度增长可达 600% 以上。目前, 已有几种应变率模型用于预测混凝土在动态压缩荷载下的强度增强效应。被广泛接受的模型由 CEB-FIP^[17] 模式规范提出, 定义动态强度和静态强度的比值与应变率的函数关系, 即受压动力增强因子(CDIF)表示为

$$\text{CDIF} = \frac{f_{c,d}}{f_{c,s}} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{1.026\delta} & \dot{\varepsilon} < 30 \text{ s}^{-1} \\ \gamma_s \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{1/3} & \dot{\varepsilon} \geq 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (13)$$

式中: $f_{c,d}$ 为动态压缩强度; $f_{c,s}$ 为静态压缩强度; $\dot{\varepsilon}$ 为当前应变率; $\dot{\varepsilon}_s$ 为基准静态应变率, $\dot{\varepsilon}_s = 3 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$; $\lg \gamma_s = 6.156\delta - 2$, $\delta = f_{c,0}/(5f_{c,0} + 9f_{c,s})$, $f_{c,0} = 10 \text{ MPa}$ 。

Wang 等^[18] 开展了 SFRC 的霍普金森压杆试验研究, 在 CEB-FIP 公式的基础上考虑了纤维效应, 修正了过渡应变, 提出了 CDIF 模型

$$\text{CDIF} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{1.026\delta} & \dot{\varepsilon} < (30 + 23i) \text{ s}^{-1} \\ \eta \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{(1+0.05i)/3} & \dot{\varepsilon} \geq (30 + 23i) \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (14)$$

式中: i 为考虑纤维效应的参数, i 等于 0 或 1, 分别代表素混凝土及纤维增强混凝土; $\eta = \gamma_s(1 - 0.339 \cdot 2i)$, 其他变量同 CEB-FIP 模型。

CEB-FIP 模型能够较好地预测普通混凝土的 DIF 值, 但对 SFRC 的 DIF 值估计过高, 如图 6 所示。众多学者的研究数据^[19-23] 表明, 过渡应变率之后, SFRC 的应变率敏感性低于普通混凝土, 原因在于: (1) 根据 ACI446^[24] 的研究结果, 高应变率下混凝土强度的增长速率随着裂缝扩展速度的增大而增大, 而 SFRC 的高密实性和钢纤维的阻裂作用使得裂缝扩展速率与素混凝土相比较慢; (2) 钢纤维的应变率敏感性低于混凝土基体。因此需提出适用于 SFRC 的 CDIF 模型。

由于侧向惯性效应, 在过渡应变率之后, DIF 曲线的斜率急剧增大, 表明混凝土的物理性能发生了变化。钢纤维的约束效应有效地减少了混凝土的横向膨胀, 使得惯性效应更加显著, 需要更高的过渡应变率触发 SFRC 的物理性能变化, 因此有必要提出适用于 SFRC 的过渡应变率模型。

Wang 等^[18] 提出的模型虽与众多学者的试验数据边界大致相符, 但没有给出具体的钢纤维体积分数所对应的曲线, 对过渡应变率模型的描述也不够精确。本研究在式(14)的基础上, 引入了钢纤维体积分数 V_f , 并修正过渡应变率, 通过最小二乘法回归分析大量实验数据, 给出 CDIF 值, 即

$$\text{CDIF} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{1.026\delta} & \dot{\varepsilon} < \varepsilon_t \text{ s}^{-1} \\ \gamma_{V_f} \gamma_s \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{(1+0.018V_f)/3} & \dot{\varepsilon} \geq \varepsilon_t \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (15)$$

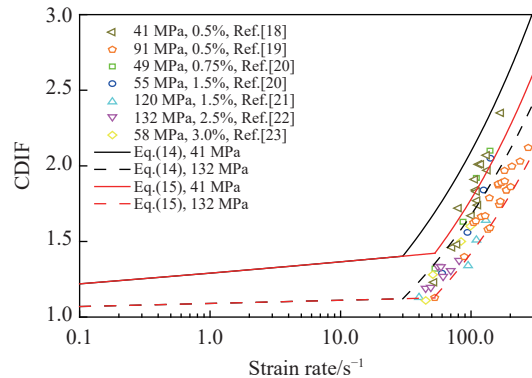


图 6 不同模型得到的 CDIF 值与实验数据的比较

Fig. 6 Comparisons of CDIF values obtained from different models and experiments

式中: ε_t 为过渡应变率, $\varepsilon_t = 41.087 + 7.677 V_f - 0.746 V_f^2$; $\gamma_{V_f} = 0.607 \exp(-V_f/4.972) + 0.294$, γ_{V_f} 为钢纤维体积分数因子; 其他变量同 CEB-FIP 模型。如图 7 所示, 式 (15) 得到的 CDIF 值与实验数据^[19-23] 吻合较好。

1.5 SFRC 受拉动力增强因子模型

混凝土的动态抗拉强度表现出比抗压强度更高的应变率敏感性。目前研究人员在各自实验研究^[17, 25-28] 的基础上, 提出了数种 SFRC 受拉动力增强因子模型 (TDIF), 如图 8 所示。由图 8 可以看出, TDIF 模型存在较大差异, 可能是因为混凝土的基体强度、纤维含量、形状、长径比、抗拉强度对 TDIF 值的影响较大。由于现有实验数据的分歧较大, 尚不具备提出新的 TDIF 模型的条件, 因此本研究中采用被广泛接受的 CEB-FIP 公式作为受拉增强因子模型

$$\text{TDIF} = \frac{f_{t,d}}{f_{t,s}} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{1.016\delta} & \dot{\varepsilon} < 30 \text{ s}^{-1} \\ \beta \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{1/3} & \dot{\varepsilon} \geq 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (16)$$

式中: $f_{t,d}$ 为动态抗拉强度; $f_{t,s}$ 为静态抗拉强度; $\dot{\varepsilon}_s = 3 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$; $\delta = f_{c,0}/(10f_{c,0} + 6f_c)$, $f_{c,0} = 10 \text{ MPa}$; $\lg \beta = 7.11\delta - 2.33$ 。

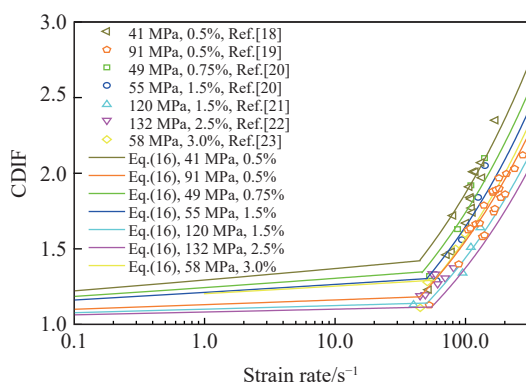


图 7 新模型得到的 CDIF 值与实验数据的比较

Fig. 7 Comparisons of CDIF values obtained from new models and experiments

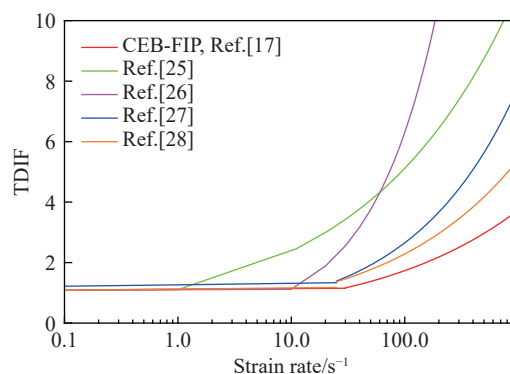


图 8 不同模型得到的 TDIF 比较

Fig. 8 Comparisons of TDIF values obtained from different models

2 数值模拟

2.1 SFRC 板受冲击荷载

为了论证第 1 节中改进的失效强度面参数模型、损伤模型、受压动力增强因子模型的有效性与可靠性, 对高速弹丸侵彻 SFRC 板^[1] 进行仿真分析。数值模拟所用 SFRC 板的钢纤维体积分数为 1%, 尺寸设定为 310 mm × 310 mm × 50 mm, 支撑于钢框架之上, 自由跨度为 240 mm。模拟所用的平头弹丸直径为 25 mm, 长度为 75 mm, 质量为 297 g; 弹丸材料为 SKH-51 工具钢, 洛氏硬度 HRC 设定为 60, 侵彻过程中塑性变形较小。弹丸分别以 58.2、76.0 和 104.0 m/s 的速度对 SFRC 板进行模拟冲击实验。

SFRC 板的 1/4 计算模型如图 9 所示, 对称面上施加对称约束。采用 SOLID164 单元对弹体和 SFRC 板进行离散, 单元尺寸为 2 mm, 采用单点高斯积分拉格朗日算法。SFRC 板采用改进的 K&C 材料模型, 耦合 *EOS_TABULATED_COMPACTION 状态方程。最大强度面、初始屈服强度面、残余强度面参数值分别按式 (5)、式 (7)、式 (8) 确定, 损伤演化函数按式 (10) 进行修正, 损伤比例因子按 1.3 节的方法校准, DIF 模型为式 (15) 和式 (16)。SFRC 板的主要材料参数列于表 1。其中, L_w 为裂缝局部宽度, ρ 为密度, ν 为泊松比, ω 为膨胀系数。表 1 中未给出的参数均采用自动生成值。

弹丸采用 *MAT_JOHNSON_COOK 材料模型。该模型适用于应变率变化范围较大及材料软化引

起的绝热温度升高问题,是弹丸冲击模拟研究中常用的模型,需耦合*EOS_GRÜNEISEN 状态方程。弹丸的主要材料参数如表 2 所示。其中: G 为剪切模量, A 、 B 、 N 、 C 、 M 为输入的材料常数, T_m 为熔化温度, T_R 为室内温度, ε 为基准静态应变率, c_p 为定压比热容, SPALL 为剥落处理方式, IT 为塑性应变迭代选项, D_1 、 D_2 、 D_3 、 D_4 、 D_5 均为失效破坏参数。表 2 中未给出的参数均采用自动生成值。

表 1 改进的钢纤维混凝土 K&C 模型参数

Table 1 Parameters of the modified K&C model of SFRC

Strength surface												
a_0/MPa	a_1	a_2/MPa^{-1}	a_{0y}/MPa	a_{1y}	a_{2y}/MPa^{-1}	a_{1f}	a_{2f}/MPa^{-1}					
64.0	0.481	5.82×10^{-4}	45.93	0.726	1.77×10^{-3}	0.476	8.56×10^{-4}					
Damage								Others				
b_1	b_2	b_3	α	α_c	α_d	λ_m	L_w/mm	f_c/MPa	f_t/MPa	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	ν	ω
0.75	-1.50	1.15	3.00	0.381	1.90	9.5×10^{-5}	24	175.3	13.8	2 600	0.19	0.5

表 2 平头弹丸的材料参数

Table 2 Materials parameters of the flat ended projectile

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	G/GPa	A/MPa	B/MPa	N	C	M	T_m/K	T_R/K
7.83	210	792	510	0.26	0.014	1.03	1 793	294
$\varepsilon/(\mu\text{s}^{-1})$	$c_p/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	SPALL	IT	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
1.0×10^{-4}	4.77×10^{-5}	3.0	0.0	4.00	0.00	0.00	0.00	0.00

弹丸与靶板之间采用侵蚀接触算法 *CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE, 动摩擦因子与静摩擦因子均为 0.15。采用关键字 *INITIAL_VELOCITY_GENERATION 产生弹丸初速度。沙漏控制方式采用 LS-DYNA 软件的标准黏性方式, 计算时间步长比例因子为 0.6。

K&C 材料模型未包含侵蚀失效准则。为了模拟 SFRC 板的破坏失效模式, 还需引入侵蚀失效准则 *MAT_ADD_EROSION, 选取失效主应变 $\varepsilon_{\max}$ 作为破坏判据, 一旦单元主应变大于 $\varepsilon_{\max}$, 该单元将被立即删除。侵蚀失效值依赖于网格尺寸, 且因材料而异, 并适用于特定研究环境。本研究在选择侵蚀失效值时, 主要考虑避免单元的大量缺失和保持质量守恒。如图 4 中 SFRC 的峰值应变为 0.003, 考虑到在应变软化阶段, 断裂应变为压缩应变的 2 倍, 还需考虑应变率效应和纤维约束效应等其他影响(建议为 10 倍), 因此失效主应变取为 0.06。

实验结果^[1]及改进前后 K&C 模型预测的 SFRC 板动力响应的对比如图 10 所示。由图 10 可知, 原 K&C 模型的预测结果与实验结果的破坏模式吻合较差, 不能预测到实验中的破坏主裂缝, 而改进的 K&C 模型的预测结果与实验结果的破坏模式吻合良好, 准确描述了剪切裂缝和拉伸裂缝的发展。SFRC 板在弹丸侵彻下的结痂直径与实验结果的比较如表 3 所示, 原 K&C 模型预测的结痂直径与实验结果偏差较大, 而改进的 K&C 模型精准地预测了弹丸速度为 58.2、76.0 和 104.0 m/s 时的结痂直径, 与实验结果的相对偏差分别为 12.0%、4.0% 和 6.4%。综上所述, 原 K&C 模型的模拟结果表明, SFRC 的脆性破坏特征显著, 而改进的 K&C 模型则准确表征了 SFRC 的韧性、延性及能量吸收能力, 说明改进的 K&C 模型能更准确地预测 SFRC 板受冲击荷载时的动力响应。

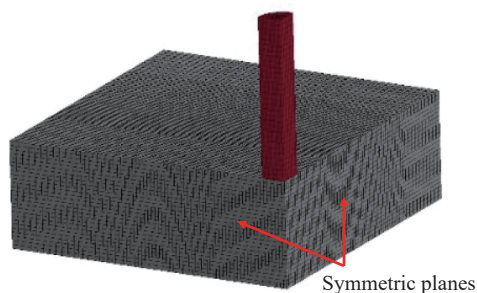


图 9 SFRC 靶板在平头弹丸冲击下的有限元模型

Fig. 9 Finite element model of flat-ended projectile impacting SFRC plate

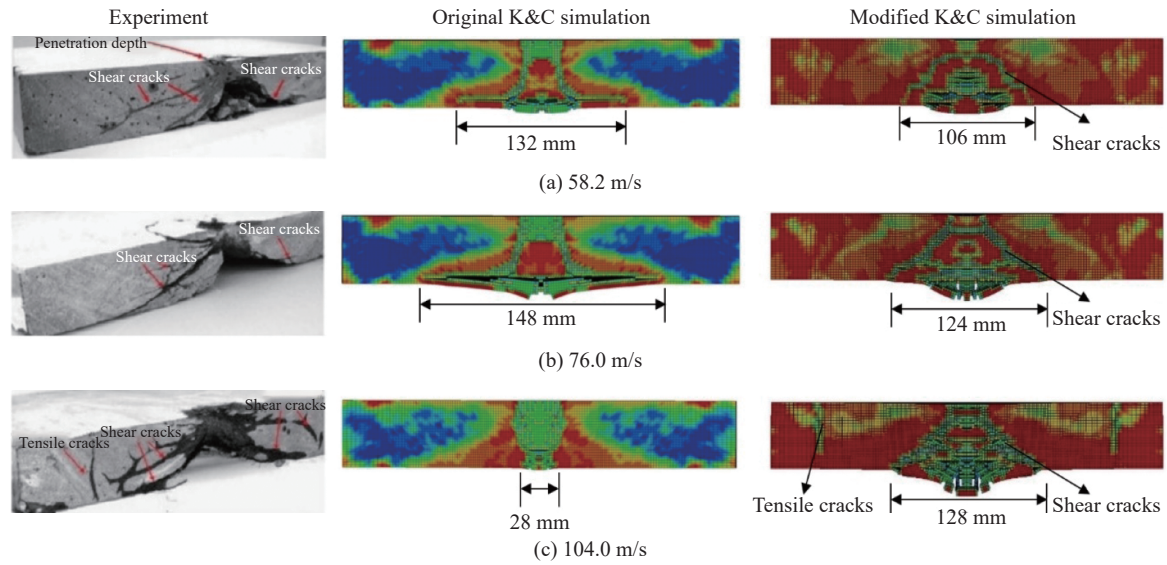


图 10 不同撞击速度下 SFRC 板破坏模式的实验结果^[1]与数值模拟结果对比

Fig. 10 Comparison of the damage patterns of SFRC plate from experimental results^[1] and numerical simulation under different impact velocities

表 3 实验数据与数值模拟结痂弹坑直径比较

Table 3 Comparisons of experimental data and numerical simulation of the scabbed crater diameter

Projectile velocity/(m·s ⁻¹)	Scabbed crater diameter/mm			Model error/%	
	Experiment	Original K&C	Modified K&C	Original K&C	Modified K&C
58.2	120.5	132	106	9.5	12.0
76.0	119.2	148	124	24.2	4.0
104.0	120.3	28	128	76.7	6.4

2.2 SFRC 板受爆炸荷载作用

K&C 模型常被用来分析爆炸荷载作用下混凝土结构的动力响应,赵春风等^[29]采用 K&C 模型分析安全壳穹顶钢筋混凝土板的抗爆性能。为进一步验证改进的 K&C 模型在爆炸荷载作用下预测 SFRC 板动力响应的有效性和可靠性,对 SFRC 板在爆炸荷载作用下的动力响应^[2]进行数值模拟。SFRC 板的尺寸设为 550 mm × 550 mm × 50 mm,支撑于钢框架之上,自由跨度为 460 mm。引爆圆柱形炸药对钢纤维体积分数分别为 0.5%、1.0% 的 SFRC 板进行冲击加载,TNT 炸药等效当量为 0.488 kg,炸药质心距 SFRC 板表面 0.272 5 m,比例距离为 0.35 m·kg^{-1/3}。

SFRC 的 1/4 模型如图 11 所示,在对称面施加对称约束,空气域的非对称面采用关键字 *BOUNDARY_NON_REFLECTING 施加无反射边界条件,模拟无约束爆炸条件。数值计算模型由钢纤维混凝土板、TNT 炸药和空气域组成。SFRC 板采用拉格朗日算法,TNT 炸药和空气域单元均采用单点多物质 ALE 算法。另需采用关键字 *ALE_MULTI_MATERIAL_GROUP 将 TNT 炸药与空气定义为 ALE 材料组,它代表一个独特的流体,可与模型中的拉格朗日 SFRC 结构产生相互作用。采用流固耦合机制 *CONSTRAINED_

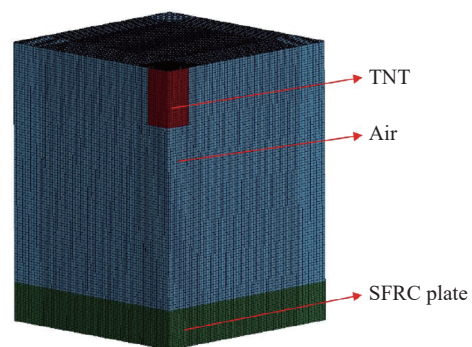


图 11 SFRC 板在爆炸荷载作用下的有限元模型

Fig. 11 Finite element model of SFRC plate under blast load

LAGRANGE_IN_SOLID 计算 SFRC 板与空气和炸药之间的相互作用。TNT 材料模型采用 *MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN, 并联合 *EOS_JWL 状态方程。空气域采用 *MAT_NULL 材料模型, 并联合 *EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 状态方程。钢纤维混凝土材料模型为改进的 K&C 模型, 材料参数的校准方法及其他环境变量同 2.1 节。

当模拟爆炸冲击波到达 SFRC 板时, 前表面材料处于三轴压缩应力状态, 可导致弹坑状的材料局部破坏。另一部分冲击波透射到 SFRC 板后表面时, 后表面材料处于多轴拉伸应力状态, 可导致混凝土的剥落和碎片弹射。实验结果^[2]与改进的 K&C 模型模拟结果的对比如图 12 所示。由图 12 可知: 改进的 K&C 模型较好地预测了 SFRC 板背面混凝土的剥落现象; 数值模拟与实验的破坏模式均为典型的对角线破坏, 且吻合良好; 随着钢纤维体积分数的增加, SFRC 板损伤破坏的程度减轻。

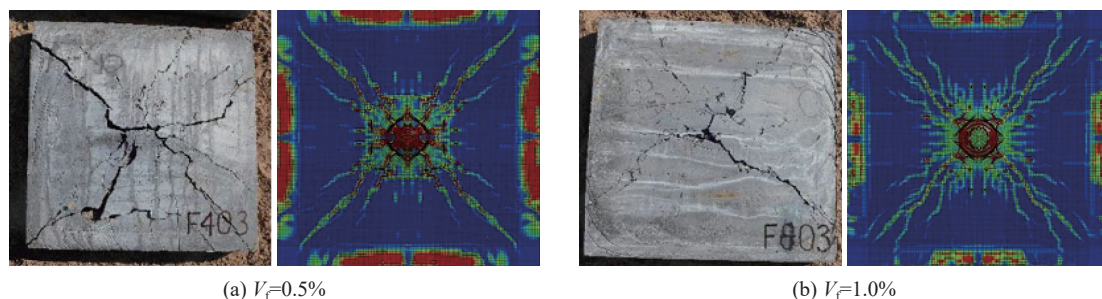


图 12 不同纤维体积分数时 SFRC 板挠曲破坏模式的实验结果^[2]与数值预测对比
Fig. 12 Comparisons of the damage patterns of SFRC plate from simulation predictions and experimental results^[2] under different fiber volume fractions

3 结 论

通过对原 K&C 混凝土模型进行改进, 研究了钢纤维混凝土板在冲击与爆炸荷载作用下的动力响应, 得出以下主要结论。

(1) 根据大量 SFRC 三轴压缩实验数据, 在原失效强度面模型的基础上, 考虑了钢纤维体积分数对三轴强度的影响, 采用最小二乘法建立了适用于 SFRC 的失效强度面模型。该模型能准确描述 SFRC 的失效强度面。

(2) 通过 LS-DYNA 软件模拟单元轴向拉、压试验, 采用反复试验法, 建立了 SFRC 的损伤演化模型, 介绍了校准拉、压损伤参数的简便方法, 模拟结果表明, 新的损伤机制能准确描述 SFRC 的应变软化段力学特征。

(3) 根据大量高应变率下 SFRC 的单轴压缩实验数据, 在 CEB-FIP 受压动力增强因子模型的基础上, 考虑了钢纤维体积分数对 DIF 值及过渡应变率的影响, 建立了 SFRC 的 CDIF 模型, 该模型能准确表征 SFRC 受压时的应变率效应。

(4) 通过 LS-DYNA 软件模拟了高速弹丸侵彻钢纤维混凝土靶板与爆炸荷载下钢纤维混凝土板的动力响应, 模拟结果验证了改进的 K&C 模型, 能够准确表征钢纤维混凝土板受冲击和爆炸荷载作用时的动力响应。

参考文献:

- [1] TAI Y S. Flat ended projectile penetrating ultra-high strength concrete plate target [J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2009, 51(2): 117-128.
- [2] LUCCIONI B, ISLA F, CODINA R, et al. Effect of steel fibers on static and blast response of high strength concrete [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 107(1): 23-27.
- [3] 宋玉普, 赵国藩, 彭放, 等. 三向应力状态下钢纤维混凝土的强度特性及破坏准则 [J]. *土木工程学报*, 1994, 27(3): 14-23.

- SONG Y P, ZHAO G F, PENG F, et al. Strength behavior and failure criteria of steel fiber concrete under triaxial stresses [J]. *China Civil Engineering Journal*, 1994, 27(3): 14–23.
- [4] 王乾峰, 彭刚, 戚永乐. 围压条件下钢纤维混凝土动态压缩试验研究 [J]. *混凝土*, 2009(3): 29–31.
- WANG Q F, PENG G, QI Y L. Dynamical press test of SFRC under confined pressure [J]. *Concrete*, 2009(3): 29–31.
- [5] 王志亮, 诸斌. 钢纤维混凝土三轴压缩下的强度和韧性特性 [J]. *建筑材料学报*, 2012, 15(3): 301–305.
- WANG Z L, ZHU B. Strength and toughness characteristic of steel fiber reinforced concrete in triaxial compression [J]. *Journal of Building Materials*, 2012, 15(3): 301–305.
- [6] CHI Y, XU L H, MEI G D, et al. A unified failure envelope for hybrid fibre reinforced concrete subjected to true triaxial compression [J]. *Composite Structures*, 2014, 109: 31–40.
- [7] SIRIJAROONCHAR K, EL-TAWIL S, PARRA-MONTESINOS G. Behavior of high performance fiber reinforced cement composites under multi-axial compressive loading [J]. *Cement and Concrete Composites*, 2010, 32(1): 62–72.
- [8] LU X, HSU C T T. Behavior of high strength concrete with and without steel fiber reinforcement in triaxial compression [J]. *Cement and Concrete Research*, 2006, 36(9): 1679–1685.
- [9] FARNAM Y, MOOSAVI M, SHEKARCHI M, et al. Behaviour of slurry infiltrated fibre concrete (SIFCON) under triaxial compression [J]. *Cement and Concrete Research*, 2010, 40(11): 1571–1581.
- [10] FANTILLI A P, VALLINI P, CHIAIA B. Ductility of fiber-reinforced self-consolidating concrete under multi-axial compression [J]. *Cement and Concrete Composites*, 2011, 33(4): 520–527.
- [11] REN G M, WU H, FANG Q, et al. Triaxial compressive behavior of UHPCC and applications in the projectile impact analyses [J]. *Construction and Building Materials*, 2016, 113(1): 1–14.
- [12] MALVAR L J, CRAWFORD J E, WESEVICH J W, et al. A plasticity concrete material model for DYNA3D [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1997, 19(9/10): 847–873.
- [13] CHI Y, XU L, ZHANG Y. Experimental study on hybrid fiber-reinforced concrete subjected to uniaxial compression [J]. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2014, 26(2): 211–218.
- [14] MURUGESAN REDDIAR M K. Stress-strain model of unconfined and confined concrete and stress-block parameters [D]. Texas A & M University, 2009: 31–37.
- [15] BAZANT Z. P. Fracture mechanics of concrete structures [C]//Proceedings of the First International Conference on Fracture Mechanics of Concrete Structures. Amsterdam: Breckenridge, CO, 1992: 20–25.
- [16] 董振英, 李庆斌, 王光纶, 等. 钢纤维混凝土轴拉应力应变特性的试验研究 [J]. *水利学报*, 2002(5): 47–50.
- DONG Z Y, LI Q B, WANG G L, et al. Experimental study on stress-strain characteristics of steel fiber reinforced concrete under uniaxial tension [J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2002(5): 47–50.
- [17] Comité Euro-International du Béton, CEB-FIP Model Code 1990: Design Code [S]. London: Thomas Telford Limited, 1993.
- [18] WANG S S, ZHANG M H, QUEK S T. Effect of high strain rate loading on compressive behaviour of fibre-reinforced high-strength concrete [J]. *Magazine of Concrete Research*, 2011, 63(11): 813–827.
- [19] HAO Y, HAO H. Dynamic compressive behaviour of spiral steel fibre reinforced concrete in split Hopkinson pressure bar tests [J]. *Construction and Building Materials*, 2013, 48: 521–532.
- [20] SUN X W, ZHAO K, LI Y C, et al. A study of strain-rate effect and fiber reinforcement effect on dynamic behavior of steel fiber-reinforced concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 158: 657–669.
- [21] WANG Y H, WANG Z D, LIANG X Y, et al. Experimental and numerical studies on dynamic compressive behavior of reactive powder concretes [J]. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 2008, 21(5): 420–430.
- [22] SU Y, LI J, WU C Q, et al. Effects of steel fibres on dynamic strength of UHPC [J]. *Construction and Building Materials*, 2016, 114(1): 708–718.
- [23] WANG Z L, LIU Y S, SHEN R F. Stress-strain relationship of steel fiber-reinforced concrete under dynamic compression [J]. *Construction and Building Materials*, 2008, 22(5): 811–819.
- [24] ACI Committee 446. Report on dynamic fracture of concrete [R]. Michigan: American Concrete Institute, 2004.
- [25] MALVAR L J, ROSS C A. Review of strain rate effects for concrete in tension [J]. *Aci Materials Journal*, 1998, 95(6): 735–739.
- [26] THOMAS R J, SORENSEN A D. Review of strain rate effects for UHPC in tension [J]. *Construction and Building Materials*, 2017, 153: 846–856.

- [27] PARK J K, KIM S W, KIM D J. Matrix-strength-dependent strain-rate sensitivity of strain-hardening fiber-reinforced cementitious composites under tensile impact [J]. *Composite Structures*, 2017, 162: 313–324.
- [28] PARK S H, KIM D J, KIM S W. Investigating the impact resistance of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete using an improved strain energy impact test machine [J]. *Construction and Building Materials*, 2016, 125: 145–159.
- [29] 赵春风, 王强, 王静峰, 等. 近场爆炸作用下核电厂安全壳穹顶钢筋混凝土板的抗爆性能 [J]. *高压物理学报*, 2019, 33(2): 025101.
- ZHAO C F, WANG Q, WANG J F, et al. Blast resistance of containment dome reinforced concrete slab in NPP under close-in explosion [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(2): 025101.

K&C Model of Steel Fiber Reinforced Concrete Plate under Impact and Blast Load

YIN Huawei^{1,2}, JIANG Ke¹, ZHANG Liao¹, HUANG Liang¹, WANG Chenling¹

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, Hunan, China;

2. Civil Engineering Inspection and Test Limited Company of Hunan University, Changsha 410082, Hunan, China)

Abstract: Steel fiber reinforced concrete (SFRC) is widely used in protective structures due to its excellent ductility, toughness and energy absorption capacity. K&C model is a common constitutive model for studying the response of normal concrete components under impact and blast loads, but it cannot accurately characterize the dynamic response of SFRC. In order to improve prediction of K&C model for the dynamic response of SFRC plate under impact and blast load, this work improves K&C model: a new failure strength surface parameter model was established based on a large number of triaxial compression experimental data, a new damage evolution model was established by trial-and-error method, and the damage parameters of tensile and compressive were calibrated. A new compression dynamic increase factor (CDIF) model was established based on a large number of uniaxial compression experimental data of SFRC under high strain rate. The dynamic response of SFRC plate is simulated by explicit dynamic analysis software LS-DYNA. The effectiveness and reliability of the above improvements have been verified by simulation results.

Keywords: steel fiber reinforced concrete; K&C model; impact load; blast load; dynamic response

钢筋混凝土墙抗冲击性能的数值模拟分析

宿华祥, 易伟建

(湖南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410082)

摘要: 为了研究钢筋混凝土墙在冲击荷载作用下的动态响应, 借助 ANSYS/LS-DYNA 建立钢筋混凝土墙的有限元模型。冲击体质量为 2 t, 冲击速度为 3 m/s, 分析了轴压比、墙宽和边缘构件对钢筋混凝土墙抗冲击性能的影响。在此基础上, 分析了墙体在极限荷载作用下经历的 3 个阶段, 提出了一种在极限荷载作用下墙体破坏失效的判别准则; 利用所提出的判别准则分析了在极限荷载作用下轴压比、墙宽和边缘构件的影响。结果表明: 在一定范围内, 随着轴压比的增加, 墙体抗冲击性能提高, 有轴压的墙体损伤区域较为集中; 增加墙宽和加入边缘构件均能有效增强墙体的抗冲击性能; 在极限荷载作用下, 冲击质量一定时, 随着轴压比的增加, 结构破坏失效所需的冲击能变小。

关键词: 钢筋混凝土墙; 动态响应; 极限荷载; 轴压比; 结构失效

中图分类号: O383.2; O389

文献标识码: A

作为常用的工程结构, 钢筋混凝土结构在使用过程中可能受到各种冲击载荷作用, 例如碰撞、爆炸、水流冲击和恐怖袭击等。1968 年英国 Ronan Point 公寓燃气爆炸引起结构局部倒塌, 导致 4 人死亡、17 人受伤。2001 年 9 月, 美国世界贸易中心先后遭受两架被恐怖分子挟持客机的撞击, 在飞机撞击、爆炸冲击及燃烧的作用下, 结构倒塌, 此次恐怖袭击活动遇难人数高达 2 996, 对全球经济造成的损失近 1 万亿美元。种种情况表明, 意外冲击载荷引起结构破坏失效不仅会对人的生命安全和经济财产造成很大的危害, 还会产生不良社会影响。由此可见, 对于结构在冲击荷载作用下的研究有重要的实际工程意义, 适应社会发展的需求。

现有文献中, 已经有大量针对各种结构在冲击荷载作用下的动力响应研究。由于材料的率敏感性^[1-2]及结构本身的惯性作用, 结构的动力响应与静力响应明显不同。许斌和曾翔^[3]利用落锤试验机对一组钢筋混凝土梁进行试验, 研究了锤重、冲击速度、冲击能量对结构响应的影响。窦国钦等^[4]对 6 根钢筋混凝土简支梁进行了试验研究, 分析了高强混凝土梁在冲击荷载作用下的抗冲击行为。Tachibana 等^[5]进行了不同的锤重、冲击速度和截面尺寸的梁的落锤试验, 并基于能量的角度提出了梁跨中最大位移关于冲击能量的经验公式。付应乾和董新龙^[6]采用落锤三点弯曲试验方法对具有不同黏结强度的钢筋混凝土梁进行了研究, 分析表明冲击力峰值与黏结强度无关, 但是黏结强度对破坏模式的转变有影响。Kishi 等^[7]进行了 27 根不同剪跨比无腹筋混凝土梁的落锤冲击试验, 提出用最大支座反力来评估梁的抗冲击能力比用最大冲击力更合适。窦国钦等^[8]对 6 根钢纤维混凝土梁进行了落锤试验, 试验表明加入钢纤维能够有效抵抗冲击作用下裂缝的发展。闫秋实等^[9]通过对 5 根装配式钢筋混凝土梁和 1 根现浇钢筋混凝土梁进行落锤试验, 分析了拼装位置和套筒灌浆饱满度对装配式钢筋混凝土梁抗冲击性能的影响。Zineddina 和 Krauthammer^[10]对 3 种配筋方式不同的钢筋混凝土板进行了落锤冲击试

* 收稿日期: 2019-05-09; 修回日期: 2019-05-22

基金项目: 国家重点研发计划(2016YFC0701405)

作者简介: 宿华祥(1992—), 男, 硕士研究生, 主要从事钢筋混凝土结构抗冲击性能研究。

E-mail: 15575888135@163.com

通信作者: 易伟建(1954—), 男, 博士, 教授, 主要从事混凝土结构基本理论研究. E-mail: wjyi@hnu.edu.cn

验,试验数据表明钢筋混凝土板的响应受钢筋数量和落锤高度的影响。Özgür 等^[11]研究了边界条件对钢筋混凝土板抗冲击性能的影响;Bhatti 等^[12]研究了经纤维增强复合材料(FRP)加固的钢筋混凝土板在冲击荷载作用下的性能,试验表明在钢筋混凝土板背面加 FRP 可以增强板的抗冲击能力。赵春风等^[13]研究了 60°配筋混凝土板的抗爆能力,结果表明其抗爆能力与 90°配筋板相比有明显提升。Zhang 等^[14]对现浇和预制钢筋混凝土柱进行了试验研究,结果表明预制钢筋混凝土柱由于其自恢复能力而具有更好的抗冲击性能。刘飞等^[15]对有轴力的钢筋混凝土柱进行了数值模拟,分析了其破坏模式及转换机理。

目前关于钢筋混凝土梁、板、柱抗冲击性能的研究较多,对砌体墙的平面外抗冲击性能也有文献报道^[16-17],而对于钢筋混凝土墙平面外抗冲击性能的研究则相对不够充分。在剪力墙结构中,可能受到煤气爆炸及小型飞行器等冲击作用,但现有文献缺乏对钢筋混凝土剪力墙抗爆抗冲击的研究。此外,钢筋混凝土剪力墙作为应用广泛的关键竖向构件,在设计中并未考虑平面外的受力,一旦结构受到冲击破坏则会造成严重后果。

针对上述问题,本研究采用显示动力有限元软件 LS-DYNA,对钢筋混凝土墙在锤体冲击作用下的响应进行数值模拟,分析轴压比、墙体宽度和边缘构件等参数对钢筋混凝土墙响应的影响,并研究不同参数对钢筋混凝土墙抵抗极限冲击荷载的影响。

1 有限元模型和材料参数

1.1 有限元模型

采用 ANSYS 建模,并用 LS-DYNA 计算钢筋混凝土墙在摆锤冲击作用下的响应。考虑到模拟墙体的对称性,采用 1/2 模型以减少计算量。钢筋和混凝土之间采用分离式共节点的方式建模,添加关键字 *LOAD_BODY_Y 对模型整体施加重力加速度,通过在顶梁上表面施加均布荷载为墙体施加轴力。墙体模型尺寸和配筋情况如下:墙宽有 1.1、1.6 和 2.1 m 三种,墙高 2.1 m,墙厚 160 mm,保护层厚度取为 20 mm;采用双层双向配筋,墙身纵筋、分布钢筋直径及边缘构件中的箍筋直径为 8 mm,边缘构件纵筋直径为 16 mm,拉筋直径为 6 mm 并采用梅花形布置;墙体纵向钢筋配筋率为 0.251%,纵筋钢筋间距为 250 mm,当布置边缘构件时两端的 8 根纵向钢筋采用直径为 16 mm 的钢筋并设置箍筋,水平分布钢筋间距为 300 mm。

总共建立 24 个计算模型,每个模型的编号由 3 部分组成:第 1 个字母 A 表示墙宽 1 100 mm, B 表示墙宽 1 600 mm, C 表示墙宽 2 100 mm;第 2 个数字 0 表示无边缘构件,1 表示有边缘构件;第 3 个数字表示轴压比,分别为 0、0.2、0.4、0.6。例如 B-1-0.2 表示墙宽 1 600 mm、有边缘构件、轴压比为 0.2 的墙体。图 1 给出了墙宽 1 600 mm、有边缘构件墙体的有限元模型。墙底部梁体固接,顶部梁体可以竖向移动。

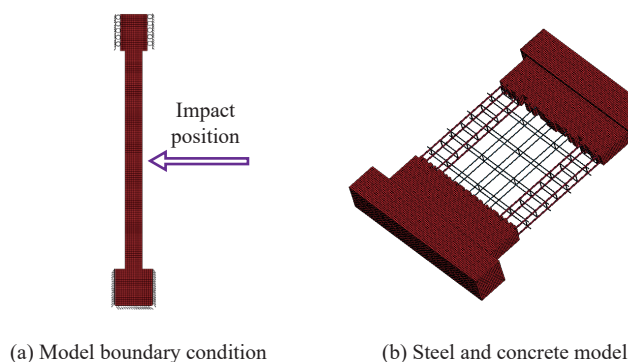


图 1 钢筋混凝土墙有限元模型

Fig. 1 Finite element model of reinforced concrete wall

1.2 材料模型

在 LS-DYNA 众多混凝土模型中, 混凝土塑性损伤模型(CSCM)能够很好地模拟混凝土结构的低速冲击行为^[18], 以及钢筋混凝土结构在冲击荷载作用下的弯曲和剪切行为。本研究中混凝土模型也采用 MAT_CSCM(MAT159)。该模型引入损伤指标来模拟混凝土达到峰值强度后的应变软化和刚度退化特征, 考虑了材料的硬化、损伤及率相关性。目前该模型在混凝土低速冲击领域应用广泛, 不仅能够模拟钢筋混凝土结构在冲击作用下的大变形, 也能模拟混凝土在低速冲击作用下的压溃^[19]。

混凝土中骨料粒径取 20 mm, 混凝土强度取 30 MPa。在 CSCM 模型中输入混凝土强度、骨料粒径等参数后可以考虑混凝土的应变率效应, 程序将按照内置算法进行计算。此外, CSCM 模型还可以考虑混凝土在冲击荷载下的侵蚀作用。采用侵蚀应变为 0.1, 当混凝土单元最大主应变超过此值时将被删除。

钢筋采用 MAT_PLASTIC_KINEMATIC(MAT3)模型, 即双线性弹塑性模型, 可近似模拟钢筋的弹塑性阶段。钢筋材料的应变率效应通过 Cowper-Symonds 模型考虑。该模型能够考虑应变率效应对材料强度和失效应变的影响, 强度公式为

$$\sigma_y = \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right) (\sigma_0 + \beta E_p \varepsilon_p^{\text{eff}}) \quad (1)$$

式中: σ_0 为初始应力, $\dot{\varepsilon}$ 为应变率, C 为应变率参数, β 为硬化参数, E_p 为塑性硬化模量, $\varepsilon_p^{\text{eff}}$ 为等效塑性应变。

钢筋参数按文献 [20] 中的试验数据取值。模型中所用材料本构模型及相关参数见表 1, 其中: ρ 为密度, E 为弹性模量, ν 为泊松比, f_c 为混凝土抗压强度, d 为粗骨料最大粒径, f_y 为钢筋屈服强度, f_u 为钢筋极限强度, E_t 为切线模量。

表 1 材料参数

Table 1 Material parameters

Parts	Material model	Material parameters
Hammer	*MAT_ELASTIC	$\rho = 7\,800 \text{ kg/m}^3$, $E = 200 \text{ GPa}$, $\nu = 0.27$
Concrete	*MAT_CSCM	$\rho = 2\,400 \text{ kg/m}^3$, $f_c = 30 \text{ MPa}$, $d = 20 \text{ mm}$
Distributed reinforcement	*MAT_PLASTIC_KINEMATIC	$\rho = 7\,800 \text{ kg/m}^3$, $E = 200 \text{ GPa}$, $\nu = 0.27$, $f_y = 490 \text{ MPa}$, $f_u = 656 \text{ MPa}$, $E_t = 1.1 \text{ GPa}$
Stirrups	*MAT_PLASTIC_KINEMATIC	$\rho = 7\,800 \text{ kg/m}^3$, $E = 210 \text{ GPa}$, $\nu = 0.27$, $f_y = 340 \text{ MPa}$, $f_u = 521 \text{ MPa}$, $E_t = 1.1 \text{ GPa}$

1.3 模型验证

为了验证本研究所采用的有限元模型能否真实地反映钢筋混凝土结构在冲击荷载作用下的响应, 分别对文献 [20] 中的梁、文献 [11] 中的板以及文献 [21] 中的墙进行模拟。

1.3.1 钢筋混凝土梁的有限元模拟

文献 [20] 中梁体总长 3 m, 净跨 2.5 m, 截面尺寸为 100 mm×250 mm, 上下各布置两根直径为 16 mm 的纵筋, 箍筋直径 6 mm、间距 150 mm, 混凝土保护层厚度 20 mm。混凝土强度为 30 MPa, 骨料粒径 20 mm, 钢筋屈服强度 490 MPa, 极限强度 656 MPa。

根据试验梁的情况进行建模, 在支座中心处施加竖向线约束模拟试验中梁体的边界条件。考虑到模型的对称性, 采用 1/4 模型并在对称面上施加对称边界条件。表 2 中列出了所有构件的最大位移的试验值和模拟值。图 2 中给出了梁 A-1 和梁 A-2 的跨中位移时程曲线与梁体损伤的对比, 峰值过后模拟值比试验值大是由于模拟时对边界条件的简化造成的。对比结果可知, 试验值和模拟值比较接近。

表 2 梁跨中最大位移比较

Table 2 Comparison of the maximum displacement in midspan

No.	Maximum displacement/mm		Relative error/%
	Measured	Simulation	
A-1	81.0	82.8	2.22
A-2	74.0	74.0	0
A-3	83.6	90.6	8.37
A-4	89.5	86.6	-3.24

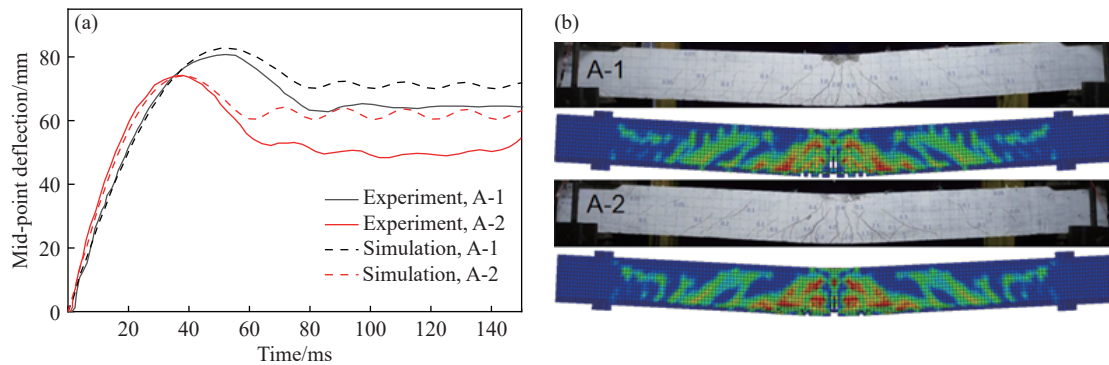


图 2 A-1、A-2 梁跨中挠度时程曲线(a)和损伤图(b)比较

Fig. 2 Comparison of deflection time history curves (a) and damage diagrams (b) of A-1 and A-2 beams in midspan

1.3.2 钢筋混凝土板的有限元模拟

文献 [11] 中利用落锤试验机对 8 块配筋相同的钢筋混凝土板进行了冲击试验。板的尺寸为 $500\text{ mm} \times 500\text{ mm} \times 50\text{ mm}$, 底部双向布置直径 4 mm 、间距 50 mm 的钢筋, 钢筋屈服强度为 256 MPa , 极限强度为 412 MPa , 混凝土的抗压强度为 25 MPa , 保护层厚度为 10 mm 。试验中保持落锤质量 5.25 kg 、落高 500 mm 不变, 直至板破坏。试验变量为板的边界条件, 编号 1~4 的板用槽钢固定做固支约束, 编号 5~8 的板直接将其边缘置于平台上不做约束。每组 4 个构件的支承条件分别为: 四边支承、三边支承、两临边支承和两对边支承。

图 3 给出了板 6 (三边支承) 和板 7 (两临边支承) 的位移时程曲线的实验与模拟结果的对比。板 6 向下最大位移的模拟值和试验值分别为 0.307 和 0.312 mm , 误差为 -1.6% ; 板 7 向下最大位移的模拟值和实验值分别为 0.576 和 0.584 mm , 误差为 -1.4% 。这说明所建立的模型能够准确模拟简支板在冲击荷载后的最大挠度, 图 3 中曲线不能完全符合的原因应是试验中板在初始时刻支承情况不够理想。

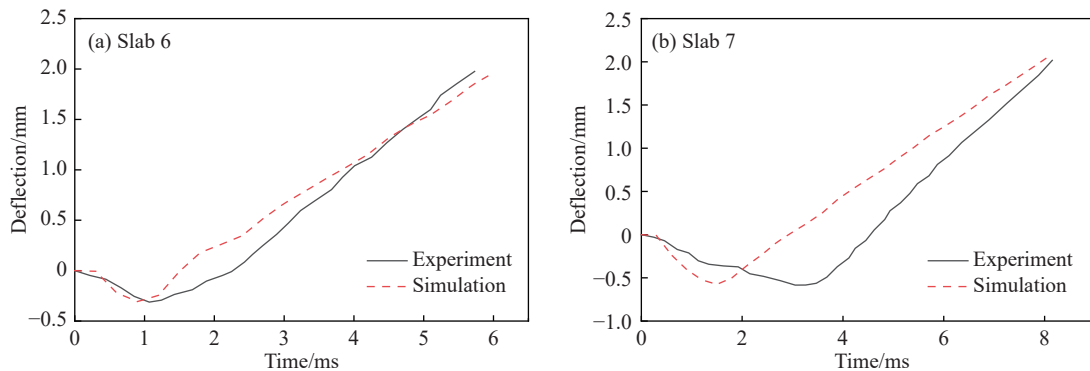


图 3 板位移时程曲线的实验与模拟结果对比

Fig. 3 Displacement-time curve comparison of the experimental and simulation results

1.3.3 钢筋混凝土墙的有限元模拟

文献 [21] 中对 4 块钢筋混凝土墙进行了摆锤冲击试验。试验中墙高 2 100 mm, 墙宽 1 100 mm, 墙厚 160 mm, 保护层厚度为 15 mm。现浇剪力墙的纵筋和分布钢筋为 $\text{Ø}8$ mm 的 HRB400 钢筋, 屈服强度为 442 MPa, 极限强度为 614 MPa, 纵筋和分布钢筋配筋间距分别为 250 和 300 mm。拉筋为 $\text{Ø}6$ mm 的 HPB300 钢筋, 采用梅花形布置。混凝土强度等级为 C30。为了提高计算速度, 采用 1/2 模型, 并在对称边界上施加约束。对文献 [21] 中 A-1 墙和 A-2 墙的冲击试验进行数值模拟, 墙体中心位移峰值对比如表 3 所示。图 4(a) 和图 4(b) 分别给出了 A-2 墙中心位移时程曲线和损伤图的对比。

表 3 墙板中心最大位移

Table 3 Comparison of the maximum displacement at the center of wall

No.	Measured maximum displacement /mm	Maximum displacement simulation value /mm	Relative error/%
A-1	32.9	35.2	6.9
A-2	57.4	52.9	-7.8

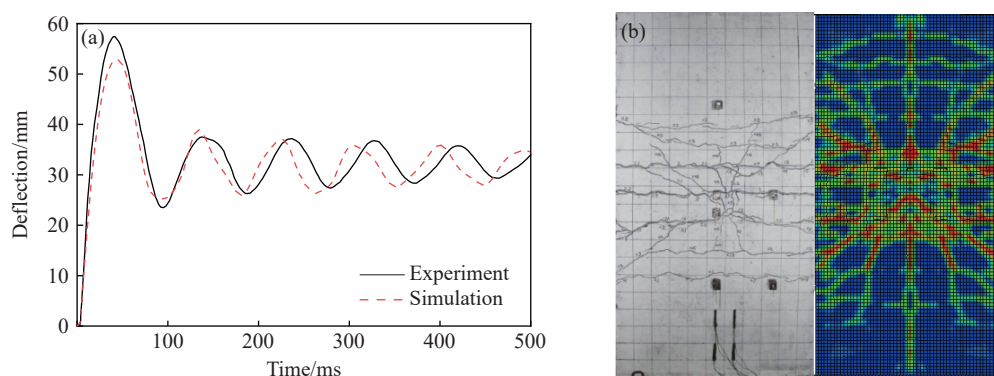


图 4 墙 A-2 中心位移时程曲线(a)与损伤对比图 (b)

Fig. 4 Comparison of time-history curve of central displacement (a) and damage (b) of wall A-2

由表 3 和图 4 的对比可见, 数值模拟结果与试验结果较为接近, 试验中墙体受冲击后有水平和斜裂缝, 模拟结果与试验呈现相同的破坏形式。

2 动态响应分析

对钢筋混凝土墙在理想边界条件下的冲击进行模拟。对 1.1 节给出的 24 块钢筋混凝土墙体, 均用质量为 2 t 的摆锤以 3 m/s 的速度水平冲击墙体中心位置, 冲击区域大小为 300 mm×300 mm。

2.1 轴压比的影响

图 5 给出了轴压比对钢筋混凝土墙体中心水平位移时程曲线的影响, 考虑到规范中对剪力墙轴压比的限制, 对轴压比超过 0.6 的情况不再进行模拟。从图 5 中可以看出: 冲击作用相同时, 不同墙宽及有无边缘构件的剪力墙中点水平位移曲线呈现出相同的趋势; 随着轴压比的增加, 墙中心水平位移减小, 且轴压比从零增至 0.2 时, 位移减小的幅度最大; 随着轴压比的增加, 振动周期减小, 频率增大, 说明墙体的刚度增大。

此外, 随着轴压比的增大, 墙顶竖向位移逐渐减小。由于墙板在冲击荷载作用下发生变形, 中性轴向混凝土受压区边缘移动, 在墙板中形成压拱机制。在轴压比为零时, 墙顶竖向位移不受限制; 随着轴压比的增加, 墙顶竖向位移受到限制, 拱作用得到加强, 因此在相同冲击荷载作用下墙体中心位移随着轴压比的增加而减小。同时, 轴向压力的作用也使得墙体刚度增加, 振动周期减小。

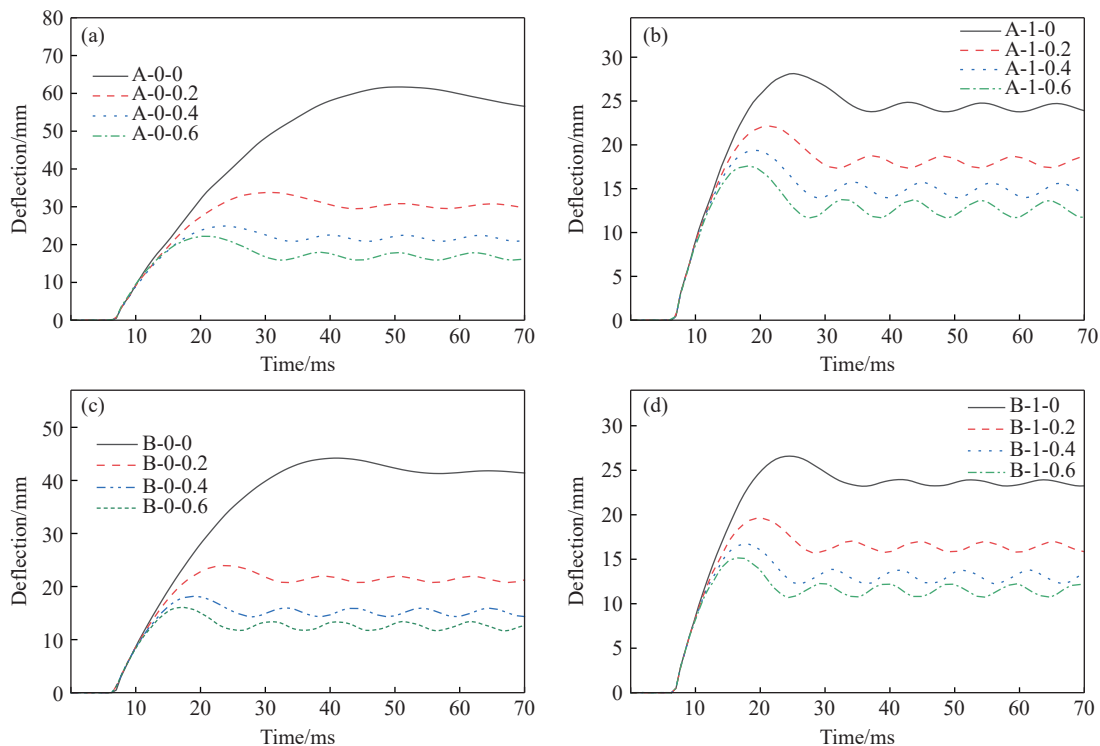


图 5 不同轴压比下墙体中点水平位移比较

Fig. 5 Midpoint horizontal displacement comparison of the wall with different axial force compression ratios

2.2 墙宽的影响

图 6 比较了在相同冲击作用下不同墙宽的墙体中心水平位移时程曲线。当轴压比相同时,随着墙

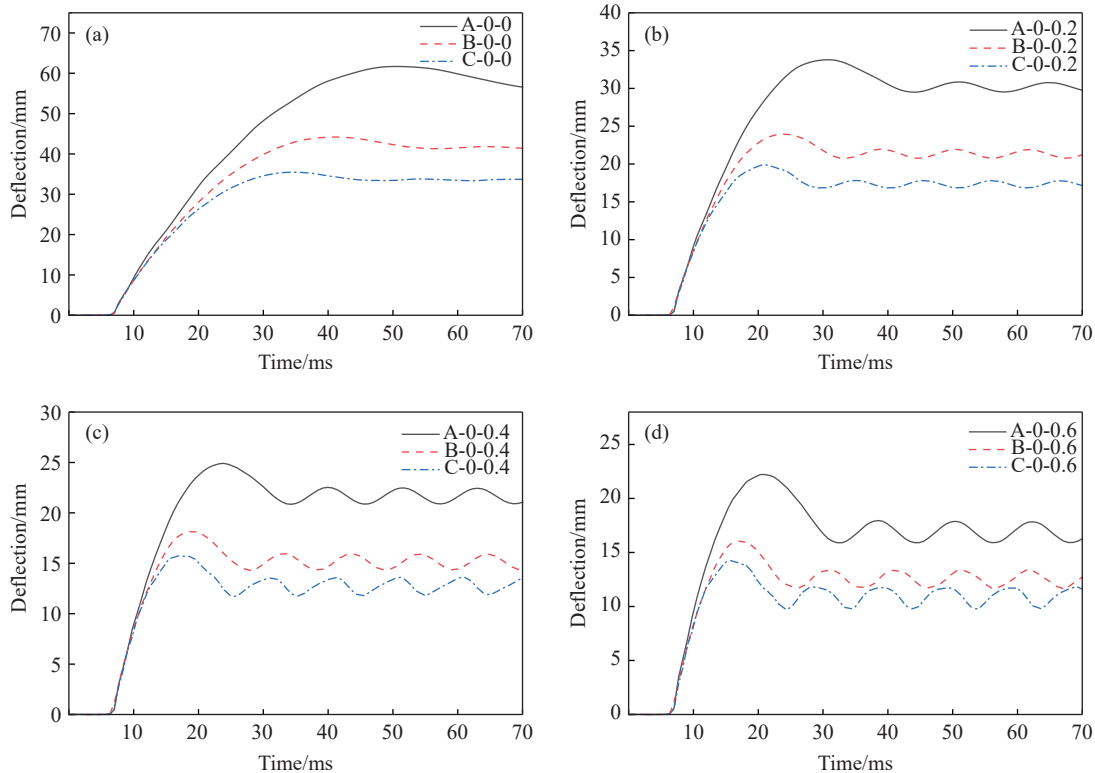


图 6 不同墙宽时墙体中点水平位移比较

Fig. 6 Midpoint horizontal displacement comparison of the wall with different wall widths

宽的增加, 墙体中心位移减小。显然增加墙宽使墙体平行于冲击荷载方向的横截面增大, 截面抗弯和抗剪能力均有提高, 从而提高了墙体的抗冲击性能。

2.3 边缘构件的影响

边缘构件配置 4 根直径为 16 mm 的纵向钢筋, 同时配置封闭箍筋。图 7 比较了边缘构件对墙体中心水平位移的影响, 可见有边缘构件墙体中心位移比无边缘构件墙体的中心位移小。

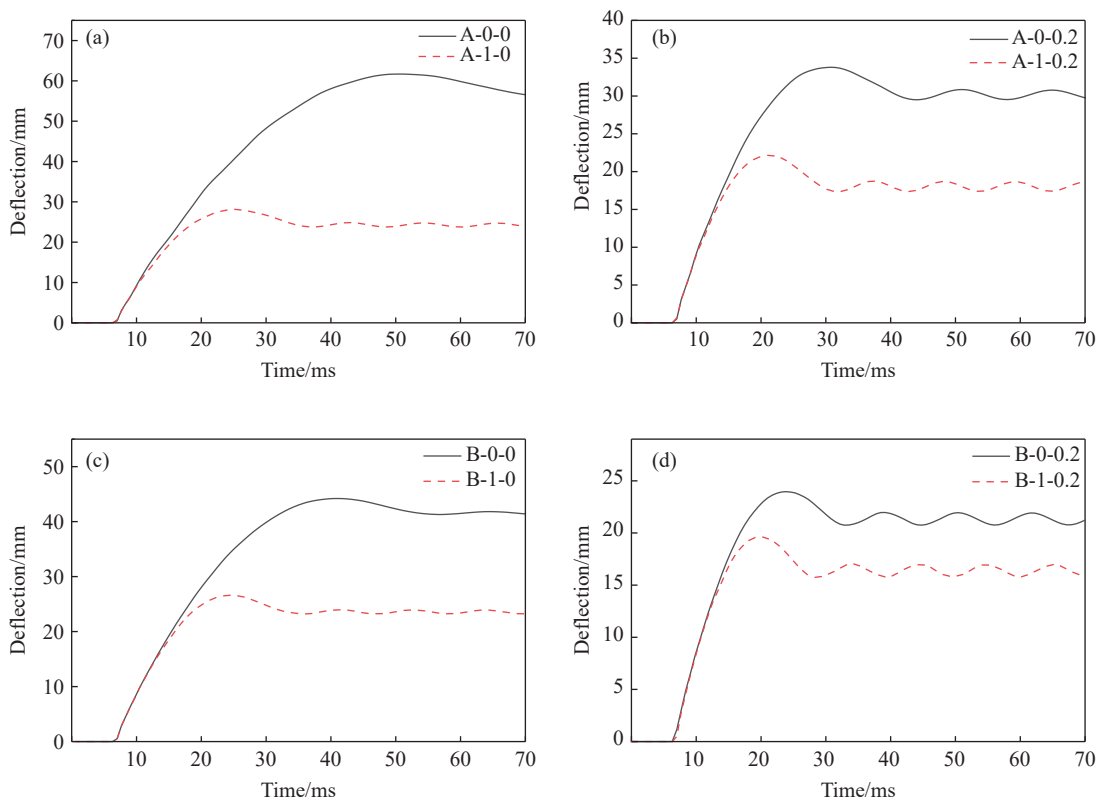


图 7 有无边缘构件时墙体中心水平位移比较

Fig. 7 Midpoint horizontal displacement comparison of the wall with different boundary elements

同一墙宽条件下, 有边缘构件的钢筋混凝土墙中心水平位移在相同冲击作用下比无边缘构件的钢筋混凝土墙的中心位移小, 可从以下 3 方面分析: (1) 加入边缘构件后, 边缘构件位置有更大的纵向配筋率, 使墙整体有更高的抗弯承载力; (2) 在受到冲击作用时, 由于跨中位置和墙体边缘位置的水平位移不一致, 使得边缘处产生扭转, 而边缘构件有更大的抗扭能力, 因此加入边缘构件的钢筋混凝土墙有更强的抵抗扭转变形的能力, 从而使墙的抗冲击承载能力提高; (3) 边缘构件对中间墙体起到约束作用, 在此种约束作用下墙板的薄膜效应增强。

当轴压比为 0.2 时, 有边缘构件墙体比无边缘构件墙体的中心位移减小幅度比轴压比为零时小, 其原因在于此时钢筋混凝土墙处在轴向压力与边缘构件的双重作用下。墙宽增加后, 边缘构件对墙体中间位置的约束程度减小, 锤体冲击位置为墙体中间的局部区域, 因此 1.6 m 宽钢筋混凝土墙有边缘构件时的跨中水平位移减小幅度比 1.1 m 宽钢筋混凝土墙中心水平位移减小幅度小。

3 破坏模式分析

3.1 损伤图分析

图 8 比较了不同轴压比、不同墙宽和有无边缘构件的 4 块墙体在受到同样冲击作用后的损伤, 墙体损伤图为软件中提取的应变云图。比较图 8(a) 和图 8(b) 可以看出, 在相同冲击作用下施加轴压能够

减轻墙体的损伤程度, 损伤区域主要集中在墙体中部位置, 结合 2.1 节说明轴压比在减小墙体中心位移的同时也能减轻墙体的损伤。比较图 8(a) 和图 8(c) 可以看出, 墙 B-0-0 和墙 A-0-0 的损伤范围均较大, 但墙 A-0-0 的损伤程度更重, 说明增加墙的宽度能够减轻墙体的损伤程度。从图 8(a) 和图 8(d) 可以看出, 墙 B-0-0 和墙 B-1-0 虽然损伤范围都比较大, 但墙 B-1-0 在边缘构件处的损伤程度更大, 且在边缘构件处的损伤延伸到两端梁体处, 说明加入边缘构件后边缘构件承担了更多的能量。

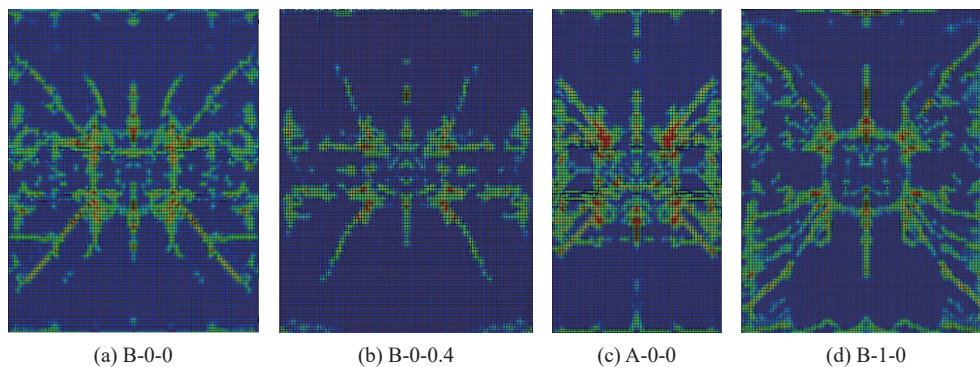


图 8 冲击荷载作用下墙体损伤情况

Fig. 8 Damage of the wall under impact loading

3.2 墙体变形分析

图 9 比较了不同轴压比、不同墙宽和有无边缘构件的 4 块钢筋混凝土墙体在受到相同冲击作用后

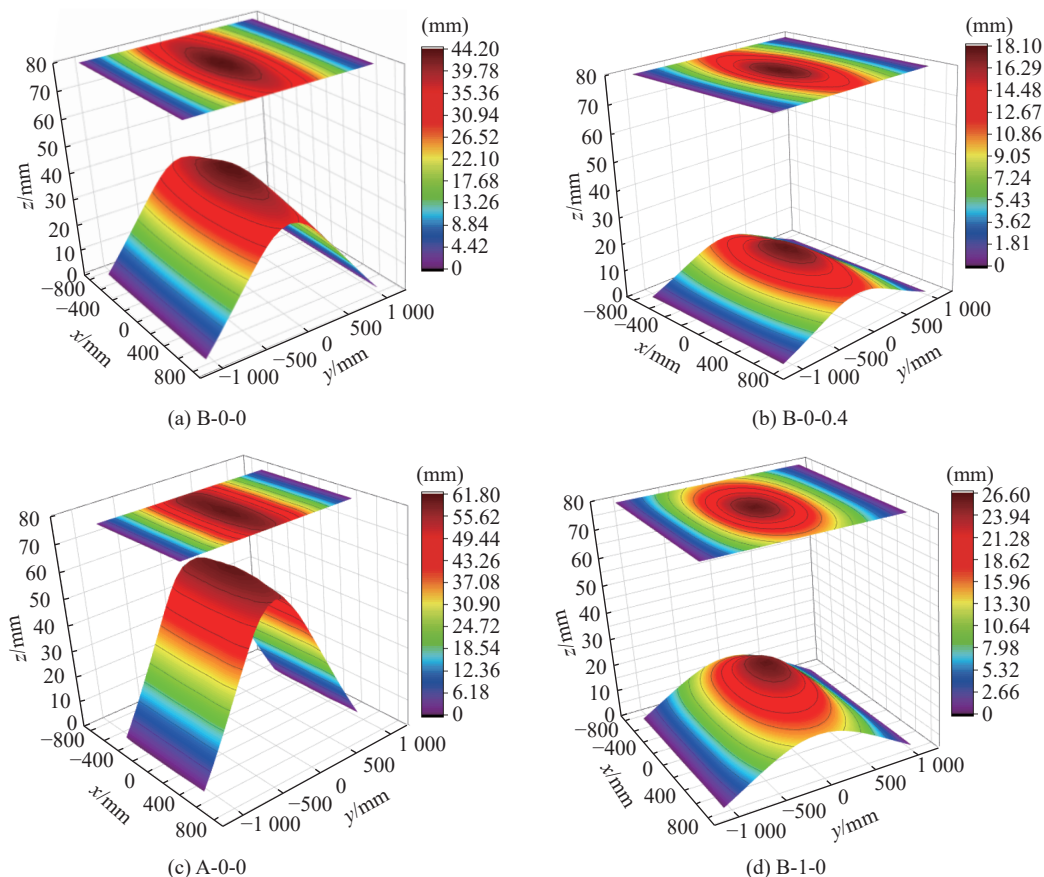


图 9 墙体最大变形

Fig. 9 Maximum deformation of walls

的最大变形。为了更直观地显示墙板各点的位移情况,把水平位移放大 27.5 倍并辅助等高线和投影。比较图 9(a)和图 9(b)可以看出,施加轴压力后墙体变形明显减小;比较图 9(a)和图 9(c)可以看出,墙 B-0-0 的变形比墙 A-0-0 小,且墙 A-0-0 更接近弯曲变形,说明增加墙宽能够提高墙体的抗冲击性能;比较图 9(a)和图 9(d)可以看出,墙 B-1-0 等高线的弧度更大,说明边缘构件的抗弯抗扭作用更强,使得边缘构件处水平位移更小,加入边缘构件后墙体倾向于发生冲切破坏。

图 5、图 6 和图 7 分别通过轴压比、墙宽和有无边缘构件 3 个单一变量分析它们对墙体冲击性能的影响。为了进一步了解 3 个变量对结构响应的作用,通过图 10 分析三者之间的相互影响。以墙面中心为原点,水平方向为 x 轴,竖直方向为 y 轴,建立坐标系,图 10(a)、图 10(b)分别是墙体 $x=0$ 和 $y=0$ 位置的变形位移。由图 10(a)可以看出,所有曲线除两端之外没有其他重合点,其主要控制因素为峰值位移,和前述分析一致。

考虑到墙宽和边缘构件的布置情况,关于轴压比、墙宽和有无边缘构件 3 个变量间的关系主要通过图 10(b)进行分析。通过图 10(b)可以看出:墙 B-1-0 变形折线的斜率比墙 B-0-0 大;而随着轴压比的增加,墙 B-1- X ($X=0, 0.2, 0.4, 0.6$) 与墙 B-0- X 变形折线的斜率相差越来越小。对比墙 B-0- X 和墙 B-1- X 的板中最大位移可以得知,随着轴压比的增加,墙 B-1- X 最大板中位移与墙 B-0- X 相比的减小率逐渐下降。以上说明轴压比和边缘构件对墙体变形共同起作用,随着轴压比的增加,轴压比对墙体变形的影响逐渐增大,边缘构件对墙体变形的影响逐渐减小。比较墙 B-0- X 和墙 A-0- X 的变形可以看出,随着轴压比的增加,墙体变形形式改变并不明显,说明轴压比对墙体变形形式的影响不是主要因素。对比墙 B-0- X 和墙 A-0- X 在不同轴压比下的墙体中心最大位移得知,随着轴压比的增加,墙 B-0- X 的最大中心位移相比 A-0- X 的减小率变化不大,说明在此两种墙宽下决定墙体变形形式的主要因素是墙宽。

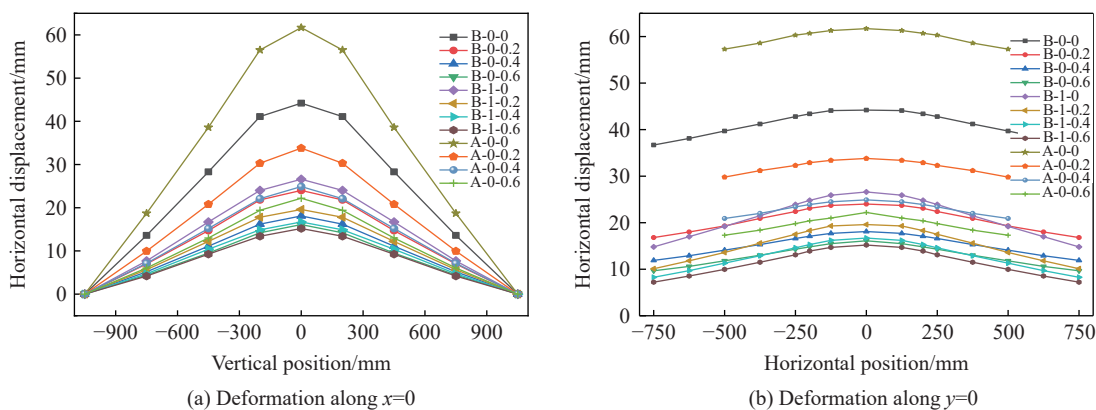


图 10 墙体变形折线

Fig. 10 Deformation diagram of the wall

4 极限荷载作用下墙体的抗冲击性能

在落锤质量为 2 t、冲击速度为 3 m/s 的冲击加载下,钢筋混凝土墙体产生了塑性变形,但所有墙体最终在给定的轴压作用下保持平衡,说明在冲击作用下墙体并未完全破坏。对于实际结构中的钢筋混凝土墙体:受到较小冲击作用时墙体产生变形,但是并未丧失承载能力;受到较大冲击作用时,墙体可能遭破坏而失去承载能力,墙体完全破坏后,荷载路径改变使得墙体原先承担的竖向荷载由其他竖向构件承担,情况严重时可能会引起结构的连续性倒塌。因此有必要在前述研究的基础上,对钢筋混凝土墙体在极限冲击荷载作用下的响应进行分析。

4.1 极限荷载下构件响应阶段分析

为了研究墙体在极限冲击荷载作用下的响应,模拟了墙 B-1-0.2 在不同冲击能量作用下的响应,落锤质量为 2 t,通过调节冲击速度来调节冲击能量,冲击能量每次增加 1 kJ。在实际结构中剪力墙受到

冲击作用后并不一定会立即失去承载力,可能会在二阶效应作用下持续一定时间并最终破坏。因此,在数值模拟中结合现实情况和计算机性能,确定计算时间为1 s。综合结构顶部竖向位移和墙体中心水平位移曲线分析,计算时间取1 s是可行的。

图11中给出了不同冲击能量作用下墙B-1-0.2的位移时程曲线,其中:图11(a)为墙顶中心处竖向位移时程曲线,向上为正、向下为负;图11(b)为墙体中心水平位移时程曲线。由图11可知,随着冲击能量的增加,墙顶中心竖向位移的最终值先为正、后为负,墙体中心水平位移逐渐增大。

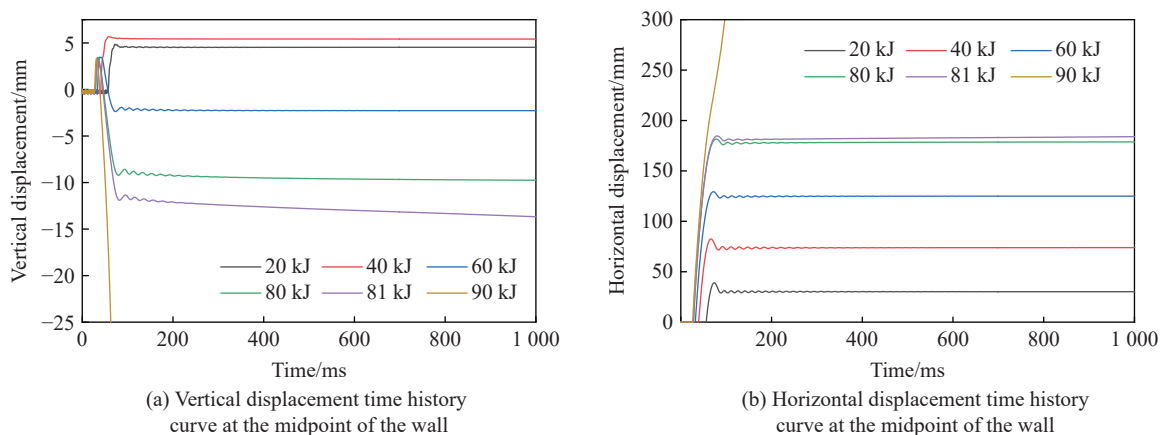


图11 不同冲击能量下墙体位移时程曲线

Fig. 11 Time-history curve of wall displacement with different impact energy

从图11中可以看出:在冲击能量为20、40和60 kJ时,墙顶中心竖向位移和墙体中心水平位移时程曲线最终均近似呈水平状态;在冲击能量为80和81 kJ时,墙顶中心竖向位移在振动几个周期之后近似线性慢慢变小,墙体中心水平位移在振动几个周期后近似线性慢慢变大;在冲击能量为90 kJ时,顶部向下的竖向位移和墙板中心水平位移均迅速增大,此时的墙体完全破坏失效。综上所述:在冲击能量较小时,墙体在冲击作用后能够保持平衡;随着冲击能量的增加,墙体受冲击作用后在二阶效应作用下逐渐破坏;当冲击能量足够大时,墙体受到冲击作用后迅速失去承载力而破坏失效。

在20和40 kJ时,冲击能量较小,墙体还处于“拱作用”阶段,所以此时的竖向位移为正。图12给出了墙B-1-X在冲击能量为40 kJ时墙顶竖向位移时程曲线。可见随着轴压比的增加,墙顶竖向位移逐渐减小,在轴压比为0.6时转为负值。墙顶位移转为负值表示“拱作用”已经消失,此时由墙体抵抗弯矩平衡轴向力产生的力矩。这说明在冲击能量为40 kJ时,轴压比的增加不利于提高墙体的抗冲击性能。

图13给出了墙B-1-0.2在落锤质量为2 t、冲击速度为9 m/s时,其顶部梁顶中心点的竖向位移时程曲线(Curve 1),以及边缘构件上方梁体顶面的竖向位移时程曲线(Curve 2)。由图13可知:0~27 ms,墙顶梁体向下移动一个很小的距离;27~34 ms,墙顶梁体向上移动;34~82 ms,墙顶梁体向下移动;82~1 000 ms,墙顶梁体位移来回振荡数次,随着时间增加,振荡的频率减小,逐渐趋于直线。由图11(b)可知:0~27 ms,墙板中心点水平位移的变化可忽略不计;27~82 ms,墙板中心点水平位移一直增大;82~1 000 ms,墙板中心点位移来回振荡,最终振荡频率降低并趋于一条逐渐上升的直线。对比两图可知:27~82 ms,墙面中心点的水平位移一直增加,

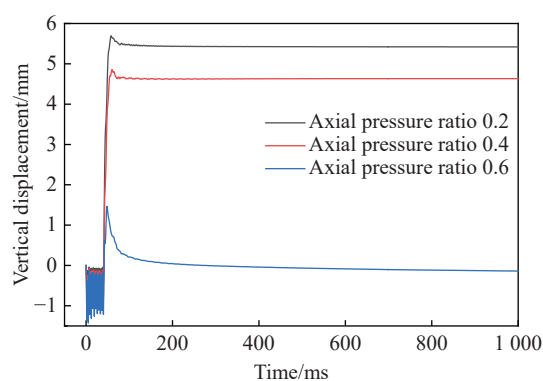


图12 不同轴压比时墙顶竖向位移时程曲线

Fig. 12 Time-history curve of vertical displacement at the top of wall with different axial compression ratios

墙顶梁竖向位移先增加后减小, 墙板中心点的水平位移和墙顶梁体向下的位移最终都逐渐变大。

综上所述可以得出, 钢筋混凝土墙受到冲击荷载作用后的响应分为以下 3 个阶段。

(1) 压拱作用阶段。这一阶段墙面中心点水平位移增加, 但由于钢筋混凝土墙在冲击荷载作用下开裂变形, 中性轴向混凝土受压区边缘移动, 形成压拱作用机制, 墙顶梁体竖向位移为正, 由压拱作用和墙体变形形成的抵抗弯矩共同抵抗冲击作用。此阶段轴压力起积极作用。

(2) 冲弯作用阶段。这一阶段仍在冲击作用阶段, 墙体受到冲击荷载和轴向压力的作用, 墙顶梁体竖向位移逐渐转为负值, 墙板中心水平位移持续增加, 仅由墙体变形形成的抵抗弯矩来抵抗冲击作用。此阶段轴向压力起消极作用。

(3) 压弯作用阶段。锤头与墙体脱离, 冲击荷载作用消失, 钢筋混凝土墙体变形形成的抵抗弯矩和顶部压力作用形成的弯矩相互平衡。当抵抗弯矩小于压力弯矩时, 墙面中心点位移持续增大, 顶部梁体持续下降, 最终墙体完全失去承载力而破坏。

4.2 冲击作用下墙体破坏失效临界冲击能判别准则的探究

要确定冲击荷载作用下钢筋混凝土墙体失效时的冲击能, 可以从以下 3 方面进行考虑。

(1) 通过 1 s 后钢筋混凝土墙的变形来判别墙体是否会发生破坏失效。钢筋混凝土墙体在受到冲击作用后的 1 s 内, 可能还处于破坏发展阶段, 并没有完全失去承载力, 经过较长时间后才会发生破坏, 因此不采用此种判别方法。

(2) 通过钢筋混凝土墙体中心水平位移曲线来判别是否会发生破坏失效。可以从两方面考虑: 一是设定水平位移达到某一个值时, 判定墙体破坏失效; 二是通过水平位移最终的发展趋势来判断墙体是否会发生破坏失效。在水平位移达到某个数值后, 墙体可能还处于平衡状态; 若在冲击作用后水平位移不断变大, 则说明墙体还在不断破坏, 最终可能发生破坏失效。相比之下, 采用水平位移的发展趋势进行判别更加可行。

(3) 通过顶部梁体的竖向位移曲线来判别墙体是否会发生破坏失效。可以考虑两种判别准则: 一是墙顶梁体竖向位移达到某个值, 二是墙顶梁体竖向位移的发展趋势。当墙顶梁体竖向位移达到某个值时, 墙体可能仍处于受力平衡状态, 因此将其作为判别准则不能很好地反映墙体是否破坏失效。通过图 13 可知, 虽然梁顶不同点的竖向位移最终不同, 但是在经过 0.3 s 后, 两点竖向位移不断增大且差值保持不变, 说明此时的梁体整体向下移动。通过图 11(b) 可看出此时墙体中心的水平位移也不断增大, 墙体变形不断增大。以上说明, 通过梁体竖向位移的发展趋势来判别墙体是否会发生失效破坏是可行的。

综上所述, 采用墙体中心水平位移和墙顶梁体竖向位移的发展趋势作为失效判据均可行。本研究采用同时看两者的发展趋势来判别钢筋混凝土墙体最终是否会破坏失效, 为了能定量分析, 采用压弯作用阶段梁体下降速度是否大于 0.5 mm/s 作为墙体失效的判断准则。

4.3 墙体破坏失效分析

通过数值模拟分别获取墙 A-0-X、墙 A-1-X 和墙 B-1-0 在不同轴压比作用下破坏失效所需要的能量, 落锤质量保持 2 t, 通过调节冲击速度改变冲击能, 冲击能每次增加 1 kJ, 当顶部梁体在 0.5~1.0 s 内的平均下降速度大于 0.5 mm/s 时, 把此时的冲击能作为墙体破坏失效所需的冲击能。模拟时, 每个墙体都取更大的冲击能量(与表 4 所列冲击能的相对偏差在 10% 以内), 使墙体在 1 s 内即发生破坏。这也说明了所采用的破坏失效判据可行。

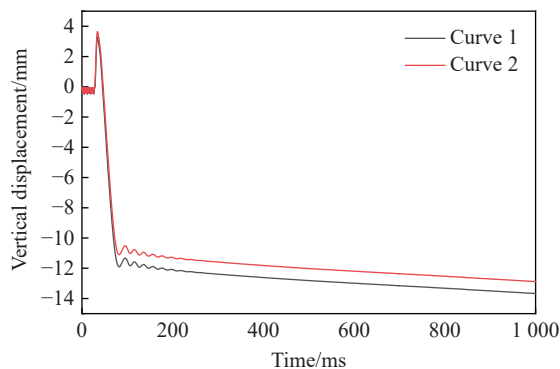


图 13 墙 B-1-0.2 在 81 kJ 冲击能量下顶部位移时程曲线

Fig. 13 Time-history curve of wall B-1-0.2 at the top of wall with 81 kJ impact energy

表 4 钢筋混凝土墙破坏失效时的冲击能量
Table 4 The critical impact energy of failure for reinforced concrete wall

No.	Impact energy/kJ	No.	Impact energy/kJ
A-0-0.2	26	A-1-0.6	40
A-0-0.4	19	B-1-0.2	81
A-0-0.6	19	B-1-0.4	65
A-1-0.2	58	B-1-0.6	63
A-1-0.4	51		

由表 4 可知: 随着轴压比的增加, 钢筋混凝土墙破坏所需的冲击能量降低; 有边缘构件的墙体破坏失效时所需的冲击能比无边缘构件所需的冲击能大; 随着墙宽度的增加, 钢筋混凝土墙的临界破坏能有较大增加。这说明减小轴压比、添加边缘构件和增加墙宽均能够增大墙体破坏失效所需的冲击能, 对防止墙体在冲击作用下失效破坏有较大作用。在较小冲击荷载作用下, 随着轴压比的增加, 墙体的抗冲击性能提高, 但是墙体破坏失效所需的冲击能却减小。

5 结 论

利用有限元分析程序 LS-DYNA 对钢筋混凝土墙的抗冲击性能进行了参数分析, 在此基础上进一步研究了钢筋混凝土墙在极限荷载作用下的响应, 主要结论如下。

(1) 在相同冲击能量(9 kJ)下, 轴压比在一定范围内增加时, 可以提高钢筋混凝土墙的抗冲击性能, 且随着轴压比的增加, 钢筋混凝土墙体中心位移减小的幅度逐渐变小。

(2) 增加钢筋混凝土墙的墙宽能够使墙体平行于冲击荷载方向的横截面增大, 截面惯性矩增大, 使得截面抗弯和抗剪能力均提高, 从而有效地提高了钢筋混凝土墙的抗冲击性能。

(3) 钢筋混凝土墙体加入边缘构件, 增强了墙体的整体抗弯能力, 同时增强了对墙体中间区域的约束作用, 使得墙体的抗冲击性能提高。

(4) 冲击作用相同时, 有轴压的墙体的损伤较为集中, 墙宽较宽的墙体的损伤程度较轻, 边缘构件的加入能够有效分担冲击能量。墙宽是影响墙体变形的主要因素。

(5) 在极限荷载作用下钢筋混凝土墙体经历 3 个阶段, 分别是压拱作用阶段、冲弯作用阶段和压弯作用阶段; 提出了用墙顶竖向位移的发展趋势作为墙体受冲击作用破坏失效的判别准则, 并论证了其合理性。

(6) 利用所提出的判别准则分析在极限荷载作用下轴压比、墙宽和边缘构件的影响。值得关注的是, 随着轴压比的增加, 墙体破坏失效所需要的冲击能量减小。

参考文献:

- [1] SOROUSHIAN P, CHOI K B. Steel mechanical properties at different strain rates [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1987, 113(4): 663–672.
- [2] 李杰, 任晓丹. 混凝土静力与动力损伤本构模型研究进展述评 [J]. *力学进展*, 2010, 40(3): 284–297.
LI J, REN X D. Review of research progress on static and dynamic damage constitutive models of concrete [J]. *Progress in Mechanics*, 2010, 40(3): 284–297.
- [3] 许斌, 曾翔. 冲击荷载作用下钢筋混凝土梁性能试验研究 [J]. *土木工程学报*, 2014, 47(2): 41–51.
XU B, ZENG X. Experimental study on the behavior of reinforced concrete beams under impact loading [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2014, 47(2): 41–51.
- [4] 窦国钦, 杜修力, 李亮. 冲击荷载作用下高强钢筋混凝土梁性能试验 [J]. *天津大学学报*, 2014, 47(12): 1072–1080.
DOU G Q, DU X L, LI L. Experimental study on the behavior of high strength reinforced concrete beam under impact load [J].

- Journal of Tianjin University, 2014, 47(12): 1072–1080.
- [5] TACHIBANA S, MASUYA H, NAKAMURA S. Performance based design of reinforced concrete beams under impact [J]. *Natural Hazards & Earth System Sciences*, 2010, 10(6): 1069–1078.
- [6] 付应乾, 董新龙. 落锤冲击下钢筋混凝土梁响应及破坏的实验研究 [J]. *中国科学*, 2016, 46(4): 400–406.
FU Y Q, DONG X L. Experimental study on the response and failure of reinforced concrete beams under falling hammer impact [J]. *Science in China*, 2016, 46(4): 400–406.
- [7] KISHI N, MIKAMI H, MATSUOKA K G, et al. Impact behavior of shear-failure-type RC beams without shear rebar [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2002, 27(9): 955–968.
- [8] 窦国钦, 杜修力, 李亮. 冲击荷载作用下钢纤维混凝土配筋梁性能试验 [J]. *天津大学学报*, 2015, 48(10): 864–872.
DOU G Q, DU X L, LI L. Experimental on behavior of reinforced concrete beam with steel fiber under impact load [J]. *Journal of Tianjin University: Science and Technology*, 2015, 48(10): 864–872.
- [9] 闫秋实, 邵慧芳, 李亮. 冲击荷载作用下装配式钢筋混凝土梁力学性能研究 [J]. *工程力学*, 2017, 34(4): 196–205.
YAN Q S, SHAO H F, LI L. Study on the behavior of precast reinforced concrete beams under impact loading [J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(4): 196–205.
- [10] ZINEDDINA M, KRAUTHAMMER T. Dynamic response and behavior of reinforced concrete slabs under impact loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007(34): 1517–1534.
- [11] ÖZGÜR ANIL, KANTAR E, YILMAZ M C. Low velocity impact behavior of RC slabs with different support types [J]. *Construction & Building Materials*, 2015, 93: 1078–1088.
- [12] BHATTI A Q, KISHI N, TAN K H. Impact resistant behaviour of RC slab strengthened with FRP sheet [J]. *Materials and Structures*, 2011(44): 1855–1864.
- [13] 赵春风, 王强, 王静峰, 等. 近场爆炸作用下核电站安全壳穹顶钢筋混凝土板的抗爆性能 [J]. *高压物理学报*, 2019, 33(2): 025101.
ZHAO C F, WANG Q, WANG J F, et al. Blast resistance of containment dome reinforced concrete slab in NPP under close-in explosion [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(2): 025101.
- [14] ZHANG X, HAO H, LI C. Experimental investigation of the response of precast segmental columns subjected to impact loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 95: 105–124.
- [15] 刘飞, 罗旗帜, 严波, 等. RC 柱破坏模式的数值模拟研究 [J]. *振动与冲击*, 2017, 36(16): 122–127.
LIU F, LUO Q Z, YAN B, et al. Numerical study on the failure of RC column subjected to lateral impact [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(16): 122–127.
- [16] CHENG L, MCCOMB A M. Unreinforced concrete masonry walls strengthened with FRP sheets and strips under pendulum impact [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2010, 14(6): 775–783.
- [17] 郭玉荣, 喻忠操, 郭磊. 砌体墙抗冲击落锤试验方法研究与应用 [J]. *结构工程师*, 2012, 28(6): 123–127.
GUO Y R, YU Z C, GUO L. Impact testing methods for masonry walls based on the drop hammer [J]. *Structure Engineers*, 2012, 28(6): 123–127.
- [18] WU Y, CRAWFORD J E, MAGALLANES J M. Performance of LS-DYNA concrete constitutive models [C]//12th International LS-DYNA Users Conference, 2012: 3–5.
- [19] 孟一, 易伟建. 混凝土圆柱体试件在低速冲击下动力效应的研究 [J]. *振动与冲击*, 2011, 3(3): 205–210.
MENG Y, YI W J. Dynamic behavior of concrete cylinder specimens under low velocity impact [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2011, 3(3): 205–210.
- [20] 赵德博, 易伟建. 钢筋混凝土梁抗冲击性能和设计方法研究 [J]. *振动与冲击*, 2015, 34(11): 139–145.
ZHAO D B, YI W J. Anti-impact behavior and design method for RC beam [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2015, 34(11): 139–145.
- [21] 史先达. 钢筋混凝土剪力墙平面外抗冲击性能试验与数值分析 [D]. 长沙: 湖南大学, 2016.
SHI X D. Experiment and numerical analysis of reinforced concrete shear wall out-of-plane impact resistance [D]. Changsha: Hunan University, 2016.

Numerical Simulation Analysis of Impact Resistance of Reinforced Concrete Wall

SU Huaxiang, YI Weijian

(*College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, Hunan, China*)

Abstract: In order to study the dynamic response of reinforced concrete wall under impact load, a finite element model of reinforced concrete wall is established by means of ANSYS/LS-DYNA. The impact mass is 2 t and the impact velocity is 3 m/s. The effects of axial compression ratio, wall width and boundary elements on the impact resistance of reinforced concrete walls are analyzed. On this basis, the three stages of wall failure under extreme loading conditions are analyzed, and a criterion of evaluating wall failure under extreme loading is proposed. The influence of axial compression ratio, wall width and boundary elements under extreme loading is analyzed by using the proposed criterion. The results show that, in a certain range, with the increase of the axial compression ratio, the impact resistance of the wall is improved, and the damage area of the wall with axial compression is concentrated. Increasing the wall width and adding edge components can effectively enhance the impact resistance of the wall. Under the ultimate load. When the impact mass is constant, the impact energy required for structural failure decreases with the increasing axial compression ratio.

Keywords: reinforced concrete wall; dynamic response; ultimate load; axial compression ratio; structural failure

超声动态载荷下混凝土过渡区域的损伤演化

王力晓¹, 陈启东², 刘鑫²

(1. 苏州大学机电工程学院, 江苏 苏州 215000;

2. 常熟理工学院机械工程学院, 江苏 常熟 215500)

摘要: 混凝土是由粗骨料、水泥砂浆以及过渡区域组成的三相非均质复合材料。混凝土过渡区域 (Interfacial transition zone, ITZ) 是三相中最薄弱的环节, 且难以观测, 对混凝土的宏观力学性能有着重要影响。基于 ABAQUS 的 Dynamic/Explicit 模块, 建立了能反映混凝土基质、骨料形状和 ITZ 等真实细观结构的有限元模型, 并应用该模型研究了过渡区域对混凝土损伤破坏的影响。研究表明: 粗骨料的形状对混凝土损伤性能有一定影响, 当骨料形状为凸多边形时, 其抗损伤性能最弱; 混凝土的抗损伤性能随着 ITZ 强度的降低而减弱, 当 ITZ 的强度高于砂浆的 60% 时, 抗损伤性能逐渐增强; 随着 ITZ 厚度的增加, 混凝土的抗损伤能力减弱。

关键词: 混凝土; 过渡区域; 损伤性能; 超声波破碎

中图分类号: O347.3; TU528

文献标识码: A

混凝土作为一种非均质复合材料, 是目前城市道路与基础设施建设中应用最广泛的工程材料。混凝土经过长年累月的使用, 磨损破坏严重, 因此对这类混凝土材料的回收利用就显得非常重要, 现已受到国内外许多学者的广泛关注。而从细观层次研究混凝土的损伤破坏机理, 能够更有效地解决这类工程问题。

在混凝土三相介质中, 过渡区域 (Interfacial transition zone, ITZ) 是最弱相, 对混凝土损伤破坏性能有着重要影响。陈惠苏等^[1] 研究指出: ITZ 是水泥砂浆与骨料之间接触的薄层, 在实际应用中难以分辨, 并且对于不同骨料以及同一骨料的不同区域, 其性质不一致。徐晶等^[2] 发现, ITZ 厚度在 0~50 μm 之间, 并且其开裂方式是沿着 ITZ 开裂方向延伸的。Yang 等^[3] 通过研究 ITZ 的密实度与强度, 证明了 ITZ 的孔隙率高于水泥砂浆基体 2~3 倍, 从而影响混凝土结构的退化性能。Aquino 等^[4] 采用试验解析方法研究了 ITZ 的力学特性, 如 ITZ 的刚度、强度、抗压抗剪能力。Lee 等^[5] 利用数值模拟方法证明了 ITZ 对混凝土宏观弹性模量的影响。

王怀亮等^[6] 研究表明, 动态加载下混凝土的损伤模式与静态加载具有显著的区别。目前, 许多学者研究了 ITZ 性质对混凝土材料静态性能的影响^[4-5, 7]。王哲^[8] 利用电液伺服系统对混凝土试块进行了三轴加载试验, 探究其极限应力状态; Guinea 等^[9] 采用巴西圆盘试验与三点弯曲试验研究了 ITZ 对混凝土裂纹扩展的影响; 马巍等^[10] 以霍普金森压杆 (SHPB) 冲击试验为依据, 运用混凝土损伤理论, 分析了不同冲击加载下混凝土动态性能的变化。由此得出, 动态加载下混凝土损伤演化总是在瞬间形成, 最终导致破坏; 而静态加载下的混凝土损伤则是一种积累过程。

然而, 混凝土结构在工程中更多的是承受地震、碰撞甚至爆炸等动态荷载作用。本研究基于 ABAQUS 的 Dynamic/Explicit 模块, 完成超声波动态激励下混凝土损伤演化的有限元模拟。针对混凝土的三相细观结构, 建立能反映水泥砂浆、骨料形状和 ITZ 的混凝土有限元模型, 并利用该模型研究粗骨

* 收稿日期: 2019-09-06; 修回日期: 2019-09-29

作者简介: 王力晓 (1994—), 男, 硕士研究生, 主要从事机械振动与混凝土仿真研究。

E-mail: wanglx94@163.com

通信作者: 陈启东 (1962—), 男, 教授, 主要从事机械振动与流体力学研究. E-mail: cq666@163.com

料形状、ITZ 厚度与强度对混凝土损伤演化特征的影响。研究成果可为动态加载下界面过渡区对混凝土的影响以及宏观破坏提供参考。

1 破碎混凝土的数值模拟

1.1 随机骨料模型的建立

采用随机骨料模型^[11]以描述混凝土试件的细观力学性能,该模型包括粗骨料、水泥砂浆和 ITZ。将骨料设置为圆形、椭圆形以及凸多边形 3 种形状,基于蒙特卡洛方法,通过参数化建模在规定区域内生成随机骨料^[11]。基本步骤为:(1)确定骨料投放的区域;(2)判断骨料中心位置,并计算所需骨料数量;(3)投放骨料并判断骨料是否互相侵入,删除不符合条件的骨料,并继续投放。在随机骨料模型中,骨料粒径的变化范围为 5~10 mm,并满足 Fuller 级配曲线。采用瓦拉文平面转化公式,将三维骨料的体积关系转化为二维骨料的面积关系,且满足粗骨料的体积分数为 40%。建立的 3 种骨料模型如图 1 所示。

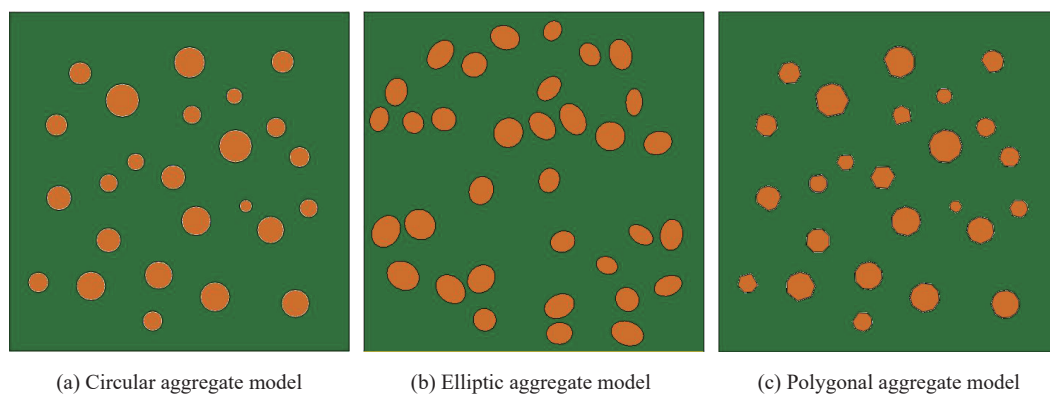


图 1 不同形状随机骨料模型

Fig. 1 Random aggregate models of different shapes

根据研究,ITZ 的厚度介于 0~50 μm 之间^[12]。为了更全面地探讨 ITZ 厚度在数值模拟中对混凝土损伤破碎强度的影响,依次取 0~300 μm 厚度的 ITZ 界面放入计算模型^[13]。

1.2 细观模型的力学参数

采用实测 C30 强度的混凝土试件,运用 ABAQUS 软件中混凝土塑性损伤的本构关系,即 CDP 模型,泊松比统一取 0.167。研究表明,ITZ 强度介于砂浆的 40%~80% 之间^[12]。为了分析 ITZ 强度对混凝土损伤破坏的影响,取不同 ITZ 强度放入模型中进行计算。混凝土三相材料的力学参数如表 1 所示。

表 1 混凝土各相材料参数
Table 1 Concrete material parameters of each phase

Material	Elastic model/GPa	Poisson's ratio μ	Bulk density t/m^3	Expansion angle/(°)	Flow potential offset ε	Ratio of double and uniaxial compressive strength α_r	Constant stress ratio K_c
Aggregate	30.00	0.167	2.6				
Mortar	10.66	0.167	2.1	30	0.1	1.16	0.666 7
ITZ		0.167	2.1	30	0.1	1.16	0.666 7

根据过镇海模型^[14],把 C30 混凝土的应力-应变关系转化为受拉压的损伤关系,并输入具体的行为参数,为描述损伤状态,根据 CDP 模型定义损伤变量 d

$$d = 1 - (1 - S_c d_c)(1 - S_t d_t) \quad (1)$$

式中: d_c 、 d_t 分别表示混凝土在受压和受拉时损伤引起的刚度退化; S_c 、 S_t 为压应力和拉应力状态函数, 描述刚度恢复的影响。

损伤时的有效应力可以表示为

$$\sigma = (1 - d)\bar{\sigma} \quad (2)$$

式中: d 为损伤因子, 其值在 0~1 之间变化(无损到完全失效); $\bar{\sigma}$ 为有效应力。

有效应力和弹性应力之间的关系表达为

$$\bar{\sigma} = D_0^{\text{el}}(\varepsilon - \varepsilon^{\text{pl}}) \quad (3)$$

式中: D_0^{el} 为材料初始(无损)刚度, ε^{pl} 为塑性应变。应力-应变关系表示为弹性标量之间的损伤关系

$$\sigma = (1 - d)D_0^{\text{el}}(\varepsilon - \varepsilon^{\text{pl}}) \quad (4)$$

以单轴受力为例

$$D_c = (1 - d_c)D_0^{\text{el}} \quad (5)$$

$$D_t = (1 - d_t)D_0^{\text{el}} \quad (6)$$

由式 (5) 和式 (6) 及图 2 可知, 混凝土在受压和受拉损伤后, 从初始的 E_0 , 分别退化为 $(1 - d_c)E_0$ 、 $(1 - d_t)E_0$ 。

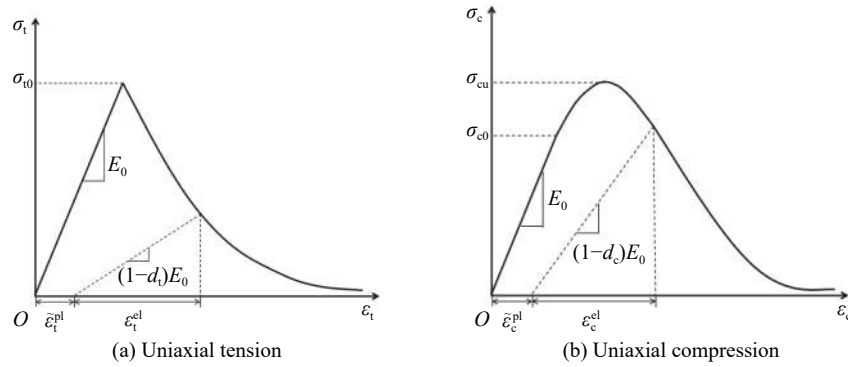


图 2 混凝土拉伸和压缩应力-应变曲线

Fig. 2 Tensile and compressive stress-strain curves of concrete

而 CDP 模型中的屈服函数为

$$F = (\bar{\sigma}, \bar{\varepsilon}_c^{\text{p}}) = \frac{1}{1 - \alpha} (\bar{q} - 3\alpha\bar{p} + \beta(\bar{\varepsilon})\langle\bar{\sigma}_{\text{max}}\rangle - \gamma\langle-\bar{\sigma}_{\text{max}}\rangle) - \bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}_c^{\text{p}}) \quad (7)$$

式中: $\bar{q}$ 为等效应力, $\bar{p}$ 为有效静水压力, $\bar{\sigma}_{\text{max}}$ 为最大主应力, $\bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}_c^{\text{p}})$ 为有效单轴受压强度, α 、 β 为无量纲常数。同时为了考虑剪胀性能, 在 CDP 模型中采用非关联流动法则, 塑性势函数

$$G = \sqrt{(\varepsilon\sigma_0 \tan \psi)^2 + \bar{q}^2} - \bar{q} \tan \psi \quad (8)$$

式中: ε 为势函数偏心率, σ_0 为单轴抗拉强度, ψ 为 $(\bar{q} - \bar{p})$ 面内高围压时的膨胀角。

1.3 超声动态载荷属性

混凝土模型底部施加位移边界条件, 限制其移动与旋转自由度。混凝土模型顶部加载应力载荷, 同时创建具有超声波频率(> 20 kHz)的应力波, 以模拟超声动态加载。各相间采用绑定约束, 以保证单元失效后各相间力的传递。粗骨料与水泥砂浆的网格尺寸为 1 mm, ITZ 网格尺寸为 0.1 mm。将超声波加载到混凝土, 完成混凝土破碎过程, 这是一个复杂的非线性过程。为了更好地模拟该过程, 本研究在 Dynamic/Explicit 模块下建立两个 Step, 第 1 个 Step 加载静载荷完成预紧, 即模型预加载过程。静态力

的大小与超声应力波最大幅值相同,加载时间为 $100\ \mu\text{s}$ 。第 2 个 Step 加载超声动态载荷,动态加载时间为 $100\ \mu\text{s}$,且应力波幅值在 $0\sim 25\ \text{MPa}$ 之间变化。在本研究的仿真过程中,选择频率为 $50\ \text{kHz}$ 、能量较集中的 HANNING 窗调制的正弦波,表达式为

$$F(t) = \sin(2\pi f_c t) \times h(t) \quad (9)$$

当 $0 \leq t \leq 100$ 时, $h(t) = \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi f_c t}{n}\right)\right]/2$; 当 $t > 100$ 时, $h(t) = 0$ 。其中:时间 t 的单位是 μs ; 为了不让信号发生重叠,本研究选取周期数 $n = 5$ 。最终的激励信号如图 3 所示。

1.4 数值模拟与试验结果的对比

3 种骨料模型在混凝土动态载荷下的损伤分布历程如图 4(a)、图 4(b)、图 4(c) 所示。在 3 种有限元模型中,粗骨料占比均为 40%,粗骨料粒径为

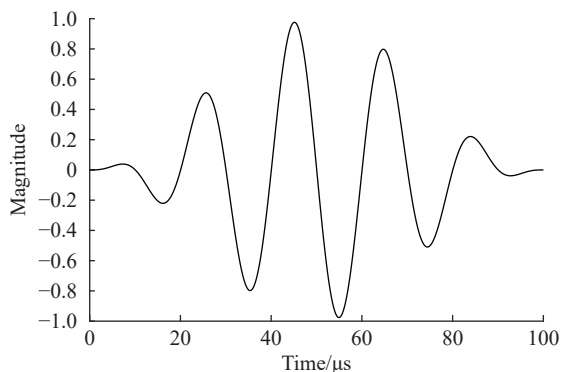


图 3 超声波激励信号

Fig. 3 Ultrasonic excitation signal

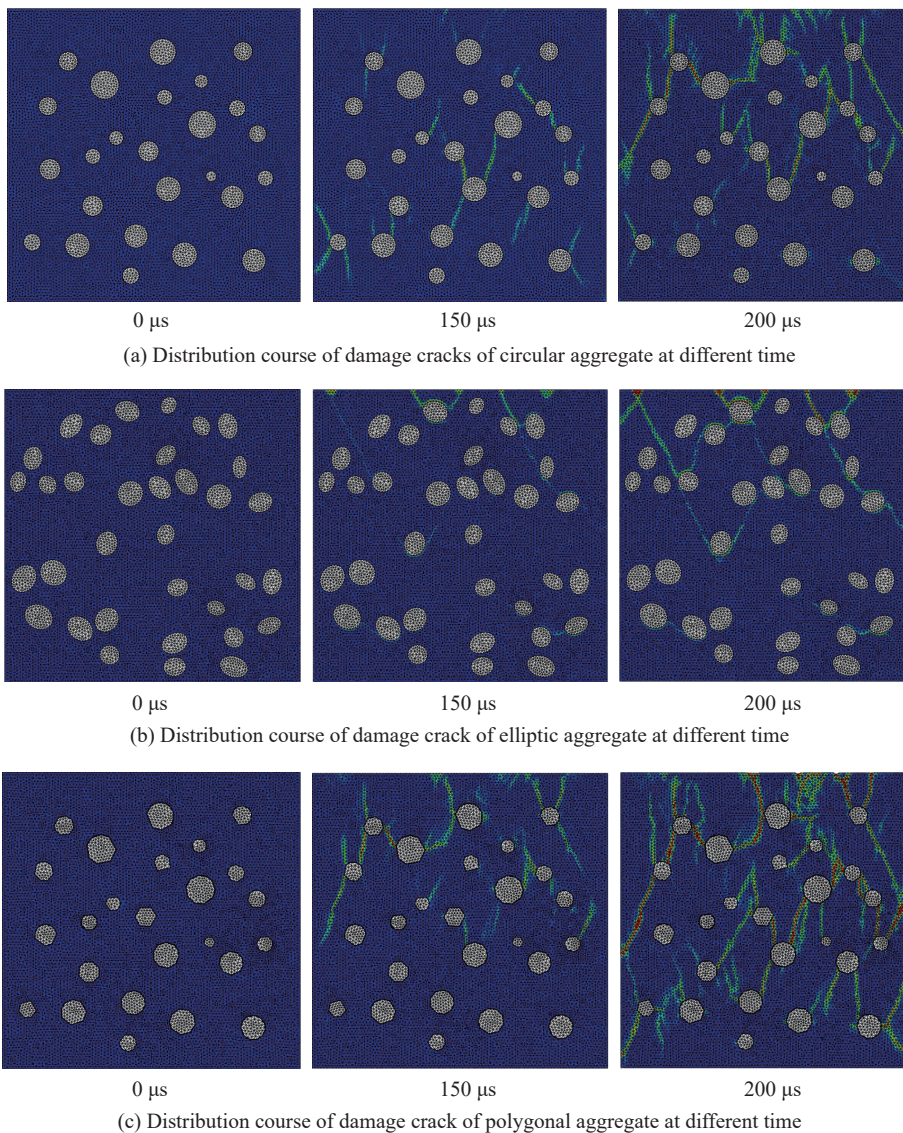


图 4 模拟试验的损伤裂纹分布

Fig. 4 Damage crack distributions of simulation tests

5~10 mm, 超声动态应力波幅值均为 10 MPa。从图 4 可看出, 超声波加载下混凝土损伤裂纹扩展的实质是 ITZ 内裂纹的联结与 ITZ 外裂纹的贯通, 而裂纹的走向则是随机的, 为典型的随机裂缝分布模式^[10]。

研究表明^[7], 超声波动态加载过程中混凝土裂纹最先在强度最弱的 ITZ 界面开始生成, 此时的裂纹是由混凝土中的 ITZ 界面发生损伤破坏引起的。随着加载时间的推移, 裂纹逐渐向水泥砂浆内部扩展, 并且部分裂纹联结成片。由于动载荷是从顶部施加的, 因此裂纹有着明显的向下蔓延的趋势。最后随着加载时间不断增加, 裂纹会贯穿整个混凝土导致混凝土试件的破碎。

超声动态载荷试验结果如图 5 所示。试验选择了尺寸为 100 mm × 100 mm 的立方体试块, 骨料粒径以及骨料占比都与数值模拟一致, 且骨料为凸多边形骨料。试验结果显示, 宏观破坏为典型的随机裂缝分布模式, 与数值模拟的结论相符合。为证明模型可靠性, 本研究进行了与文献 [15] 相同的冲击载荷试验, 经过与刘海峰等^[15]的试验对比, 可以看出, 本研究所建立的有限元模型及参数是可靠的, 可应用于超声波破碎混凝土激励研究。



图 5 超声动态载荷试验与裂纹分布

Fig. 5 Ultrasonic dynamic load experiment and crack distribution

2 模拟结果分析

2.1 骨料形状对混凝土损伤破坏的影响

已有研究表明^[12], 粗骨料的形状直接影响混凝土在单轴受压时的力学性能, 并且骨料表面的粗糙度也会对界面的黏结强度造成影响。在有限元分析中, 骨料表面的粗糙度不易通过直观参数表示。由于骨料形状不一, 其周围形成的每片微小 ITZ 之间都有一定夹角, 这种夹角会导致混凝土的 ITZ 率先产生应力集中。因此利用骨料形状的不规则程度来描述骨料形状对超声波破碎混凝土损伤性能的影响。选取 3 种模型, 其骨料占比同为 40%, 考虑到 ITZ 很薄, 可以近似认为其面积大致相等, 厚度为 50 μm , 强度为砂浆的 40%, 3 种骨料形状的损伤-动态应力曲线如图 6 所示。当超声动态应力波峰值为 10 MPa 时, 凸多边形骨料的累积损伤值为 0.440, 而圆形骨料与椭圆形骨料的累积损伤值为 0.354 和 0.219。从图 6 中可以看出, 由于凸多边形骨料的边界凸出, 性质不稳定, 其形状相对于其他两种骨料更加不规则, 因此在超声动态载荷条件下, 凸多边形骨料对载荷条件变化更敏感, 也更易破坏^[16]。因此, 在随后的数值模拟中, 在骨料体积分数不变的情况下, 使用凸多边形骨料进行有限元模拟。

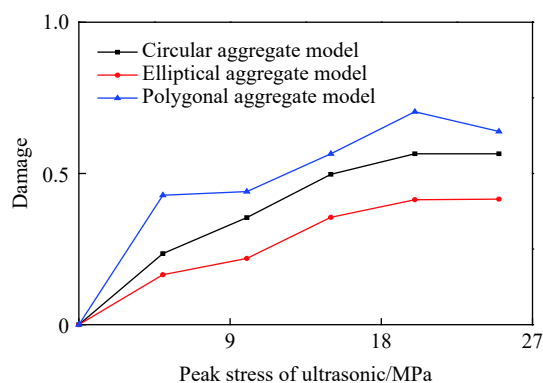


图 6 不同骨料形状的损伤应力

Fig. 6 Damage stress for different aggregate shapes

2.2 ITZ 强度对混凝土损伤破坏的影响

ITZ 的强度依次取为砂浆的 20%~80% 进行计算,得到的损伤应力曲线如图 7 所示。每种弹性模量计算得到的混凝土损伤累积值分别为 0.716、0.680、0.704、0.665、0.635、0.621、0.628。由图 7 可知,随着 ITZ 强度的增大,在相同超声动载荷条件下的损伤值逐步减小,表明 ITZ 强度越高,混凝土越难损伤破坏。从图 7 还能看出,ITZ 强度为混凝土的 60%、70%、80% 时,这 3 组数据与其他数据有着明显的差别,表明一旦 ITZ 强度低于混凝土的 60% 时,混凝土的承载能力明显降低;当超声动载荷达到 25 MPa 时,部分数据段呈现微小下降趋势,这是由于混凝土承受过大的动载荷而导致混凝土内局部应力过于集中,损伤能量无法顺利传导,这也解释了图 6 出现下降现象的原因。根据最弱环理论^[17],ITZ 作为三相材料中最薄弱的环节,其弹性模量决定了试件的损伤破坏强度。

2.3 ITZ 厚度对混凝土损伤破坏的影响

为了研究 ITZ 厚度对混凝土抗损伤性能的影响^[17],将模型中 ITZ 厚度依次设为 0、50、100、150、200、300 μm ,其中 0 μm 表示二相骨料模型中不包含 ITZ 界面,结果如图 8 所示。由图 8 可知,300 μm 界面的抗损伤能力明显低于其余厚度模型,说明 ITZ 作为三相界面中的最弱相,影响着混凝土的整体强度,对混凝土的抗损伤破坏性能产生不利影响。随着 ITZ 厚度的增加,混凝土抗损伤能力下降,所能达到的损伤最大值也随之增加,且增长幅度随动载荷逐渐攀升。研究表明 ITZ 厚度对混凝土抗载荷性能产生不利影响,ITZ 越厚,混凝土抗损伤破坏能力越弱。

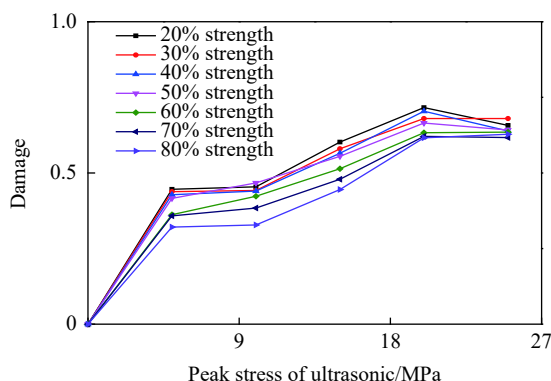


图 7 不同 ITZ 强度的损伤应力

Fig. 7 Damage stress maps of different ITZ intensities

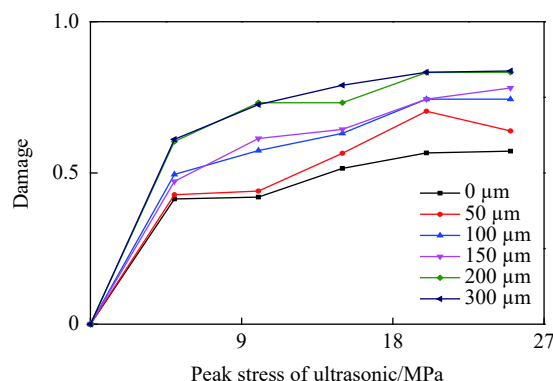


图 8 不同 ITZ 厚度的损伤应力

Fig. 8 Damage stress maps of different ITZ thicknesses

3 结 论

参照超声波破碎混凝土试验装置,在 ABAQUS 中建立了混凝土细观有限元计算模型,对超声动载荷下的混凝土损伤演化进行了模拟。将模拟结果与试验结果进行对比,探讨了 ITZ 界面的强度、厚度以及粗骨料形状对混凝土损伤破坏强度的影响。

(1) ITZ 作为混凝土三相材料中的最弱相,对混凝土的强度有着很大的影响。超声波破碎混凝土的强度随着 ITZ 强度的降低而降低,当低于水泥砂浆强度的 60% 时,损伤破坏强度明显降低。

(2) 随着 ITZ 厚度的增加,混凝土的抗损伤破坏能力减弱。

(3) 粗骨料形状的不同会对混凝土损伤破坏造成影响。凸多边形骨料相对于其他两种骨料形状更加不规则,因此在相同条件下凸多边形骨料对条件变化更敏感也更易损伤破坏。

参考文献:

- [1] 陈惠苏, 孙伟, STROEVEN P. 水泥基复合材料集料与浆体界面研究综述 (二): 界面微观结构的形成、劣化机理及其影响

- 因素 [J]. *硅酸盐学报*, 2004, 32(1): 70–79.
- CHEN H S, SUN W, STROEVEN P. Interfacial transition zone between aggregate and paste in cementitious composites (II): mechanism of formation and degradation of interfacial transition zone microstructure, and its influence factors [J]. *Journal of the Chinese Ceramic Society*, 2004, 32(1): 70–79.
- [2] 徐晶, 王先志. 纳米二氧化硅对混凝土界面过渡区的改性机制及其多尺度模型 [J]. *硅酸盐学报*, 2018, 46(8): 1053–1058.
- XU J, WANG X Z. Effect of nano-silica modification on interfacial transition zone in concrete and its multiscale modelling [J]. *Journal of the Chinese Ceramic Society*, 2018, 46(8): 1053–1058.
- [3] YANG C C, CHO S W. Approximate migration coefficient of percolated interfacial transition zone by using the accelerated chloride migration test [J]. *Cement and Concrete Research*, 2005, 35: 344–350.
- [4] AQUINO M J, LI Z, SHAH S P. Mechanical properties of the aggregate and cement interface [J]. *Advanced Cement Based Materials*, 1995, 2(6): 211–223.
- [5] LEE K M, PARK J H. A numerical model for elastic modulus of concrete considering interfacial transition zone [J]. *Cement and Concrete Research*, 2008, 38(3): 396–402.
- [6] 王怀亮, 宋玉普. 多轴应力状态下混凝土的动态强度准则 [J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2014, 46(4): 93–97.
- WANG H L, SONG Y P. A dynamic strength criterion of concrete under multiaxial stress state [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2014, 46(4): 93–97.
- [7] 杜修力, 金浏. 考虑过渡区界面影响的混凝土宏观力学性质研究 [J]. *工程力学*, 2012, 29(12): 72–79.
- DU X L, JIN L. Research on the influence of interfacial transition zone on the macro-mechanical properties of concrete [J]. *Engineering Mechanics*, 2012, 29(12): 72–79.
- [8] 王哲. 沿应变路径准静态加载时混凝土的极限状态现象 [J]. *北京交通大学学报*, 2010, 34(1): 30–34.
- WANG Z. Phenomena of concrete limit state under quasi-static loading along strain paths [J]. *Journal of Beijing Jiaotong University*, 2010, 34(1): 30–34.
- [9] GUINEA G V, EL-SAYED K, ROCCO C G, et al. The effect of the bond between the matrix and the aggregates on the cracking mechanism and fracture parameters of concrete [J]. *Cement and Concrete Research*, 2002, 32(12): 1961–1970.
- [10] 马巍, 任建伟, 胡俊, 等. 基于不同加载制度的轻骨料混凝土动态冲击性能 [J]. *硅酸盐通报*, 2019, 38(4): 974–982.
- MA W, REN J W, HU J, et al. Dynamical shocking property of light-weighting aggregates concrete based on impact loading regimes [J]. *Bulletin of the Chinese Ceramic Society*, 2019, 38(4): 974–982.
- [11] 阮欣, 李越, 金泽人, 等. 混凝土二维细观骨料建模方法综述 [J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2018, 46(5): 604–612.
- RUAN X, LI Y, JIN Z R, et al. Review of two-dimensional meso-modeling methods of concrete aggregate [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2018, 46(5): 604–612.
- [12] 刘建南, 张昌锁. 过渡区界面对混凝土劈裂性能影响的试验与数值模拟 [J]. *科学技术与工程*, 2018, 18(18): 269–274.
- LIU J N, ZHANG C S. Experiment and numerical simulation on the influence of interfacial transition zone on concrete splitting performance [J]. *Science Technology and Engineering*, 2018, 18(18): 269–274.
- [13] YANG C C. Effect of the interfacial transition zone on the transport and the elastic properties of mortar [J]. *Magazine of Concrete Research*, 2003, 55(4): 305–312.
- [14] 过镇海, 李卫. 混凝土在不同应力-温度途径下的变形试验和本构关系 [J]. *土木工程学报*, 1993, 26(5): 58–69.
- GUO Z H, LI W. Deformation testing and constitutive relationship of concrete under different stress-temperature paths [J]. *China Civil Engineering Journal*, 1993, 26(5): 58–69.
- [15] 刘海峰, 韩莉. 二维骨料随机分布混凝土的动态力学性能数值模拟 [J]. *高压物理学报*, 2016, 30(3): 191–199.
- LIU H F, HAN L. Numerical simulation of dynamic mechanical behavior of concrete with two-dimensional random distribution of coarse aggregate [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2016, 30(3): 191–199.
- [16] 蒋橙炜, 陈启东, 顾泽堃. 超声破碎混凝土的力学模型与仿真分析 [J]. *机械制造与自动化*, 2019, 48(2): 84–88.
- JIANG C W, CHEN Q D, GU Z K. Mechanical model and simulation analysis of ultrasonic crushed concrete [J]. *Machine Building & Automation*, 2019, 48(2): 84–88.
- [17] WEIBULL W. A statistical distributions function of wide applicability [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1951, 18: 293–297.

Damage Evolution in Concrete Interfacial Transition Zone with Ultrasonic Dynamic Load

WANG Lixiao¹, CHEN Qidong², LIU Xin²

(1. *School of Mechanics, Soochow University, Suzhou 215000, Jiangsu, China;*

2. *School of Mechanical Engineering, Changshu Institution of Technology, Changshu 215500, Jiangsu, China*)

Abstract: Concrete is a three-phase material composed of coarse aggregate, cement mortar and interfacial transition zone (ITZ). The ITZ is the weakest of the three phases and difficult to observe, but it has a significant impact on the efficiency of concrete crushing. In order to study the impact of ITZ on the damage performance of concrete crushing, the finite element model that reflects real mesoscopic structure of concrete matrix, aggregate shape, and ITZ was established on the Dynamic/Explicit model in ABAQUS. The results showed that the shape of coarse aggregate has a certain influence on the damage performance of concrete, and when the shape is convex polygonal, its damage resistance is the weakest. The damage resistance ability of concrete decreases with the decrease of ITZ strength. When ITZ strength is higher than 60% of mortar, the damage resistance ability gradually increases. As the thickness of the ITZ area increases, the damage resistance ability decreases.

Keywords: concrete; interfacial transition zone; damage performance; ultrasonic crushing

反应材料冲击压缩行为的三维细观数值模拟

杨相礼¹, 何勇¹, 何源¹, 王传婷¹, 徐涛¹, 田伟玺¹, 周杰²

(1. 南京理工大学智能弹药技术国防重点实验室, 江苏 南京 210094;

2. 湖北航天飞行器研究所, 湖北 武汉 430035)

摘要: 为研究反应材料的细观冲击响应行为, 采用细观数值模拟方法对 Al/PTFE (铝/聚四氟乙烯) 与 Al/Ni 反应材料的冲击压缩行为进行了分析研究。采用球磨混合和静压方法, 制备了两种反应材料试样, 并使用纳米 CT 设备获得了材料的细观图像, 借助图像处理和网格映射方法, 建立了基于材料真实细观结构的三维有限元模型, 计算获得的冲击 Hugoniot 关系与理论结果吻合较好。细观数值模拟结果表明: 反应材料的冲击波阵面在细观尺度内呈不平整状态, 颗粒相在冲击波作用下主要表现为沿冲击压缩方向的体积压缩和运动; 在较高撞击速度下, Al/PTFE 反应材料的 PTFE 基体将发生熔化, 而 Al/Ni 反应材料在本研究范围内保持固态。

关键词: 反应材料; 细观模型; 冲击温升; 图像处理

中图分类号: O521.2; TJ55

文献标识码: A

反应材料 (Reactive materials) 又称活性材料、多功能含能结构材料, 是一种由两种或两种以上的材料制备而成的复合材料。由反应材料制成的活性毁伤元在对目标进行毁伤的过程中, 材料因受到冲击而释放出大量的化学能并引发燃烧、爆炸等附加毁伤效应^[1-2], 对目标进行多重毁伤。由于其巨大的军事应用前景, 以铝/聚四氟乙烯 (Al/PTFE)、铝/镍 (Al/Ni) 为代表的反应材料近年来受到广泛的重视。

早期关于反应材料的研究主要集中在制备工艺及其反应行为和毁伤效应上, 徐松林等^[3-4]、赵鹏铎等^[5]对 Al/PTFE 反应材料的制备工艺、力学性能等进行了研究。周杰等^[1, 6]研究了 Al/W/PTFE 反应材料组分配比与颗粒粒径对反应材料准静态压缩性能与冲击释能特性的影响。Xiong 等^[7-8]使用准密闭容器研究了 PTFE、Cu 等添加剂对 Al/Ni 反应材料冲击释能行为的影响。

随着研究的深入, 越来越多的研究表明反应材料在细观尺度上的响应行为对材料的冲击释能行为有重要的影响, 而现有的理论及试验手段在揭示细观响应行为上具有一定的局限性。鉴于此, 一些学者将多尺度方法应用到反应材料的研究中, 例如: Eakins 等^[9]、Aydelotte 等^[10]采用二维数值方法对不同疏松度及颗粒形态的 Al/Ni 材料的冲击响应行为进行了深入的研究; Qiao 等^[11]采用随机投放方法建立了 Al/W/PTFE 反应材料的细观有限元模型; Ge 等^[12]基于材料的真实细观特性统计规律, 建立了 Al/PTFE 反应材料的细观力学模型。然而上述研究结果均基于二维数值模型, 或将材料颗粒假设为球形的三维模型, 与材料的实际结构相差较大。

针对以上现状, 采用基于真实图像的三维细观有限元模型研究 Al/PTFE 与 Al/Ni 反应材料的冲击压缩细观响应行为。采用球磨混合和静压的方法, 制备两种反应材料试件, 并使用纳米 CT 设备获得材料的三维细观图像, 采用图像处理技术和网格映射方法, 建立基于真实图像的三维细观有限元模型, 研

* 收稿日期: 2020-04-07; 修回日期: 2020-05-13

基金项目: 国家自然科学基金 (51601095, BK20160832)

作者简介: 杨相礼 (1990—), 男, 博士研究生, 主要从事含能材料高效毁伤技术研究。

E-mail: xiangli_yang@njust.edu.cn

通信作者: 何勇 (1964—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事战斗部总体技术和新概念战斗部技术研究。

E-mail: yonghe1964@163.com

究 Al/PTFE 与 Al/Ni 反应材料的细观冲击响应行为;同时依据三项式物态方程计算结果和数值模拟结果,分析两种反应材料的细观冲击温度场。本结果可为研究 Al/PTFE 与 Al/Ni 反应材料的冲击反应行为提供参考。

1 材料制备与细观图像获取

1.1 材料制备

本研究考虑建立零氧平衡的 Al/PTFE(质量比为 26.5/73.5)与等体积比的 Al/Ni 反应材料的真实细观数值模型,所使用的原材料颗粒参数见表 1。反应材料的制备过程参考现有的成熟工艺^[6],主要的制备过程包括原料混合、模压成型等,Al/PTFE 反应材料的制备工艺还包括真空烧结流程。材料混合采用行星磨机完成,以 40 r/min 的转速充分混合 1 h,成型压力 70 MPa。本研究不考虑材料的空隙,因而采用较大的压力以达到较高的密实度,Al/PTFE 材料的烧结温度为 380 °C,Al/PTFE 的烧结曲线及最终获得的 Al/PTFE 反应材料试件如图 1 所示。

表 1 研究所用原材料及规格

Table 1 Details of the materials used in this research

Materials	Sizes/meshes	Manufacturers
Al	100–200	Sinopharm Chemical Reagent Co., Ltd., Shanghai, China
Ni	150–200	Aladdin
PTFE	500	Shandong Fluorine Chemical Co., Ltd., Shandong, China

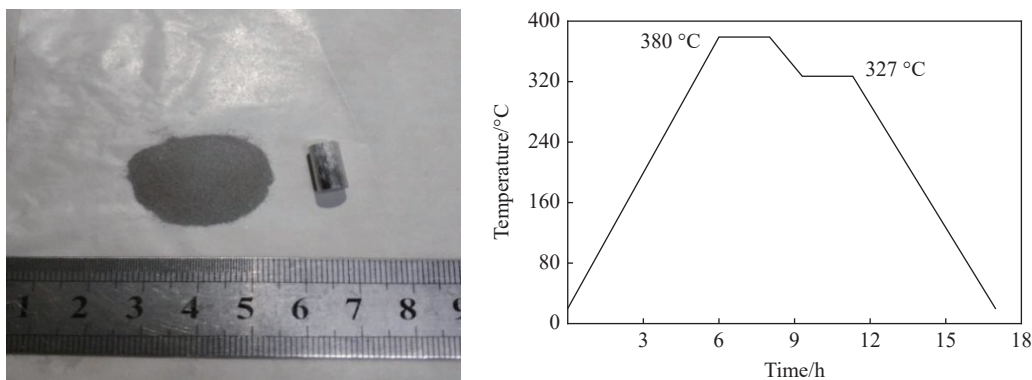


图 1 Al/Ni 反应材料试件及 Al/PTFE 烧结曲线^[6]

Fig. 1 Sample of Al/Ni reactive materials and the sintering profile of Al/PTFE reactive materials^[6]

1.2 细观图像获取

为了获得各材料的细观图像,采用高精度纳米 CT 分别对材料试样进行三维扫描,考虑到设备分辨率和射线穿透能力,需先将材料试件研磨至尺寸近似为 2 mm × 2 mm × 5 mm 的长方体。测试所用的 CT 设备型号为蔡司 Xradia510,如图 2(a)所示,扫描获得的系列细观图像的像素尺寸为 2 μm,两种材料的典型细观图像如图 2(b)、图 2(c)所示,图中圆形区域直径约 1.5 mm。在测试过程中,设备的探测器绕材料试件旋转,出于图像精度的考虑,仅重建了材料试件轴心一定半径内的细观图像。图像中较亮的部分对应材料中密度较大的组分。由细观图像可知:由于压制压力较大,PTFE 与 Al 颗粒分别在两种混合材料中变形成为材料基体;Al/PTFE 材料中的 Al 颗粒分布较为分散,而 Al/Ni 材料中 Ni 颗粒出现了较明显的堆积现象,这可能与 Ni 颗粒在材料中的体积分数较高有关。

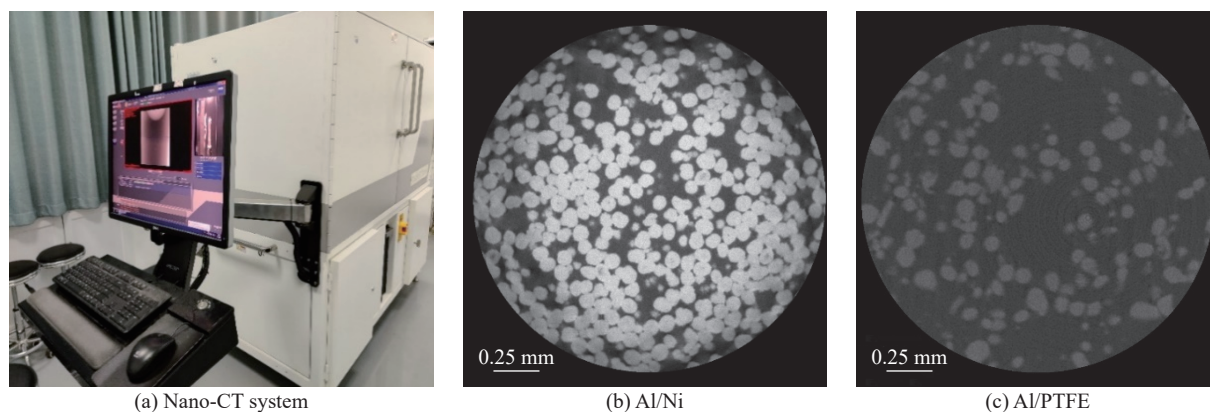


图 2 本研究使用的纳米 CT 测试系统及获得的 Al/Ni 与 Al/PTFE 反应材料的典型细观图像

Fig. 2 Nano-CT system used in this research and the obtained mesoscopic images of Al/Ni and Al/PTFE reactive materials

2 数值模型

2.1 图像处理与网格划分

从获得的细观图像中选取尺寸为 $0.4\text{ mm} \times 0.4\text{ mm} \times 0.4\text{ mm}$ 的区域 (ROI)^[13]。采用最佳阈值方法^[14-15] (Otsu method) 对数字图像进行阈值分割处理, 灰度高于阈值的部分认为是密度较高的金属颗粒, 其余则为密度较低的材料基体。本研究中制备的反应材料具有较高的密实度 ($>99\%$), 故忽略细观图像中出现的少量空隙。对细观图像进行阈值分割前, 需要进行图像平滑、降噪等增强措施, 阈值分割后对图像进行开、闭运算等操作以填补空洞和光滑边界。最后采用网格映射算法将材料属性分配到有限元网格, 考虑到计算效率, 模型的网格尺寸确定为 $4\text{ }\mu\text{m}$ 。

2.2 有限元模型

通过 2.1 节的图像处理及网格映射算法, 分别建立了 Al/PTFE 和 Al/Ni 反应材料的三维细观数值模型, 将细观有限元模型导入前处理软件, 在模型的上部添加一定厚度的网格, 以填充飞片材料, 对不同的单元集合赋予不同的材料属性。将处理后的模型导入有限元软件, 赋予初始条件和边界条件, 为了获得反应材料的冲击 Hugoniot 关系, 在模型中沿冲击方向选择有一定间距的两层单元 (每层单元数 10 000), 以每层单元的压力 p 与粒子速度 u_p 的平均值作为数据结果。所建立的有限元模型如图 3 所示。模型中材料的强度方程均采用 Johnson-Cook 强度模型^[16], 状态方程采用 Mie-Grüneisen 状态方程^[17], 材料参数见表 2 和表 3, 其中: A 、 B 、 C 、 m 、 n 为 Johnson-Cook 模型参数, T_m 为熔点, ρ_0 为密度, C_0 、 S 、 Γ_0 为 Mie-Grüneisen 方程参数, α_v 为体热膨胀系数, θ_D 为德拜温度。飞片赋予 Al 的材料模型。

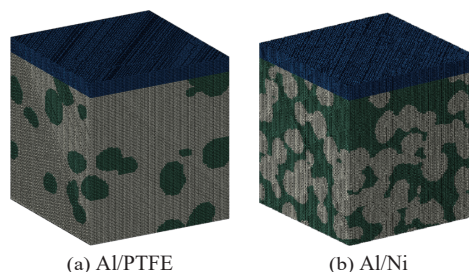


图 3 Al/PTFE 与 Al/Ni 反应材料细观有限元模型

Fig. 3 Mesoscopic FE models of Al/PTFE and Al/Ni

表 2 Johnson-Cook 本构模型相关参数^[16, 18]

Table 2 Parameters of Johnson-Cook model of materials^[16, 18]

Materials	A/MPa	B/MPa	C	m	n	T_m/K
Al	265	426	0.015	1.000	0.34	775
PTFE	11	44	0.120	1.000	1.00	350
Ni	163	648	0.330	0.006	1.44	1 728

表 3 Mie-Grüneisen 状态方程相关参数^[19]
Table 3 Parameters of the Mie-Grüneisen equation of state^[19]

Materials	$\rho_0/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$C_0/(\text{km}\cdot\text{s}^{-1})$	S	Γ_0	$\alpha_v/(10^{-5}\text{ K}^{-1})$	Θ_D/K
Al	2.712	5.332	1.375	2.18	6.93	423
PTFE	2.152	1.754	1.723	0.59	33.00	190
Ni	8.875	4.590	1.440	2.00	12.70	427

2.3 算法及边界条件

反应材料在冲击压缩过程中,伴随着冲击波的传播,材料颗粒间发生剧烈碰撞等相互作用,引起颗粒剧烈变形、塑性流动等现象。本研究采用多物质 Euler 算法来模拟反应材料的冲击压缩行为。在 Euler 算法中,网格节点在计算过程中保持空间位置不变,而材料的状态参数则随材料的流动在网格节点间传递,因此适合描述高速撞击情况下材料的大变形行为。多物质 Euler 算法允许单元内存在多种材料,单元的计算结果根据各材料的体积分数进行平均处理。

受模型尺寸的限制,所模拟的物理时间极短(冲击波掠过模型时间为 $0.06\sim 0.16\ \mu\text{s}$),且主要研究材料的冲击加载情况,不考虑材料的冲击卸载阶段。为了在材料中产生持续稳定的平面正冲击波,设铝飞片沿 z 轴方向以恒定速度撞击反应材料。顶部设置流入边界,以消除自由界面的反射波,模拟半无限飞片撞击;与 z 轴平行的 4 个侧面设置垂直于侧面方向的速度为零,以消除侧面边界产生的稀疏波;底部设置非反射边界,以消除自由界面的反射卸载。

3 结果与讨论

3.1 冲击 Hugoniot 关系

为了研究不同冲击压力条件下材料的冲击响应行为,设置飞片的速度范围为 $250\sim 2\,000\text{ m/s}$,分别采用所建立的数值模型对 Al/PTFE 及 Al/Ni 反应材料进行冲击压缩数值模拟研究。由于反应材料在细观尺寸上的异质性,在冲击压缩的某一瞬间,材料内部的压力处于不均匀状态,为了获得冲击 Hugoniot 模拟结果,将每层 10 000 个单元计算结果的平均值作为该截面上的冲击 Hugoniot 结果。而冲击压力 p 与粒子速度 u_p 则可分别由两组压力曲线与粒子速度曲线峰值的平均值得到,由此可获得反应材料的 p - u_p 关系。根据数值模型计算获得的各材料的 p - u_p 关系如图 4、图 5 所示,图中曲线为根据三项式物态方程和混合物叠加准则计算出的理论结果^[20],表 3 中给出了计算中需要的材料参数。由图 4、图 5 可知,在本研究范围内,数值模拟结果与理论计算结果一致,其中 Al/PTFE 反应材料的理论和数值模拟结果与试验结果^[21]吻合较好。上述结果表明,建立的反应材料细观数值模型能准确地模拟材料的宏观冲击响应行为。

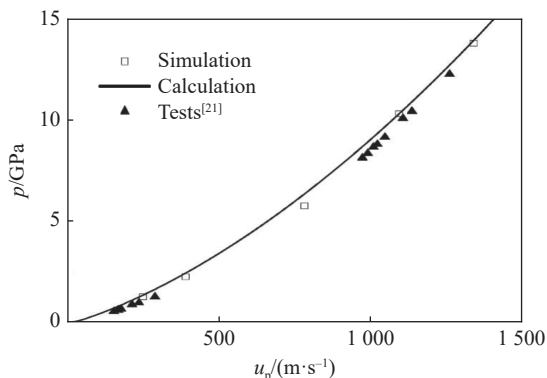


图 4 Al/PTFE 反应材料的 p - u_p 关系

Fig. 4 p - u_p relationship of Al/PTFE reactive materials

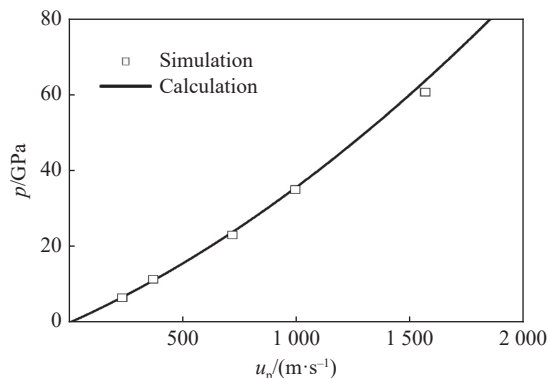


图 5 Al/Ni 反应材料的 p - u_p 关系

Fig. 5 p - u_p relationship of Al/Ni reactive materials

3.2 细观压力与颗粒变形

反应材料在冲击压缩过程中, 随着冲击波在材料中的传播, 从宏观角度看, 其传播行为可用一般均质材料的传播理论描述; 而从细观尺度上看, 由于材料的异质性, 冲击波在不同材料间传播时, 必然发生透射、反射、卸载等行为, 使细观尺度上的压力场趋于复杂化。图 6 为撞击速度为 1 500 m/s 时, 3 个不同时刻(t 为 0.02、0.04、0.06 μs) Al/PTFE 的压力分布。高速撞击下, 冲击波阵面在三维空间内均呈现出不平整状态, 同时, 材料的压力场在波阵面掠过后并未立即达到平衡状态; 数值边界条件中飞片材料的速度为恒定值, 材料的撞击端不会因反射卸载而引入稀疏波, 波阵面后的压力不平衡状态是由于冲击波在细观材料颗粒间的互相反射与卸载。

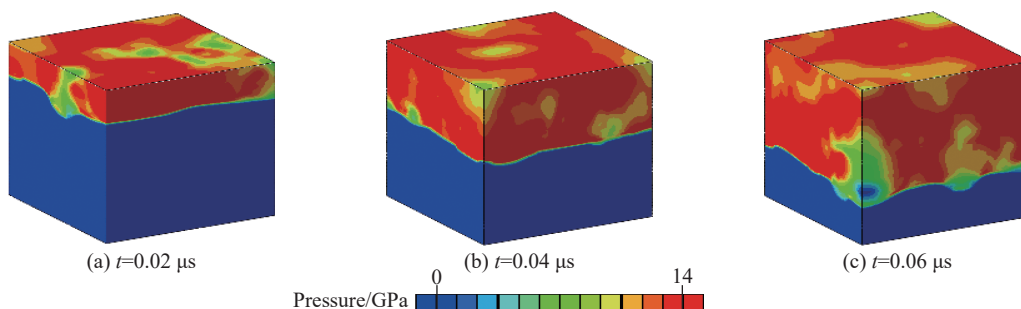


图 6 撞击速度为 1 500 m/s 时 Al/PTFE 反应材料在不同时刻的压力分布云图

Fig. 6 Pressure cloud diagrams of Al/PTFE for an impact velocity of 1 500 m/s at different times

图 7 显示了图 6 对应时刻 Al/PTFE 材料内部 Al 颗粒的变形情况。图 8 所示为撞击速度分别为 800、1 200、2 000 m/s 时同一时刻($t=0.08 \mu\text{s}$) Al/Ni 反应材料中 Ni 颗粒的变形场。与大孔隙率情况下 Al/Ni 材料颗粒发生的剧烈塑性变形不同^[9,22], 本研究中颗粒相在冲击波作用下主要表现为沿冲击压缩方向的体积压缩和运动, 不同材料间并未出现明显的混合现象。材料的体积变化主要发生在混合物基体材料中。

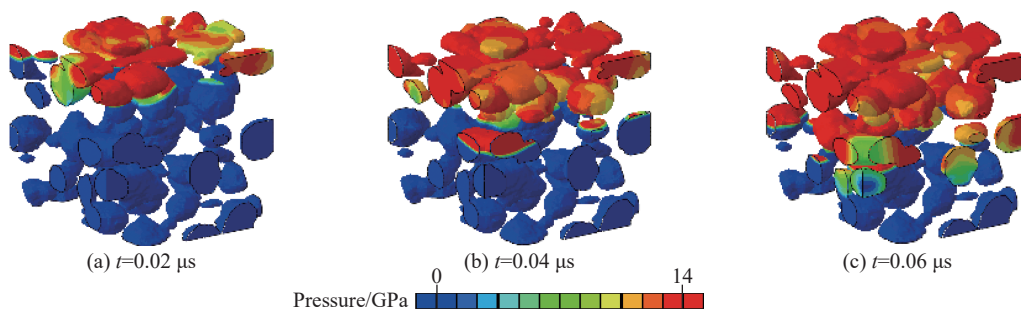


图 7 撞击速度为 1 500 m/s 时不同时刻 Al/PTFE 反应材料中 Al 颗粒的变形场

Fig. 7 Deformation of Al particles in Al/PTFE for an impact velocity of 1 500 m/s at different times

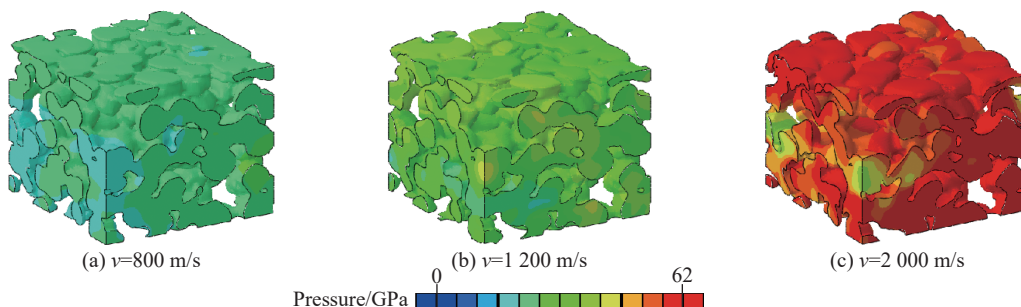


图 8 撞击速度分别为 800、1 200、2 000 m/s 时 Al/Ni 反应材料中 Ni 颗粒的变形场

Fig. 8 Deformation of Ni particles in Al/Ni for the impact velocities of 800, 1 200 and 2 000 m/s

3.3 细观温度场

一些反应模型认为反应材料的细观冲击温升与材料的反应效率有密切的关系,反应的发生起始于冲击温升引起的质量扩散^[23]。一些学者基于反应速率受控于冲击温升的假设,建立了反应材料的冲击反应理论计算模型^[24-25]。在冲击波作用下,材料受到强烈的压缩作用,材料温度急剧升高,单质材料的冲击温升可由三项式物态方程计算得到^[20,26-28]。又因为冲击波加载的时间尺度极短,可忽略此过程的热传递,认为材料处于绝热状态,可通过冲击压缩波后压力场及冲击温升关系获得材料的冲击温度场。

图 9 为根据三项式物态方程^[20]计算获得的 PTFE、Al、Ni 3 种单质的冲击温升曲线,图 10、图 11 则为根据该结果和冲击波刚好到达模型底部时的压力场获得的不同撞击速度下材料的细观温度场。与一些冲击反应理论模型中假设材料组分温度均匀有所不同,由于材料压缩性不同,两种反应材料的细观温度场呈温度较低的金属颗粒嵌在温度较高的基体材料中的状态,与一些二维模型计算结果一致^[29-30];并且,PTFE 基体与 Al 金属颗粒的温差远大于 Al 基体与 Ni 颗粒的温差。在同等压力下,PTFE 的压缩度远大于 Al、Ni 等金属材料,较大的变形吸收更多的能量,因此具有更高的温升。

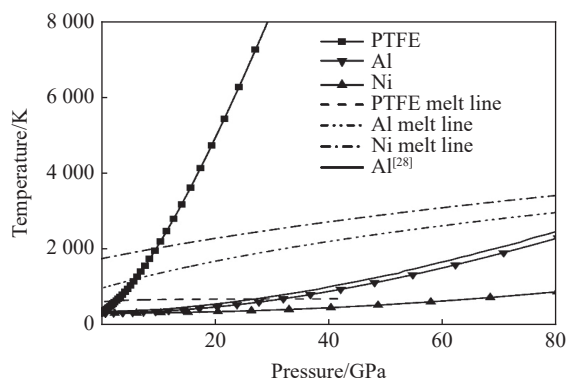


图 9 材料冲击温升及高压熔点计算结果

Fig. 9 Calculation results of shock temperature rises and melt lines

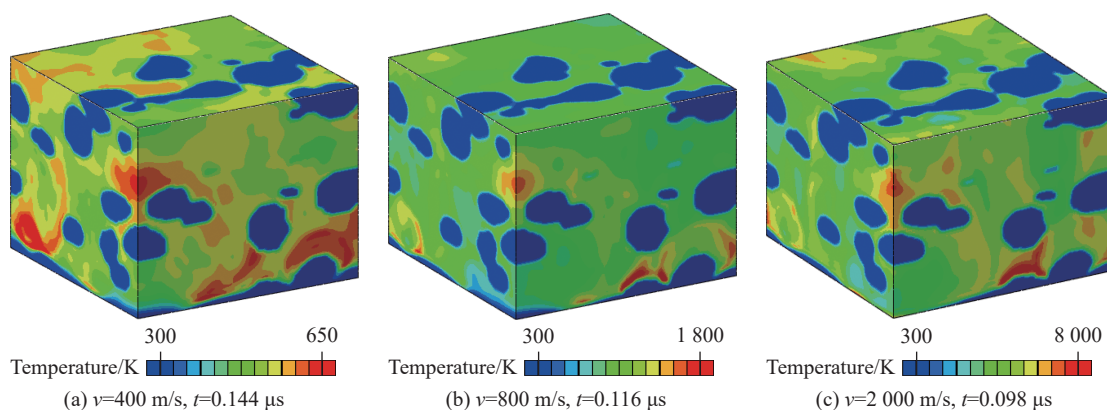


图 10 撞击速度分别为 400、800、2 000 m/s 时 Al/PTFE 反应材料的细观温度场

Fig. 10 Temperature cloud diagrams of Al/PTFE reactive materials under the impact velocities of 400, 800 and 2 000 m/s

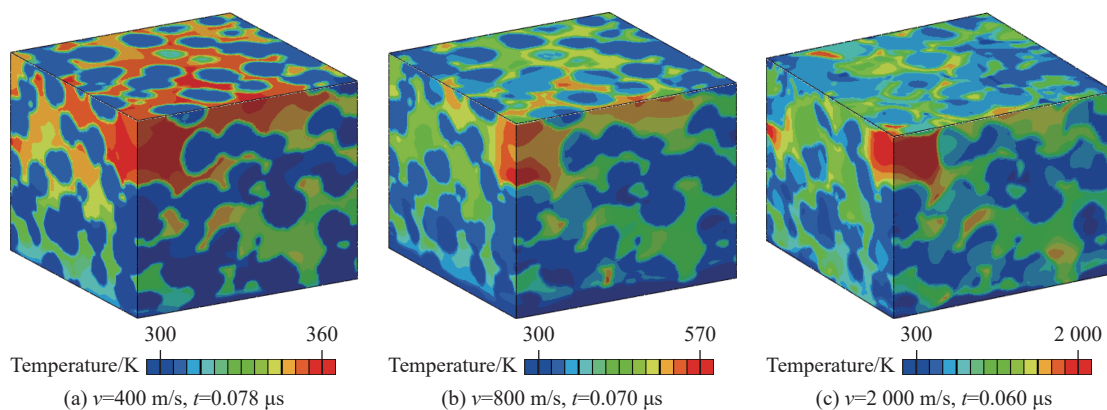


图 11 撞击速度分别为 400、800、2 000 m/s 时 Al/Ni 反应材料的细观温度场

Fig. 11 Temperature cloud diagrams of Al/Ni reactive materials under the impact velocities of 400, 800 and 2 000 m/s

上述单质材料的冲击温升计算结果并未考虑材料的冲击相变, 实际上在剧烈的冲击加热情况下, 材料可能发生熔化甚至汽化等现象^[19, 31], 这对研究反应材料的冲击反应行为具有重要的意义。材料的熔点随材料所受压力的增大而升高, 材料在高压下的熔点可由 Lindemann 定律^[19, 28] 计算

$$T_m = T_{m0} \left(\frac{v}{v_0} \right)^{2/3} \exp \left[2\gamma_0 \left(1 - \frac{v}{v_0} \right) \right] \quad (1)$$

式中: T_{m0} 为材料的常温熔点, γ_0 为材料的 Grüneisen 常数, v 、 v_0 分别为材料的高压与常态比容。计算结果如图 9 所示。

图 9 中高压熔点曲线与冲击温升曲线的交点即为材料的冲击熔点。由计算结果可知, PTFE 的冲击熔点极低, 在冲击压力为 3 GPa、温度为 636 K 左右时即发生熔化。根据 Al/PTFE 反应材料的温度场计算结果, 当撞击速度为 400 m/s 时, 材料的部分 PTFE 基体发生了冲击熔化; 在此撞击速度下, 均质 PTFE 的冲击温升约为 509 K, 低于冲击熔点, 分析认为冲击波在不同介质界面的反射使部分 PTFE 基体的压力升高, 达到冲击熔化温度。当撞击速度继续增大至 2 000 m/s 时, PTFE 基体全部发生了熔化, 作为有机高分子材料, PTFE 在较高温度下将发生热分解, 释放出四氟乙烯、六氟丙烯等活性分子^[32-33]。而 Al 与 Ni 在本研究的压力范围内保持固态。

4 结 论

采用细观数值方法研究了 Al/PTFE 与 Al/Ni 反应材料的细观冲击压缩响应行为, 主要结论如下。

(1) 采用图像处理技术和网格映射算法建立了基于真实细观图像的反应材料三维细观数值模型, 计算获得的反应材料冲击 Hugoniot 关系与实验和理论结果吻合较好, 验证了模型的正确性。

(2) 由于细观尺度上的异质性, 反应材料的冲击波阵面在三维空间内呈不平整状态, 颗粒相在冲击波作用下主要表现为沿冲击压缩方向的体积压缩和运动, 不同材料间并未出现明显的混合现象。

(3) 冲击作用下, 材料受到强烈的压缩作用, 材料温度急剧升高, 两种反应材料的细观温度场呈温度较低的金属颗粒嵌在温度较高的基体材料中的状态; 根据高压熔点方程, 在较高撞击速度下, Al/PTFE 反应材料的 PTFE 基体将发生熔化, 而 Al/Ni 反应材料在本研究范围内保持固态。

(4) 受模型尺寸的限制, 本模型所揭示的仅为冲击加载后极短时间内 (0.06~0.16 μ s) 的材料状态, 加载波长及卸载对材料状态的影响尚需进一步的研究。

参考文献:

- [1] 周杰, 何勇, 何源, 等. 含能毁伤元冲击引爆模拟战斗部试验研究 [J]. 含能材料, 2016, 24(11): 1048-1056.
ZHOU J, HE Y, HE Y, et al. Experimental study on shock initiation of simulative warhead by energetic kill element [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2016, 24(11): 1048-1056.
- [2] 王海福, 郑元枫, 余庆波, 等. 活性破片引燃航空煤油实验研究 [J]. 兵工学报, 2012, 33(9): 1148-1152.
WANG H F, ZHENG Y F, YU Q B, et al. Experimental research on igniting the aviation kerosene by reactive fragment [J]. Acta Armamentarii, 2012, 33(9): 1148-1152.
- [3] 徐松林, 阳世清, 张伟, 等. PTFE/Al 含能复合物的本构关系 [J]. 爆炸与冲击, 2010, 30(4): 439-444.
XU S L, YANG S Q, ZHANG W, et al. A constitutive relation for a pressed PTFE/Al energetic composite material [J]. Explosion and Shock Waves, 2010, 30(4): 439-444.
- [4] 徐松林, 阳世清, 徐文涛, 等. PTFE/Al 反应材料的力学性能研究 [J]. 高压物理学报, 2009, 23(5): 384-388.
XU S L, YANG S Q, XU W T, et al. Research on the mechanical performance of PTFE/Al reactive materials [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2009, 23(5): 384-388.
- [5] 赵鹏铎, 卢芳云, 李俊玲, 等. 活性材料 PTFE/Al 动态压缩性能 [J]. 含能材料, 2009, 17(4): 459-462.
ZHAO P D, LU F Y, LI J L, et al. The dynamic compressive properties of PTFE/Al reactive materials [J]. Chinese Journal of

- Energetic Materials, 2009, 17(4): 459–462.
- [6] 周杰, 何勇, 何源, 等. Al/PTFE/W 反应材料的准静态压缩性能与冲击释能特性 [J]. 含能材料, 2017, 25(11): 903–912.
ZHOU J, HE Y, HE Y, et al. Quasi-static compression properties and impact energy release characteristics of Al/PTFE/W reactive materials [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2017, 25(11): 903–912.
- [7] XIONG W, ZHANG X F, WU Y, et al. Influence of additives on microstructures, mechanical properties and shock-induced reaction characteristics of Al/Ni composites [J]. *Journal of Alloys and Compounds*, 2015, 648: 540–549.
- [8] XIONG W, ZHANG X F, TAN M T, et al. The energy release characteristics of shock-induced chemical reaction of Al/Ni composites [J]. *Journal of Physical Chemistry C*, 2016, 120(43): 24551–24559.
- [9] EAKINS D E, THADHANI N N. Mechanistic aspects of shock-induced reactions in Ni+Al powder mixtures [C]//Shock Compression of Condensed Matter–2007. Waikoloa, HI, 2007.
- [10] AYDELOTTE B B, THADHANI N N. Mechanistic aspects of impact initiated reactions in explosively consolidated metal+aluminum powder mixtures [J]. *Materials Science & Engineering A*, 2013, 570: 164–171.
- [11] QIAO L, ZHANG X F, HE Y, et al. Mesoscale simulation on the shock compression behaviour of Al-W-Binder granular metal mixtures [J]. *Materials & Design*, 2013, 47: 341–349.
- [12] GE C, MAIMAITIUSUN W, DONG Y X, et al. A study on the mechanical properties and impact-induced initiation characteristics of brittle PTFE/Al/W reactive materials [J]. *Materials*, 2017, 10(5): 452.
- [13] SUN Y, LI Q M, LOWE T, et al. Investigation of strain-rate effect on the compressive behaviour of closed-cell aluminium foam by 3D image-based modelling [J]. *Materials & Design*, 2016, 89: 215–224.
- [14] 褚巧龙. 基于 Otsu 的图像阈值分割算法的研究 [D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2011.
CHU Q L. Research on image threshold segmentation arithmetic based on Otsu [D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2011.
- [15] 袁小翠, 黄志开, 马永力, 等. Otsu 阈值分割法特点及其应用分析 [J]. 南昌工程学院学报, 2019, 38(1): 89–94.
YUAN X C, HUANG Z K, MA Y L, et al. Analysis of characteristics and application of Otsu threshold method [J]. *Journal of Nanchang Institute of Technology*, 2019, 38(1): 89–94.
- [16] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//7th International Symposium on Ballistics. The Hague, Netherlands, 1983.
- [17] SYSTÈMES D. Abaqus analysis user's guide [M]. Providence, RI: Dassault Systèmes Simulia Corp, 2014.
- [18] HERBOLD E B, NESTERENKO V F, BENSON D J, et al. Particle size effect on strength, failure, and shock behavior in polytetrafluoroethylene-Al-W granular composite materials [J]. *Journal of Applied Physics*, 2008, 104(10): 103903.
- [19] 汤文辉, 张若棋. 物态方程理论及计算概论 [M]. 2 版. 北京: 高等教育出版, 2008.
TANG W H, ZHANG R Q. Introduction to theory and calculation of equation of state [M]. 2nd ed. Beijing: Higher Education Press, 2008.
- [20] 周杰. 典型氟聚合物基活性材料冲击反应特性研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2018.
ZHOU J. Study on the impact-induced reaction characteristics of typical fluoropolymer-matrix reactive materials [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2018.
- [21] GUO J, ZHANG Q M, ZHANG L S, et al. Reaction behavior of polytetrafluoroethylene/Al granular composites subjected to planar shock wave [J]. *Propellants Explosives Pyrotechnics*, 2017, 42(3): 299–306.
- [22] EAKINS D E, THADHANI N N. Mesoscale simulation of the configuration-dependent shock-compression response of Ni plus Al powder mixtures [J]. *Acta Materialia*, 2008, 56(7): 1496–1510.
- [23] EAKINS D E, THADHANI N N. Shock compression of reactive powder mixtures [J]. *International Materials Reviews*, 2009, 54(4): 181–213.
- [24] ZHANG X F, SHI A S, ZHANG J, et al. Thermochemical modeling of temperature controlled shock-induced chemical reactions in multifunctional energetic structural materials under shock compression [J]. *Journal of Applied Physics*, 2012, 111(12): 123501.
- [25] ZHOU J, HE Y, HE Y, et al. Investigation on impact initiation characteristics of fluoropolymer-matrix reactive materials [J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2017, 42(6): 603–615.
- [26] ZHANG X F, QIAO L, SHI A S, et al. A cold energy mixture theory for the equation of state in solid and porous metal mixtures [J]. *Journal of Applied Physics*, 2011, 110(1): 013506.
- [27] 何源, 何勇, 张先锋, 等. 疏松金属材料冲击温度理论分析 [J]. 爆炸与冲击, 2012, 32(2): 143–149.

- HE Y, HE Y, ZHANG X F, et al. Theoretical analysis on shock temperature of porous metal [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2012, 32(2): 143–149.
- [28] SONG P, CAI L C, WANG Q S, et al. Sound velocity, temperature, melting along the Hugoniot and equation of state for two porosity aluminums [J]. *Journal of Applied Physics*, 2011, 110(10): 103522.
- [29] QIAO L R, ZHANG X F, HE Y D, et al. Multiscale modelling on the shock-induced chemical reactions of multifunctional energetic structural materials [J]. *Journal of Applied Physics*, 2013, 113(17): 173513.
- [30] SRAJ I, SPECHT P E, THADHANI N N, et al. Numerical simulation of shock initiation of Ni/Al multilayered composites [J]. *Journal of Applied Physics*, 2014, 115(2): 023515.
- [31] 谈庆明, 黄风雷. 超高速碰撞动力学引论 [M]. 北京: 科学出版社, 2000.
- TAN Q M, HUANG F L. Introduction to the dynamics of hypervelocity impact [M]. Beijing: Science Press, 2000.
- [32] 夏睿全, 张小平. 聚四氟乙烯废料的热解实验 [J]. *化工进展*, 2008, 27(1): 98–103.
- XIA R Q, ZHANG X P. Experimental study on waste polytetrafluoroethylene pyrolysis [J]. *Chemical Industry and Engineering Progress*, 2008, 27(1): 98–103.
- [33] 李玲琴. 金属/氟聚物反应材料性能的研究 [D]. 太原: 中北大学, 2015.
- L I L Q. Research on detonation properties of metal-fluoride reactive materials [D]. Taiyuan: North Central University, 2015.

3D Mesoscopic Simulation of Shock Compression Behaviors of Reactive Materials

YANG Xiangli¹, HE Yong¹, HE Yuan¹, WANG Chuanting¹,
XU Tao¹, TIAN Weixi¹, ZHOU Jie²

(1. ZNDY of Ministerial Key Laboratory, Nanjing University of Science & Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;
2. Hubei Aerospace Flight Vehicle Institute, Wuhan 430035, Hubei, China)

Abstract: In order to investigate the mesoscopic behavior of Al/PTFE reactive materials under shock loading, the shock response of Al/PTFE and Al/Ni reactive materials were investigated via numerical approaches. Two material samples were fabricated by ball mill mixing and cold isostatic pressing, and a Nano-CT system was employed to obtain their mesoscopic images. The 3D mesoscopic finite-element model based on the real configuration was established with the help of image processing and mesh mapping methods, and the numerical Hugoniot results agreed well with the theoretical results. The numerical modeling results indicated that the shock wave is uneven in the mesoscale, and the metal granules were compressed and moved along the impact direction. The PTFE matrix of Al/PTFE melted at high impact velocity, while the Al/Ni remained solid within the impact velocity range of this study.

Keywords: reactive materials; mesoscopic model; shock temperature rise; image processing

A Macroscopic Dynamic Constitutive Model for Ceramic Materials

TANG Ruitao, XU Liyun, WEN Heming, WANG Zihao

(CAS Key Laboratory for Mechanical Behavior and Design of Materials,
University of Science and Technology of China, Hefei 230027, Anhui, China)

Abstract: A macroscopic constitutive model is presented herein for ceramic materials subjected to dynamic loadings by closely following a previous study on concrete. The equation of state is described by a polynomial equation and the strength model takes into account various effects such as pressure hardening, Lode angle, strain rate, shear damage and tensile softening. In particular, the strength surface of ceramic materials is characterized by a new function which levels out at very high pressures and strain rate effect is taken into account by dynamic increase factor (DIF) which excludes inertial effect. The present model is verified against some available experimental data for ceramic materials in terms of pressure-volumetric response, quasi-static strength surface and strain rate effect. The model is further verified against the data for triaxial test by single element simulation approach and the test data for depth of penetration in AD99.5/RHA struck by tungsten alloy penetrators. Furthermore, comparisons are also made between numerical results of the present model and the JH-2 model. It is demonstrated that the present model can be employed to describe the mechanical behavior of ceramic materials under different loading conditions with reasonable confidence and is advantageous over the existing model.

Keywords: ceramic material; constitutive model; strain rate effect; triaxial test; JH-2 model; single element simulation approach

CLC number: O347.3

Document code: A

Ceramic materials have been increasingly used in armors, personal armor system, aeronautic engineering and vehicle engineering due to its excellent ballistic performance. An understanding of the response and failure of ceramic materials under impact loading is of great significance for the design and assessment of military hardware and protective structures.

As ballistic tests are expensive to perform and time consuming, numerical simulations have been widely employed in the design and optimization of ceramic armors. However, the accuracy of numerical simulations depends on the dynamic constitutive model for ceramic materials to a large extent. To this end, many models have been put forward^[1-8]. Fahrenthold^[1] proposed a continuum damage model for fracture of brittle solids under dynamic loading in which Weibull strength distribution was employed to account for the effects of flaw size distribution on the damage accumulation rate. The model was used to compute the depth of penetration in a steel plate impacted by a sphere of alumina without being applied to simulate the behavior of ceramic armors subjected

* **Received date:** 2019-12-06; **Revised date:** 2020-01-06

Biography: TANG Ruitao (1989—), male, doctoral student, major in impact dynamics.

E-mail: rttang@mail.ustc.edu.cn

Corresponding author: WEN Heming (1965—), male, Ph.D, professor, major in impact dynamics.

E-mail: hmwen@ustc.edu.cn

to projectile impact. Rajendran^[2] modeled the impact behavior of AD85 ceramic under multiaxial loading by assuming an existing distribution of micro-cracks and employing a criterion for crack growth based on theories of dynamic fracture mechanics. The strength of the intact material was rate dependent, and the inelastic deformation was modeled using an elastic-plastic cracking rule. The model predictions were found to be in good agreement with the test data obtained from plate impact tests. The most widely used constitutive model for ceramic materials in many commercial codes is the Johnson-Holmquist model (JH-2)^[3]. The model employs two strength surfaces to describe the pressure-dependent compressive strength of the intact and failed materials, respectively. However, in the model strain rate effect is described by the same form of function adopted in the constitutive models for metals and concrete materials, which has been found to be inconsistent with the dynamic mechanical behavior in recent studies^[9–12]. Furthermore, tensile softening cannot be accurately predicted, and no differentiation was made between the effects of strain rate and inertia (containment).

The main objective of this paper is to establish a macroscopic dynamic constitutive model for ceramic materials by closely following the previous work on concrete^[9] and on the basis of the experimental observations for some ceramic materials. Various equations of the constitutive model are given and compared with some available experimental data for ceramic materials in terms of pressure-volumetric response, quasi-static strength surface and strain rate effect. Furthermore, the model is also verified against the data for triaxial test by single element simulation approach.

1 A Macroscopic Constitutive Model for Ceramics

A dynamic macroscopic constitutive model for ceramic materials is developed in the following sections based on the computational constitutive model for concrete subjected to dynamic loadings^[9] with some modifications being made. There are two points which should be highlighted here, namely, (1) the pressure-volumetric response is described by polynomial equation and the phase transition (e.g. AlN ceramics) as the pressure increases to a certain value is considered; (2) a hyperbolic tangent function is employed to describe the pressure dependent shear strength surfaces of ceramic materials which level out at very high pressures.

1.1 Equation of State

Ceramics are complex granular materials, which contain a large number of micro cracks and voids just as concrete material. On the one hand, it has been observed experimentally that the volumetric strains of Al₂O₃ and SiC increase with increasing pressure^[13–16] and the equation of state for this category of ceramic materials can be expressed as polynomial equation, viz.

$$\begin{cases} p = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 \\ \mu = V_0/V - 1 = \rho/\rho_0 - 1 \end{cases} \quad (1)$$

where p is pressure; μ is volumetric strain; K_1, K_2, K_3 are bulk moduli for ceramic material; $\rho_0 = 1/V_0$ and $\rho = 1/V$ indicate initial and current densities of ceramic material, respectively. On the other hand, the pressure-volumetric response of AlN has been observed experimentally to be quite different^[17–19] and a phase transformation occurs from wurtzite structure to salt structure as pressure reaches a critical value. Thus, the equation of state for such ceramics as AlN can be written in the following form, namely

$$p = \begin{cases} K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 & \mu < \mu_{c1} \\ p_c & \mu_{c1} \leq \mu \leq \mu_{c2} \\ K_4(\mu - \mu') + K_5(\mu - \mu')^2 + K_6(\mu - \mu')^3 & \mu > \mu_{c2} \end{cases} \quad (2)$$

where p_c represents a constant pressure at which phase transformation occurs; K_4, K_5, K_6 are bulk moduli for ceramic material after the phase transformation; μ' is an offset in volumetric strain due to phase transformation; μ_{c1} and μ_{c2} are volumetric strains at the beginning and end of phase transformation, respectively. For $\mu < 0$, ceramic

material is under tension condition. Thus, one obtains

$$p = K_1 \mu \quad (3)$$

1.2 Strength Model

On the basis of the previous studies on concrete^[9-10] and the experimental observations for ceramic materials^[17, 20-24], it is suggested that the strength surface of ceramic materials can be cast into the following form, i.e.

$$Y = \begin{cases} 3(p + f_u)r(\theta, e) & p < 0 \\ [3f_u + (f_{cc} - 3f_u) \times 3p/f_{cc}]r(\theta, e) & 0 \leq p \leq f_c/3 \\ [f_{cc} + Bf'_c \tanh(p/f'_c - f_{cc}/(3f'_c))]r(\theta, e) & p > f_c/3 \end{cases} \quad (4)$$

in which Y is shear strength; $f_{cc} = f'_c \psi_c \eta_c$ and $f_u = f_t \psi_t \eta_t$ are respective dynamic strengths of ceramic materials in uniaxial compression and tension, which take account of shear damage in the form of damage shape functions (η) and strain rate effects by dynamic increase factor (DIF); B is an empirical constant; $r(\theta, e)$ represents Lode effect. The dynamic increase factor in compression (ψ_c) can be obtained by the following equation^[9-10], viz.

$$\psi_c = \frac{f_{cd}}{f'_c} = (\psi_t - 1) \frac{f_t}{f'_c} + 1 \quad (5)$$

where f_{cd} and f'_c are the dynamic and static uniaxial compressive strength, respectively, f_t is the static uniaxial tensile strength, and ψ_t represents the dynamic increase factor in tension which is expressed as follows

$$\psi_t = \frac{f_{td}}{f_t} = \left\{ \left(\frac{F_m}{W_y} - 1 \right) \tanh \left[\left(\lg \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} - W_x \right) S \right] + 1 \right\} W_y \quad (6)$$

in which f_{td} is the dynamic uniaxial tensile strength, parameters W_x , F_m , W_y and S are constants to be determined experimentally, $\dot{\varepsilon}$ is the strain rate, $\dot{\varepsilon}_0$ is the reference strain rate usually taken to be $\dot{\varepsilon}_0 = 1.0 \text{ s}^{-1}$.

The multi-axial tests of ceramics show that the effective strain at maximum load ($\varepsilon_{\max}$) increases almost linearly with increasing pressure. Furthermore, these tests also show ceramic compressive strength has no significant influence on this behavior. According to Eq.(18) in Ref.[9], the failure strain of ceramic is written as

$$\varepsilon_f = \frac{\varepsilon_m}{\lambda_m} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{0.02} = \frac{1}{\lambda_m} 0.0065 \max \left[1, 1 + \lambda_s \left(\frac{p}{f'_c} - \frac{1}{3} \right) \right] \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{0.02} \quad (7)$$

where ε_f is the failure strain of ceramic material, ε_m is the strain corresponding to the maximum compressive strength, λ_m is the shear damage at which strength reaches its maximum value under compression, and λ_s is an empirical constant.

The residual strength of the crushed ceramics is still high under the confining pressure. The residual strength surface for ceramic materials can be obtained from Eq.(4) by setting $f_u = 0$ and $f_{cc} = f'_c \times r$, namely

$$Y = \begin{cases} 3p \times r(\theta, e) & 0 < p \leq f'_c \times r/3 \\ \left[f'_c \times r + Bf'_c \tanh \left(\frac{p}{f'_c} - \frac{f'_c \times r}{3f'_c} \right) \right] \times r(\theta, e) & p > f'_c \times r/3 \end{cases} \quad (8)$$

where r is a constant, $f'_c \times r$ represents the residual strength of concrete under quasi-static uniaxial compression. Meanwhile, the initial yield strength of concrete under quasi-static uniaxial compression is defined as $f'_c \times l$.

2 Verification of the Newly-Developed Constitutive Model

The present model is verified against some available experimental data in terms of pressure-volumetric response, quasi-static strength surface and strain rate effect.

Values of various parameters in equation of state can be determined by hydrostatic compression experiment and they are listed in Table 1. For Al_2O_3 and SiC ceramic materials, the relationship between pressure and volumetric strain (Eq.(1)) can be rewritten as

$$p = 1.815 \times 10^{11} \mu + 1.208 \times 10^{12} \mu^2 - 2.991 \times 10^{12} \mu^3 \quad (9)$$

and, for AlN ceramic material, the relationship between pressure and volumetric strain (Eq.(2)) can be recast into the following form

$$p = \begin{cases} 1.815 \times 10^{11} \mu + 1.208 \times 10^{12} \mu^2 - 2.991 \times 10^{12} \mu^3 & \mu < 0.067 \\ 1.668 \times 10^{10} & 0.067 \leq \mu \leq 0.330 \\ 1.819 \times 10^{11} (\mu - 0.250) + 3.556 \times 10^{11} (\mu - 0.250)^2 - 2.830 \times 10^{11} (\mu - 0.250)^3 & \mu > 0.330 \end{cases} \quad (10)$$

Table 1 Values of parameters for BeO in the present model

Equation of state parameters				Constitutive model parameters			
K_1/GPa	K_2/GPa	K_3/GPa	$\rho_c/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	F_m	W_x	W_y	S
181.5	1 207.9	-2 991	3 030	3	3.8	2	1.25
Constitutive model parameters							
f'_c/GPa	f'_t/GPa	B	G/GPa	λ_m	λ_s	l	r
1.5	0.15	1.2	125	0.3	7.5	0.8	0.3

Fig.1 shows comparison of the present model predictions (Eq.(9) and Eq.(10)) with the experimental data for Al_2O_3 and SiC^[13–16] and for AlN^[17–19]. It can be seen from Fig.1 that good agreement is obtained.

Fig.2(a) and Fig.2(b) show comparisons between the present model predictions (Eq.(4) with $B = 1.4$ for B_4C and BeO and Eq.(9) with $B = 1.7$ for Al_2O_3 and AlN) and the test data^[25–27] for the strength surfaces. The strength surfaces of Al_2O_3 and AlN obtained from the JH-2 model^[28] are also shown in Fig.2(b). It is clear from Fig.2 that the present model predictions are in good agreement with available test results for ceramic materials. It is also clear from Fig.2(b) that the JH-2 model produces similar results to those of the present model for relatively low pressures whilst for higher pressure the present model levels out and the JH-2 model increases with increasing pressure.

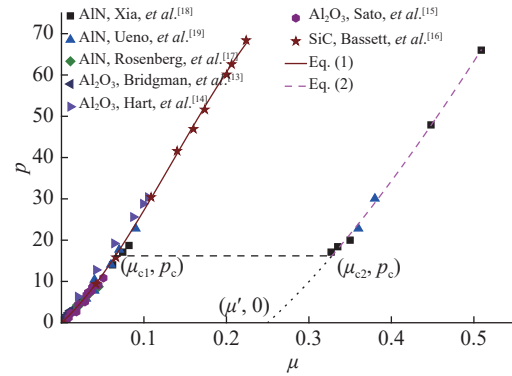
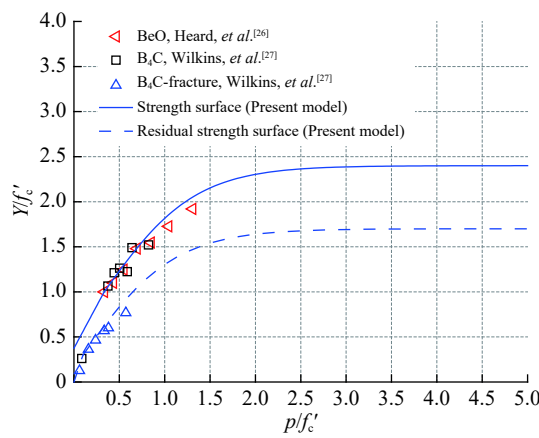
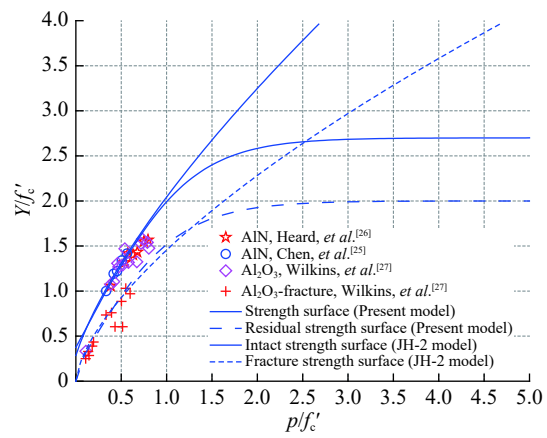


Fig. 1 Comparison between the present model predictions (Eq.(9) and Eq.(10)) and the experimental data for ceramic materials



(a) $B=1.4$ for B_4C and BeO



(b) $B=1.7$ for Al_2O_3 and AlN

Fig. 2 Comparisons between the present model predictions (Eq.(4) and Eq.(9)) with the experimental data

Values of parameters F_m , W_x and S in Eq.(6) for the dynamic increase factor in tension can be determined from tensile test data for ceramic materials at different strain rates. Fig.3 shows comparisons between the present model predictions (Eq.(6) with $F_m = 3$, $W_x = 3.8$ and $S = 1.25$) and available experimental data^[29–31] for different ceramic materials at different strain rates. It is evident from Fig.3 that reasonable agreement is obtained.

Fig.4(a) and Fig.4(b) show comparisons between the theoretically predicted strength surfaces (Eq.(4)) and some experimental data obtained from plate impact tests on B_4C ^[32–34], AlN ^[17], Al_2O_3 ^[20] and SiC ^[21–23]. In the calculations, a strain rate of $10^5 s^{-1}$ is taken which is of a typical value in a plate impact test. Also shown in Fig.4(b) are the predictions from the JH-2 model. It is clear from Fig.4(a) that reasonable agreement is obtained between the present model predictions and the tests results for B_4C which are somehow scattered whilst good agreement is achieved between Eq.(4) and the test data for AlN , Al_2O_3 and SiC as can be seen from Fig.4(b). It is also clear from Fig.4(b) that the JH-2 model has failed to predict the dynamic mechanical behavior of ceramic materials at higher confining pressure.

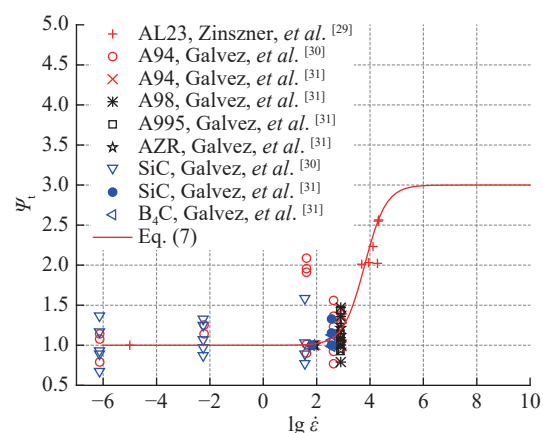


Fig. 3 Comparison between the present model predictions (Eq.(6)) with available experimental data for different ceramic materials at different strain rates (Unit of strain rate: s^{-1})

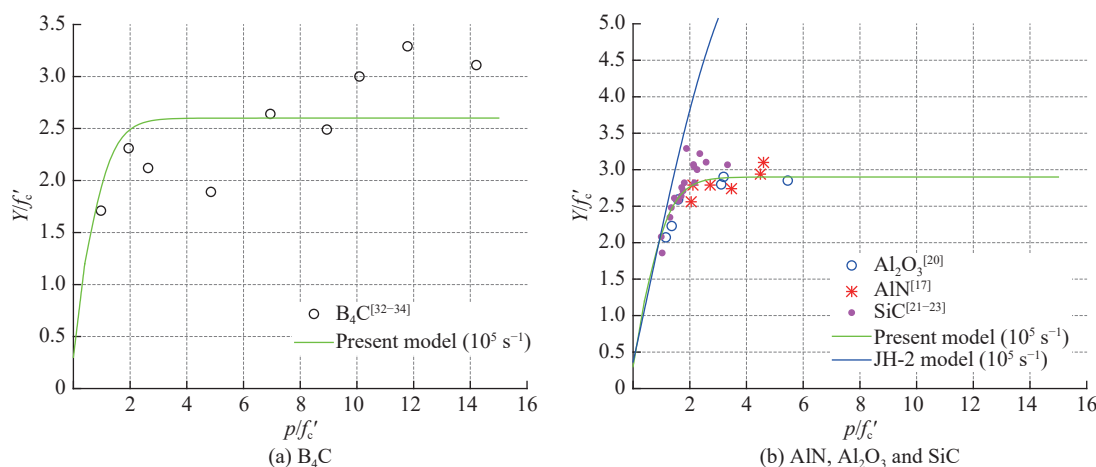


Fig. 4 Comparisons between the present model predictions (Eq.(4)) and the experimental data obtained from plate impact tests

Fig.5 shows comparison of the present model predictions and the experimental data obtained from SHPB (split Hopkinson pressure bar) tests^[25]. Also shown in the figure are the predictions from the JH-2 model. In the tests, confining pressures of up to 230 MPa were applied, and a constant strain rate was employed (i.e. $500 s^{-1}$). The solid line indicates theoretically predicted quasi-static strength surface, and the broken line designates dynamic strength surface from the present model with a strain rate of $500 s^{-1}$. As can be seen from Fig.5 that a good agreement is obtained between the present model predictions and the experimental data whilst the JH-2 model underestimates the strength surface of AlN ceramic under the strain rate of $500 s^{-1}$. It should be stressed here that the present model predicts that the quasi-static and dynamic strength surfaces are parallel to each other, which has been confirmed/verified by the experimental data. It leads to further support for the accuracy and validity of the present constitutive model for ceramics.

To demonstrate the quasi-static behavior of the present constitutive model, numerical tests are performed to evaluate stress-strain relationships for ceramics under various loading conditions, which includes: (a) triaxial compression with different confining pressures, (b) uniaxial tension, (c) biaxial tension and (d) triaxial tension. The numerical tests are carried out using single element simulation approach. Table 1 lists the values of various parameters in the present constitutive model for BeO ceramic. Table 2 and Table 3 list the values of various parameters for AlN ceramic employed in the present model and JH-2 model, respectively. Parameters in the present model are clearly defined in the previous paragraphs, and in JH-2 model. K_1, K_2, K_3 are bulk moduli, and ρ_c is the density for ceramic material; a, b, C, m, n are strength surface parameters; $p_{\text{HEL}}, \sigma_{\text{HEL}}$ and μ_{HEL} are respectively the pressure, the equivalent stress and the volumetric strain at HEL (Hugoniot elastic limit); T is the maximum tensile hydrostatic pressure the material can withstand; β is strain rate parameter; d_1, d_2 are damage parameters.

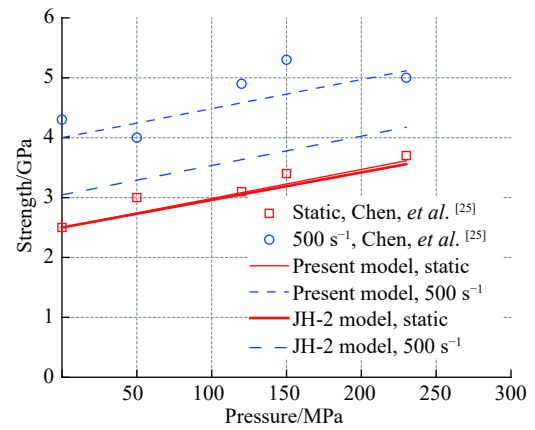


Fig. 5 Comparison between the experimental data^[25] and the predictions by the present model of strength varies with pressure at different strain rates of AlN

Table 2 Values of parameters for AlN in the present model

Equation of state parameters							Constitutive model parameters		
$\rho_c/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	K_1/GPa	K_2/GPa	K_3/GPa	K_4/GPa	K_5/GPa	K_6/GPa	F_m	W_x	W_y
3 229	181.5	1 207.9	-2 991	181.9	335.6	-283	3	3.8	2
Constitutive model parameters									
f'_c/GPa	f_l/GPa	B	G/GPa	S	λ_m	λ_s	l	r	
3	0.3	1.7	127	1.25	0.3	7.5	0.8	0.3	

Table 3 Values of various parameters for AlN ceramic (JH-2 model)

Equation of state parameters				Constitutive model parameters					
$\rho_c/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	K_1/GPa	K_2/GPa	K_3/GPa	a	b	C	n	m	
3 229	201	260	0	1.36	1.0	0.013	0.75	0.65	
Constitutive model parameters									
HEL/GPa	$p_{\text{HEL}}/\text{GPa}$	$\sigma_{\text{HEL}}/\text{GPa}$	μ_{HEL}	T/GPa	β	d_1	d_2		
9.0	5.0	6.0	0.024 2	0.32	1.0	0.02	1.85		

Fig. 6 shows the comparison of the numerically predicted stress-strain curves and the experimental data for BeO under triaxial compression with confinement pressures ranging from 0.1 GPa up to 1.0 GPa, as reported by Heard and Cline^[26]. It is clear from Fig. 6 that the numerical results are in reasonable agreement with the experimental observations.

Fig. 7 shows variations of pressure and effective stress with maximum principal strain of AlN under quasi-static uniaxial tension. It is evident from Fig. 7 that the numerical results from the present model give an elastic-brittle softening response of AlN under uniaxial tension with a principal tensile strength of 0.3 GPa for AlN. It is also evident from the figure that the mechanic behavior of the ceramic under uniaxial tension predicted

numerically by the JH-2 model is elastic-perfectly plastic with the minimum pressure of 0.31 GPa and the maximum effective stress of 0.93 GPa, which are obviously not in compliance with the actual tensile behavior of the ceramic.

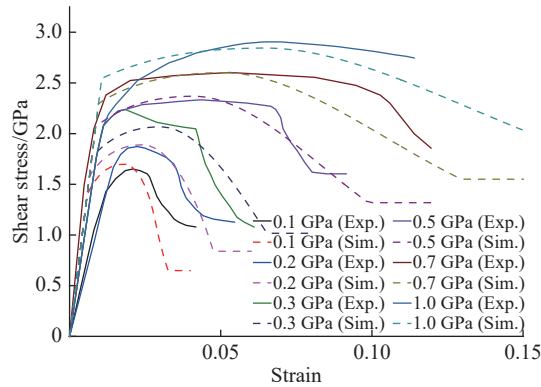


Fig. 6 Comparison of stress-strain curves for BeO under triaxial compression between the present model and experimental data^[22]

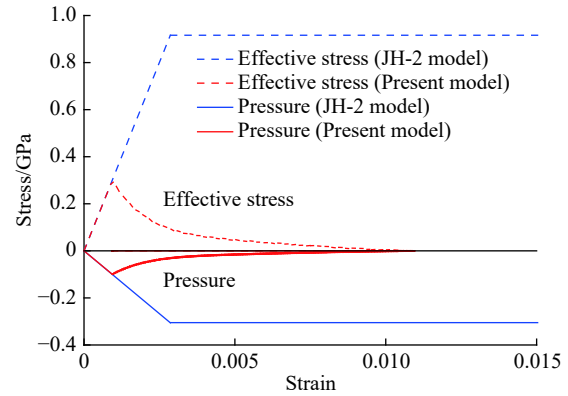


Fig. 7 Variation of pressure, effective stress with maximum principal strain for AlN under quasi-static uniaxial tension

Fig. 8 shows variations of pressure and effective stress with maximum principal strain of AlN under quasi-static biaxial tension. Elastic-brittle softening response of the ceramic is predicted numerically using the present model under biaxial tension with a principal tensile strength of 0.3 GPa. On the other hand, an elastic-perfectly plastic response of the ceramic under biaxial tension predicted numerically by the JH-2 model have the minimum pressure of 0.31 GPa and the maximum effective stress of 0.48 GPa.

Fig. 9 shows numerically predicted relationship between pressure and the maximum principal strain of AlN under both quasi-static triaxial tension. It can be seen from the figure that the present model predicts the elastic-brittle softening response of AlN under triaxial tension with quasi-static principal tensile strength of 0.3 GPa. Whilst the material is no longer able to withstand any loads after the maximum pressure reached according to the JH-2 model predictions. Furthermore, no strain rate effect is found under hydrostatic tension in the JH-2 model since it hasn't taken into account the strain rate effect in tension.

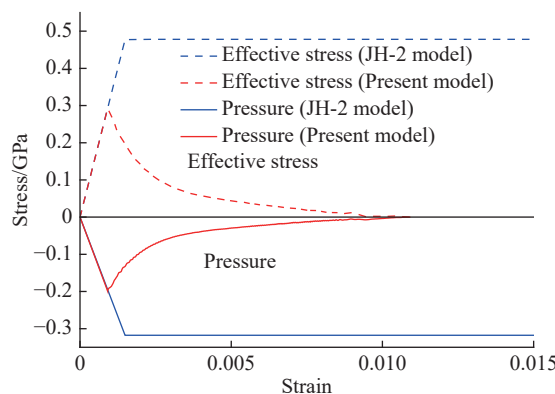


Fig. 8 Variation of pressure and effective stress with maximum principal strain for AlN under quasi-static biaxial tension

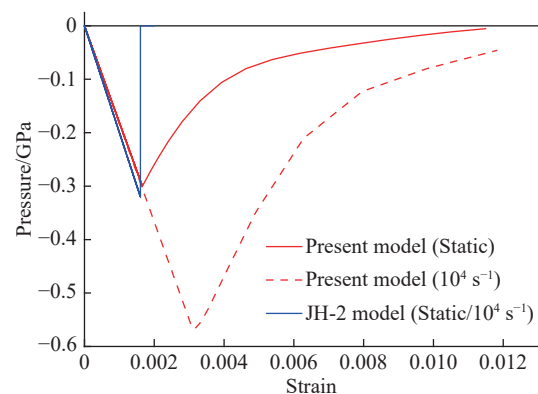


Fig. 9 Numerically predicted relationship between pressure and maximum principal strain of AlN under both quasi-static triaxial tension

3 Penetration of AD99.7/RHA Target

Numerical simulations are conducted in this section for the penetration of AD99.7/RHA target struck by flat-

nosed projectiles as reported by Lundberg^[35]. In the experiments, long tungsten projectiles with length-to-diameter ratio 15 were fired against the unconfined alumina with steel backing. The tests were carried out in three different scales with projectile lengths 30, 75 and 150 mm (corresponding diameters 2, 5 and 10 mm), respectively. The impact velocities were 1 500 m/s and 2 500 m/s. Fig. 10 shows the schematic diagrams of the geometric dimensions of the projectile-target combination. Table 4, Table 5 and Table 6 list the values of various parameters for AD99.7 ceramic material in the present model, tungsten alloy and RHA materials in the JC model. Parameters A_1 in the JC

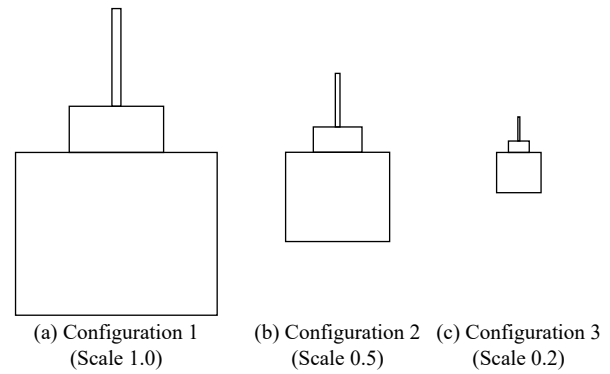


Fig. 10 Schematic diagrams of the geometric dimensions of the projectile-target combination under the impact velocity of 1 500 m/s (Same materials used for all target configurations, and all configuration are axisymmetric.)

model is the initial yield strength under reference strain rate and reference temperature; B_1 , N_1 are respectively the strain hardening modulus and index; C_1 is strain rate hardening parameter; M_1 is temperature softening index; $\dot{\epsilon}_0$ is the reference strain rate; c_p is heat capacity; T_m and T_r are the ambient temperature and the reference temperature (melting point), respectively; D_1 , D_2 , D_3 , D_4 and D_5 are failure criteria parameters; C_s is the intercept of shock wave velocity-particle velocity (u_s - u_p) curve; S_1 , S_2 , S_3 are u_s - u_p curve slope coefficient; γ_0 is Grüneisen parameter, A_0 is the first order volume correction of γ_0 .

Table 4 Values of various parameters for AD99.7 ceramic^[35] (The present model)

Equation of state parameters				Constitutive model parameters			
$\rho_c/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	K_1/GPa	K_2/GPa	K_3/GPa	F_m	W_x	W_y	S
3 809	181.5	1 207.9	-2 991	3	3.8	2	1.25
Constitutive model parameters							
f'_c/GPa	f_t/GPa	B	G/GPa	λ_m	λ_s	l	r
3	0.3	1.4	135	0.3	7.5	0.8	0.3

Table 5 Values of various parameters for tungsten alloy^[35] (JC model)

Constitutive model parameters							
$\rho_c/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	G/GPa	A_1/GPa	B_1/GPa	N_1	C_1	M_1	$\dot{\epsilon}_0/\text{s}^{-1}$
17 600	122	1.506	0.177	0.12	0.016	1.0	1.0
Constitutive model parameters							
$c_p/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	T_m/K	T_r/K	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
134	1 723	300	2.0	0	0	0	0
Equation of state parameters							
$C_s/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	S_1	S_2	S_3	γ_0	A_0		
4 029	1.23	0	0	1.54	0.4		

Fig. 11 shows the comparison of total penetration depth between the numerical predictions and the experimental data^[35]. P_T represents the sum of thickness of the ceramic and penetration depth in the RHA back plate, and L_p is the length of the projectile. In the figure, the solid symbols indicate the experimental data and the hollow symbols represent the numerical results by the present model proposed in this paper. The data of different

Table 6 Values of various parameters for RHA^[35] (JC model)

Constitutive model parameters							
$\rho_c/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	G/GPa	A_1/GPa	B_1/GPa	N_1	C_1	M_1	$\dot{\epsilon}_0/\text{s}^{-1}$
7 800	77	0.792	0.51	0.26	0.014	1.03	1.0
Constitutive model parameters							
$c_p/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	T_m/K	T_l/K	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
477	1 793	294	0.05	3.44	-2.12	0.002	0.61
Equation of state parameters							
$C_s/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	S_1	S_2	S_3	γ_0	A_0		
4 569	1.49	0	0	2.17	0.460		

scales under the impact velocity of 1 500 m/s and 2 500 m/s are designated by square and triangle, respectively. For comparison, the numerical results obtained by Lundberg^[35] with JH-2 model are also shown in Fig.11. The solid and broken lines represent the numerical results by JH-2 model at 1 500 m/s and 2 500 m/s respectively. It can be seen from Fig.11 that the numerical results from the present model are in good agreement with the experimental data. As can be seen from the figure that the numerical results for impact velocity of 1 500 m/s are in good agreement with the test data, whilst the results for impact velocity of 2 500 m/s are below the experimental observations^[35].

Thus, the JH-2 model has failed to produce consistent results as compared to the experiments.

4 Conclusions

A dynamic macroscopic constitutive model for ceramic materials has been developed by closely following the previous work on concrete. The model captures the basic features of the mechanical response of ceramic materials including pressure hardening behavior, strain rate effects, strain softening behavior, path dependent behavior (Lode angle), and failure in both low and high confining pressures. In particular, a new function is used to characterize the pressure dependent shear strength surface of ceramic materials which levels out at very high pressures, and strain rate effect is taken into consideration by dynamic increase factor which excludes inertial effect.

The present model has been compared with some available experimental data for ceramic materials. It transpires that the present model predictions are in good agreement with the experimental observations in terms of pressure-volumetric response, triaxial compression, quasi-static strength surface, dynamic strength surface, strain rate effect and depth of penetration. It also transpires that the present model is much more improved than the JH-2 model.

References:

- [1] FAHRENTHOLD E P. A continuum damage model for fracture of brittle solids under dynamic loading [J]. *Journal of Applied*

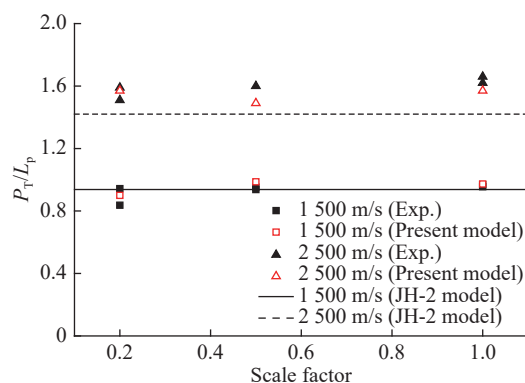


Fig. 11 Comparison between the numerical results and the test data for the depth of penetration in AD99.7/RHA targets by flat-nosed tungsten alloy penetrators^[35]

- [Mechanics](#), 1991, 58(4): 904–909.
- [2] RAJENDRAN A M. Modeling the impact behavior of AD85 ceramic under multiaxial loading [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 1994, 15(6): 749–768.
- [3] JOHNSON G R, HOLMQUIST T J. An improved computational constitutive model for brittle materials [J]. [High Pressure Science and Technology](#), 2008, 309(1): 981–984.
- [4] SIMHA C H, BLESS S, BEDFORD A, et al. Computational modeling of the penetration response of a high-purity ceramic [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2002, 27(1): 65–86.
- [5] RAVICHANDRAN G, SUBHASH G. A micromechanical model for high strain rate behavior of ceramics [J]. [International Journal of Solids and Structures](#), 1995: 2627–2646.
- [6] ESPINOSA H D. On the dynamic shear resistance of ceramic composites and its dependence on applied multiaxial deformation [J]. [International Journal of Solids and Structures](#), 1995, 32(21): 3105–3128.
- [7] ESPINOSA H D, XU Y, BRAR N S. Micromechanics of failure waves in glass: II, modeling [J]. [Journal of the American Ceramic Society](#), 1997, 80(8): 2074–2085.
- [8] STEINBERG D J. Computer studies of the dynamic strength of ceramics [M]//[Shock Waves](#). Berlin: Springer, 1992: 415–422.
- [9] XU H, WEN H M. A computational constitutive model for concrete subjected to dynamic loadings [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2016, 91: 116–125.
- [10] XU H, WEN H M. Semi-empirical equations for the dynamic strength enhancement of concrete-like materials [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2013, 60: 76–81.
- [11] ZHAO F Q, WEN H M. A comment on the maximum dynamic tensile strength of a concrete-like material [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2018, 115: 32–35.
- [12] ZHAO F Q, WEN H M. Effect of free water content on the penetration of concrete [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2018, 121: 180–190.
- [13] BRIDGMAN P W. Linear compressions to 30 000 kg/cm², including relatively incompressible substances [J]. [Proceedings of the American Academy of Arts and Sciences](#), 1949, 77(6): 189–234.
- [14] HART H V, DRICKAMER H G. Effect of high pressure on the lattice parameters of Al₂O₃ [J]. [Journal of Chemical Physics](#), 1965, 43(7): 2265–2266.
- [15] SATO Y, AKIMOTO S. Hydrostatic compression of four corundum-type compounds: α -Al₂O₃, V₂O₃, Cr₂O₃, and α -Fe₂O [J]. [Journal of Applied Physics](#), 1979, 50(8): 5285–5291.
- [16] BASSETT W A, WEATHERS M S, WU T C, et al. Compressibility of SiC up to 68.4 GPa [J]. [Journal of Applied Physics](#), 1993, 74(6): 3824–3826.
- [17] ROSENBERG Z, BRAR N S, BLESS S J. Dynamic high-pressure properties of AlN ceramic as determined by flyer plate impact [J]. [Journal of Applied Physics](#), 1991, 70(1): 167–171.
- [18] XIA Q, XIA H, RUOFF A L. Pressure induced rocksalt phase of aluminum nitride: a metastable structure at ambient condition [J]. [Journal of Applied Physics](#), 1993, 73(12): 8198–8200.
- [19] UENO M, ONODERA A, SHIMOMURA O, et al. X-ray observation of the structural phase transition of aluminum nitride under high pressure [J]. [Physical Review B](#), 1992, 45(17): 10123.
- [20] ROSENBERG Z, YAZIV D, YESHURUN Y, et al. Shear strength of shock-loaded alumina as determined with longitudinal and transverse manganin gauges [J]. [Journal of Applied Physics](#), 1987, 62(3): 1120–1122.
- [21] BOURNE N K, MILLETT J, PICKUP I, et al. Delayed failure in shocked silicon carbide [J]. [Journal of Applied Physics](#), 1997, 81(9): 6019–6023.
- [22] FENG R, RAISER G F, GUPTA Y M, et al. Material strength and inelastic deformation of silicon carbide under shock wave compression [J]. [Journal of Applied Physics](#), 1998, 83(1): 79–86.
- [23] PICKUP I M, BARKER A K. Deviatoric strength of silicon carbide subject to shock [J]. [AIP Conference Proceedings](#), 2000, 505(1): 573–576.
- [24] LEE M, BRANNON R M, BRONOWSKI D R. Uniaxial and triaxial compression tests of silicon carbide ceramics under quasi-static loading condition [R]. Albuquerque, New Mexico: Sandia National Laboratories, 2005.
- [25] CHEN W, RAVICHANDRAN G. Static and dynamic compressive behavior of aluminum nitride under moderate confinement [J]. [Journal of the American Ceramic Society](#), 1996, 79(3): 579–584.

- [26] HEARD H C, CLINE C F. Mechanical behaviour of polycrystalline BeO, Al_2O_3 and AlN at high pressure [J]. [Journal of Materials Science](#), 1980, 15(8): 1889–1897.
- [27] WILKINS M L, CLINE C F, HONODEL C A. Fourth progress report of light armor program [R]. Livermore: Lawrence Radiation Laboratories, 1969.
- [28] HOLMQUIST T J, TEMPLETON D W, BISHNOI K D. Constitutive modeling of aluminum nitride for large strain, high-strain rate, and high-pressure applications [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2001, 25(3): 211–231.
- [29] ZINSZNER J L, ERZAR B, FORQUIN P, et al. Dynamic fragmentation of an alumina ceramic subjected to shockless spalling: an experimental and numerical study [J]. [Journal of the Mechanics and Physics of Solid](#), 2015, 85: 112–127.
- [30] GALVEZ F, RODRIGUEZ J, SANCHEZ V. Tensile strength measurements of ceramic materials at high rates of strain [J]. *Le Journal de Physique IV*, 1997, 7(C3): 151.
- [31] GALVEZ F, RODRIGUEZ J, SANCHEZ V. The spalling of long bars as a reliable method of measuring the dynamic tensile strength of ceramics [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2002, 27(2): 161–177.
- [32] BOURNE N K. Shock-induced brittle failure of boron carbide [J]. [Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences](#), 2002, 458: 1999–2006.
- [33] VOGLER T J, REINHART W D, CHHABILDAS L C. Dynamic behavior of boron carbide [J]. [Journal of Applied Physics](#), 2004, 95: 4173–4183.
- [34] HAYUN S, PARIS V, DARIEL M P, et al. Static and dynamic mechanical properties of boron carbide processed by spark plasma sintering [J]. [Journal of the European Ceramic Society](#), 2009, 29(16): 3395–3400.
- [35] LUNDBERG P, WESTERLING L, LUNDBERG B. Influence of scale on the penetration of tungsten rods into steel-backed alumina targets [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 1996, 18(4): 403–416.

陶瓷材料宏观动态新本构模型

唐瑞涛, 徐柳云, 文鹤鸣, 王子豪

(中国科学技术大学材料力学行为和设计重点实验室, 安徽 合肥 230027)

摘要: 基于已有混凝土材料的相关研究, 建立了陶瓷材料在动态载荷作用下的宏观本构模型。模型中状态方程采用多项式描述, 强度面模型中考虑了压力相关性、Lode角效应、应变率效应、剪切损伤及拉伸软化等的影响。采用一个新的函数来描述陶瓷材料的强度面, 其在较高压力下趋于一个平台值; 并采用动态增强因子 (DIF) 考察剥除惯性效应后陶瓷材料的真实应变率效应。通过将模型预测的压力-体应变响应、准静态强度面以及应变率效应与相关实验数据进行对比, 验证了该模型。单个单元测试模拟得到的结果与三轴实验数据以及侵彻实验数据高度吻合, 进一步验证了此模型。为显示模型的优越性, 还与 JH-2 模型的预测结果进行了比较。结果表明: 所提出的本构模型能够很好地预测陶瓷材料在不同加载条件下的力学行为, 且优于现有的模型。

关键词: 陶瓷材料; 本构模型; 应变率效应; 三轴实验; JH-2 模型; 单单元测试

中图分类号: O347.3

文献标识码: A

DOI: 10.11858/gywlxb.20190808

陶瓷和仿珍珠母陶瓷/聚脲复合结构的冲击损伤对比

吴和成, 肖毅华

(华东交通大学机电与车辆工程学院, 江西 南昌 330013)

摘要:建立了陶瓷梁受平头弹撞击的有限元模型,模拟了其冲击损伤演化过程,模拟结果与实验结果吻合较好,验证了模型的合理性。在此基础上,建立了仿珍珠母陶瓷/聚脲复合梁受相同弹体撞击的有限元模型,将其损伤演化过程与陶瓷梁进行了对比,并且分析了弹体撞击速度对两者损伤过程的影响。结果表明:在高速撞击下,陶瓷梁的损伤呈锥状扩展,梁发生整体性破坏,而仿珍珠母复合梁的损伤沿纵向(冲击方向)呈圆柱状扩展,梁发生局部性破坏,能更好地保持结构完整性;随着弹体撞击速度的增加,陶瓷梁的损伤范围加大,损伤程度加剧,而仿珍珠母复合梁的损伤范围在撞击速度高于一定值后变化不大,仅损伤程度增加。

关键词:冲击;陶瓷;仿珍珠母;聚脲;损伤演化

中图分类号:O385

文献标识码:A

陶瓷具有高强度、高硬度等良好的力学性能和优异的化学稳定性,被广泛用作坦克、军机和轻型装甲车辆等装备的防护材料^[1-2],但较差的韧性使其在防护结构中的应用受到一定的制约。贝壳珍珠母作为一种天然的陶瓷复合材料^[3],其独特的“砖-泥”式微观结构使其兼具强度高和韧性好的优异特性,这为高性能防护材料的开发提供了重要的借鉴。目前,模仿珍珠母的多级微观结构,开发仿珍珠母复合材料和结构受到了人们的重视。

一些研究者开展了仿珍珠母复合结构的抗冲击和抗爆性能研究。Grujicic等^[4-5]通过有限元模拟对比了相同面密度的碳化硼陶瓷板与仿珍珠母碳化硼/聚脲复合板的抗冲击性能,研究表明仿珍珠母复合板的弹道性能更好。Wu等^[6]通过有限元模拟和实验研究了珍珠母结构中界面强度对其损伤模式和吸能能力的影响,结果表明:珍珠母结构在不同界面强度下的失效模式不同,在最佳界面强度时其失效模式表现为层间分层和层内裂纹扩展同时发生,耗能最大。Wang等^[7]通过落锤实验研究了低速冲击下仿珍珠母陶瓷复合结构的抗冲击性能,发现仿珍珠母复合结构比层状复合结构具有更好的抗冲击性能。Gu等^[8]通过有限元模拟和实验研究发现仿珍珠母复合结构的抗冲击性能优于其各组成成分。Flores-Johnson等^[9]通过有限元模拟发现仿珍珠母铝合金/环氧树脂复合材料的抗爆性能优于铝合金。Haynes等^[10]通过有限元模拟研究了陶瓷片的大小、形状和黏结剂的黏结强度对仿珍珠母复合板抗冲击特性的影响,并讨论了仿珍珠母复合板的制备问题。最近,Yin等^[11]提出了一种抗冲击的仿珍珠母玻璃复合材料,研究表明该材料的抗冲击性能比夹层玻璃和钢化玻璃高2~3倍。

已有研究重点考虑了仿珍珠母结构在弹体和爆炸冲击作用下的吸能特性,对其冲击损伤演化过程和机理缺乏系统的研究。分析仿珍珠母结构的冲击损伤过程,对理解其破坏和吸能机理有重要意义,同时明确其在冲击载荷作用下的损伤模式以及保持结构完整性的能力,可以为其抗冲击性能的优化设

* 收稿日期: 2019-07-11; 修回日期: 2019-08-30

基金项目: 国家自然科学基金地区科学基金(11862005); 江西省青年科学基金(20181BAB211012)

作者简介: 吴和成(1993—), 男, 硕士研究生, 主要从事防护材料/结构的设计与分析研究。

E-mail: 1977754061@qq.com

通信作者: 肖毅华(1984—), 男, 博士, 副教授, 主要从事防护材料/结构的设计与分析、先进工程数值方法及应用研究。E-mail: xiaoyihua@ecjtu.edu.cn

计提供参考。本研究基于数值模拟研究陶瓷梁和仿珍珠母陶瓷/聚脲复合梁受平头弹撞击的损伤演化过程,对比分析两者的损伤模式和范围,探讨弹体撞击速度对两者损伤演化过程的影响。

1 计算模型

1.1 有限元模型

Riou 等^[12]通过实验观察了碳化硅陶瓷梁受平头弹冲击的损伤演化过程。基于 LS-DYNA 建立该实验的有限元(FEM)模型(见图 1(a)),通过实验结果验证数值模拟的合理性。弹体的速度为 203 m/s,弹体的直径为 11 mm,长度为 20 mm;梁的长度为 100 mm,宽度为 10 mm,高度为 20 mm。

同时,建立了仿珍珠母碳化硅陶瓷/聚脲复合梁受弹体撞击的有限元模型(见图 1(b)),模拟其损伤演化过程。为了方便与陶瓷梁对比,弹体和梁的尺寸均与前述相同。在仿珍珠母复合梁中,陶瓷片和聚脲的厚度分别为 0.45 和 0.10 mm,陶瓷片的边长为 4.95 mm,陶瓷片的边长/厚度比为 11,与实际珍珠母中文石片的面内尺寸/厚度比相近。

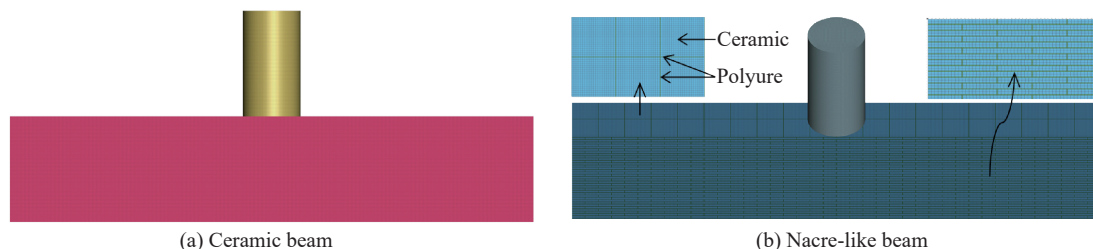


图 1 有限元模型

Fig. 1 FEM model

在弹体撞击陶瓷梁的模型中,采用自动面面接触算法定义弹体与梁之间的接触。在弹体撞击仿珍珠母复合梁的模型中,采用带侵蚀的面面接触算法定义弹体与梁之间的接触,采用 TIED 型面面接触算法定义陶瓷与聚脲间的黏结;同时,采用单面接触算法定义聚脲破坏后陶瓷片间可能存在的接触,并采用带侵蚀的单面接触算法模拟聚脲破坏后可能存在的内部接触。

1.2 材料模型及参数

弹体的材料特性采用 Johnson-Cook 模型(*MAT_98)描述。碳化硅陶瓷的材料特性采用 JH-2 模型(*MAT_110)描述。两者的材料参数分别见表 1^[13]和表 2^[14]。表 1 中, ρ 为密度, A 、 B 、 n 、 C 为屈服强度常数;表 2 中, G 为剪切模量, A_c 为完好材料的归一化强度参数, B_c 为失效材料的归一化强度参数, M 为失效材料的压力指数, N 为完好材料的压力指数, T 为最大抗拉强度, σ_{HEL} 为 Hugoniot 弹性极限, p_{HEL} 为 Hugoniot 弹性极限压力, D_1 为失效应变系数, D_2 为失效应变指数, K_1 、 K_2 、 K_3 为状态方程压力系数。聚

表 1 弹体的材料参数^[13]

Table 1 Material parameters for projectile^[13]

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	A/MPa	B/MPa	n	C
7 830	792	510	0.26	0.014

表 2 陶瓷的材料参数^[14]

Table 2 Material parameters for ceramic^[14]

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	G/GPa	A_c	B_c	M	N	T/GPa
3 163	183	0.96	0.35	1.0	0.65	0.37
$\sigma_{\text{HEL}}/\text{GPa}$	$p_{\text{HEL}}/\text{GPa}$	D_1	D_2	K_1/GPa	K_2/GPa	K_3/GPa
14.567	5.9	0.48	0.48	204.785	0	0

脲材料为 ESU630D, 其密度为 $1\,065\text{ kg/m}^3$, 其材料特性采用 Mooney-Rivlin 模型(*MAT_27)描述。聚脲的材料参数通过输入 Mohotti 等^[15]测得的工程应力-应变曲线(应变率: 400 s^{-1})并经 LS-DYNA 自动拟合得到。根据 Mohotti 等^[15]的实验结果, ESU630D 聚脲在各应变率下的断裂应变均约为 0.7, 故本研究取最大主应变为 0.7 作为侵蚀准则, 模拟聚脲的失效。

2 结果与讨论

2.1 203 m/s 撞击速度下梁的损伤

图 2 给出了几个典型时刻的梁的损伤云图。由图 2(a)可见, 在 $1.9\text{ }\mu\text{s}$ 时, 陶瓷梁的损伤从弹着点处弹体的边缘开始呈锥形扩展, 损伤带窄而长; 同时, 梁的背面附近出现损伤, 这主要是由于压缩应力波到达自由面反射形成拉伸波而造成的。到 $4.9\text{ }\mu\text{s}$ 时, 锥形损伤带继续向背面扩展, 损伤带内的材料完全损伤, 发生失效, 陶瓷锥形成; 锥形损伤带间出现较大的损伤区域, 表明陶瓷材料发生破碎; 同时, 弹着点处出现轻微成坑现象。到 $7.9\text{ }\mu\text{s}$ 时, 锥形损伤带进一步向背面扩展, 并出现明显的横向扩展; 中间区域的损伤程度也变得更严重, 且损伤区域横向范围扩大; 同时, 弹着点处出现较明显的成坑现象。图 2(b)为实验观察得到的图像。在 $1.9\text{ }\mu\text{s}$ 时, 可以看到从弹着点处萌生出锥形的裂纹区域, 两条较密的裂纹带间的区域出现稀疏的裂纹; 到 $4.9\text{ }\mu\text{s}$ 时, 锥形裂纹区域向背面扩展, 陶瓷锥基本形成, 整个锥形区域内出现较多细密的裂纹, 说明陶瓷出现比较严重的碎裂; 到 $7.9\text{ }\mu\text{s}$ 时, 锥形裂纹区域进一步扩大, 两条锥形裂纹带及其间区域内的裂纹密度都变得更大。对比图 2(a)和图 2(b)可见, 数值计算较好地预测了陶瓷锥的形成, 再现了陶瓷梁的损伤演化过程。图 2(c)给出了仿珍珠母复合梁的损伤演化过程。在 $1.9\text{ }\mu\text{s}$ 时, 仿珍珠母复合梁的损伤从弹着点处弹体的边缘出发, 形成两条损伤带, 损伤带宽且短, 此时梁的背面尚无损伤。到 $4.9\text{ }\mu\text{s}$ 时, 损伤带朝背面扩展并稍有加宽, 损伤区域大体呈圆柱状, 弹着点处出现

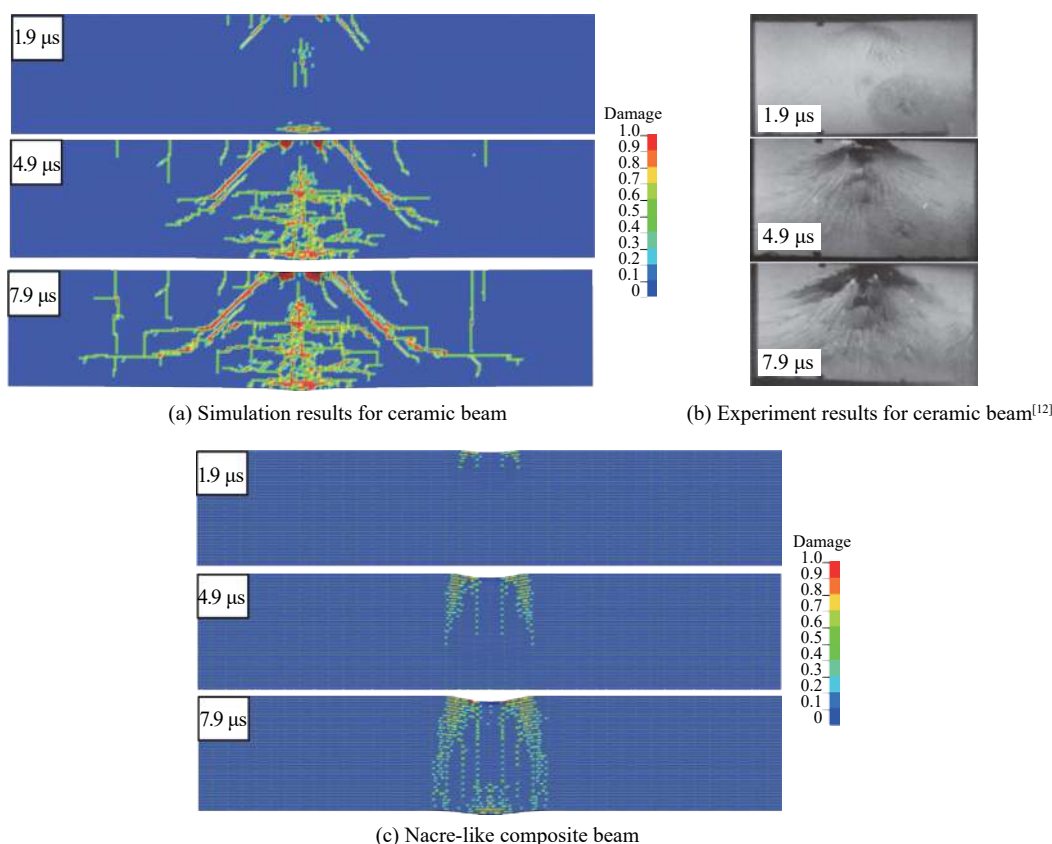


图 2 梁的损伤演化

Fig. 2 Damage evolution of beams

成坑现象。到 $7.9\ \mu\text{s}$ 时, 损伤带扩展至梁背面, 其横向扩展不明显, 损伤带间的损伤区域变大, 弹着点处成坑更明显。由图 2(a) 和图 2(c) 可见, 陶瓷梁和仿珍珠母复合梁呈现出完全不同的损伤过程。

陶瓷梁和仿珍珠母复合梁出现前述不同损伤模式的主要机理如下。对于陶瓷梁, 当弹体撞上梁的中间部分时, 梁左右两侧受弯曲作用, 在靠近弹体周边附近的梁上表面处产生较大拉应力, 由于在拉应力作用下陶瓷材料很容易破坏, 因此该处陶瓷材料迅速损伤和失效, 形成初始裂纹; 当弹体继续向下撞击梁的中间部分时, 梁中间部分向下运动, 初始裂纹产生张开趋势, 裂尖处的陶瓷材料因受拉伸作用而进一步损伤和失效, 因而裂纹发生扩展, 上述过程持续下去就形成前面所述的锥形损伤带(裂纹); 由于锥形裂纹将梁中间部分和两侧部分隔开, 撞击产生的应力波在中间锥形区域内反复反射和传播, 造成该区域内陶瓷材料的损伤不断加剧。对于仿珍珠母复合梁, 层内的陶瓷片间和相邻层的陶瓷片间均有聚脲黏结; 从梁的纵向(长度方向)看, 由于聚脲材料的强度相比陶瓷强度低很多, 主要通过层内陶瓷片间的聚脲发生变形而使梁发生弯曲, 而层内陶瓷片所受弯曲作用和变形沿远离弹体方向迅速减小, 因而仿珍珠母梁的变形和损伤局限在纵向较小的范围内; 从梁的横向(高度方向)看, 各陶瓷片层和聚脲层通过挤压作用传递载荷, 因而损伤从梁的正面向背面逐渐扩展。

图 3 给出了 $30\ \mu\text{s}$ 时梁的损伤云图, 此时, 弹体速度基本保持稳定。由图 3 可见, 陶瓷梁的损伤扩展至其整个长度范围, 发生整体性破坏。仿珍珠母复合梁的损伤集中在较小的柱状区域内, 发生局部破坏。因此, 相对于陶瓷而言, 仿珍珠母陶瓷/聚脲复合结构能更好地保持结构完整性, 有利于抗多次撞击。

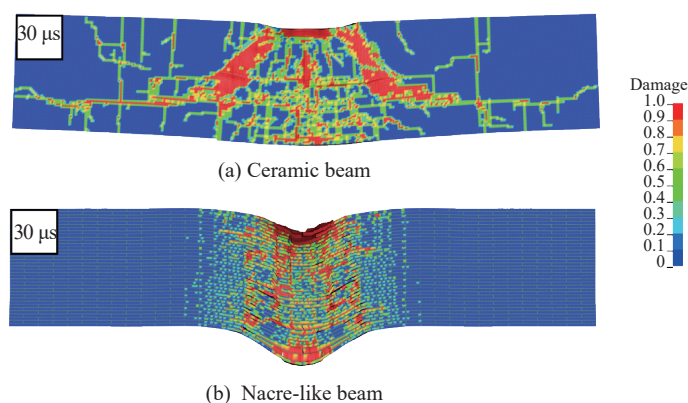


图 3 $30\ \mu\text{s}$ 时梁的损伤云图

Fig. 3 Damage contours of beams at $30\ \mu\text{s}$

图 4 给出了梁背面中心位置的 z 向(弹体撞击方向)正应力的时程曲线。撞击引起的压缩波传播到陶瓷梁和仿珍珠母复合梁背面的时间分别为 1.8 和 $6.4\ \mu\text{s}$, 仿珍珠母复合梁中的平均波速明显低于陶瓷梁中的波速, 这是因为聚脲中的波速比陶瓷中的波速低很多。压缩波在梁背面反射形成拉伸波, 拉伸应力导致陶瓷迅速发生损伤和破坏。这与图 2(a) 和图 2(c) 中陶瓷梁和仿珍珠母复合梁分别在 1.9 和 $7.9\ \mu\text{s}$ 之前背面附近出现损伤的现象一致。同时, 从图 4 还可以看出, 由于聚脲层的缓冲作用, 仿珍珠母复合梁背面的峰值压缩应力 ($91.6\ \text{MPa}$) 远小于陶瓷梁背面的峰值压缩应力 ($482.1\ \text{MPa}$)。

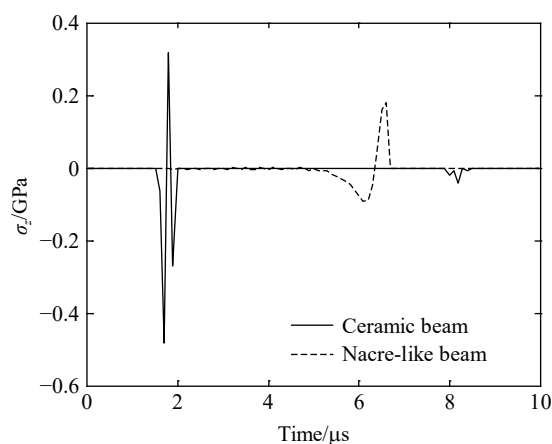


图 4 梁背面中心点的 z 向正应力 (σ_z) 的时程曲线

Fig. 4 History curves of normal stress in z -direction (σ_z) for center point on back face of beams

2.2 撞击速度对梁损伤的影响

为了研究不同撞击速度下两种梁的冲击损伤情况, 进一步计算了弹体撞击速度为 25、50 和 100 m/s 的 3 种工况。图 5 对比了上述 3 种工况下两种梁的损伤情况。当撞击速度为 25 m/s 时: 陶瓷梁内产生两条损伤带, 沿纵向扩展并贯穿梁的整个高度, 且在梁的背面处也发生一定程度的损伤; 仿珍珠母复合梁只有第一层陶瓷片发生较严重的损伤, 损伤区域很小。当撞击速度为 50 m/s 时: 陶瓷梁的损伤沿横向扩展, 损伤范围明显比撞击速度为 25 m/s 时大, 损伤程度更严重, 梁中间部分的材料基本上完全损伤, 表明梁将沿中间发生整体断裂; 仿珍珠母复合梁的横向损伤范围也较大, 损伤扩展至梁的背面, 但除了梁的第一层弹着点处陶瓷片完全损伤外, 其余部分的损伤程度较轻。当撞击速度增加到 100 m/s 时: 陶瓷梁的损伤形式变得跟前述 203 m/s 时的情况相似, 其损伤范围扩大至整个梁, 梁内形成陶瓷锥, 梁的损伤程度进一步加剧; 仿珍珠母复合梁的横向损伤范围与 50 m/s 时相比没有进一步扩大, 但损伤程度有所增大。

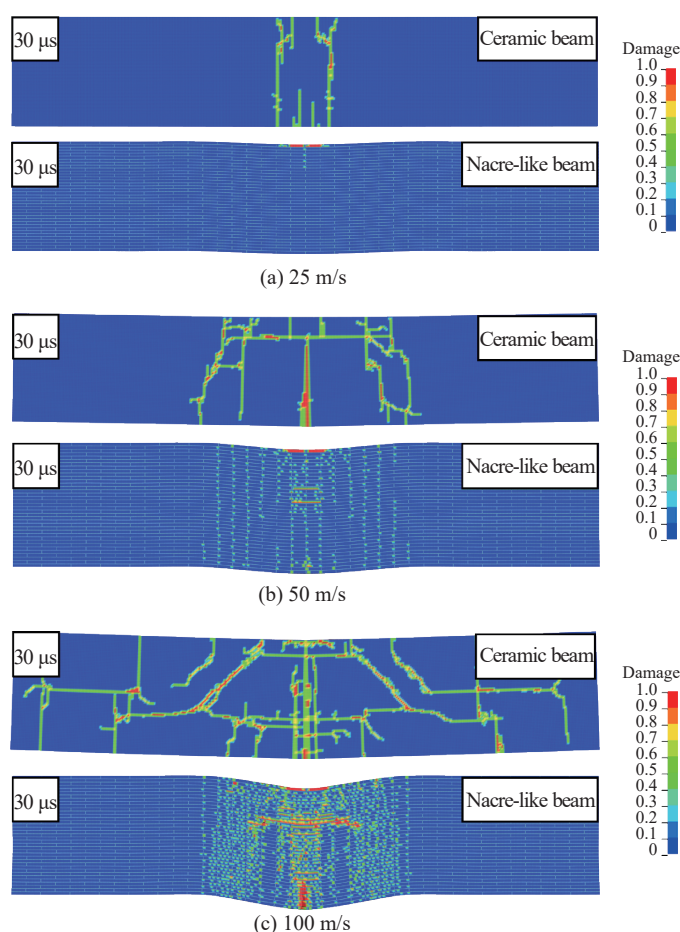


图 5 不同撞击速度下梁的损伤云图

Fig. 5 Damage contours of beams at different impact velocities

3 结 论

基于有限元数值模拟, 研究了陶瓷梁和仿珍珠母陶瓷/聚脲复合梁受平头弹撞击的冲击损伤, 对比了两者的损伤演化过程, 分析了撞击速度对其损伤过程的影响。

(1) 在弹体高速(203 m/s)撞击下, 陶瓷梁的损伤呈锥形扩展, 形成陶瓷锥, 梁的损伤范围扩展至整个长度范围, 发生整体性破坏; 而仿珍珠母复合梁的损伤呈柱状扩展, 梁的损伤范围较小, 发生局部性

破坏。因此,仿珍珠母复合结构比陶瓷结构能更好地保持结构的完整性,有利于抗多次撞击。

(2) 随着弹体撞击速度的增加,陶瓷梁的损伤范围加大,损伤程度加剧,而仿珍珠母复合梁的损伤范围在撞击速度大于 50 m/s 后变化不大,但损伤程度有所增加。

(3) 在低速(25 m/s)撞击下,陶瓷梁会发生贯穿梁的整个高度的损伤,而仿珍珠母复合梁仅会在弹着点附近产生很小的损伤区域。

参考文献:

- [1] 江洁,董侠,陈美玉,等.现代防弹材料[J].材料导报,2013,27(6):70–76.
JIANG J, DONG X, CHEN M Y, et al. A review of modern bulletproof materials [J]. Materials Reports, 2013, 27(6): 70–76.
- [2] 孙志杰,吴燕,张佐光,等.防弹陶瓷的研究现状与发展趋势[J].宇航材料工艺,2005(5):10–14.
SUN Z J, WU Y, ZHANG Z G, et al. Current status and development of ballistic ceramics [J]. Aerospace Materials & Technology, 2005(5): 10–14.
- [3] 王振兴,原梅妮,李立州,等.贝壳珍珠母增韧机理研究进展[J].材料导报,2015,29(8):98–102.
WANG Z X, YUAN M N, LI L Z, et al. Research progress of toughening mechanisms of nacre shell [J]. Materials Reports, 2015, 29(8): 98–102.
- [4] GRUJICIC M, SNIPES J S, RAMASWAMI S. Ballistic impact behavior of nacre-like laminated composites consisting of B_4C tablets and polyurea matrix [J]. Journal of Materials Engineering & Performance, 2016, 25(3): 977–994.
- [5] GRUJICIC M, RAMASWAMI S, SNIPES J. Computational investigation of ballistic-impact behavior and penetration resistance of a nacre-like ceramic/polymer laminated composite [J]. International Journal of Structural Integrity, 2017, 8(1): 79–107.
- [6] WU K J, ZHENG Z J, ZHANG S S, et al. Interfacial strength-controlled energy dissipation mechanism and optimization in impact-resistant nacreous structure [J]. Materials & Design, 2019, 163: 107532.
- [7] WANG Z G, SUN Y Y, WU H, et al. Low velocity impact resistance of bio-inspired building ceramic composites with nacre-like structure [J]. Construction and Building Materials, 2018, 169: 851–858.
- [8] GU G X, TAKAFFOLI M, HSIEH A J, et al. Biomimetic additive manufactured polymer composites for improved impact resistance [J]. Extreme Mechanics Letters, 2016, 9: 317–323.
- [9] FLORES-JOHNSON E A, SHEN L M, GUIAMATSIA I, et al. A numerical study of bioinspired nacre-like composite plates under blast loading [J]. Composite Structures, 2015, 126: 329–336.
- [10] HAYNES A, REINHARDT L, LIM C. Design and processing of alumina plate composites for ballistic nacre alumina structures [J]. Processing and Manufacturing, 2018, 3(18): 957–962.
- [11] YIN Z, HANNARD F, BARTHELAT F. Impact-resistant nacre-like transparent materials [J]. Science, 2019, 364(6447): 1260–1263.
- [12] RIOU P, DENOUAL C, COTTENOT C E. Visualization of the damage evolution in impacted silicon carbide ceramics [J]. International Journal of Impact Engineering, 1998, 21(4): 225–235.
- [13] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//7th International Symposium on Ballistics. Hague, Netherlands, 1983: 541–547.
- [14] CRONIN D S, BUI K, KAUFMANN C, et al. Implementation and validation of the Johnson-Holmquist ceramic material model in LS-DYNA [C]//4th European LS-DYNA Users Conference. Ulm, Germany, 2004: 47–60.
- [15] MOHOTTI D, ALI M, NGO T, et al. Strain rate dependent constitutive model for predicting the material behaviour of polyurea under high strain rate tensile loading [J]. Materials & Design, 2014, 53: 830–837.

Comparison of Impact Damage between Ceramic Structure and Nacre-Like Ceramic/Polyurea Composite Structure

WU Hecheng, XIAO Yihua

(School of Mechatronics and Vehicle Engineering, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, Jiangxi, China)

Abstract: The finite element model of a ceramic beam impacted by a blunt-nosed projectile was established, and the impact damage evolution process of the beam was simulated. The simulation results are in good agreement with experimental results, which confirms the validity of the model. On this basis, the finite element model of a nacre-like ceramic/polyurea composite beam impact by the same projectile was established. Its damage evolution process was compared with that of the ceramic beam. Effects of impact velocity of projectile on damage process are studies for the two beams. The obtained results show that the damage of the ceramic beam expands conically, and the beam undergoes global damage. The damage of the nacre-like composite beam expands in a cylindrical shape in the longitudinal direction (i.e., impact direction), and the beam undergoes local damage, which gives a good ability to maintain structural integrity. Moreover, as the impact velocity of the projectile increases, the range and extent of damage of the ceramic beam increases significantly. Differently, when the impact velocity exceeds a certain value, the damage range of the nacre-like composite beam changes insignificantly, while its damage extent grows with the increase of impact velocity.

Keywords: impact; ceramic; nacre-like; polyurea; damage evolution

碳纤维-泡沫铝夹芯板低速冲击响应

刘姗姗¹, 刘亚军¹, 张英杰¹, 李志强^{1,2,3}

(1. 太原理工大学机械与运载工程学院应用力学研究所, 山西 太原 030024;

2. 太原理工大学材料强度与结构冲击山西省重点实验室, 山西 太原 030024;

3. 力学国家级实验教学示范中心(太原理工大学), 山西 太原 030024)

摘要: 为研究夹芯结构的低速冲击响应, 以碳纤维(T700)/环氧树脂复合材料层合板为上下面板, 以闭孔泡沫铝为芯层, 模拟夹芯板落锤冲击时的损伤演化过程。复合材料层合板采用三维实体单元建模, 基于有限元软件ABAQUS中的用户子程序VUMAT, 引入三维Hashin失效准则模拟复合材料的损伤破坏; 采用二次应力准则, Cohesive单元模拟黏结层的层间失效; 闭孔泡沫铝芯层采用3D Voronoi细观模型建模。分析复合材料夹芯结构在落锤冲击下的损伤起始、损伤扩展和最终破坏模式, 通过锤头的接触力、位移、夹芯板的内能、后面板的最大位移研究夹层结构的能量吸收情况及抗冲击特性, 得出了在质量保持不变的情况下, 5种芯层相对密度和厚度的耦合关系中的最优设计是芯层相对密度15.0%, 厚度为10 mm, 为满足实际工程中的需求提供了设计依据。

关键词: 复合材料夹芯板; 低速冲击; 损伤演化; 动态响应; 吸能特性

中图分类号: O344.1

文献标识码: A

纤维增强复合材料以其高比强度、高比刚度、耐疲劳和耐腐蚀等优异性能被广泛应用于航空航天、航海、汽车等重要领域。泡沫铝以其密度小、抗冲击能力强、耐高温、抗腐蚀、易加工、成型精度高等优异的物理和化学性能, 在工厂机房、机器设备、建筑、汽车防护等领域被广泛应用。而以纤维增强复合材料为面板、泡沫金属为芯层的夹芯结构, 具有轻质、耐高温、隔热阻燃以及可以较好地吸收冲击能量等优良的特性, 已大量应用于汽车防冲档、机械装置保护壳、飞机外壳夹层和太空飞行器的防护层等领域^[1-2]。

近年来, 研究人员对纤维增强复合材料夹芯结构的力学性能进行了大量研究。Tita等^[3]通过进行低速冲击试验、压痕试验与准静态有限元模拟, 将压痕试验结果与动力试验结果进行对比, 验证了复合材料薄板在低速冲击时的惯性效应。韩守红等^[4]对几种铝泡沫夹层结构的抗爆炸性能进行了有限元分析, 从变形模式、运动响应和吸能特性等方面对比研究了夹层结构的动态响应特性, 并找到了其中抗爆炸性能最优的夹层复合结构, 对抗爆炸结构的工程设计具有一定指导意义。李志斌等^[5]利用材料试验机(MTS)和落锤试验机研究了夹芯板结构在压入和侵彻时的变形和失效行为, 得到不同压头/锤头形状和边界条件对泡沫铝夹芯板的压入和侵彻响应以及能量吸收性能的影响。赵金华等^[6]使用泡沫铝芯层、玄武岩纤维(BF)和超高分子量聚乙烯纤维(UHMWPE)面板的复合夹芯结构, 通过Instron 9350落锤式冲击试验机对夹层结构复合材料进行了冲击试验, 并与蜂窝铝夹层结构的性能进行了对比, 得到纤维类型、铺层结构设计、芯材对夹层结构复合材料冲击性能和损伤模式的影响规律。目前对复合材料渐进损伤分析大多采用试验和有限元方法, 在研究吸能特性时, 多采用比能量来衡量能量的吸收,

* 收稿日期: 2019-12-23; 修回日期: 2020-02-04

基金项目: 国家自然科学基金(11672199); 山西省自然科学基金项目(201601D011011)

作者简介: 刘姗姗(1993—), 女, 硕士研究生, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: liushanshan0104@163.com

通信作者: 李志强(1973—), 男, 博士, 教授, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: lizhiqiang@tyut.edu.cn

忽略了芯层相对密度和高度的耦合作用对夹芯板结构在低速冲击下的力学性能影响。

本研究考虑了芯层相对密度和高度耦合作用的影响,在保证夹芯板质量一定的情况下,通过分析复合材料夹芯结构在低速冲击下锤头的接触力、位移、动能,以及芯层的塑性耗散能、后面板的最大位移来研究夹层结构的能量吸收能力及抗冲击特性,从而得到 5 种不同芯层的相对密度与厚度的耦合关系中最优的设计,为满足实际工程需求提供设计依据。

1 有限元模型

1.1 试件结构

冲击试件由碳纤维-闭孔泡沫铝夹芯板组成,面板为 T700 碳纤维板,基体材料为环氧树脂,上下面板均为 8 层,单层厚度为 0.125 mm,具体结构如图 1 所示。

1.2 有限元网格划分

图 2 给出了有限元模拟的三维模型。碳纤维面板的网格划分采用渐进过渡的疏密网格,网格密度从板中间到两边依次降低,网格单元类型为 C3D8R,层间界面采用 Cohesive 单元,单层厚度为 0.01 mm,网格单元类型为 COH3D8。芯层闭孔泡沫铝使用 3D Voronoi 随机模型建模,首先根据芯层的体积、相对密度等进行相关计算得出形核点的个数,给定空间内任意一个胞元核点坐标,采用 Matlab 软件中的随机函数并经过多次循环得到所有的核点坐标,通过 MPT_Voronoi 工具箱得到随机模型,随机模型中所有胞元的节点和面的坐标信息以 ANSYS 命令流的格式生成 txt 文本,将其导入 ANSYS 中,得到闭孔泡沫铝的几何模型,最后再以 iges 格式输出,在 Hypermesh 中划分网格,最终将其导入 ABAQUS 软件与碳纤维面板及锤头装配后进行相应计算^[7]。闭孔泡沫铝芯层基体材料为 Al6061-T6,有限元网格单元类型为 S4R,面板与芯层之间采用通用接触。

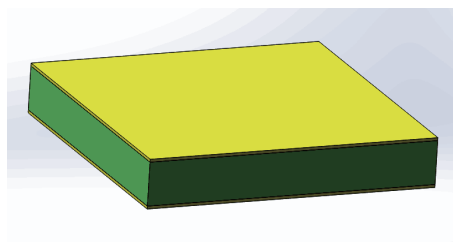


图 1 夹芯板结构示意图

Fig. 1 Diagram of sandwich plate structure

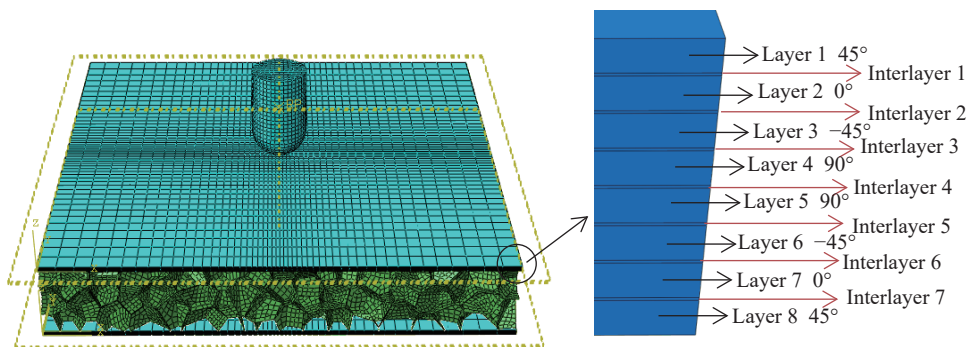


图 2 三维有限元模型

Fig. 2 Three-dimensional finite element model

夹芯板四周固支,冲击部位位于板中心,整个模型采用通用接触。面板为 100 mm × 100 mm 的正方形,芯层厚度以及冲击能量视结构类型而定,夹芯板的上下面板均为 [45°/0°/-45°/90°]_s 铺层的碳纤维板。

1.3 材料参数

采用三维 Hashin 损伤失效准则^[8-10]模拟落锤冲击下 T700 碳纤维面板层内的失效模式,具体的失效准则如下。

纤维拉伸失效 ($\sigma_{11} \geq 0$)

$$F_{\text{ft}} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}} \right)^2 \geq 1 \quad (1)$$

纤维压缩失效 ($\sigma_{11} < 0$)

$$F_{\text{fc}} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 \geq 1 \quad (2)$$

基体拉伸失效 ($\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$)

$$F_{\text{mt}} = \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_t} \right)^2 + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{23}^2} + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}} \right)^2 \geq 1 \quad (3)$$

基体压缩失效 ($\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$)

$$F_{\text{mc}} = \frac{1}{Y_c} \left[\left(\frac{Y_c}{2S_{12}} \right)^2 - 1 \right] (\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2S_{12}} \right)^2 + \frac{\tau_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{23}^2} + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}} \right)^2 \geq 1 \quad (4)$$

式中: F_{ft} 表示纤维拉伸断裂, F_{fc} 表示纤维挤压断裂, F_{mt} 表示基体拉伸断裂, F_{mc} 表示基体挤压断裂, X_t 、 X_c 分别表示 1 方向的拉伸强度和压缩强度, Y_t 、 Y_c 表示 2 方向的拉伸强度和压缩强度, S_{12} 表示 12 层间剪切强度, S_{23} 表示 23 层间剪切强度, σ_{11} 、 σ_{22} 、 σ_{33} 为 3 个方向的正应力, τ_{12} 、 τ_{23} 、 τ_{13} 为 3 个方向的剪应力。

以上 4 种损伤模式的相关材料参数如表 1 所示, 其中 E_1 、 E_2 分别表示 1、2 方向的弹性模量, G_{12} 、 G_{13} 和 G_{23} 为剪切模量分量, ν 为泊松比, ρ 为密度。

表 1 复合材料力学性能参数^[11]

Table 1 Mechanical parameters of the composite materials^[11]

E_1/GPa	E_2/GPa	ν	G_{12}/GPa	G_{13}/GPa	G_{23}/GPa
180	10	0.28	2.6	3.9	3.9
X_t/MPa	X_c/MPa	Y_t/MPa	Y_c/MPa	S_{12}/MPa	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$
2 500	1 250	60	186	85	1.95

层间的损伤采用内聚力 (Cohesive) 单元^[12]模拟。内聚力单元可以有效模拟分层损伤的起始、扩展以及最终分层的发生^[13]。具体材料参数见表 2^[14], 表中 K_{nn} 、 K_{ss} 、 K_{tt} 为内聚力模型刚度, N 、 S 、 T 分别表示 3 个方向的拉伸强度, G_1 、 G_2 、 G_3 分别表示 3 个方向的断裂能。

闭孔泡沫铝芯层基体材料为 Al6061-T6, 其应力-应变关系采用 Johnson-Cook 本构方程^[15]描述。Johnson-Cook 本构方程表达式为

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 - T^{*m}) \quad (5)$$

基于 Johnson-Cook 本构模型的失效表达式为

$$\varepsilon_u^f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta)](1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*) \quad (6)$$

式中: ε 为应变, $\dot{\varepsilon}^*$ 为等效应变率, ε_u^f 为失效应变, A 为静态屈服强度, B 为应变硬化模量, C 为应变率敏感系数, T^* 为无量纲温度, n 为应变硬化因子, m 为温度软化因子, $D_1 \sim D_4$ 为材料参数。材料参数见表 3。

表 2 Cohesive 单元材料参数^[14]

Table 2 Material parameters of cohesive elements^[14]

$K_{\text{nn}}/(\text{GPa}\cdot\text{mm}^{-1})$	$K_{\text{ss}}(=K_{\text{tt}})/(\text{GPa}\cdot\text{mm}^{-1})$	N/MPa	$S(=T)/\text{MPa}$	$G_1/(\text{J}\cdot\text{m}^{-2})$	$G_2(=G_3)/(\text{J}\cdot\text{m}^{-2})$
120	43	30	80	520	970

表 3 Al6061-T6 材料参数

Table 3 Material parameters of Al6061-T6

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	E/GPa	ν	A/MPa	B/MPa	N	m
2.7	70	0.28	265	426	0.34	1

2 模型验证

以冲击能量为 91.7 J、上下碳纤维面板铺层为 $[45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_s$ 、闭孔泡沫铝芯层相对密度为 10%、边界条件为四周固支、冲击部位为板中心为例来验证模型的有效性。在进行网格划分时,经过反复计算尝试,碳纤维面板的网格划分采用渐进过渡的疏密网格来提高有限元的计算效率。

图 3 给出了夹芯板的能量-时间曲线、系统动能-时间曲线和沙漏能-时间曲线。夹芯板的内能和系统动能峰值分别为 92.3 J 和 91.2 J,都与冲击总能量相差不超过 1%,说明整个系统的能量是守恒的,夹芯板的吸能曲线以及能量-位移曲线(见图 4)都与文献[16–17]中的曲线趋势一致,验证了模型及模拟过程的正确性。伪应变能的峰值为 4.48 J,占冲击总能量的比值小于 5%,说明沙漏能是可以控制的。

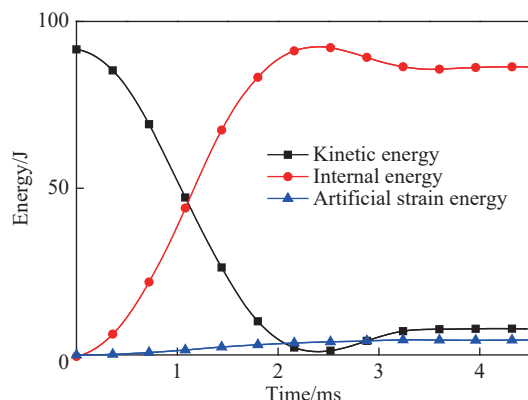


图 3 能量-时间曲线

Fig. 3 Energy-time curves

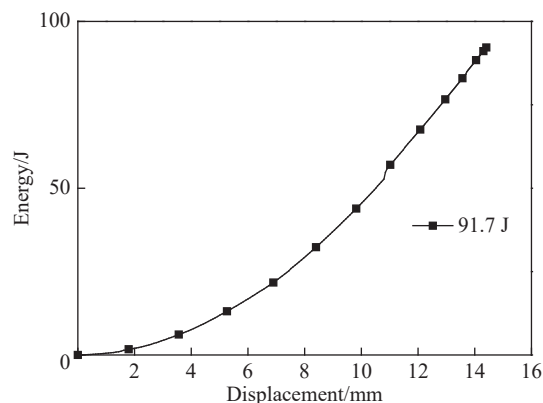


图 4 能量-位移曲线

Fig. 4 Energy-displacement curve

3 模拟结果与讨论

3.1 不同冲击能量下夹芯板的变形模式

为研究不同冲击能量下碳纤维-泡沫铝夹芯板的变形模式,选取 3 种冲击能量 33.0、58.7、91.7 J,分别对相同的夹芯板进行冲击。通过控制冲击速度为 6、8、10 m/s 实现 3 种不同能量的冲击,泡沫铝芯层的相对密度为 10.0%。

图 5 给出了不同冲击能量下夹芯结构的冲击载荷-时间曲线,图 6 给出了碳纤维面板和芯层的破坏模式。结合图 5 与图 6 可以看出,在夹芯板的冲击过程中,锤头作用区域的面板和芯层均发生局部破坏。在冲击起始阶段,碳纤维面板和芯层共同承受冲击力,冲击力迅速上升;随着冲击的继续,上层面板发生破坏直至被撕裂(见图 6(a)和图 6(c)),芯层的泡沫铝被压缩并且出现明显的塑性变形,塑性变形的区域如图 6(b)所示;冲击载荷达到峰值并出现一个较长的“平台区”,然后开始下降。冲击能量的大小决定了“平台区”冲击力的大小,冲击能量越大,冲击载荷的峰值就越高。

表 4 给出了冲击过程中后面板的撕裂层数,冲击能量越大,后面板撕裂的层数越多。

图 7 给出了锤头位移随冲击时间的变化趋势。冲击起始阶段锤头位移增大,在冲击时间 2.2 ms 附近时,冲击位移达到最大值,之后减小。图 8 给出了动能随时间变化的曲线。冲击动能在 2.2 ms 之前

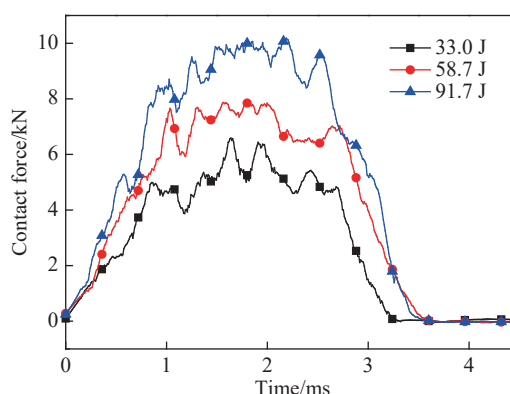


图 5 不同冲击能量下的冲击载荷-时间曲线

Fig. 5 Force-time curves under different impact energy

一直减小, 2.2 ms 之后又变大, 说明 2.2 ms 之后冲击过程已经完成, 锤头发生回弹, 同时冲击力减小, 直到冲击力下降为零, 冲击过程结束。可见, 冲击持续时间与冲击能量并无关系, 在不同的冲击能量下, 冲击过程完成的时间没有明显差异。

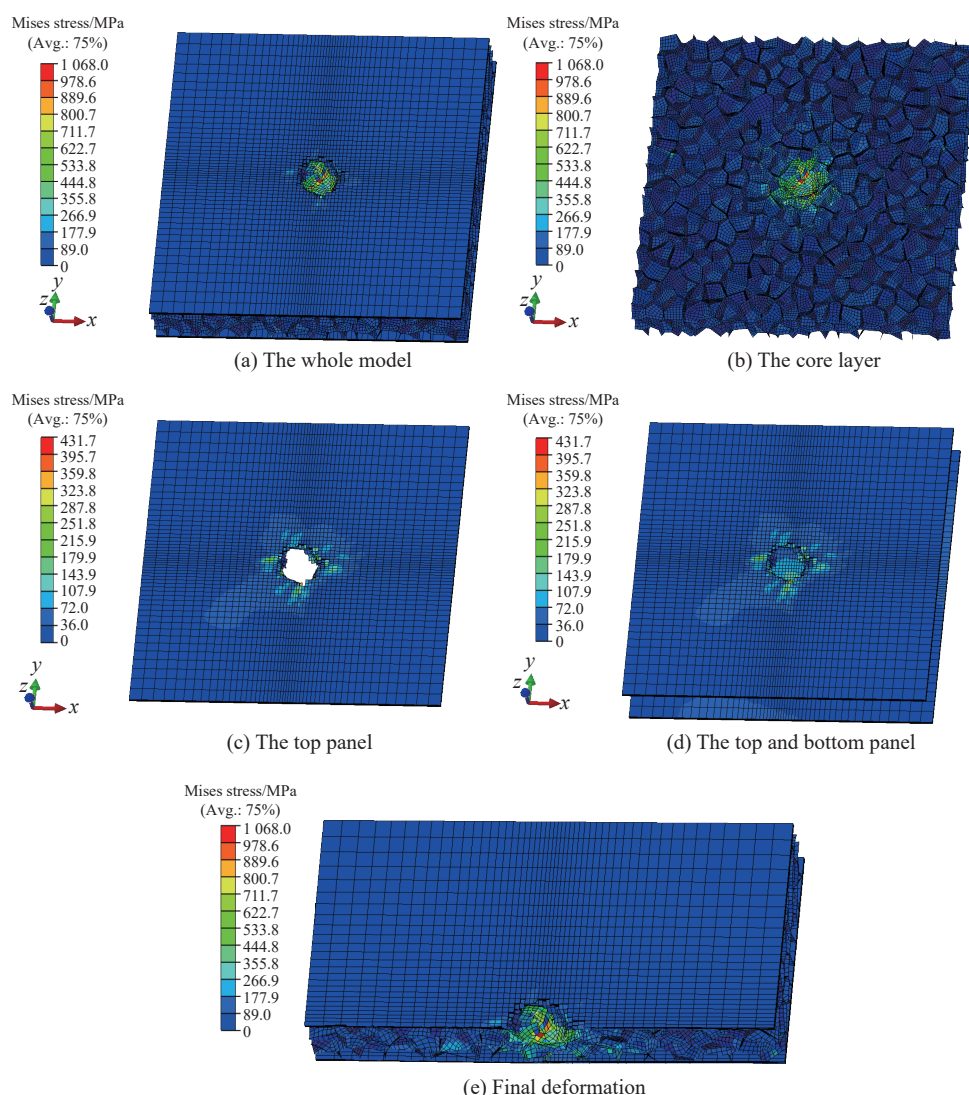


图 6 33.0 J 冲击能量下夹芯板的破坏模式

Fig. 6 Failure mode of sandwich panel under 33.0 J impact energy

图 9 给出了夹层结构内能随时间的变化曲线。在整个冲击过程中, 夹层结构的内能先增大后减小, 最后趋于稳定。内能大小用来表示夹层结构吸收的能量。图 10 给出了冲击能量与夹芯板后面板的位移的关系。在一定范围内, 随着冲击能量的增大, 后面板的最终位移也增大。

表 4 不同能量下面板的撕裂程度

Table 4 Tear degree of rear panel under different energy

Impact energy/J	Tear layers
33.0	0
58.7	3
91.7	5

3.2 芯层相对密度与芯层高度耦合作用对夹芯板抗冲击性能的影响

芯层的相对密度和芯层高度对夹芯板抗冲击性能都有影响。为研究芯层不同相对密度与芯层高度的耦合作用对碳纤维-泡沫铝夹芯板抗冲击性能的影响, 保持芯层质量不变, 设计 5 种夹芯结构, 按照芯层相对密度从小到大(或芯层高度从大到小)对其进行编号, 分别记为 1[#]、2[#]、3[#]、4[#]和 5[#], 初始冲击能量为 33.0 J, 参数如表 5 所示。

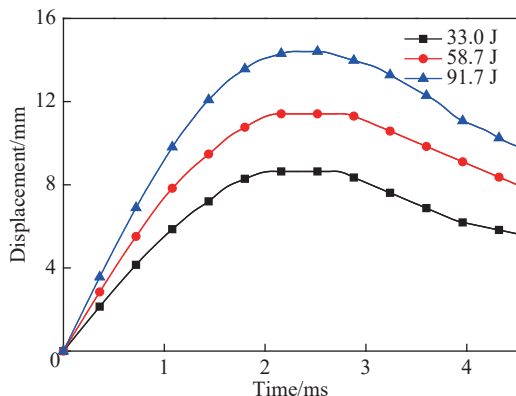


图 7 不同冲击能量下锤头位移-时间曲线

Fig. 7 Displacement-time curves of impactor at different impact energy

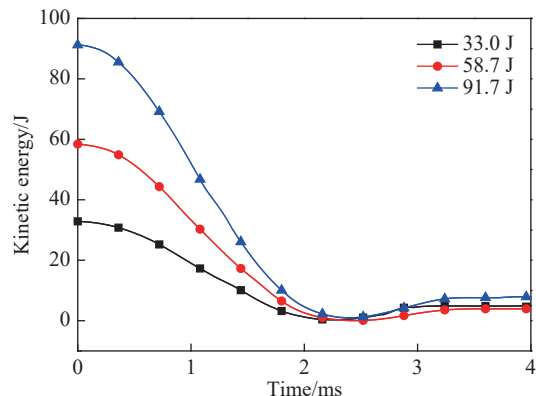


图 8 不同冲击能量下锤头动能-时间曲线

Fig. 8 Kinetic energy-time curves of impactor at different impact energy

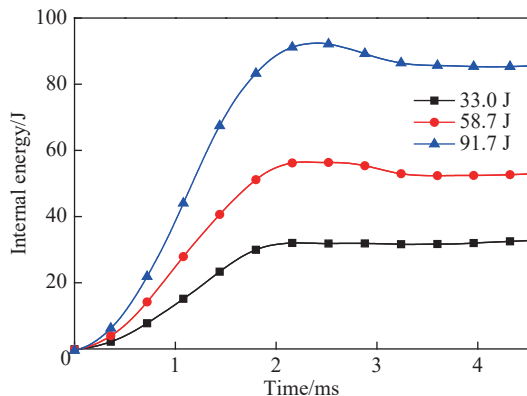


图 9 不同冲击能量下夹芯板内能-时间曲线

Fig. 9 Internal energy-time curves of the sandwich board at different impact energy

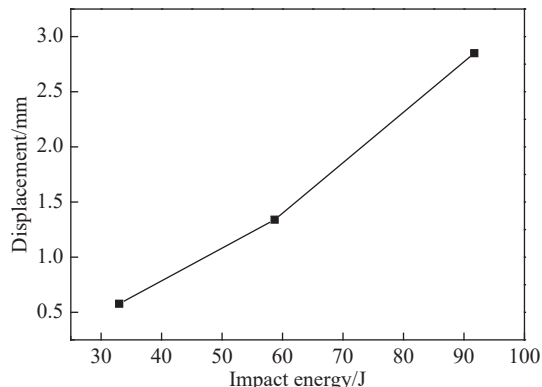


图 10 不同冲击能量下面板的最大位移

Fig. 10 Maximum displacement of rear panel at different impact energy

表 5 5 种不同的夹芯结构

Table 5 Five different sandwich structures

Structure type	Plane size of specimen/(mm × mm)	Stacking sequence	Upper (lower) panel thickness/mm	Core relative density/%	The thickness of the core layer/mm	Diameter of impactor/mm	Impact energy/J
1 [#]	100 × 100	[45°/0°/-45°/90°] _s	1	10.0	15.0	12.5	33.0
2 [#]				12.5	12.0		
3 [#]				15.0	10.0		
4 [#]				17.5	8.6		
5 [#]				20.0	7.5		

图 11、图 12 分别显示了 5 种夹芯结构受冲击时, 锤头的冲击载荷-时间曲线和锤头位移-时间曲线。可以看出, 在初始冲击能量相同的条件下, 芯层相对密度为 10.0%(厚度为 15 mm)时, 冲击力峰值明显小于其他 4 种相对密度下的峰值, “平台区”时间更长, 锤头最大位移也更大。

图 13 给出了 5 种夹芯板受冲击时锤头的动能-时间曲线, 锤头动能的变化趋势基本相同。因此芯层质量一定时, 芯层相对密度和厚度在一定范围内, 冲击过程中冲击动能无显著变化。

图 14 给出了 5 种不同夹芯板的芯层的塑性耗散能-时间曲线。可以看出, 3[#]结构的塑性耗散能较

其他 4 种结构大。图 15 给出了不同结构后面板最大位移与芯层厚度的比值(δ/h)。可以看出: 不同结构的后面板最大位移与芯层厚度的比值不同; 随着芯层相对密度的增大和芯层厚度的减小, 夹芯板的后面板最大位移与芯层厚度的比值增大, 抗冲击性能变差。

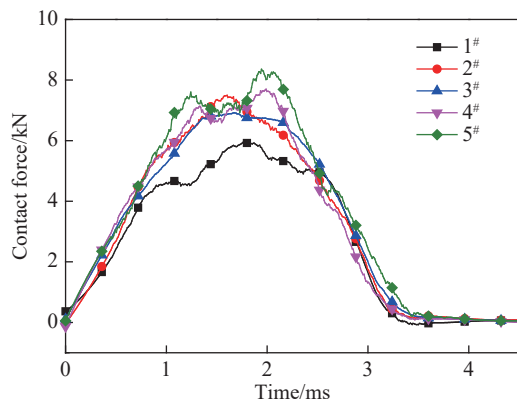


图 11 不同夹芯结构的冲击载荷-时间曲线

Fig. 11 The impact force-time curves for different sandwich structures

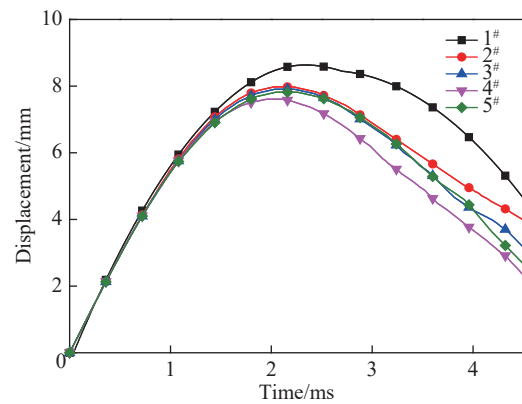


图 12 不同夹芯结构的锤头位移-时间曲线

Fig. 12 The displacement of impactor-time curves for different sandwich structures

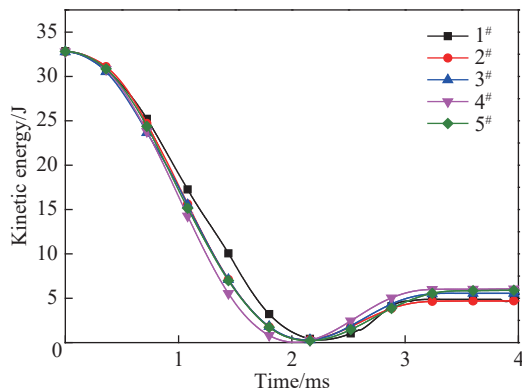


图 13 不同夹芯结构的锤头动能-时间曲线

Fig. 13 Kinetic energy of impactor-time curves of impactor for different sandwich structures

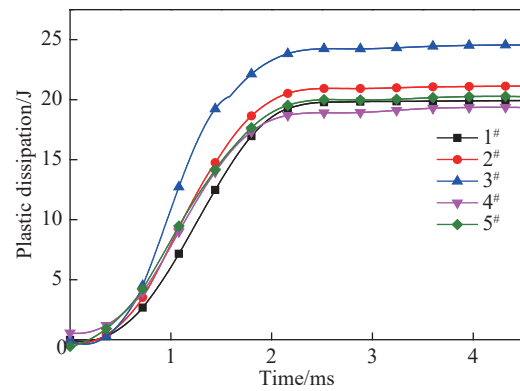


图 14 不同夹芯结构的芯层塑性耗散能-时间曲线

Fig. 14 Plastic dissipation energy of core layer-time curves for different sandwich structures

图 16 给出了 5 种结构的后面板各层纤维的最大应力变化曲线。可以看出, 随着芯层相对密度的提高和厚度的减小, 各层上的最大应力总体呈现增大趋势。

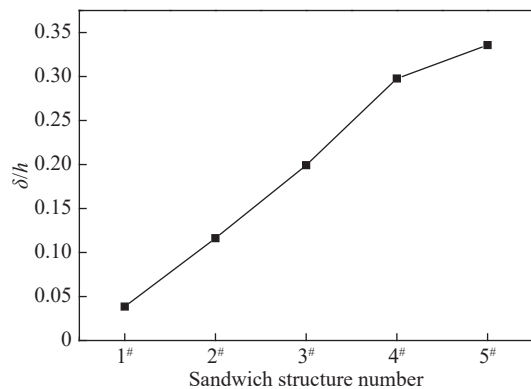


图 15 不同结构后面板最大位移与芯层厚度的比值曲线

Fig. 15 The ratio curves of the maximum displacement of back layer to core thickness for different sandwich structures

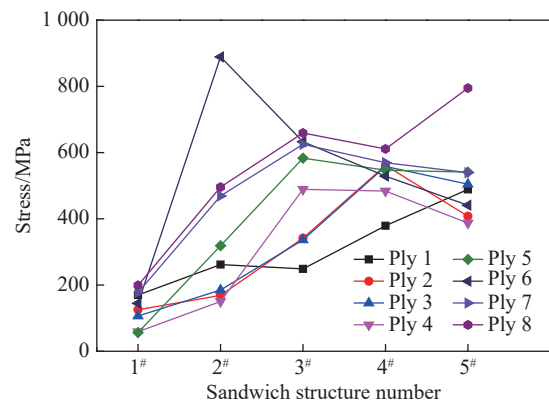


图 16 不同夹芯结构后面板各层的最大应力变化曲线

Fig. 16 Maximum stress of each back layer for different sandwich structures

5 种结构后面板的撕裂程度见表 6。不同结构的芯层相对密度增加, 芯层高度减小, 后面板撕裂层数逐渐增加。

在本研究的 5 种结构中, 当芯层相对密度为 15.0% 时, 芯层相对较薄, 冲击载荷峰值较小, 芯层的塑性耗散能较大, 并且后面板的最大位移也相对较小, 后面板剩余 3 层未撕裂, 仍然具有一定的承载能力, 所以认为在芯层质量保持一定的情况下, 结构类型 3[#]为最优的芯层相对密度与厚度耦合设计。

3.3 边界条件对夹芯板抗冲击性能的影响

为研究不同边界条件对碳纤维-泡沫铝夹芯板抗冲击性能的影响, 使用简支和固支两种边界条件, 冲击能量为 33.0 J, 分别对相同的夹芯板进行冲击, 芯层相对密度为 10.0%。

结合图 17、图 18 和图 19 可以看出, 边界条件为四边简支时, 冲击完成所需时间比固支边界更长, 锤头位移的峰值更大, 后面板的最大应力是固支条件下的 1.99 倍。简支条件下后面板最大应力大于固支条件, 说明四边固支的夹芯板的抗冲击性能更好。

表 6 5 种不同结构后面板的撕裂程度

Table 6 Tear degree of rear panel for five sandwich structures

Structure No.	Tear layers
1 [#]	0
2 [#]	3
3 [#]	5
4 [#]	7
5 [#]	8

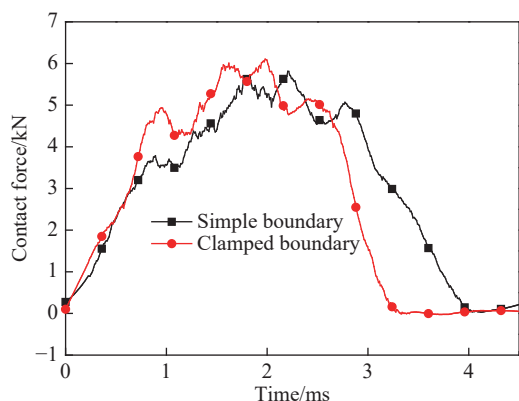


图 17 冲击载荷-时间曲线

Fig. 17 Force-time curves

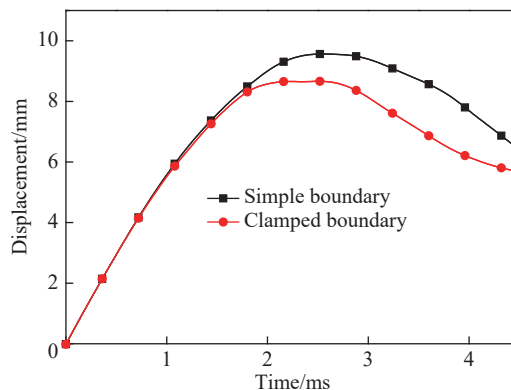


图 18 锤头位移-时间曲线

Fig. 18 Displacement-time curves of impactor

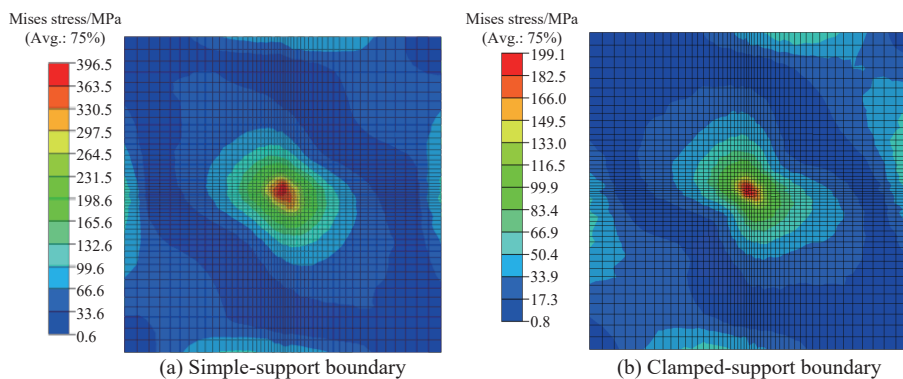


图 19 后面板应力云图

Fig. 19 Stress plot of rear panel

4 结 论

为研究碳纤维面板-泡沫铝芯层结构抗低速冲击响应,对复合材料夹芯结构受低速冲击载荷进行了有限元仿真,建立了低速冲击 T700 碳纤维-泡沫铝夹层板的有限元模型,分析了复合材料夹芯结构在落锤冲击下的损伤起始、损伤扩展和最终破坏模式,通过锤头的接触力、位移、夹芯板的内能、后面板的最大位移研究夹层结构的能量吸收情况及抗冲击特性,主要得出如下结论。

(1) 给出了碳纤维-泡沫铝夹芯板落锤低速冲击下的损伤失效区域,结果显示夹芯结构可以有效地吸收冲击能量。随着冲击能量的增大,夹层结构面板的失效层数增多,冲击载荷的峰值增大,结构塑性变形吸收的能量也增大,后面板的最大位移增大。

(2) 保持冲击能量不变,设计面板铺层不变、芯层相对密度在 10.0%~20.0% 之间的 5 种结构,通过改变芯层的厚度,使芯层质量一定。在这 5 种芯层相对密度与厚度的耦合关系中,芯层相对密度 15.0%、厚度 10 mm 为最优的耦合方式,使得结构既满足一定的抗冲击性又不至于太厚。为实际工程中平衡防护层的厚度、质量与抗冲击性能的需求提供了设计指导。

(3) 相同能量冲击下,四周固支的夹芯板的抗冲击性能较四周简支更好。

参考文献:

- [1] 王巍,安子军,彭春彦,等. 泡沫铝填充钢/铝复合管轴向抗冲击吸能特性 [J]. 哈尔滨工程大学学报, 2017, 38(7): 1093–1099.
WANG W, AN Z J, PENG C Y, et al. Simulative research on the energy absorption characteristics of aluminum foam-filled steel/Al clad tube under axial impact loading [J]. Journal of Harbin Engineering University, 2017, 38(7): 1093–1099.
- [2] 骆伟,谢伟,刘敬喜. 芯层几何构形对复合材料波纹夹层结构冲击特性的影响 [J]. 江苏科技大学学报(自然科学版), 2018, 32(1): 21–26.
LUO W, XIE W, LIU J X. Research on dynamic characteristics of a sandwich structures with various core shapes under impact loads [J]. Journal of Jiangsu University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2018, 32(1): 21–26.
- [3] TITA V, CARVALHO J D, VANDEPITTE D. Failure analysis of low velocity impact on thin composite laminates: experimental and numerical approaches [J]. *Composite Structures*, 2008, 83(4): 413–428.
- [4] 韩守红,吕振华. 铝泡沫夹层结构抗爆炸性能仿真分析及优化 [J]. 兵工学报, 2010, 31(11): 1468–1474.
HAN S H, LÜ Z H. Numerical simulation of blast-resistant performance of aluminum foam sandwich structures and optimization [J]. Acta Armamentarii, 2010, 31(11): 1468–1474.
- [5] 李志斌,卢芳云. 泡沫铝夹芯板压入和侵入性能的实验研究 [J]. 振动与冲击, 2015(4): 1–5.
LI Z B, LU F Y. Tests for indentation and perforation of sandwich panels with aluminium foam core [J]. Journal of Vibration and Shock, 2015(4): 1–5.
- [6] 赵金华,曹海琳,晏义伍,等. 泡沫铝夹层结构复合材料低速冲击性能 [J]. *材料工程*, 2018, 46(1): 92–98.
ZHAO J H, CAO H L, YAN Y W, et al. Low velocity impact properties of aluminum foam sandwich structural composite [J]. *Journal of Materials Engineering*, 2018, 46(1): 92–98.
- [7] 荣誉. 梯度泡沫金属力学性能的 Lagrangian 分析 [D]. 太原: 太原理工大学, 2018.
- [8] HASHIN Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1980, 47: 329–334.
- [9] 谭开忍,肖熙. 含有腐蚀缺陷海底管道极限载荷分析 [J]. *海洋工程*, 2006, 24(3): 63–67.
TAN K R, XIAO X. Analysis on limit load of corroded submarine pipelines [J]. *The Ocean Engineering*, 2006, 24(3): 63–67.
- [10] 沈鋈. 极限载荷分析法在压力容器分析设计中的应用 [J]. *石油化工设备*, 2011, 40(4): 35–38.
SHEN J. Limit load analysis application in pressure vessel analytical design [J]. *Petro-Chemical Equipment*, 2011, 40(4): 35–38.
- [11] 肖先林,王长金,赵桂平. 碳纤维复合材料-泡沫铝夹芯板的冲击响应 [J]. 振动与冲击, 2018, 37(15): 110–117.
XIAO X L, WANG C J, ZHAO G P. Dynamic responses of carbon fiber composite sandwich panels with aluminum foam core subjected to impact loading [J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(15): 110–117.
- [12] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strains rates, temperatures and pressures [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, 21(1): 31–48.

- [13] 熊明洋, 向忠, 胡旭东, 等. 基于 ABAQUS 的 CCF300 碳纤维层合板低速冲击破坏数值模拟 [J]. *轻工机械*, 2017, 35(4): 27–32.
XIONG M Y, XIANG Z, HU X D, et al. Numerical simulation of low velocity impact failure of CCF300 carbon fiber laminate based on ABAQUS [J]. *Light Industry Machinery*, 2017, 35(4): 27–32.
- [14] 陈县辉. 基于内聚力单元的层合板低速冲击响应模拟研究 [D]. 太原: 中北大学, 2014.
- [15] STUBBS C. Compilation strategies: alternate approaches to achieve low power consumption [J]. *Electronic Component News*, 2008, 52(4): 11–113.
- [16] FOO C C, SEAH L K, CHAI G B. Low-velocity impact failure of aluminium honeycomb sandwich panels [J]. *Composite Structures*, 2008, 85(1): 20–28.
- [17] SAHU S, MONDAL D P, CHO J U, et al. Low-velocity impact characteristics of closed cell AA2014-SiCp composite foam [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2019, 160: 394–401.

Low-Velocity Impact Response of Carbon Fiber-Aluminum Foam Sandwich Plate

LIU Shanshan¹, LIU Yajun¹, ZHANG Yingjie¹, LI Zhiqiang^{1,2,3}

- (1. *Institute of Applied Mechanics, College of Mechanical and Vehicle Engineering,
Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;*
2. *Shanxi Key Laboratory of Material Strength & Structural Impact,
Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;*
3. *National Demonstration Center for Experimental Mechanics Education
(Taiyuan University of Technology), Taiyuan 030024, Shanxi, China)*

Abstract: In order to study the low velocity impact response of the core-layer structure, this paper simulates the damage process of sandwich structure, that carbon fiber (T700)/epoxy composite laminates are used as the top and bottom panel, the foam aluminum is used as core layer, under impact loading of drop hammer. The composite laminates were modeled with three-dimensional solid elements, and the failure criteria of three-dimensional Hashin were introduced to simulate the damage of composite materials by the user subroutine VUMAT in the finite element software ABAQUS. The bonding layer failure between the layers was simulated with criterion of the secondary stress and cohesive unit. The aluminum foam core layer was modeled by a 3D Voronoi mesoscopic model. By analyzing the damage initiation, damage propagation and final failure modes of composite sandwich structures under low speed impact, the progressive failure mechanism of composite materials was clarified. The contact force and displacement through the hammer head, internal energy of sandwich panel, rear panel to study the stress distribution and maximum displacement energy absorption and impact resistance of sandwich structure. The optimal design of the coupling relation between the relative density and thickness of five different core layers under the condition of a certain quality control have been obtained, which provides designed guidance for satisfying the requirements of practical engineering.

Keywords: composite sandwich plate; low speed impact; damage evolution; dynamic response; energy absorption characteristics

负梯度泡沫金属中的局部密实化现象

刘 冕^{1,2}, 王根伟^{1,2}, 宋 辉^{1,2}, 王 彬^{1,3}

(1. 太原理工大学机械与运载工程学院应用力学研究所, 山西 太原 030024;

2. 材料强度与结构冲击山西省重点实验室, 山西 太原 030024;

3. 伦敦布鲁内尔大学机械航空工程系, 伦敦 UB8 3PH, 英国)

摘要:基于一维非线性的刚性-塑性硬化模型,研究了在恒速冲击作用下负梯度泡沫的冲击波控制方程和传播特性。采用LS-DYNA有限元软件对三维随机Voronoi技术生成的梯度泡沫金属模型进行数值模拟,验证了理论预测,并定义了冲击波模型下梯度泡沫材料的局部密实化应变与第二临界速度。通过对冲击速度、密度梯度、相对密度参数的影响研究发现:冲击波模型的理论解与有限元模型的数值解吻合较好,基于R-PH模型的冲击波理论能较好地预测负梯度泡沫金属的力学性能;局部密实化应变在不同冲击速度下存在3个增长阶段;密度梯度绝对值和相对密度越大,局部密实化应变越小,第二临界速度越大。最后讨论了负梯度泡沫中局部密实化现象对支撑端应力的影响。

关键词:梯度泡沫金属;冲击波;局部密实化应变;第二临界速度

中图分类号:O347.3

文献标识码:A

多孔金属兼具质轻和优异的吸能特性,已被广泛用于高速火车、汽车和航空航天等领域。在准静态下,多孔材料的应力-应变曲线呈现弹性、平台和致密化3个不同的变形阶段^[1-2]。在高加载速率下,多孔材料的动态行为可以通过应力增强和变形局部化来表征^[3-5]。迄今为止,人们利用冲击波理论和有限元方法来研究具有不同密度梯度的多孔材料,发现密度梯度对多孔动态响应下的力学性能具有重要影响^[6-7],不仅可以影响冲击过程中应力波的传播^[8-9],同时特定的梯度多孔金属可以提高材料的能量吸收能力和抗冲击性能^[10-12]。

Reid等^[13]提出用一维刚性-塑性-锁定(Rigid, perfectly-plastic, locking, R-PP-L)冲击波模型来描述多孔材料中应力波的动态响应;随后Tan等^[14]利用R-PP-L模型对冲击载荷下泡沫材料的动态压缩性能进行了分析;Wang等^[15]通过R-PP-L模型分析了线性密度梯度下多孔金属的耐撞性,发现正梯度多孔金属和负梯度多孔金属分别对冲击端和支撑端具有良好的保护效果;Shen等^[16-17]基于R-PP-L模型研究了梯度多孔材料在高速压缩时的冲击响应,发现多孔材料沿正梯度方向压缩时仅在加载端产生一个波阵面(单波模型),沿负梯度方向压缩时则会在两端各产生一个波阵面(双波模型)。由于R-PP-L模型仅包含平台应力和锁定应变两个材料参数,只能实现材料应力-应变曲线的一阶近似,为了更好地描述多孔材料的力学性能,Zheng等^[18]提出了一种更为精确的、率无关的刚性-塑性硬化(Rigid, plastic-hardening, R-PH)模型,用以表征梯度多孔材料的抗爆炸和抗冲击特性^[19-22]。

有限元模型常被用来研究梯度多孔材料的力学性能^[23-25]。Ajdari等^[23]发现,功能梯度蜂窝结构存在3种不同的压溃模式:准静态、过渡态和动态,沿冲击方向降低相对密度可以增强蜂窝在压溃初期的

* 收稿日期: 2019-12-12; 修回日期: 2019-12-28

基金项目: 国家自然科学基金(11872265)

作者简介: 刘 冕(1996—),女,硕士研究生,主要从事梯度泡沫金属的力学性能研究。

E-mail: 516753451@qq.com

通信作者: 王根伟(1974—),男,博士,副教授,主要从事材料和结构的冲击动力学研究。

E-mail: gwang@tyut.edu.cn

能量吸收; Fan 等^[24]研究了均匀、梯度和随机胞壁厚度的金属空心球泡沫材料的动态破碎响应,发现负密度梯度泡沫具有最大的能量吸收能力,传递到受保护结构的力最小。Zhang 等^[25]对受恒速冲击影响下梯度 Voronoi 多胞模型的动力学行为进行了模拟分析,定义了梯度多胞材料的第一、第二临界速度。

梯度泡沫金属在 R-PH 模型下的应力波传播研究大多集中于正梯度泡沫,对负梯度泡沫的冲击波分析较少,负梯度泡沫冲击波模型结果与有限元结果之间的联系还有待完善。同时,负梯度泡沫材料虽然具有防护支撑端被保护物体且能量吸收能力较强的特点,但支撑端局部密实化现象的发生影响了负梯度泡沫优异的力学性能,因此,局部密实化的影响因素值得分析。

本研究基于 R-PH 模型,建立恒速冲击荷载作用下负梯度泡沫材料的一维冲击波模型,给出冲击波传播的基本控制方程;利用随机 Voronoi 技术构建梯度泡沫金属材料的三维细观有限元模型,使用 LS-DYNA 有限元软件对泡沫金属的动态压溃过程进行模拟分析,用于验证冲击波理论结果;通过分析冲击模型的响应历程,定义梯度泡沫材料的局部密实化应变和第二临界速度,并计算不同密度梯度、相对密度下局部密实化应变、第二临界速度的变化规律;最后讨论负梯度泡沫中支撑端局部密实化现象对被保护结构的影响,为工程防护提供参考。

1 理论与方法

1.1 冲击波模型

负梯度泡沫的一维冲击波模型如图 1 所示,质量为 M 的物块以恒定的中等冲击速度 v 撞击闭孔梯度泡沫金属试件,试件的两端同时产生冲击波,且冲击波朝着相反的方向传播,此为双波模型。将冲击端处产生的冲击波定义为前冲击波,支撑端处产生的冲击波定义为后冲击波,前、后冲击波的物理量分别用下标 f 和 b 表示,在 t 时刻,冲击波阵面的拉格朗日坐标分别为 $X_f(t)$ 、 $X_b(t)$ 。在波阵面处,波阵面前、后的物理量分别为 $\{v_A(t), \varepsilon_A(t), \sigma_A(t)\}$ 、 $\{v_B(t), \varepsilon_B(t), \sigma_B(t)\}$, 两个冲击波阵面之间未变形区域的速度为 $v_u(t)$ 。

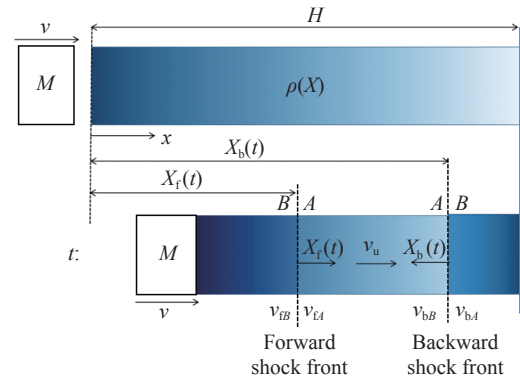


图 1 双波模型

Fig. 1 Double shock model

定义负梯度泡沫在拉格朗日坐标下的密度分布为

$$\rho(X) = \rho_0 [1 + \gamma (X/H - 0.5)] \quad (1)$$

式中: ρ_0 为平均相对密度, γ 为密度梯度, X 为 x 方向的拉格朗日坐标, H 为梯度试件 x 方向的总长度。

根据应力波理论^[26], 冲击波阵面上的运动学相容条件为

$$v_B(t) - v_A(t) = \dot{X}(t) [\varepsilon_B(t) - \varepsilon_A(t)] \quad (2)$$

同时, 动力学相容条件为

$$\sigma_B(t) - \sigma_A(t) = \rho_s \rho(X) \dot{X}(t) [v_B(t) - v_A(t)] \quad (3)$$

式中: ρ_s 为基体材料密度。联立式 (2)、式 (3) 可得波后应力为

$$\sigma_B(t) = \sigma_A(t) + \frac{\rho_s \rho(X) [v_B(t) - v_A(t)]^2}{\varepsilon_B(t) - \varepsilon_A(t)} \quad (4)$$

前波波阵面的初始条件为 $\{v_{fA}(t) = v_u(t), \varepsilon_{fA}(t) = 0, \sigma_{fA}(t)\}$, $\{v_{fB}(t) = v, \varepsilon_{fB}(t), \sigma_{fB}(t)\}$, 后波波阵面上的初始条件为 $\{v_{bA}(t) = v_u(t), \varepsilon_{bA}(t) = 0, \sigma_{bA}(t)\}$, $\{v_{bB}(t) = 0, \varepsilon_{bB}(t), \sigma_{bB}(t)\}$ 。

将初始条件代入式 (4), 可得前、后波阵面处波后应力为

$$\sigma_{fB}(t) = \sigma_{fA}(t) + \frac{\rho_s \rho(X_f) [v - v_u(t)]^2}{\varepsilon_{fB}(t)} \quad (5)$$

$$\sigma_{bB}(t) = \sigma_{bA}(t) + \frac{\rho_s \rho(X_b) v_u^2(t)}{\varepsilon_{bB}(t)} \quad (6)$$

基于 R-PH 模型的刚性假设

$$\sigma = \sigma_0 + \frac{C\varepsilon}{(1-\varepsilon)^2} \quad (7)$$

式中: σ_0 为泡沫材料准静态的初始压溃应力, C 为应变硬化参数, ε 为应变。波阵面的前方区域接近塑性压溃临界状态, 且处于应力平衡场, 因此波阵面处两种波前应力分别为

$$\begin{cases} \sigma_{fA}(t) = \sigma_0(\rho(X_f)) \\ \sigma_{fA}(t) = \sigma_0(\rho(X_b)) \end{cases} \quad (8)$$

由此推出, 波后应变为

$$\frac{1}{\varepsilon_{fB}} = 1 + \frac{1}{v - v_u(t)} \sqrt{\frac{C}{\rho_s \rho(X_f)}} \quad (9)$$

$$\frac{1}{\varepsilon_{bB}} = 1 + \frac{1}{v_u(t)} \sqrt{\frac{C}{\rho_s \rho(X_b)}} \quad (10)$$

以中间未变形区域为研究对象, 由牛顿第二定律可得

$$\sigma_0(\rho(X_f)) - \sigma_0(\rho(X_b)) = \dot{v}_u(t) \int_{X_f(t)}^{X_b(t)} \rho_s \rho(X) dx \quad (11)$$

积分后, 未变形区域速度为

$$v_u(t) = \int_0^t \frac{\sigma_0(\rho(X_f)) - \sigma_0(\rho(X_b))}{\int_{X_f(\tau)}^{X_b(\tau)} \rho_s \rho(x) dx} d\tau \quad (12)$$

因此前、后波阵面的坐标为

$$X_f(t) = \int_0^t \frac{v - v_u(\tau)}{\varepsilon_{fB}(\tau)} d\tau \quad (13)$$

$$X_b(t) = \int_0^t \frac{-v_u(\tau)}{\varepsilon_{bB}(\tau)} d\tau \quad (14)$$

在冲击波传播过程中, 当 $v_u = v$, 即中间未变形区域的速度增大到冲击速度时, 前冲击波停止传播, 定义此时刻为 t^* 。当 $t < t^*$ 时, 定义为第一阶段, 冲击波在该阶段的响应结果可由上述所得方程求解。当 $t > t^*$ 时, 第二阶段开始, 只有单一的后冲击波向左端冲击端继续传播。当后波阵面与前波阵面相遇时, 响应结束, 定义此时刻为 t_2 , 则第二阶段后波阵面的坐标为

$$X_b = - \int_r^t \frac{v}{\varepsilon_{bB}(\tau)} d\tau \quad (15)$$

波后应力为

$$\sigma_{bB}(t) = \sigma_{bA}(t) + \frac{\rho_s \rho(X_b) v^2}{\varepsilon_{bB}(t)} \quad (16)$$

结合上述方程, 双波模型中冲击端应力 σ_{imp} 与支撑端应力 σ_{sta} 分别为

$$\sigma_{imp} = \begin{cases} \sigma_0(\rho(X_f)) + \rho_s \rho(X_f) [v - v_u(t)]^2 + [\rho_s \rho(X_f) C]^{\frac{1}{2}} [v - v_u(t)] & 0 \leq t \leq t^* \\ \sigma_0(\rho(X_b)) & t^* < t \leq t_2 \end{cases} \quad (17)$$

$$\sigma_{sta} = \begin{cases} \sigma_0(\rho(X_b)) + \rho_s \rho(X_b) v_u^2(t) + [\rho_s \rho(X_b) C]^{\frac{1}{2}} v_u(t) & 0 \leq t \leq t^* \\ \sigma_0(\rho(X_b)) + \rho_s \rho(X_b) v^2 + [\rho_s \rho(X_b) C]^{\frac{1}{2}} v & t^* < t \leq t_2 \end{cases} \quad (18)$$

1.2 有限元模型

3D-Voronoi 模型是由 N 个形核点完全随机分布在体积为 V_0 的立方体区域内生成的, 为了防止模型中产生过小胞元, 立方体内任意两个相邻形核点之间的距离不小于 δ ^[27]

$$\delta = (1 - k) d_0 = (1 - k) \frac{\sqrt{6}}{2} \left(\frac{V_0}{\sqrt{2}N} \right)^{\frac{1}{3}} \tag{19}$$

式中: k 为不规则度, d_0 为正十四面体模型中任意两个相邻形核点间的最小距离。

本研究中模型的平均相对密度 ρ_0 分别为 0.06、0.09、0.12, 密度梯度 γ 分别为 -0.4、-0.6、-0.8, 尺寸为 40 mm × 40 mm × 60 mm, 不规则度为 0.5, 模型胞元个数分别为 700 ($\gamma = -0.4$)、732 ($\gamma = -0.6$) 和 768 ($\gamma = -0.8$), 胞壁厚度由给定的相对密度确定。经有限元收敛分析后, 使用 S3R 和 S4R 壳单元混合网格对泡沫模型进行划分, 网格尺寸设置为 0.2 mm^[28]。以 $\rho_0 = 0.09$ 、 $\gamma = -0.8$ 为例, 负梯度泡沫金属的 3D-Voronoi 有限元模型如图 2 所示, 运用 LS-DYNA 软件进行数值模拟。在右端固定一个刚性板, 左端刚性板以恒定的冲击速度撞击泡沫模型。基体材料为铝, 选定双线性应变强化本构模型, 模型参数见表 1。其中, ρ_s 为密度, E 为杨氏模量, ν 为泊松比, σ_{ys} 为屈服应力, E_t 为切线模量。定义泡沫模型为自接触, 两端刚性板和泡沫模型之间为面面接触, 设定动摩擦系数为 0.2。

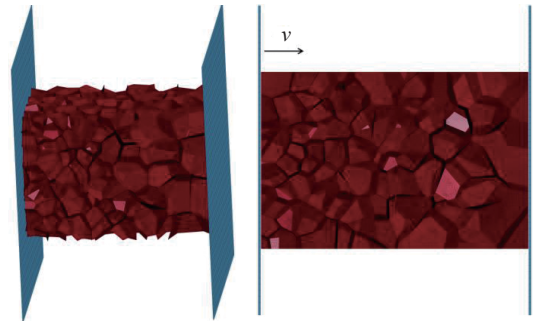


图 2 有限元模型

Fig. 2 Finite element model

表 1 本构模型参数

Table 1 Constitutive model parameters

$\rho_s/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E/GPa	ν	σ_{ys}/MPa	E_t/GPa
2 700	69	0.3	76	0.69

1.3 R-PH 模型的材料参数

R-PH 模型中初始压溃应力 σ_0 、硬化参数 C 与相对密度之间存在幂律关系^[29]

$$\begin{cases} \sigma_0(\rho) = k_1 \sigma_{ys} \rho^{\frac{3}{2}} \\ C(\rho) = k_2 \sigma_{ys} \rho^{\frac{3}{2}} \end{cases} \tag{20}$$

式中: k_1 、 k_2 为拟合参数。如图 3 所示, 在 5 m/s 恒速压缩条件下, 用最小二乘法拟合不同相对密度的三维均匀 Voronoi 泡沫模型的名义应力-应变曲线, 得到 k_1 、 k_2 分别为 1.25、0.12。

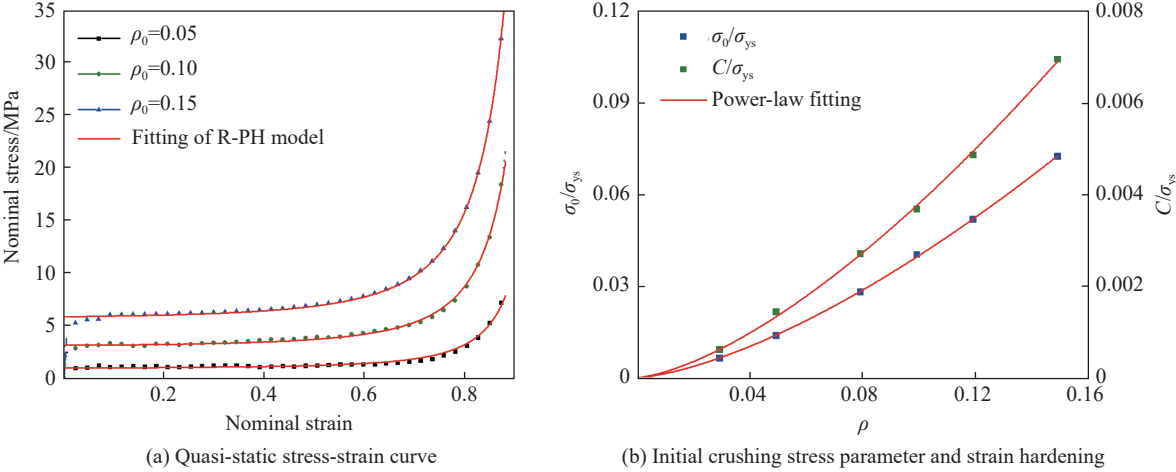


图 3 不同相对密度的准静态应力-应变曲线和参数拟合结果

Fig. 3 Quasi-static stress-strain curve and parameter fitting results with different relative densities

冲击波控制方程的初始条件为 $v_u(0) = 0$, $X_f(0) = 0$, $X_b(0) = H$, 这是非线性微分方程组, 没有显式解, 因此采用四阶 Runge-Kutta 法进行求解。

2 结果和讨论

2.1 冲击波历程

两种冲击速度下 v_u 的变化曲线如图 4 所示, 对应的波阵面位置如图 5 所示。由图 4 和图 5 可以看出, 当冲击速度较低 ($v = 50$ m/s) 时, $t < t^*$ (第一阶段), 随着 v_u 逐渐增大, 前波阵面坐标 X_f 由零逐渐增加, 后波阵面坐标 X_b 由 $H = 60$ mm 处开始逐渐减小; 当 v_u 增大到 50 m/s 时, $t = t^*$, 前冲击波阵面停止传播; 当 $t^* < t < t_2$ 时, 后冲击波阵面继续传播; 在 t_2 时刻, 后波阵面到达前波阵面位置, 响应结束。当冲击速度较高 ($v = 150$ m/s) 时, 前冲击波始终存在, 且传播距离变大, t^* 不再存在; 在 t_2 时刻, 前后波阵面相遇, 此时未变形区域的速度 v_u 小于 150 m/s。

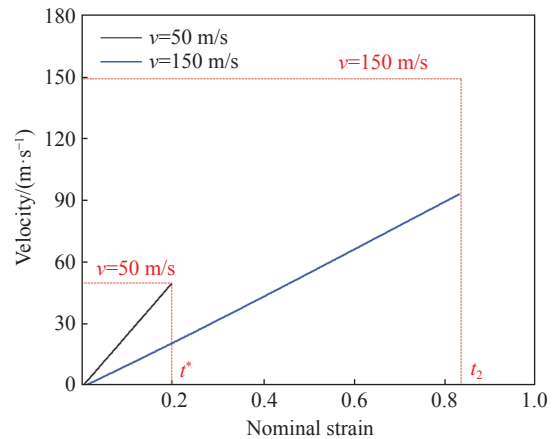


图 4 不同冲击速度下的 v_u 曲线

Fig. 4 Curves of v_u at different impact velocities

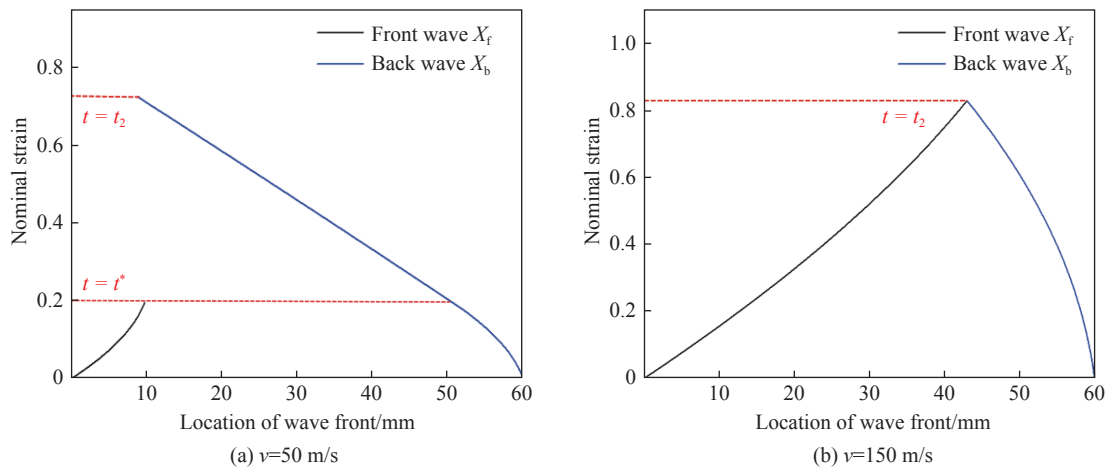


图 5 不同冲击速度下波阵面的位置曲线

Fig. 5 Location of wave front at different impact velocities

2.2 局部密实化应变与第二临界速度

在负梯度泡沫的变形过程中会发生支撑端的局部变形, 局部变形结束时的现象称之为支撑端的局部密实化, 该时刻所产生的应变定义为局部密实化应变^[30]。局部密实化应变可以通过能量吸收效率曲线来定义。能量吸收效率^[31]是指材料压缩至某一名义应变时所吸收的能量与对应的名义应力的比值, 其表达式为

$$\eta(\varepsilon) = \frac{\int_{\varepsilon_y}^{\varepsilon} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon}{\sigma(\varepsilon)} \quad (21)$$

式中: η 为能量吸收效率, ε_y 为初始峰值应力时的应变, ε 为材料压缩时的名义应变, $\sigma(\varepsilon)$ 为材料压缩至名义应变时所对应的名义应力。

负梯度泡沫的名义应力-应变曲线与能量吸收效率曲线如图6所示。由图6可知,能量吸收效率曲线呈现先上升后下降的趋势,曲线到达最高点时对应的应变为局部密实化应变,此刻冲击端曲线到达屈服应力后的最低点。到达局部密实化应变后,冲击端应力值开始上升,能量吸收效率曲线开始下降。

在不同的冲击速度下,负梯度泡沫存在准静态模式、过渡模式和冲击模式3种变形模式^[32],其中过渡模式和冲击模式分别对应两种冲击波传播历程。第二临界速度 v_{cr2} ^[33]是指过渡模式向冲击模式转变的临界速度。图7、图8分别是相对密度为0.09、密度梯度为-0.8的梯度泡沫在两种模式下的应变云图与名义应力-应变曲线。

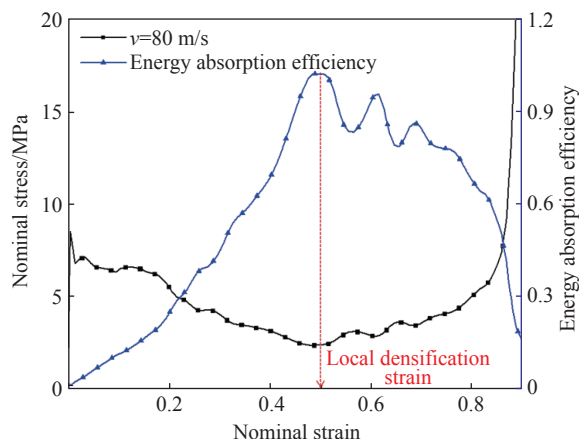


图6 负梯度泡沫的名义应力-应变曲线与能量吸收效率曲线

Fig. 6 Nominal stress-strain curve and energy absorption efficiency curve of negative graded foam

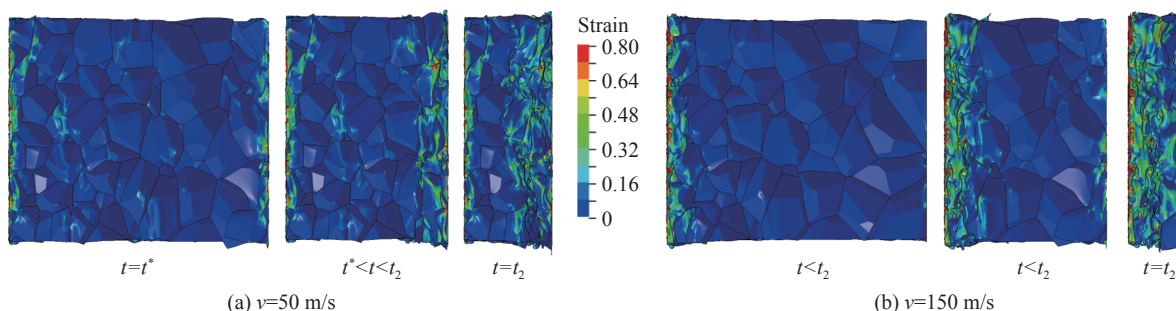


图7 负梯度泡沫的应变云图

Fig. 7 Strain nephograms of negative graded foam

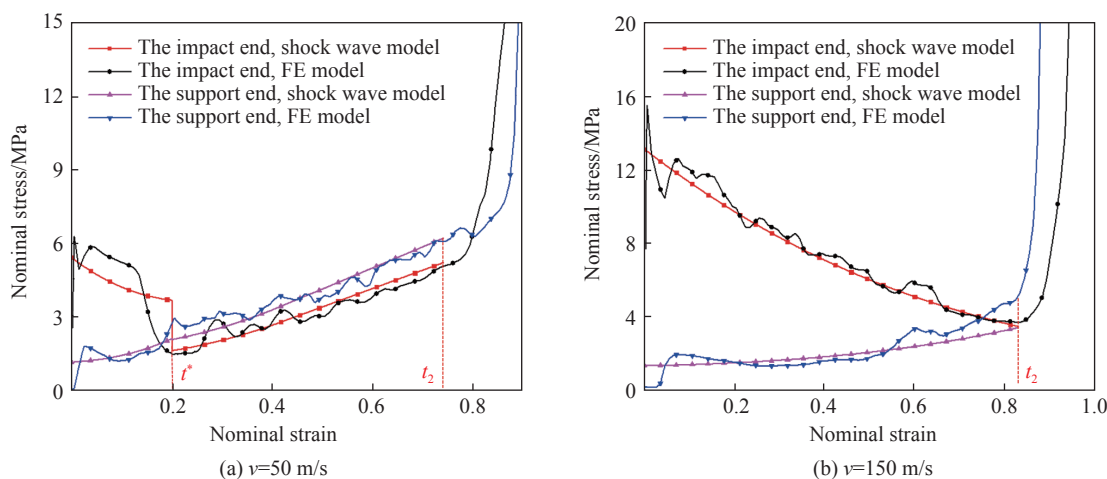


图8 两端应力的FE结果和理论预测对比

Fig. 8 Comparison of FE results and theoretical predictions at both sides stress

由图7、图8可知,冲击波模型推导出的理论应力值与有限元模型的模拟结果吻合较好,理论模型能够较好地预测负梯度泡沫在冲击载荷作用下的应力变化趋势。若泡沫处于过渡模式($v = 50 \text{ m/s} < v_{cr2}$):在冲击波第一阶段,负梯度泡沫两端同时发生变形;当 $t = t^*$ 时,冲击端停止变形,应力突然下降,小于此处的准静态屈服应力,此时支撑端局部变形结束, t^* 时刻所对应的应变为局部密实化应变;随后支撑端继续向中间区域变形,两端应力逐渐上升。若泡沫处于冲击模式($v = 150 \text{ m/s} > v_{cr2}$):惯性效应改变

了泡沫的变形特性,在压缩过程中,泡沫主要在冲击端发生变形;当 $t = t_2$ 时,冲击波阵面相遇,支撑端的局部变形结束, t_2 所对应的应变为局部密实化应变。当 $v = v_{cr2}$ 时,未变形区域速度 $v_u(t)$ 达到冲击速度 v 的时刻刚好等于两波阵面相遇时刻,故 $t^* = t_2$ 时所对应的冲击速度为第二临界速度 v_{cr2} 。

2.3 参数分析

冲击波理论模型与有限元模型得到的局部密实化应变随密度梯度和相对密度变化的曲线如图 9 所示。由图 9 可知,两种模型计算结果的最大误差小于 15%,说明冲击波理论模型能够较好地预测负梯度泡沫中的局部密实化应变。在不同冲击速度下,局部密实化应变存在 3 个增长趋势:当冲击速度较小时,局部密实化应变随冲击速度的增加缓慢增大;当冲击速度中等时,局部密实化应变增长幅度上升;当冲击速度较高且超过第二临界速度时,局部密实化应变增长逐渐平缓且无限接近压实应变。通过比较相同冲击速度下密度梯度与相对密度对局部密实化应变的影响发现,随着密度梯度绝对值和相对密度的增大,局部密实化应变逐渐减小,且密度梯度对局部密实化应变的影响比相对密度更大。

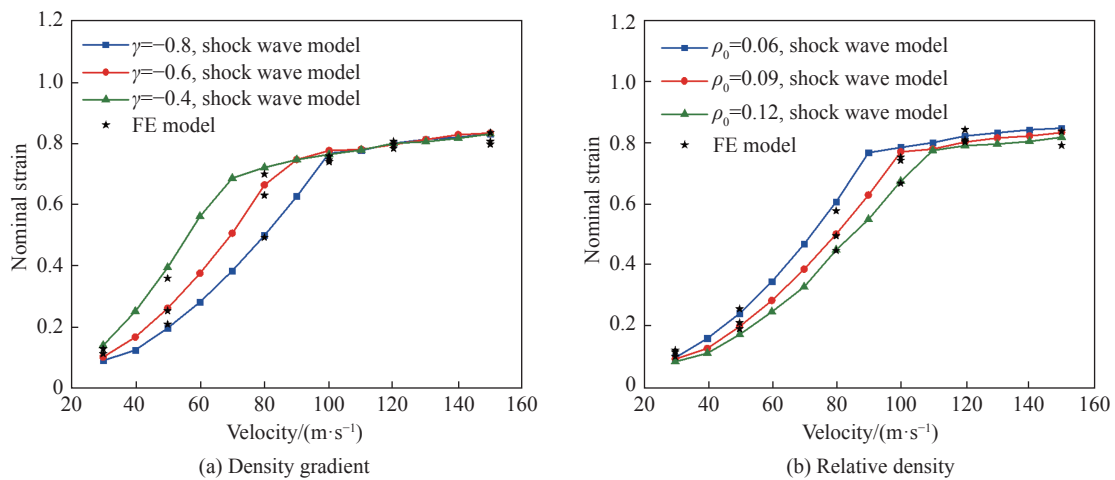


图 9 密度梯度与相对密度对局部密实化应变的影响

Fig. 9 Influence of density gradient and relative density on local densification strain

不同密度梯度和相对密度下负梯度泡沫的变形模态如图 10 所示,第二临界速度将负梯度泡沫的变形模态图分为两个区域,分别对应速度中等时的过渡模态和速度较高时的冲击模态。从图 10 可以看出,更大的密度梯度和相对密度会延迟泡沫模态的转变,随着密度梯度绝对值和相对密度的增加,由过渡模态向冲击模态转变所需的速度越高,第二临界速度越大。

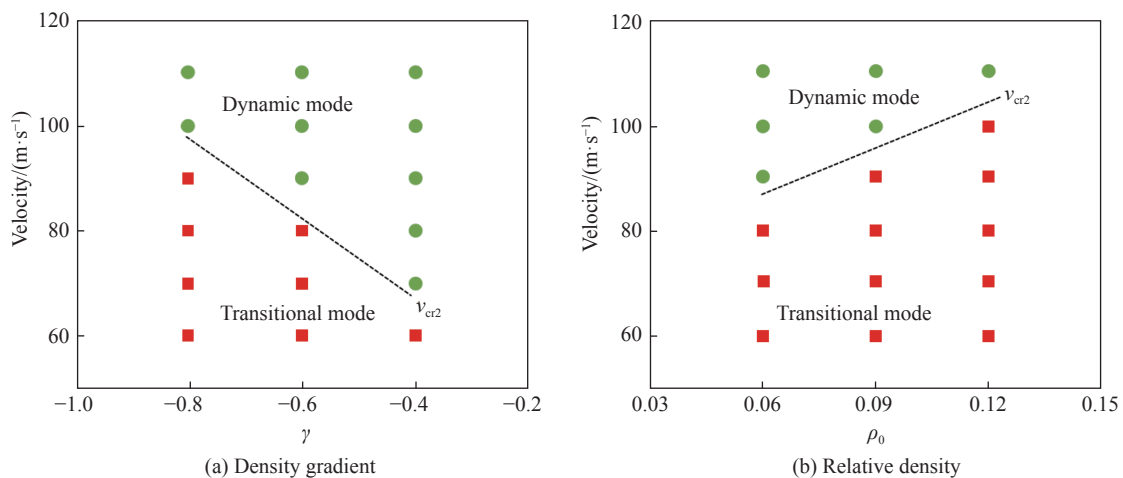


图 10 不同密度梯度和相对密度下的变形模态

Fig. 10 Deformation modes under different density gradients and relative densities

2.4 局部密实化的影响

图11给出了两种速度下密度梯度和相对密度不同时支撑端的应力-应变曲线。为了消除相对密度大小对应力增长幅度的影响,图11(b)和图11(d)中,用支撑端应力分别除以对应的相对密度。由图11可以看出,密度梯度和相对密度对支撑端具有显著影响。密度梯度绝对值越大,泡沫的初始屈服应力越小;相对密度越大,泡沫的应力值越大;密度梯度绝对值和相对密度越大的泡沫,支撑端应力值增长越早,且应力增长幅度越大。当 $v = 50 \text{ m/s}$ 时, $\gamma = -0.8$ 和 $\rho_0 = 0.12$ 的梯度泡沫最早发生应力增长,且拥有最大的应力增长值;当 $v = 150 \text{ m/s}$ 时,支撑端平台阶段变长,应力逐渐平稳, $\gamma = -0.4$ 的梯度泡沫应力增长现象消失,而其他梯度泡沫的后期应力仍有增加。

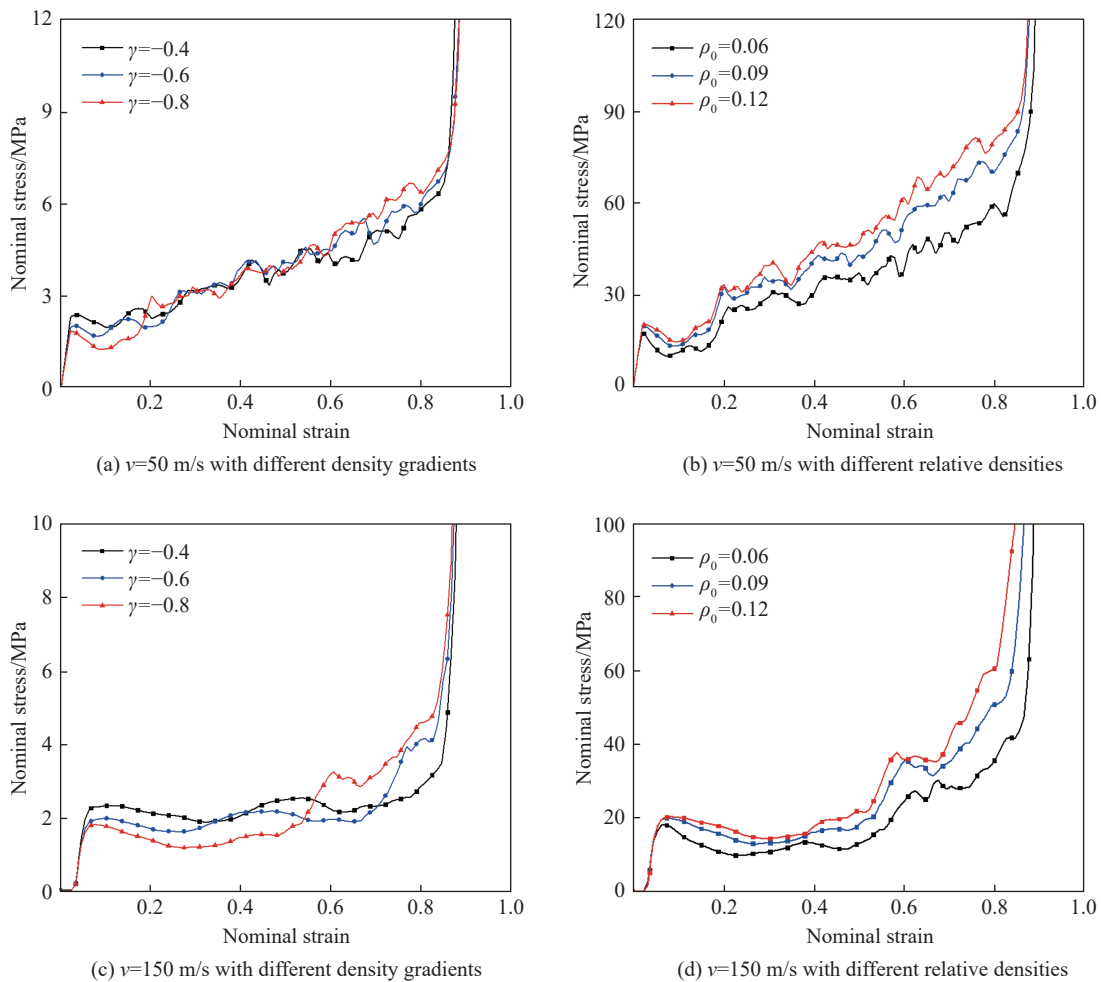


图11 不同冲击速度下支撑端的名义应力-应变曲线

Fig. 11 Nominal stress-strain curve of the support end under different impact velocities

图12为相对密度为0.09、密度梯度为-0.6的梯度泡沫有限元模型在不同冲击速度下冲击端与支撑端的名义应力-应变曲线。当冲击速度为30 m/s时,局部密实化应变为0.11,当变形到达局部密实化应变后,负梯度泡沫的冲击端与支撑端应力曲线上升,其中支撑端应力值由2.1 MPa持续上升到5.3 MPa;随着冲击速度的增加,局部密实化应变逐渐增大,冲击端应力上升值减小,而支撑端的应力增长明显,应力增长幅度加大;当冲击速度为80 m/s时,在局部变形过程中,支撑端应力值逐渐上升,最高上升到6.6 MPa;当冲击速度超过第二临界速度,泡沫进入冲击模态,冲击端应力值在初始峰值应力后始终处于逐渐下降的变化过程,支撑端应力值逐渐平稳。

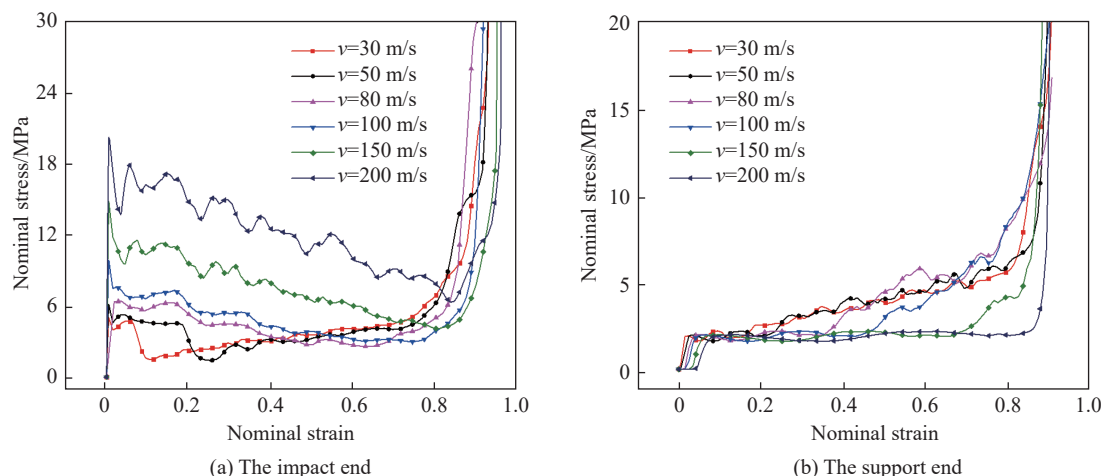


图 12 不同冲击速度下冲击端与支撑端的名义应力-应变曲线

Fig. 12 Nominal stress-strain curves of the impact end and the support end under different impact velocities

支撑端的局部密实化现象导致被保护物体受到较高强度的载荷,影响了负梯度泡沫优异的抗冲击性能,对被保护物体不利。在保证能量吸收满足冲击载荷作用的前提下,适当地减小相对密度和密度梯度,能延缓支撑端应力值的增长;同时,冲击速度高于第二临界速度可使支撑端处于应力平台状态,确保被保护物体在压缩过程中承受较小的载荷。因此,可以利用由冲击波理论得到的局部密实化应变与第二临界速度,有效地预测负梯度泡沫在不同材料参数下两端应力值增长对应的变形范围和速度范围,改善不同工况下负梯度泡沫材料作为抗压材料的防护效果。

3 结 论

利用 R-PH 理论设计了恒速冲击载荷下负梯度泡沫材料的一维冲击波模型,推导了冲击波传播的基本控制方程。利用 LS-DYNA 有限元软件对三维 Voronoi 有限元模型计算模拟得到的结果,对冲击波的理论分析进行验证。根据冲击波理论定义了局部密实化应变和第二临界速度,并探讨了冲击速度、密度梯度、相对密度参数的影响,得到如下结论。

(1) 冲击波模型的理论解与有限元模型的数值解吻合较好,基于 R-PH 模型的冲击波理论能较好地预测负梯度泡沫金属的应力-应变曲线、局部密实化应变和第二临界速度。

(2) 局部密实化应变存在 3 个增长过程:当速度较小时应变增长比较缓慢,当速度中等时应变快速增长,当速度较高时应变增长逐渐平缓;密度梯度绝对值与相对密度越大,局部密实化应变越小,且支撑端的应力增长现象越早发生,应力增长越多。

(3) 密度梯度绝对值与相对密度越大,第二临界速度越大;当冲击速度小于第二临界速度时,速度越大,支撑端的应力增长越多;当冲击速度大于第二临界速度时,速度越大,支撑端的曲线越平稳。

参考文献:

- [1] ASHBY M F, EVANS A, FLECK N A, et al. Metal foams: a design guide [M]. UK: Heinemann Publishers, 2000.
- [2] GIBSON L J. Mechanical behavior of metallic foams [J]. *Annual Review of Materials Science*, 2000, 30: 191–227.
- [3] ZHENG Z J, YU J L, LI J R. Dynamic crushing of 2D cellular structures: a finite element study [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 32(1/2/3/4): 650–664.
- [4] LIU Y D, YU J L, ZHENG Z J, et al. A numerical study on the rate sensitivity of cellular metals [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2009, 46(22/23): 3988–3998.
- [5] ELNASRI I, PATTOFATTO S, ZHAO H, et al. Shock enhancement of cellular structures under impact loading: part I

- experiments [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2007, 55(12): 2652–2671.
- [6] BROTHERS A H, DUNAND D C. Mechanical properties of a density-graded replicated aluminum foam [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2008, 489(1/2): 439–443.
- [7] HANGAI Y, TAKAHASHI K, YAMAGUCHI R, et al. Nondestructive observation of pore structure deformation behavior of functionally graded aluminum foam by X-ray computed tomography [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2012, 556: 678–684.
- [8] BRUCK H A. A one-dimensional model for designing functionally graded materials to manage stress waves [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2000, 37(44): 6383–6395.
- [9] KIERNAN S, CUI L, GILCHRIST M D. Propagation of a stress wave through a virtual functionally graded foam [J]. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 2009, 44(5): 456–468.
- [10] CUI L, KIRENAN S, GILCHRIST M D. Designing the energy absorption capacity of functionally graded foam materials [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2009, 507(1/2): 215–225.
- [11] 吴鹤翔, 刘颖. 梯度变化对密度梯度蜂窝材料力学性能的影响 [J]. *爆炸与冲击*, 2013, 33(2): 163–168.
WU H X, LIU Y. Influences of density gradient variation on mechanical performances of density-graded honeycomb materials [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2013, 33(2): 163–168.
- [12] LIANG M Z, ZHANG G D, LU F Y, et al. Blast resistance and design of sandwich cylinder with graded foam cores based on the Voronoi algorithm [J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 112: 98–106.
- [13] REID S R, PENG C. Dynamic uniaxial crushing of wood [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1997, 19(5/6): 531–570.
- [14] TAN P J, REID S R, HARRIGAN J J, et al. Dynamic compressive strength properties of aluminum foams. Part II—'shock' theory and comparison with experimental data and numerical models [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2005, 53(10): 2206–2230.
- [15] WANG X K, ZHENG Z J, YU J L. Crashworthiness design of density-graded cellular metals [J]. *Theoretical and Applied Mechanics Letters*, 2013, 3(3): 031001.
- [16] SHEN C J, YU T X, LU G. Double shock mode in graded cellular rod under impact [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2013, 50(1): 217–233.
- [17] SHEN C J, LU G, YU T X. Investigation into the behavior of a graded cellular rod under impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 74: 92–106.
- [18] ZHENG Z J, WANG C F, YU J L, et al. Dynamic stress-strain states for metal foams using a 3D cellular model [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2014, 72: 93–114.
- [19] 蔡正宇, 丁圆圆, 王士龙, 等. 梯度多胞牺牲层的抗爆炸分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2017, 37(3): 396–404.
CAI Z Y, DING Y Y, WANG S L, et al. Anti-blast analysis of graded cellular sacrificial cladding [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2017, 37(3): 396–404.
- [20] 常白雪, 郑志军, 赵凯, 等. 梯度多胞材料耐撞性设计的简化模型和渐近解 [J]. *中国科学: 物理学 力学 天文学*, 2018, 48(9): 233–241.
CHANG B X, ZHENG Z J, ZHAO K, et al. A simplified model and its asymptotic solution for the crashworthiness design of graded cellular material [J]. *Scientia Sinica: Physica Mechanica & Astronomica*, 2018, 48(9): 233–241.
- [21] 常白雪, 郑志军, 赵凯, 等. 具有恒定冲击载荷的梯度泡沫金属材料设计 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(4): 3–11.
CHANG B X, ZHENG Z J, ZHAO K, et al. Design of gradient foam metal materials with a constant impact load [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(4): 3–11.
- [22] DING Y Y, WANG S L, ZHAO K, et al. Blast alleviation of cellular sacrificial cladding: a nonlinear plastic shock model [J]. *International Journal of Applied Mechanics*, 2016, 8(4): 1650057.
- [23] AJDARI A, NAYEB-HASHEMI H, VAZIRI A. Dynamic crushing and energy absorption of regular, irregular and functionally graded cellular structures [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2011, 48(3/4): 506–516.
- [24] FAN J H, ZHANG J J, WANG Z H, et al. Dynamic crushing behavior of random and functionally graded metal hollow sphere foams [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2013, 561: 352–361.
- [25] ZHANG J J, WANG Z H, ZHAO L M. Dynamic response of functionally graded cellular materials based on the Voronoi model [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2015, 85(1): 176–187.

- [26] 王礼立. 应力波基础 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2005.
WANG L L. Foundation of stress wave [M]. Beijing: National Defence Industry Press, 2005.
- [27] ZHU H X, HOBDELL J R, WINDLE A H. Effects of cell irregularity on the elastic properties of 2D Voronoi honeycombs [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2001, 49(4): 857–870.
- [28] 张建军. 冲击载荷下梯度多孔金属力学行为研究 [D]. 太原: 太原理工大学, 2016.
ZHANG J J. Investigations of mechanical behaviors of graded cellular materials subjected to impact loading [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2016.
- [29] YANG J, WANG S L, DING Y Y, et al. Crashworthiness of graded cellular materials: a design strategy based on a nonlinear plastic shock model [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2017, 680(1): 411–420.
- [30] 王根伟, 王江龙. 负梯度闭孔泡沫金属的力学性能分析 [J]. *固体力学学报*, 2017(1): 88–95.
WANG G W, WANG J L. Mechanical properties of closed-cell metal foam with negative density gradient under impact load [J]. *Chinese Journal of Solid Mechanics*, 2017(1): 88–95.
- [31] LI Q M, MAGKIRIADIS I, HARRIGAN J J. Compressive strain at the onset of densification of cellular solids [J]. *Journal of Cellular Plastics*, 2006, 42(5): 371–392.
- [32] WANG J L, LI X, WANG G W. Deformation modes of the graded closed-cell foam under impact loading [C]//2016 International Conference on Applied Mechanics, Electronics and Mechatronics Engineering. Beijing: DEStech Publications, 2016.
- [33] ZHENG Z J, LIU Y D, YU J L, et al. Dynamic crushing of cellular materials: continuum-based wave models for the transitional and shock modes [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 42: 66–79.

Phenomenon of Local Densification in Negative Graded Metal Foam

LIU Mian^{1,2}, WANG Genwei^{1,2}, SONG Hui^{1,2}, WANG Bin^{1,3}

(1. *Institute of Applied Mechanics, College of Mechanical and Vehicle Engineering
of Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;*

2. *Shanxi Key Laboratory of Material Strength & Structural Impact, Taiyuan 030024, Shanxi, China;*

3. *Department of Mechanical and Aerospace Engineering, Brunel University London, London, UB8 3PH, UK)*

Abstract: Based on the one-dimensional nonlinear rigid-plastic hardening (R-PH) model, the control equations and mechanical response characteristics of the shock wave propagation of the negative graded foam under constant velocity impact are studied. The LS-DYNA finite element software is used to numerically simulate the graded metal foam model generated by the three-dimensional stochastic Voronoi technology to verify the theoretical prediction. The local densification strain and the second critical velocity of the graded foam material under the shock wave model are defined. By studying the effects of impact velocity, density gradient and relative density parameters, it is found that the theoretical solution of the shock wave model is in good agreement with the numerical solution of the finite element model. The shock wave theory based on the R-PH model can better predict the negative graded foam metal. The mechanical properties of the local densification strain have three growth stages at different impact velocities; the larger the absolute value of the density gradient and the relative density, the smaller the local densification strain and the larger the second critical velocity. Finally, the effect of local densification on the stress at the support end in the negative graded foam is explained.

Keywords: graded metal foam; shock wave; local densification strain; the second critical velocity

二维各向异性多孔材料多轴蠕变行为的数值模拟

刘浩伟¹, 苏步云^{1,2,3}, 邱吉¹, 李志强^{1,2,3}

(1. 太原理工大学机械与运载工程学院应用力学研究所, 山西 太原 030024;

2. 材料强度与结构冲击山西省重点实验室, 山西 太原 030024;

3. 力学国家级实验教学示范中心(太原理工大学), 山西 太原 030024)

摘要: 基于二维各向异性多孔材料的 Voronoi 模型, 对其单轴、多轴蠕变行为开展系统的研究。大量的数值模拟结果显示, 二维各向异性多孔材料的力学性能对表征各向异性程度的几何拉伸系数 R 有明显的依赖性, 其中参数 r_1 和 ν_{12} 随着 R 的增大而逐渐增大, 参数 r_2 的变化规律则相反。对于二维各向异性多孔材料而言, 随着 R 的增大, 沿拉伸方向上的单轴稳态蠕变率增大, 而另一方向上的性能却逐渐降低。基于特征应力-特征应变关系, 建立了一个能够描述二维各向异性多孔材料多轴蠕变行为的理论模型。将不同各向异性程度及不同加载条件下材料的稳态蠕变率的数值模拟结果与该模型的预测结果进行对比, 发现两者吻合较好, 证明了该理论模型的有效性。

关键词: 多孔材料; Voronoi 模型; 多轴加载; 稳态蠕变率

中图分类号: O347.1

文献标识码: A

多孔材料因具有比强度高、吸能优良、抗震性能好等优良特性, 在汽车和飞机结构的轻量化设计、防护包装、换热器等领域具有广阔的应用前景。值得注意的是, 大多数多孔材料经常在高温环境下长期服役^[1-2], 在此条件下必须考虑其蠕变行为的影响。因此, 建立合适的多孔材料蠕变本构模型尤为重要。合适的蠕变本构模型能够使设计变得更加合理, 进而延长部件的使用寿命。

为了研究多孔材料的蠕变行为, Andrews 等^[3]、Hodge 等^[4]分别基于弯曲主导的立方模型和轴压主导的多孔材料模型, 推导了开孔蜂窝材料的单轴稳态蠕变速率。卢子兴等^[5]通过对 Warren 等^[6]的正四面体模型支柱节点处的体积进行修正, 得到了一种新的四面体模型, 并将其用于预测相对密度较大的多孔材料蠕变性能。

随着数值模拟技术的发展, 有限元分析(Finite element analysis, FEA)越来越多地被应用于多孔材料蠕变行为研究中。Andrews 等^[7]模拟了二维 Voronoi 模型的稳态蠕变率, 分析了边界条件和胞壁曲率对单轴蠕变行为的影响, 结果表明: 细观结构对多孔材料的蠕变速率和寿命有显著影响, 其中胞壁曲率对蠕变速率的影响最大, 胞孔形状和大小的分布也影响蠕变速率。Oppenheimer 等^[8]构建了具有不同微观结构的单元胞体模型, 比较了不同应力状态下多孔材料的应力分布特征和变形机理。Huang 等^[9]提出了一种利用具有周期性边界条件的三维 Voronoi 模型确定理论公式参数的方法。Zhu 等^[10]用线性黏弹性理论分析了开孔低密度聚合物多孔材料的高应变蠕变行为, 使用 Kelvin 模型模拟了聚氨酯泡沫的微观结构, 通过测量应力、松弛模量和密度预测压缩蠕变曲线, 结果表明, 当胞元的边发生非线性变形

* 收稿日期: 2020-05-25; 修回日期: 2020-06-10

基金项目: 国家自然科学基金(11972244); 山西省自然科学基金项目(201801D221026)

作者简介: 刘浩伟(1993—), 男, 硕士研究生, 主要从事冲击动力学研究。

E-mail: liuhaowei0924@link.tyut.edu.cn

通信作者: 李志强(1973—), 男, 博士, 教授, 主要从事冲击动力学和计算力学研究。

E-mail: lizhiqiang@tyut.edu.cn

时,蠕变速率会加快。Su 等^[11]利用二维蜂窝和三维十四面体模型研究了缺陷对蜂窝材料蠕变行为的影响,提出了一种预测蜂窝材料单轴蠕变率的经验模型,该模型是不同类型缺失棱壁比例的函数。

在实际工程应用中,材料经常处于复杂的应力状态^[12];而且,许多天然多孔材料,如木材、骨头等均表现出明显的各向异性^[1-2,13];此外,对于大多数人工多孔材料,在发泡过程中其微观结构会不可避免地在上升方向被拉长,从而导致多孔材料呈各向异性。Su 等^[14]利用三维 Voronoi 模型,研究了横观各向同性多孔材料的多轴蠕变行为,建立了多孔材料的唯象蠕变本构模型。然而,目前关于多孔材料蠕变行为的研究大多集中在各向同性材料及其单轴蠕变行为上,各向异性多孔材料及其多轴蠕变行为的研究^[15-17]非常少。基于此,本研究拟通过建立有限元模型来研究二维各向异性多孔材料的多轴蠕变行为,推导相应的本构模型,进而为实际工程应用提供理论指导。

1 有限元模型建立

为了研究二维各向异性多孔材料的蠕变响应,采用 ABAQUS 有限元软件建立了一系列二维 Voronoi 模型。对于 Voronoi 技术而言,首先,在面积为 A_0 的正方形区域内随机分布 K 个形核点,并且保证任意两个形核点之间的最小距离 d 小于 d_0 ($d_0 = \sqrt{2A_0/\sqrt{3}K}$)。然后,将每个随机形核点与其周围距离最近的形核点连接,构成 Delaunay 三角形,进而形成二维 Voronoi 随机模型。二维 Voronoi 随机模型的不规则度(随机度)可利用无量纲参数 α 表征,其表达式为

$$\alpha = d/d_0 \quad (1)$$

本研究中 Voronoi 模型的不规则度 α 均设定为 0.8,相对密度 ρ 均为 0.08,所有模型中的棱壁均采用 B21 单元进行网格划分,并假定其具有恒定的圆形截面。此外,对 Voronoi 模型进行了网格敏感性分析,确保模拟结果的可靠性。

为了在二维多孔材料有限元模型中引入各向异性,将图 1(a) 所示的 Voronoi 模型沿方向 1 拉长,如图 1(b) 所示;同时,引入几何拉伸系数 R 来定量表征材料的横观各向异性程度^[18-19],其中 R 为材料在方向 1 的长度与方向 2 的长度之比。本研究中参数 R 的变化范围设定为 1.0~1.3(当 $R=1.0$ 时表示模型为各向同性),采用文献 [20] 中的方法对模型施加周期性边界条件,进一步保证模拟结果的有效性。为了能够准确地模拟二维 Voronoi 模型的多轴蠕变行为,在有限元模型的方向 1 和方向 2 上分别施加 σ_1 、 σ_2 两个主应力, $\sigma_1 = k\sigma_2$, 如图 2 所示。

在数值模拟中,多孔材料的基体材料设为纯铝,弹性模量 $E=69$ GPa,泊松比 $\nu=0.35$,屈服强度 $\sigma_y = 70$ MPa,采用切线模量为 $E_T = 0.69$ GPa 的双线性硬化模型。此外,采用幂律本构模型描述基体材料的蠕变行为,其相关蠕变参数为: $n=4$, $\frac{\dot{\epsilon}_0}{\sigma_0^n} = 2.5 \times 10^{-9} \text{ MPa}^{-4} \cdot \text{s}^{-1}$ ($\dot{\epsilon}_0$ 为基体材料的参考蠕变率, σ_0 为基体材料的参考蠕变应力)。

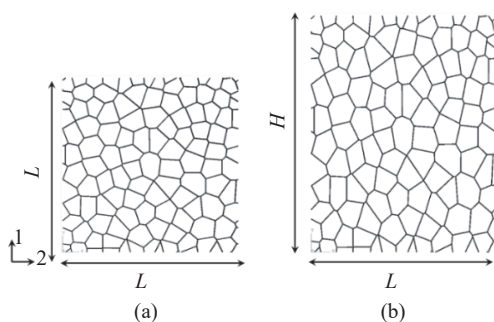


图1 二维各向异性多孔材料有限元模型的建立

Fig. 1 Establishment of finite element model of 2D anisotropic cellular material

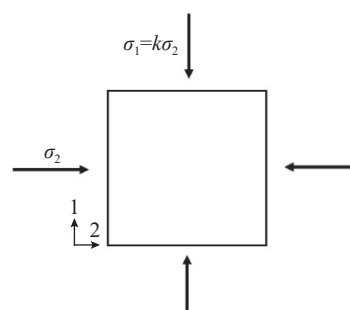


图2 二维多孔材料多轴加载示意图

Fig. 2 Schematic of 2D cellular material under multiaxial loading

2 模拟结果及分析

2.1 各向异性程度对单轴蠕变行为的影响

图 3 给出了 Voronoi 随机模型在不同方向上的稳态蠕变率随材料各向异性程度 R 的变化趋势, 其中: 有限元模拟结果用数据点表示, 拟合结果用实线表示。

从图 3 中可以明显地看出: 随着 R 的增大, 沿方向 1 的稳态蠕变率($\dot{\varepsilon}_1$)减小, 而沿方向 2 的稳态蠕变率($\dot{\varepsilon}_2$)增大, 单轴蠕变性能表现出明显的各向异性。同时从图 3 还可以看出, 不论是 $\dot{\varepsilon}_1$ 还是 $\dot{\varepsilon}_2$, 均呈现出幂函数形式的变化趋势。因此, 采用幂函数来描述二维各向异性多孔材料在不同方向上单轴稳态蠕变率的变化规律, 拟合结果见图 3。

2.2 各向异性程度对多轴蠕变行为的影响

2.2.1 多孔材料多轴蠕变本构模型的建立

当材料处于多轴应力状态时, 其稳态蠕变率可通过流动法则表示

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = f(\dot{\sigma}) \frac{\partial \dot{\sigma}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_{ij}$ 为稳态蠕变率, σ_{ij} 为蠕变应力, $\dot{\sigma}$ 为特征应力, $f(\dot{\sigma})$ 的表达式可通过单轴蠕变工况得到^[15-17]。要想得到多孔材料的多轴稳态蠕变率, 首先需要确定基于特征应力 $\dot{\sigma}$ 框架下材料的本构模型。

为方便进一步推导二维各向异性多孔材料的多轴蠕变本构关系, 采用 Ayyagari 等^[18] 提出的方法定义如下材料常数

$$r_1 = Y_1/Y_2 \quad (3)$$

$$r_2 = \varepsilon_1/\varepsilon_2 \quad (4)$$

$$Z = \frac{1}{r_1} + r_2 \quad (5)$$

$$\beta^2 = \frac{4(2 - \nu_{12}Z)}{2 + \nu_{12}Z} \quad (6)$$

式中: Y_1 、 Y_2 和 ε_1 、 ε_2 分别表示材料在方向 1 和方向 2 上的单轴屈服强度和单轴屈服应变, ν_{12} 为泊松比, r_1 、 r_2 、 Z 、 β 均为弹塑性材料常数。

Chen 等^[21] 基于弹性余能的形式, 结合相应的应力势函数和塑性流动法则, 提出了一个以特征应力 $\dot{\sigma}$ 和特征应变为变量的宏观唯象本构框架

$$\dot{\sigma}^2 = \frac{\sigma_e^2 + \beta^2 \sigma_m^2}{1 + (\beta/3)^2} \quad (7)$$

式中: σ_e 、 σ_m 和 β 分别为 Mises 等效应力、平均应力以及多孔材料材料常数, 其表达式为

$$\begin{cases} \sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \\ \sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \\ \beta^2 = \frac{9(1 - 2\nu)}{2(1 + \nu)} \end{cases} \quad (8)$$

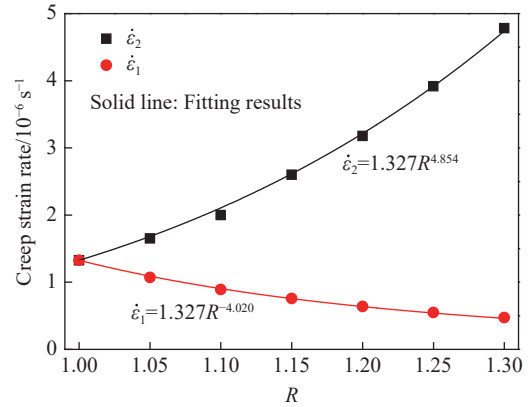


图 3 二维各向异性多孔材料在不同方向的稳态蠕变率

Fig. 3 Steady creep strain rate of 2D anisotropic cellular material in different directions

Alkhader 等^[22]将式(7)向各向异性材料进行了推广。基于此,本研究将其特征应力-特征应变关系进行二维退化,推导了二维各向异性多孔材料的本构关系,其表达式为

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{\hat{\sigma}_e^2 + \beta^2 \hat{\sigma}_m^2}{1 + (\beta/2)^2} \quad (9)$$

其中

$$\begin{cases} \hat{\sigma}_e = |\sigma_1 - r_1 \sigma_2| \\ \hat{\sigma}_m = \frac{\sigma_1 + r_1 \sigma_2}{2} \\ \beta^2 = \frac{4(2 - \nu_{12}Z)}{2 + \nu_{12}Z} \end{cases} \quad (10)$$

将式(9)代入式(2),可以得到

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{33}^U \left(\frac{\hat{\sigma}}{\sigma_{11}^U} \right)^n \frac{\partial \hat{\sigma}}{\partial \sigma_{ij}} \quad i, j = 1, 2, 3 \quad (11)$$

式中:上标U代表单轴蠕变。联立式(9)、式(10)和式(11),可得多轴稳态蠕变率为

$$\frac{\dot{\varepsilon}_{11}}{\dot{\varepsilon}_{11}^U} = \frac{\left[(1 - r_1 k) + \left(\frac{\beta}{2} \right)^2 (1 + r_1 k) \right] \left[(1 - r_1 k)^2 + \left(\frac{\beta}{2} \right)^2 (1 + r_1 k)^2 \right]^{\frac{n-1}{2}}}{\left[1 + \left(\frac{\beta}{2} \right)^2 \right]^{\frac{n+1}{2}}} \quad (12)$$

式中: $\sigma_{11} = k\sigma_{22}$ 。可以看出,当 $k=0$ 时, $\dot{\varepsilon}_{11} = \dot{\varepsilon}_{11}^U$, 即 $\dot{\varepsilon}_{11}$ 退化为方向1的单轴稳态蠕变率。

2.2.2 各向异性程度对相关弹塑性参数的影响

图4给出了Voronoi随机模型在不同横观各向异性程度下的弹塑性参数 r_1 、 r_2 和 ν_{12} 的模拟结果。可以看出, r_1 和 ν_{12} 随着 R 的增大而增大,而 r_2 则随 R 的增大而减小。采用幂函数对弹塑性参数模拟结果进行拟合,得到

$$r_1 = R^{2.126} \quad (13)$$

$$r_2 = R^{-1.965} \quad (14)$$

$$\nu_{12} = 0.976R^{1.982} \quad (15)$$

可见,模拟结果与拟合函数具有非常好的一致性,进一步证明了所用拟合函数的合理性。

为了验证本研究所建立的二维各向异性多孔材料蠕变模型的有效性,将拟合得到的弹塑性参数代入蠕变模型中,通过大量的有限元数值模拟对其进行有效性验证。所有模拟工况可分为以下两类:(1)令 $R=1.0$, k 在 $-1.0 \sim 1.0$ 区间变化,结果如图5(a)所示;(2)令 $k=0.5$, R 在 $1.0 \sim 1.3$ 区间变化,结果如图5(b)所示。可以看出:对于第1类工况,随着 k 的增大,方向1的稳态蠕变率逐渐减小,且当 $k > 0$ 时,下降趋势逐渐变缓;对于第2类工况,当 R 从1.0增大到1.3时,方向1的稳态蠕变率从 $1 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ 逐渐降低。显然,该理论模型能有效预测各向异性多孔材料的多轴蠕变行为。

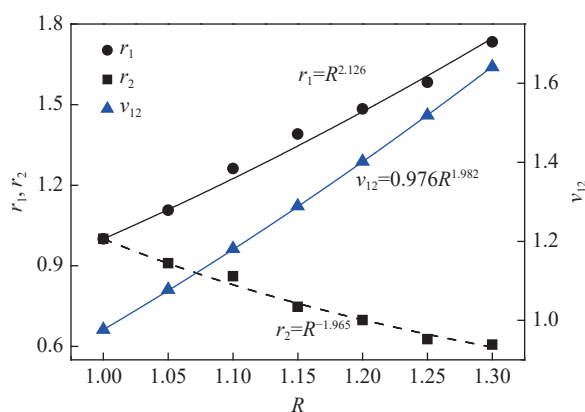


图4 弹塑性参数拟合结果

Fig. 4 Elastoplastic parameter fitting results

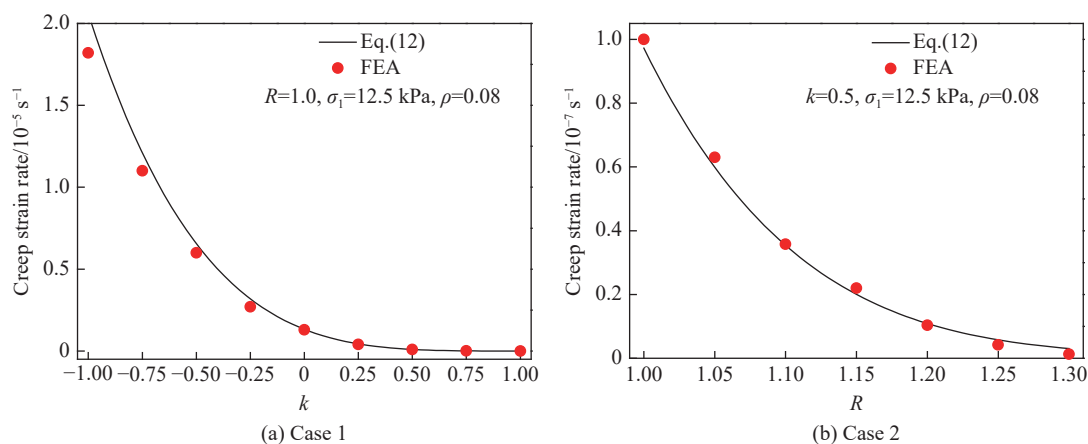


图 5 理论模型与有限元分析结果对比

Fig. 5 Comparison of the phenomenological model and the FEA results

3 结 论

对二维各向异性多孔材料进行了大量的多轴蠕变数值模拟, 通过引入几何拉伸系数 R , 分析了各向异性程度对弹塑性参数和多轴稳态蠕变率的影响。结果表明: r_1 和 ν_{12} 随着 R 的增大而增大, 而 r_2 随 R 的增大而减小; 当 R 从 1.0 增大到 1.3 时, 方向 1 的稳态蠕变率逐渐降低, 而方向 2 的稳态蠕变率呈相反的变化趋势。基于特征应力-特征应变关系, 提出了一个能表征二维各向异性多孔材料多轴蠕变行为的本构模型。理论与数值模拟结果对比显示, 两者具有较高的吻合程度, 证明了该唯象模型的有效性。

参考文献:

- [1] GIBSON L J, ASHBY M F. Cellular solids: structure and properties [M]. Oxford: Pergamon Press, 1997.
- [2] ASHBY M F, EVANS A G, FLECK N A, et al. Metal foams: a design guide [J]. *Applied Mechanics Reviews*, 2012, 54(6): B105-B106.
- [3] ANDREWS E W, GIBSON L J, ASHBY M F. The creep of cellular solids [J]. *Acta Materialia*, 1999, 47(10): 2853-2863.
- [4] HODGE A M, DUNAND D C. Measurement and modeling of creep in open-cell NiAl foams [J]. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2003, 34(10): 2353-2363.
- [5] 卢子兴, 黄继翔, 袁泽帅. 微结构对泡沫材料蠕变性能的影响 [J]. *复合材料学报*, 2016, 33(11): 2641-2648.
LU Z X, HUANG J X, YUAN Z S. Influence of micro-structure on creep properties of foam materials [J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2016, 33(11): 2641-2648.
- [6] WARREN W E, KRAYNIK A M. The nonlinear elastic behavior of open-cell foams [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1991, 58(2): 376-381.
- [7] ANDREWS E W, GIBSON L J. The role of cellular structure in creep of two-dimensional cellular solids [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2001, 303(1/2): 120-126.
- [8] OPPENHEIMER S M, DUNAND D C. Finite element modeling of creep deformation in cellular metals [J]. *Acta Materialia*, 2007, 55(11): 3825-3834.
- [9] HUANG J S, GIBSON L J. Creep of open-cell Voronoi foams [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2003, 339(1/2): 220-226.
- [10] ZHU H X, MILLS N J. Modelling the creep of open-cell polymer foams [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1999, 47(7): 1437-1457.
- [11] SU B Y, ZHOU Z W, WANG Z H, et al. Effect of defects on creep behavior of cellular materials [J]. *Materials Letters*, 2014, 136: 37-40.
- [12] ZHOU Z W, WANG Z H, ZHAO L M, et al. Uniaxial and biaxial failure behaviors of aluminum alloy foams [J]. *Composites*

- Part B: Engineering, 2014, 61: 340–349.
- [13] TAGARIELLI V L, DESHPANDE V S, FLECK N A, et al. A constitutive model for transversely isotropic foams, and its application to the indentation of balsa wood [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2005, 47(4/5): 666–686.
- [14] SU B Y, ZHOU Z W, SHU X F, et al. Multiaxial creep of transversely isotropic foams [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2016, 658: 289–295.
- [15] KESLER O, CREWS L K, GIBSON L J. Creep of sandwich beams with metallic foam cores [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2003, 341(1/2): 264–272.
- [16] CHEN C, FLECK N A, ASHBY M F. Creep response of sandwich beams with a metallic foam core [J]. *Advanced Engineering Materials*, 2002, 4(10): 777–780.
- [17] FAN Z G, CHEN C, LU T J. Multiaxial creep of low density open-cell foams [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2012, 540: 83–88.
- [18] AYYAGARI R S, VURAL M. Multiaxial yield surface of transversely isotropic foams: Part I –modeling [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2015, 74: 49–67.
- [19] SULLIVAN R M, GHOSN L J, LERCH B A. A general tetrakaidecahedron model for open-celled foams [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2008, 45(6): 1754–1765.
- [20] CHEN C, LU T J, FLECK N A. Effect of imperfections on the yielding of two-dimensional foams [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1999, 47(11): 2235–2272.
- [21] CHEN C, LU T J. A phenomenological framework of constitutive modelling for incompressible and compressible elasto-plastic solids [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2000, 37(52): 7769–7786.
- [22] ALKHADER M, VURAL M. An energy-based anisotropic yield criterion for cellular solids and validation by biaxial FE simulations [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2009, 57(5): 871–890.

Numerical Simulation of Multiaxial Creep Behavior of 2D Anisotropic Cellular Materials

LIU Haowei¹, SU Buyun^{1,2,3}, QIU Ji¹, LI Zhiqiang^{1,2,3}

(1. Institute of Applied Mechanics, College of Mechanical and Vehicle Engineering,
Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;

2. Shanxi Key Laboratory of Material Strength & Structural Impact, Taiyuan 030024, Shanxi, China;

3. National Demonstration Center for Experimental Mechanics Education
(Taiyuan University of Technology), Taiyuan 030024, Shanxi, China)

Abstract: Based on the Voronoi model of 2D anisotropic cellular materials, the uniaxial and multiaxial creep behaviors were systematically studied. A large number of numerical simulation results showed that the mechanical properties of the 2D anisotropic cellular materials are greatly dependent on the geometric tensile coefficient R , which represents the degree of anisotropy. Among them, the values of the parameters r_1 and ν_{12} gradually increase with the increase of R , and the change rule of the parameter r_2 is just the opposite. For 2D anisotropic cellular materials, with the increase of R , the uniaxial steady-state creep rate along the tensile direction increases, while the performance in the other direction decreases gradually. In addition, based on the relationship between characteristic stress and characteristic strain, a theoretical model was established, which can describe the multiaxial creep behavior of 2D anisotropic cellular materials. By comparing the prediction results of the model with the numerical simulation results of the steady-state creep rate of materials under different anisotropic degrees and loading conditions, it was found that these two agree well, which proves the validity of the theoretical model established in this paper.

Keywords: cellular materials; Voronoi model; multi-axis loading; steady-state creep rate

孔洞排布对 PMMA 多孔材料冲击响应行为的影响

罗国强¹, 费细欢¹, 喻寅², 张睿智¹, 张成成¹, 沈强¹

(1. 武汉理工大学材料复合新技术国家重点实验室, 湖北 武汉 430070;

2. 中国工程物理研究院流体物理研究所冲击波物理与爆轰物理重点实验室, 四川 绵阳 621999)

摘要: 多孔材料具有轻质、缓冲减震、吸能等特点, 在加载路径调控、爆炸或冲击防护领域具有广泛的应用前景。采用格点-弹簧模型(离散元方法), 模拟多种孔洞排布方式的 PMMA 多孔材料在冲击加载过程中的早期孔洞塌缩破坏、应力分布与粒子速度等冲击响应行为。结果表明: 在冲击加载过程中, 裂纹萌生于孔洞侧向(垂直于冲击波方向)附近区域, 孔洞破坏形式以剪切断裂为主; 在不同的孔洞排列模型中, 孔洞与孔洞之间均存在剪切裂纹相互贯通现象, 促进孔洞体积压缩致密化, 且孔洞排列方式不影响冲击波传播速度; 四角点阵模型有效减缓孔洞附近区域的应力集中; 四角点阵、三角点阵、锥形递减排列、锥形递增排列模型都显著影响 PMMA 多孔材料的冲击波阵面平整性; 孔洞的随机排列模型对降低粒子速度最有效, 四角点阵排列模型对降低波阵面后压力贡献最大。

关键词: 多孔材料; 孔洞排列模型; 冲击波; 冲击加载

中图分类号: O347.5

文献标识码: A

多孔材料具有比强度高、比刚度高、质量轻、吸收载荷能力强等优点, 广泛应用于缓冲减震、冲击防护、加载路径调控等领域^[1-3]。在这些应用场景中, 多孔材料受到冲击加载作用, 孔洞的破碎机制和压缩模式与准静态加载下不同, 且孔隙内部气相吸附出现滞后等现象^[4-5], 导致材料整体系统发生复杂的体积收缩变化, 处于非平衡状态。这一过程的冲击响应行为相关实验、模拟和结果分析均具有较强的挑战性^[6]。探究多孔材料在冲击加载中的响应特征, 不仅可以完善多孔材料在冲击领域的应用理论体系, 还可以为多孔材料在冲击载荷环境下的实际应用提供重要的指导。

关于孔洞微观结构对多孔材料动态冲击响应影响的研究有很多。在实验方面, Setchell^[7]通过动态冲击实验发现, 随机排列的微孔洞使脆性材料中的冲击波剖面展现出相比密实材料体积应变显著增强的“变形波”; Branch 等^[8-9]利用增材制造方法, 研究了不同结构的多孔泡沫材料在动态压缩下的力学响应特征, 结果表明体心立方和面心立方等周期性排列的多孔泡沫材料可以调节弹塑性压缩响应和应力集中行为。在数值模拟方面, Liu 等^[10]采用显式动态有限元方法进行模拟, 发现在动态加载过程中蜂窝结构从整齐排列到交错排列的变化会导致蜂窝平面更均匀的变形和稳定的平台应力; Zheng 等^[11]采用 ABAQUS/Explicit 软件分析发现, 蜂窝排列的不规则性导致多孔材料的变形更复杂, 且模拟结果表明这是由无序排列引起多孔材料在冲击过程中各向异性变形导致的; Zhao 等^[12]采用分子动力学模拟研究了孔洞形状、排列、大小等因素对纳米铜复合材料冲击响应的影响, 其中孔洞的排列对材料的弹塑性、孔洞塌缩等起调节作用; Herring 等^[13]通过分子动力学研究了孔洞排列、形状等二维微观孔隙结构对多孔晶体冲击响应的影响, 发现引起的爆轰压缩波变化与材料性质有关, 与孔洞的排列方式以及形状等因素无关; 姜太龙等^[14]通过离散元模拟发现, 随机排列的脆性多孔材料具有明显高于脆性致密材料的

* 收稿日期: 2020-04-10; 修回日期: 2020-05-04

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(51932006); 湖北省技术创新专项重大项目(2019AFA176)

作者简介: 罗国强(1980—), 男, 博士, 教授, 主要从事先进复合材料研究. E-mail: luogq@whut.edu.cn

通信作者: 喻寅(1986—), 男, 博士, 副研究员, 主要从事爆炸冲击模拟研究. E-mail: yuyun86@caep.cn

冲击塑性,而具有正六边形排列的多孔结构进一步提高了脆性材料的冲击塑性。以上报道的实验和计算模拟结果表明,孔洞的微观排列方式是影响多孔材料冲击响应行为的重要因素,但大部分研究人员更多是综合研究多孔材料的孔隙形状、排列等微观结构对多孔材料冲击响应的共同作用,很少分解研究孔洞排列因素对多孔材料冲击响应的影响。

在缓冲吸能、路径调控等动态加载领域中,如准等熵加载技术研究中,需要由高、中、低不同阻抗的多种材料叠层组合形成阻抗梯度飞片材料^[15-16],其低阻抗部分多采用高分子多孔材料。PMMA 多孔材料因其质轻、力学性能优异且制备技术简易^[17],在准等熵加载技术中具有较好的应用前景。本工作以 PMMA 多孔材料为研究对象,通过格点-弹簧模型,探究不同孔洞排列方式对 PMMA 多孔材料冲击响应行为的影响,分析不同排列模型的孔洞在动态冲击加载过程中的介观变形、应力变化以及剖面粒子速度变化特征,模拟结果可为后续通过增材制造等方式制备孔洞规则排布的 PMMA 多孔材料,并主动调控其动态响应提供科学支撑。

1 方法与模型

采用由中国工程物理研究院流体物理研究所自主编写的格点-弹簧模型 (Lattice-spring model)^[18-19]。该方法与物质点法、近场动力学以及格子模型等相似,主要解决大变形、裂纹、复杂界面等^[20-21]问题,现已在脆性介质断裂研究中发挥了重要作用。其算法原理:将连续介质离散分化为由格点/颗粒和弹簧相互连接的网络,通过计算格点与弹簧之间的演化过程和响应特征来获得连续介质整体系统的演化机制与规律。格点携带材料中物质微元的质量、位置、速度等信息,弹簧在两格点之间施加相互作用,并存储应变能和损伤断裂信息。图 1 显示了两颗粒之间的相互作用模型,邻近颗粒 i 和 j 之间分别设定沿法向和切向的弹簧。两颗粒中心连接的法向弹簧主要起着抵抗拉伸和压缩的作用,刚度系数为 k_n ;垂直两颗粒中心线且作用于颗粒接触边缘的切向弹簧主要起着抵抗剪切和转动的作用,刚度系数为 k_τ 。法向和切向作用力表示为

$$f_{ij}^n = k_n \delta_{ij}^n \quad (1)$$

$$f_{ij}^\tau = k_\tau \delta_{ij}^\tau \quad (2)$$

式中: δ_{ij}^n 和 δ_{ij}^τ 分别为颗粒 i 和 j 沿法向和切向的相对位移, f_{ij}^n 和 f_{ij}^τ 分别为作用于法向和切向上的力。

计算模型中的核心问题是准确地设定弹簧的刚度系数。Gusev^[22]提出了一种有限元-离散元参数映射方法,其基本思想是:先将目标材料的弹性常数转换为有限元模型中的相互作用参数,再进行映射,将有限元模型参数转换为弹簧刚度系数。Gusev 验证了模拟不同周期性复合介质格点-弹簧模型的准确性。Yu 等^[23]对比了通过格点-弹簧模型设定的孔洞模型的损伤演化结果与回收实验材料的微观形貌,进一步验证了格点-弹簧模型的准确性。

在本计算模型中,统一采用了 Griffith 能量平衡原理的断裂判据^[24],即模型中相邻格点微元之间存在一根法向拉压弹簧和一根切向剪切弹簧。一对弹簧中储存的总应变能是法向弹簧中储存的拉伸应变能与切向弹簧中储存的剪切应变能之和;当弹簧的总应变能等于或大于形成新微裂纹表面所对应的表面能时,即发生断裂。一般认为,静水压压缩不会导致断裂,故模型中没有计入法向弹簧储存的压缩应变能对断裂的影响。具体而言,计算模型的断裂判据如下

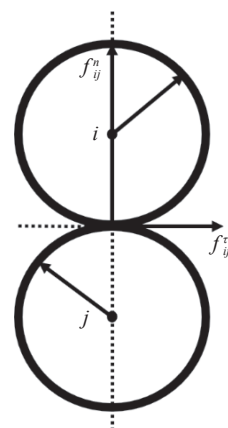


图 1 相邻两颗粒间的相互作用示意图

Fig. 1 Schematic of the interaction between adjacent

$$U_{ij} = U_{ij}^n + U_{ij}^t \quad (3)$$

$$U_{ij}^n = \begin{cases} k_n (\delta_{ij}^n)^2 / 2 & \delta_{ij}^n > 0 \\ 0 & \delta_{ij}^n \leq 0 \end{cases} \quad (4)$$

$$U_{ij}^t = k_t (\delta_{ij}^t)^2 / 2 \quad (5)$$

$$U_{ij} \geq 2\gamma c_0 \quad (\text{断裂}) \quad (6)$$

式中: U_{ij} 为一对弹簧中储存的总应变能, U_{ij}^n 和 U_{ij}^t 分别为法向和切向应变能, c_0 为两格点间微裂纹的长度, γ 为断裂表面能。当弹簧满足以上条件时发生断裂, 两个格点之间原本存在的相互作用力(抗拉伸和抗剪切作用力)消失, 在目标样品中形成一小段裂纹; 而在靠近裂纹两侧的格点仍存在其他相互作用, 其周围区域应力分布不均匀, 当某一时刻或某一区域产生应力集中时, 就有可能导致下一对弹簧的断裂, 如此演化, 弹簧断裂判据依次进行。

本研究所建立的基于格点-弹簧模型的冲击压缩构型如图 2 所示: 左端红色部分代表铜(Cu)冲击加载平板, 选择铜材料的原因在于相同的冲击条件下铜冲击平板所携带的能量高, 获得的冲击响应信号更显著; 冲击平板以恒定速度 v_p 沿 x 轴正方向冲击目标样品, 如黄色箭头所示, 使得冲击波在目标样品中自左向右传播; 中间蓝色部分表示目标样品, 即 PMMA 多孔材料, 白色圆形部分表示孔洞; 右端灰色部分为氟化锂(LiF)窗口, 用于防止冲击波在目标样品后界面突然卸载而无法获得正常信号; 模型上、下边界都设定为周期性边界条件。在本研究中, 将 x 轴称为横向, y 轴称为纵向。

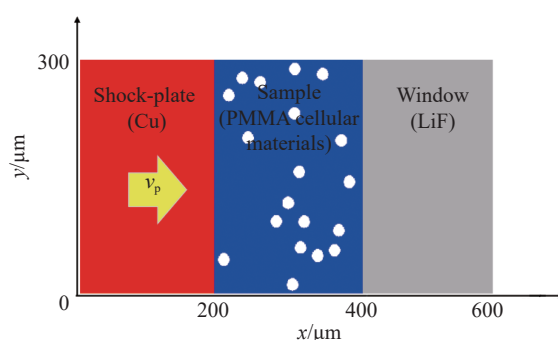


图 2 基于格点-弹簧模型的冲击压缩构型

Fig. 2 Configuration of the shock compression model based on the lattice-spring model

基于准等熵加载技术研究背景, 本研究设计的孔洞模型及其参数如下: 整体模型大小设定为 $600 \mu\text{m} \times 300 \mu\text{m}$, Cu、PMMA 多孔材料和 LiF 窗口材料的厚度(δ)均为 $200 \mu\text{m}$, 单元格点半径为 $1 \mu\text{m}$, 计算单元格点数为 413 816。设计孔洞排列模型的孔隙率(ϕ)均控制在 10%, 孔洞半径 R 设定为 $10 \mu\text{m}$, 整体模型所包含的计算单元格点数为 396 735。材料的相关参数及断裂表面能(γ)^[25]如表 1 所示, 其中: ρ 为密度; E 为杨氏模量; μ 为泊松比; PMMA 的断裂表面能 γ 没有采用准静态下的实验参数, 而是先基于密实 PMMA 的冲击加载实验结果反推高应变率条件下 PMMA 的断裂参数, 然后将其应用于本研究中的 PMMA 多孔材料计算。计算中, 孔洞直接作为微结构加入, 无孔洞的地方仍为密实 PMMA。根据低速下准等熵加载技术研究的需要, 结合本程序的实际计算能力, 平板冲击加载速度设定为 $v_p = 100 \text{ m/s}$ 。

表 1 模型各部分材料的物性参数

Table 1 Specific physical parameters of each part of the model

Material	$R/\mu\text{m}$	$\delta/\mu\text{m}$	E/GPa	μ	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$\gamma/(\text{J}\cdot\text{m}^{-2})$
Cu		200	110	0.25	8 960	50 000
PMMA	10	200	3	0.20	1 180	10
LiF		200	65	0.10	2 640	

如前所述, 大部分研究人员都在关注多孔材料的孔隙形状、排列等微观结构对多孔材料冲击响应的综合作用^[8-14], 很少关注孔洞排列单一因素对多孔材料冲击响应的影响。为了研究孔洞排列对 PMMA 多孔材料冲击响应的影响, 设计了随机排列(Random lattice)、四角点阵(Square lattice)、三角点阵(Triangular lattice)以及锥形的递减排列(Decreasing lattice)和递增排列(Increasing lattice), 如图 3 所示。

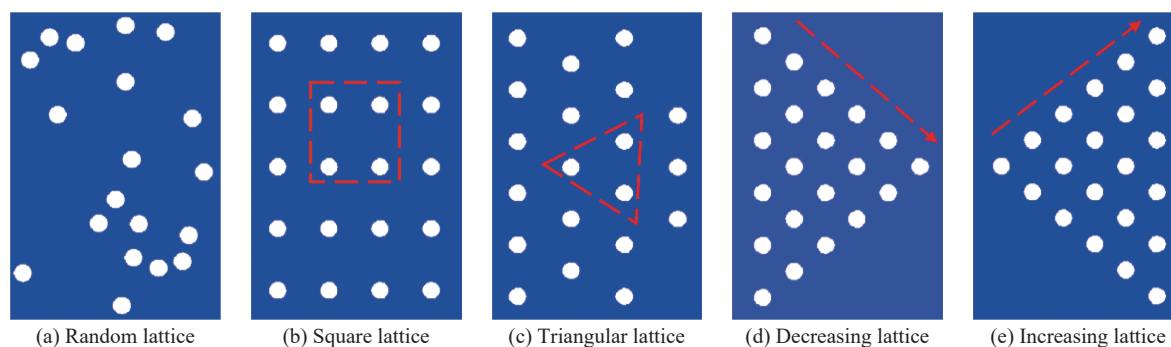


图 3 多孔材料的孔洞排列模型

Fig. 3 Arrangement modes of voids of the cellular materials

2 结果与分析

2.1 孔洞裂纹扩展

图 4 展示了 5 种孔洞排列模型 PMMA 多孔材料在早期单次冲击加载时孔洞裂纹的扩展过程, 为了观察孔洞的裂纹扩展演化, 每种排列模型的记录时刻为 50、100、130、180 ns。当冲击波传播 50 ns 时, 靠近冲击端孔洞体积收缩, 孔洞外壁开始破碎, 纵向区域萌发裂纹。100 ns 时, 靠近冲击端孔洞已经开始被破碎颗粒填充, 裂纹已经扩展并沿 45° 倾角方向延伸。130 ns 时, 各个模型的冲击波正好传播至 PMMA 多孔材料与 LiF 窗口界面位置, 即冲击波已通过整个孔洞区域, 说明孔洞排列方式不影响冲击波的传播速度; 另外, 也可以观察到冲击波传播完整个孔洞区域时, 所有孔洞未发生完全塌缩变形, 见 130 ns 时各个模型中孔洞的形貌。当冲击加载至 180 ns 时, 孔洞塌缩程度开始呈现不同的现象。随机排列和三角点阵模型中, 孔洞附近区域均已萌发裂纹, 并产生破碎颗粒; 在四角点阵模型中, 虽然孔洞附近区域已经萌发裂纹, 但有一列孔洞并未展开裂纹, 孔洞外壁没有被完全压缩破坏, 如图 4(b) 中 180 ns 时刻裂纹扩展的虚线框所示; 同样, 在递减、递增排列模型中部分孔洞外壁未被压缩损伤, 没有产生破碎颗粒, 与喻寅等^[26]的研究结论相似, 规则排列中孔洞与孔洞之间的损伤区域可以产生应力屏蔽响应, 使得一定范围内孔洞附近区域的损伤破坏受到抑制。由此可见, 四角点阵、递增排列和递减排列方式的孔洞结构能够有效减缓 PMMA 多孔材料内部孔洞区域的应力集中和孔洞塌缩变形速率, 其中四角点阵方式的孔洞结构影响效果最显著。

从图 4 中也可以观察到, 每种排列模型的孔洞纵向附近区域优先出现裂纹, 这是因为冲击波接触孔洞界面时反射稀疏波^[27], 稀疏波主要作用于孔洞横向附近区域, 从而降低横向区域的压应力, 导致孔洞纵向附近区域应力集中并产生裂纹。从理论公式上也可以分析出, 孔洞附近区域出现应力集中现象, 容易导致材料被压缩破坏。然而在冲击加载过程中应力集中并不是导致孔洞周围区域塌缩破坏的直接原因, 通常还与材料的剪应力有关。二维平面内的最大分解剪应力定义为^[23]

$$\tau_{\max} = (\sigma_1 - \sigma_2) / 2 \quad (7)$$

式中: σ_1 和 σ_2 为材料主应力。在理想的平面冲击状态下, 目标样品处于一维应变状态, 而且沿 x 轴和 y 轴的正应力 σ_x 、 σ_y 分别对应材料主应力 σ_1 和 σ_2 。最大分解剪应力 $\tau_{\max}$ 的方向与 x 轴的夹角约为 45°。可以观察到, 孔洞附近区域应力偏离一维应变状态, 主应力方向会偏离 x 轴和 y 轴, 因此需要根据 σ_x 、 σ_y 计算出两个主应力^[28], 即

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (8)$$

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (9)$$

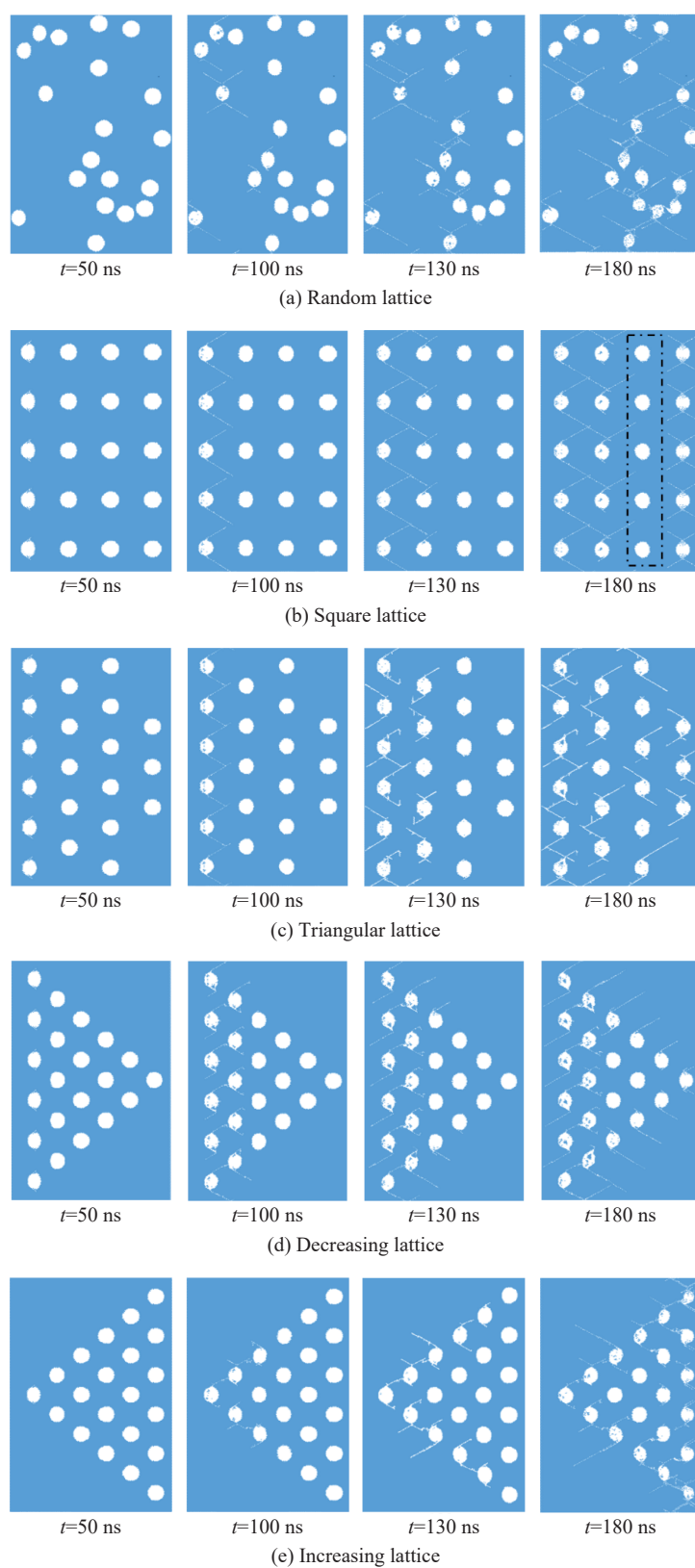


图 4 不同时刻下 5 种孔洞排列模型的裂纹扩展

Fig. 4 Crack growth patterns of five arrangement models of voids at various times

从图 5(a) 中的孔洞附近区域可以看到, 远离孔洞区域的剪应力很小, 且沿着远离孔洞区域扩展, 孔洞附近区域容易产生剪应力集中, 导致该区域的弹簧先达到断裂判据要求, 剪切裂纹从孔洞纵向区域向远离孔洞内部扩展。由 2.2 节中各个模型的应力分布可知, 部分孔洞周围区域应力达到 300 MPa, 而在图 4 对应的部分孔洞裂纹扩展图中并没有出现裂纹。这是因为单轴压缩下 PMMA 材料处于压剪复合状态, 且静水压力较低而剪切应力分量较大, 此刻 PMMA 材料发生断裂不是因为静水压力, 而是因为剪切应力达到了阈值。在本计算的冲击加载条件下, PMMA 多孔材料处于一维应变状态, 该状态下静水压力高, 而剪切应力分量小, 导致部分孔洞周围区域应力虽然达到 300 MPa, 但其对应的剪切应力分量(即切向弹簧中的剪切应变能)并未达到断裂阈值, 因此 PMMA 多孔材料中有部分孔洞并未出现裂纹。

随着冲击波的传播, 裂纹逐渐向远离孔洞内部方向扩展, 形成剪切裂纹, 孔洞周围区域受到剪切破坏; 且相邻孔洞之间的裂纹相互贯通, 加快了孔洞的塌缩变形, 破碎颗粒逐渐填满孔洞内部而达到材料密实化, 如图 5(b) 所示。

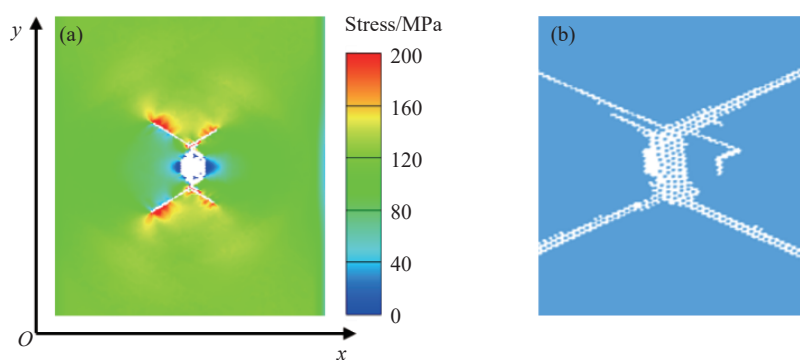


图 5 孔洞附近区域剪切裂纹 (a) 和颗粒破碎填充孔洞示意图 (b)

Fig. 5 Shear cracks in the area around the void (a) and schematic of particle-fragmentation-filled void (b)

2.2 孔洞附近区域的应力分布云图

图 6 记录了 5 种孔洞排列模型中孔洞附近区域早期被压缩损伤时沿冲击波方向(横向)的应力分布变化, 即沿 x 轴的正应力 σ_x 的分布。孔洞周围虽然存在应力集中和应力松弛区域, 但是都在冲击波平均应力幅值上下浮动, 冲击波应力很高, 本研究将平均冲击应力幅值设为正值。在 50 和 100 ns 时刻, 冲击波在 PMMA 多孔材料内传播, 可以清楚地观察到当冲击波扫过孔洞时, 每种模型中孔洞周围的应力分布不均匀, 横、纵向区域应力变化显著, 即孔洞横向区域应力低, 纵向区域应力高, 且应力集中于孔洞纵向区域。这是因为 PMMA 多孔材料在横向受到动态冲击加载时, 冲击波沿着 PMMA 多孔材料横向传播, 当冲击波传播到孔洞自由面时, 会反射稀疏波, 根据动量守恒定律, 稀疏波起卸载作用, 导致碰撞瞬间横向自由面区域应力迅速下降^[27]。这也解释了前面所述的裂纹萌发于孔洞纵向区域的现象。130 ns 时刻, 可以观察到四角点阵模型中同一层孔洞的横向区域是低应力区域且相互连通, 降低了 PMMA 多孔材料与窗口界面处应力, 影响了冲击波阵面的平整性。同样, 在该时刻, 三角点阵、递减排列、递增排列模型中, 靠近 PMMA 多孔材料与窗口界面处的孔洞引起波阵面不平整, 导致界面处应力不均匀且得到降低效果, 影响了 PMMA 多孔材料与窗口界面处粒子速度的大小。待到冲击加载经历 180 ns 后, 根据波阻抗匹配原理, 当冲击波从低阻抗材料传播到高阻抗材料界面时, 会反射比原冲击波速度更快的压缩波^[27], LiF 窗口材料的波阻抗远大于 PMMA 的波阻抗, 因此界面处会反射压缩波, 当压缩波在 PMMA 多孔材料中传播时, PMMA 多孔材料右端孔洞周围应力迅速升高, 进一步加快孔洞的压缩破坏。

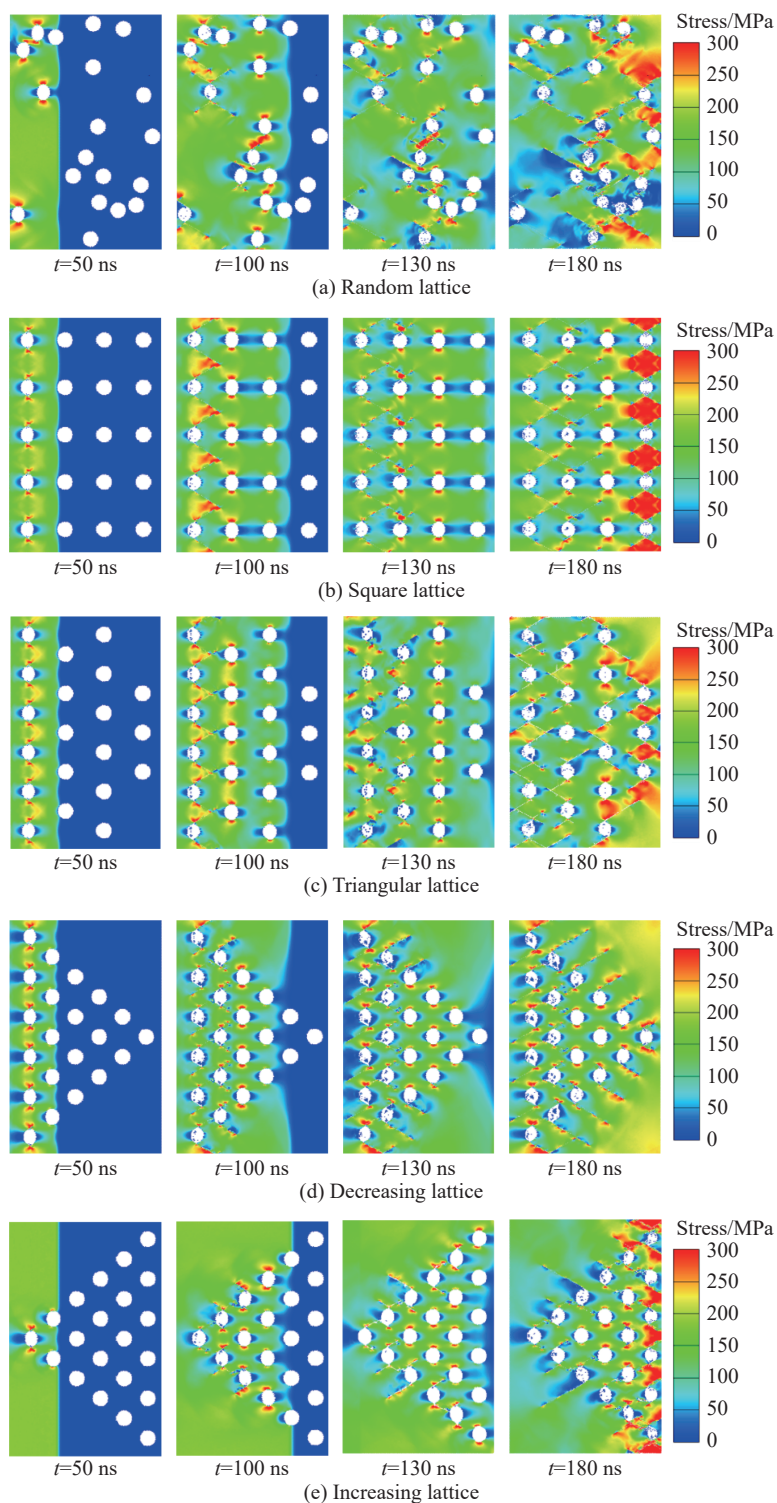


图 6 不同时刻 5 种孔洞排列模型的应力分布云图

Fig. 6 Stress distributions of five arrangement models of voids at various times

2.3 粒子速度剖面

图 7 显示了 5 种孔洞排列模型在目标样品与窗口界面处的宏观粒子速度剖面。从图 7 中可以观察到, 每种排列方式的 PMMA 多孔材料被完全压缩破坏后, 其粒子速度曲线均存在多个速度平台, 依次标记为 I、II、III、IV、V, 曲线整体呈阶梯式上升趋势。当冲击波第 1 次扫完孔洞并传播到 PMMA 多

孔材料与窗口界面时,因 LiF 窗口的阻抗高于 PMMA 的阻抗,将反射压缩波,使得该界面处粒子速度上升,同时因孔洞塌缩变形降低粒子速度导致第 I 平台的形成。同理,随着冲击时间的增加,对应的第 II、III、IV、V 平台都是由多种波系与孔洞结构相互作用形成,直到第 V 平台时,孔洞完全塌缩,孔洞内部被破碎颗粒填充密实化达到 Hugoniot 状态。虽然每种排列模型的粒子速度曲线趋势相同,但是对应每个阶段的平台速度大小却存在差异,且从第 II 平台开始,差异更显著,尤其是随机排列模型,其对应的粒子速度曲线都是最低的。同时不难发现,四角点阵模型对应的粒子速度曲线的第 I、II、III 平台左端有凸起,即每当多种波系作用于 PMMA 多孔材料与窗口界面时,粒子速度较快地升高而后降低形成平台。如前所述,这是因为规则的四角点阵排列结构左右两端孔洞受到损伤时产生的应力场区域可延缓中间孔洞损伤,进一步延缓孔洞的塌缩变形,导致多种波系作用于界面时延缓粒子速度的降低。

从 PMMA 多孔材料孔洞密实化到 Hugoniot 状态,可以看出,孔洞排布方式不同导致粒子速度各不相同,记录第 V 平台的平均粒子速度并列于表 2。从对应状态的应力云图中读取 PMMA 多孔材料与窗口界面附近区域的平均应力,也记录在表 2 中。从图 7 可以看到,引起第 I 平台升起时刻相同,即冲击波扫完各个孔洞排列模型中的孔洞后到达 PMMA 多孔材料与窗口界面位置的时间相同,表明孔洞排布结构不影响冲击波传播速度,但影响粒子速度。同时,PMMA 多孔材料的体积收缩,密度改变,也影响波阵面后压力。由表 2 中的数据可知,孔洞排列方式对 PMMA 多孔材料的粒子速度剖面 and 波阵面后压力的影响程度各不相同,其中孔洞的随机排列模型对降低粒子速度最

有效,四角点阵排列模型对降低波阵面后压力贡献最大。因为当冲击波经过四角点阵孔洞区域后,每层 4 个孔洞均处于压缩状态,对于内侧的两列孔洞而言,左右两侧都受到其他孔洞的应力屏蔽影响,而对于外侧两列孔洞,左右两侧中有一侧受其他孔洞的应力屏蔽影响,另一侧承受密实材料区域的压缩,因此在早期孔洞损伤过程中,四角点阵中外侧两列孔洞附近区域出现相对严重的损伤裂纹,且随着时间的推移,外侧孔洞附近出现较严重的横向拉伸和剪切破坏而形成低应力区,对内侧两列孔洞起到明显的损伤屏蔽作用,从而达到降低波阵面后压力的作用^[26]。这说明通过孔洞排布设计,可以改变 PMMA 多孔材料的冲击响应行为。

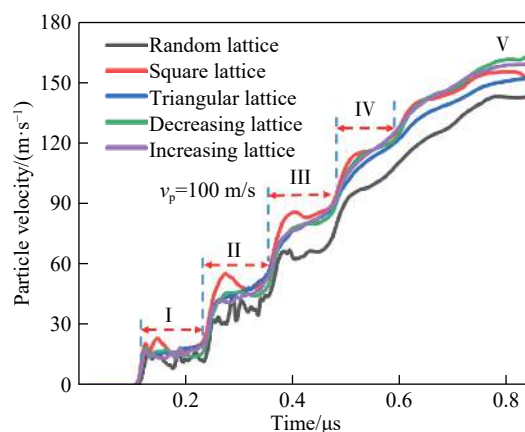


图 7 5 种孔洞排列模型的粒子速度剖面

Fig. 7 Particle velocity profiles of voids for five arrangement modes

表 2 5 种孔洞排列模型中的粒子速度与波阵面后应力

Table 2 Particle velocities and stresses in the five arrangements modes of void

Modes	Particle velocity/(m·s ⁻¹)	Stress/MPa
Random lattice	142.6	56.11
Square lattice	155.0	29.74
Triangular lattice	151.5	62.84
Decreasing lattice	161.7	58.13
Increasing lattice	158.9	55.39

3 结 论

采用格点-弹簧模型,分析了 5 种孔洞排列方式下 PMMA 多孔材料的介观裂纹扩展与非弹性变形、应力变化特征以及宏观粒子速度剖面曲线,得到以下结论。

(1) 孔洞破坏形式以剪切断裂为主; 四角点阵排列模型能有效减缓孔洞附近区域的应力集中和孔洞非弹性变形; 在每种排列模型中均观察到了孔洞与孔洞之间的扩展裂纹相互贯通, 促进材料的密实化。

(2) 在各种排列模型中孔洞侧向(垂直于冲击方向)区域应力较低, 纵向(沿冲击方向)区域应力较高, 裂纹萌发于孔洞纵向区域; 四角点阵模型中同一层孔洞的侧向区域是相互连通的低应力区, 降低了界面处应力; 四角点阵、三角点阵、递减排列、递增排列模型都显著影响冲击波阵面的平整性。

(3) 孔洞排列方式不影响冲击波的传播速度(传播速度由总的孔隙率决定), 但影响粒子速度剖面和波阵面后压力; 孔洞的随机排列模型对降低粒子速度最有效, 四角点阵排列模型对降低波阵面后压力贡献最大。

参考文献:

- [1] HU L L, YU T X. Dynamic crushing strength of hexagonal honeycombs [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(5): 467–474.
- [2] SUN Y L, LI Q M. Dynamic compressive behaviour of cellular materials: a review of phenomenon, mechanism and modelling [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 112: 74–115.
- [3] DUAN Y, ZHAO X H, LIU Z Y, et al. Dynamic response of additively manufactured graded foams [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2020, 183: 107630.
- [4] STAPF S. Porous materials: how molecules huddle in holes [J]. *Nature Physics*, 2006, 2(11): 731–732.
- [5] GUILLARD F, GOLSHAN P, SHEN L M, et al. Dynamic patterns of compaction in brittle porous media [J]. *Nature Physics*, 2015, 11(10): 835–838.
- [6] 许爱国, 张广财, 蔚喜军, 等. 冲击作用下多孔材料热力学特征的模拟与分析 [J]. *中国工程科学*, 2009, 11(9): 13–19.
XU A G, ZHANG G C, YU X J, et al. Simulation study of shock wave reaction on porous material [J]. *Engineering Sciences*, 2009, 11(9): 13–19.
- [7] SETCHELL R E. Shock wave compression of the ferroelectric ceramic $\text{Pb}_{0.99}(\text{Zr}_{0.95}\text{Ti}_{0.05})_{0.98}\text{Nb}_{0.02}\text{O}_3$: microstructural effects [J]. *Journal of Applied Physics*, 2007, 101(5): 053525.
- [8] BRANCH B, IONITA A, PATTERSON B M, et al. A comparison of shockwave dynamics in stochastic and periodic porous polymer architectures [J]. *Polymer*, 2019, 160: 325–337.
- [9] BRANCH B, IONITA A, CLEMENTS B E, et al. Controlling shockwave dynamics using architecture in periodic porous materials [J]. *Journal of Applied Physics*, 2017, 121(13): 135102.
- [10] 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.
- [11] ZHENG Z J, YU J L, LI J R. Dynamic crushing of 2D cellular structures: a finite element study [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 32(1/2/3/4): 650–664.
- [12] ZHAO F P, WU H A, LUO S N. Microstructure effects on shock response of Cu nanofoams [J]. *Journal of Applied Physics*, 2013, 114(7): 073501.
- [13] HERRING S D, GERMANN T C, GRØNBECH-JENSEN N. Effects of void size, density, and arrangement on deflagration and detonation sensitivity of a reactive empirical bond order high explosive [J]. *Physical Review B*, 2010, 82(21): 214108.
- [14] 姜太龙, 喻寅, 宦强, 等. 设计脆性材料的冲击塑性 [J]. *物理学报*, 2015, 64(18): 188301.
JIANG T L, YU Y, HUAN Q, et al. Shock plasticity design of brittle material [J]. *Acta Physica Sinica*, 2015, 64(18): 188301.
- [15] 黄海军, 沈强, 罗国强, 等. 利用多层阻抗梯度飞片产生准等熵压缩的理论解析 [C]//第四届全国爆炸力学实验技术学术会议论文集. 武夷山: 中国力学学会, 2006.
- [16] 杜艾, 周斌, 沈洋, 等. 激光准等熵压缩实验中阻抗梯度飞片的制备技术简介 [J]. *原子能科学技术*, 2014, 48(11): 2158–2164.
DU A, ZHOU B, SHEN Y, et al. Brief introduction of fabrication technique for flier-plate with gradient wave impedance in laser-induced quasi-isentropic compression [J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2014, 48(11): 2158–2164.
- [17] 朱婷. 基于 ABAQUS 软件的 PMMA 材料裂纹及其扩展研究 [D]. 长沙: 湖南大学, 2016: 2–3.
ZHU T. Research on crack and propagation of PMMA material based on ABAQUS [D]. Changsha: Hunan University, 2016: 2–3.
- [18] 喻寅, 李媛媛, 贺红亮, 等. 脆性材料动态断裂的介观格子模型 [J]. *高压物理学报*, 2019, 33(3): 030106.

- YU Y, LI Y Y, HE H L, et al. Mesoscale lattice model for dynamic fracture of brittle materials [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(3): 030106.
- [19] YU Y, WANG W Q, CHEN K G, et al. Controllable fracture in shocked ceramics: shielding one region from severely fractured state with the sacrifice of another region [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2018, 135: 137–147.
- [20] SULSKY D, ZHOU S J, SCHREYER H L. Application of a particle-in-cell method to solid mechanics [J]. *Computer Physics Communications*, 1995, 87(1/2): 236–252.
- [21] SILLING S A. Reformulation of elasticity theory for discontinuities and long-range forces [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2000, 48(1): 175–209.
- [22] GUSEV A A. Finite element mapping for spring network representations of the mechanics of solids [J]. *Physical Review Letters*, 2004, 93(3): 034302.
- [23] YU Y, WANG W Q, HE H L, et al. Mesoscopic deformation features of shocked porous ceramic: polycrystalline modeling and experimental observations [J]. *Journal of Applied Physics*, 2015, 117(12): 125901.
- [24] LAWN B. 脆性固体断裂力学 [M]. 龚江宏, 译. 2 版. 北京: 高等教育出版社, 2010: 4–5.
- [25] PHILLIPS D C, TETELMAN A S. The fracture toughness of fibre composites [J]. *Composites*, 1972, 3(5): 216–223.
- [26] 喻寅, 王文强, 杨佳, 等. 多孔脆性介质冲击波压缩破坏的细观机理和图像 [J]. *物理学报*, 2012, 61(4): 048103.
- YU Y, WANG W Q, YANG J, et al. Mesoscopic picture of fracture in porous brittle material under shock wave compression [J]. *Acta Physica Sinica*, 2012, 61(4): 048103.
- [27] 谭华. 实验冲击波物理 [M]. 2 版. 北京: 国防工业出版社, 2018: 67–68.
- [28] 徐之纶. 弹性力学简明教程 [M]. 3 版. 北京: 高等教育出版社, 2002: 145–147.

Effect of Voids Arrangement on Behavior of PMMA Cellular Materials on Impact Loading

LUO Guoqiang¹, FEI Xihuan¹, YU Yin², ZHANG Ruizhi¹, ZHANG Chengcheng¹, SHEN Qiang¹

(1. *State Key Laboratory of Advanced Technology for Materials Synthesis and Processing, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, Hubei, China;*

2. *National Key Laboratory of Shock Wave and Detonation Physics, Institute of Fluid Physics, CAEP, Mianyang 621999, Sichuan, China*)

Abstract: Cellular materials, characterized by their light weight and energy absorbing, etc., have broad potential applications in the fields of loading-path control, explosion and impact protection. In this paper, the discrete element method of lattice-spring model is utilized to simulate the early impact response of PMMA cellular materials with different arrangement models of voids during the impact loading process. The early void collapse failure, stress distribution and particle velocity of materials with various arrangement models are investigated. Our results show that the arrangement of voids affect the particle velocity but not the shock wave velocity. The cracks are germinated in the area near the longitudinal direction of the void, and the failure mode of the void is mainly shear failure. In different arrangement models of voids, there is a phenomenon of shear cracks interpenetrating between the holes, which promotes the compression of the volume. The square lattice and triangular lattice arrangement models prominently slow the stress concentration and plastic deformation rate of voids in the nearby area. The square lattice, triangular lattice, decreasing arrangement and increasing arrangement significantly have a remarkable influence on the flatness of the shock wave front of PMMA cellular materials. The random arrangement is the most effective one to reduce the particle velocity, and the square lattice contributes most to the post-pressure reduction of the wave front.

Keywords: cellular materials; arrangement model of voids; shock wave; impact loading

王莲仿生梯度蜂窝的面外压缩行为

王海任, 李世强, 刘志芳, 雷建银, 李志强, 王志华

(太原理工大学机械与运载工程学院应用力学研究所, 山西 太原 030024)

摘要: 利用 ABAQUS 有限元软件对仿王莲脉络分层梯度蜂窝进行准静态与动态压缩数值模拟, 分析了其准静态压缩平台应力与相对密度, 以及动态压缩强度与相对密度、冲击速度之间的关系。结果表明: 当冲击速度较低时 (10 m/s), 芯层呈现渐进压溃模式; 在高速冲击下 (200 m/s), 芯层压溃模式与梯度分布方式密切相关, 初始为渐进压溃模式, 当冲击波传播至远端时, 各层的压溃和密实化取决于其静态压缩强度, 密实化依次出现在压缩强度较低的芯层。

关键词: 仿生蜂窝; 梯度芯层; 压缩强度; 变形模式

中图分类号: O347

文献标识码: A

天然多孔材料如骨骼、贝壳、竹子、珊瑚、蜂窝等^[1] 包含梯度、层级、螺旋、多孔以及自组装等结构, 为新型结构设计及高性能材料研制提供了新的方法和途径。多孔蜂窝具有高强度密度比、独特的响应特性和较长的平台应力区, 在受到外力作用时具有较好的吸能特性, 因而成为理想的吸能材料, 被广泛应用于建筑、汽车、机械、航空航天、化学工程、纳米制造以及生物医学等领域^[2]。传统蜂窝材料的静态与动态力学性能研究已经取得了丰硕的成果^[3-6]。

随着研究的不断深入, 研究人员提出了更多的设计方式来进一步提升蜂窝结构的力学性能, 如蜂窝填充泡沫^[7-8]、多层级蜂窝^[9]、梯度蜂窝^[10]、更换基体材料^[11-12] 以及引入负泊松比^[13] 等。其中蜂窝结构的梯度设计可以在不额外增加其他材料与蜂窝质量的前提下, 仅仅依靠蜂窝质量分布的优化设计来提高其抗冲击性能, 因此梯度蜂窝的抗冲击性能逐渐成为研究热点。研究蜂窝的能量吸收能力, 需要首先掌握蜂窝的平台应力^[14]。研究表明, 在动态载荷作用下, 多孔结构的抗压强度随着加载速率的增大而显著提高^[15]。Reid 等^[16] 在研究木材类多孔材料时, 基于冲击波模型建立了木材的动态压缩强度与准静态压缩强度之间的关系式。Ruan 等^[17] 通过模拟六边形蜂窝铝的面内冲击响应, 研究了蜂窝铝动态压缩强度与冲击速度之间的关系。Qiao 等^[18] 对功能梯度蜂窝的动态冲击性能进行了研究, 采用与 Ruan 等相似的方法, 通过拟合参数得到了一种计算动态压缩强度的方法, 该方法具有计算简单、便于推广等优点。

本研究受自然界王莲叶片脉络启发, 提出一种兼顾强度与刚度的圆形辐射状仿王莲脉络梯度蜂窝芯层结构, 利用 ABAQUS 有限元软件对其进行准静态与动态压缩数值模拟, 分析其准静态压缩强度与相对密度的关系, 并基于 Ruan 等^[17] 和 Qiao 等^[18] 提出的动态压缩理论, 对面外梯度王莲仿生蜂窝结构在不同冲击速度下的动态压缩行为进行对比研究, 探讨仿生蜂窝的动态压缩强度与相对密度、冲击速度之间的关系。

* 收稿日期: 2020-05-26; 修回日期: 2020-06-10

基金项目: 国家自然科学基金(11772216, 11772215, 11902215)

作者简介: 王海任(1988—), 男, 博士研究生, 主要从事冲击动力学研究。

E-mail: wanghairen0125@link.tyut.edu.cn

通信作者: 王志华(1977—), 男, 博士, 教授, 主要从事冲击动力学研究。

E-mail: wangzh@tyut.edu.cn

1 王莲结构仿生蜂窝设计

王莲叶片极强的承载能力源于其独特的蜂窝状叶脉结构。叶脉相交形成蜂窝状,叶脉的粗壮程度和蜂窝状结构的尺寸大小从中心到边缘逐渐变化,构成既美观又能承重的整体,王莲叶脉分布如图1(a)所示。对王莲叶脉的测量和分析表明,王莲叶脉分布符合Rudwig植物形态学规律,各部分的长度比例满足黄金分割率^[19]。图1(a)与图1(b)显示了仿生王莲叶脉的拓扑演化过程,在图1(b)所示的简化模型中,王莲叶脉结构中的径向叶脉和环形叶脉分别用放射状的径向网和环形网表示。梯度蜂窝压缩模型的尺寸关系如图1(c)所示。

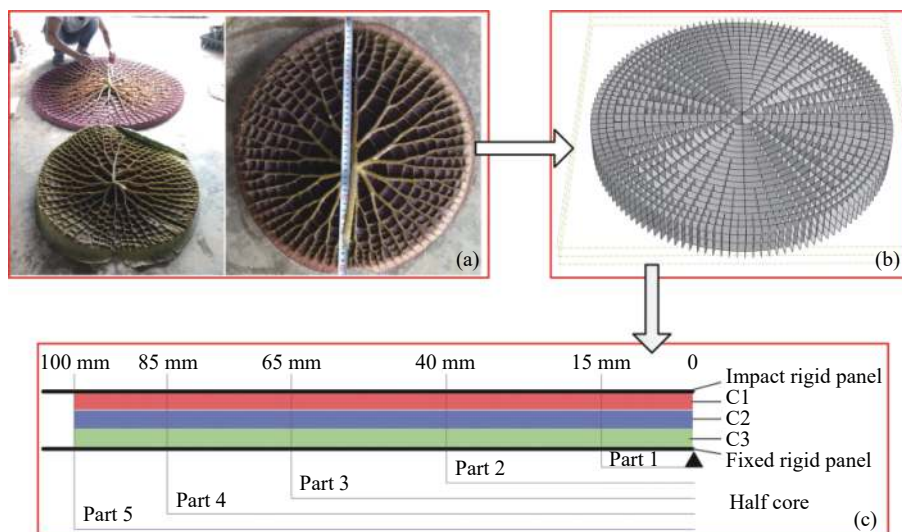


图1 仿生蜂窝设计策略: (a) 王莲叶脉, (b) 王莲叶脉简化模型, (c) 梯度蜂窝压缩模型

Fig. 1 Bionic honeycomb design: (a) natural Royal Water Lily vein structure, (b) a simplified model of natural Royal Water Lily vein, (c) compression model of gradient honeycomb

2 梯度仿生蜂窝面外压缩模型的建立

2.1 有限元模型的建立

王莲仿生蜂窝的准静态压缩与动态压缩使用ABAQUS/Explicit软件模拟。根据图1(b)和图1(c)建立仿生芯层结构,冲击端面板与底部固定面板设置为刚体,壳单元的厚度为1 mm。在两个圆板的圆心处设置参考点,仿生蜂窝芯层放置在两板中间。仿生蜂窝半径 $R = 100$ mm,各部分尺寸如图1(c)所示,总高度为21 mm,分为3层,即C1、C2、C3层,每层高7 mm。

仿生蜂窝和面板使用S4R壳单元进行网格划分,网格大小为1 mm,共219 240个单元,单元类型为有限薄膜应变,缩减积分,伪应变能控制设置为增强模式;接触设置为通用接触,用于避免前后面板与蜂窝发生穿透;摩擦系数设置为0.2;下面板参考点处设置为全约束,上面板参考点处设置一个固定压缩速度,如图2所示。

准静态压缩的压缩速度为1 m/s,上面板以1 m/s的速度均匀压缩仿生蜂窝,下面板保持固定。动态压缩采用相似的设置,压缩速度 v 设置为10~250 m/s。

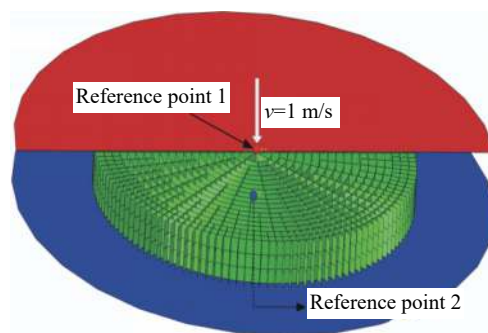


图2 面外压缩模型

Fig. 2 Schematic diagram of out-of-plane compression

2.2 材料参数与相对密度

仿生蜂窝基体材料选择 6060T4 铝合金^[20], 具体的材料参数如表 1 所示, 其中: ρ 为蜂窝材料的密度, E 为杨氏模量, μ 为泊松比, σ_{cY} 为屈服强度, E_{tan} 为切线模量。由于此类铝合金材料的应变率敏感性较低, 因此有限元模拟过程中未考虑应变率效应。

表 1 6060T4 铝合金材料参数

Table 1 Material parameters of 6060T4 aluminum alloy

$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E/GPa	μ	σ_{cY}/GPa	E_{tan}/GPa
2 700	70	0.3	0.08	0.07

相对密度是蜂窝材料最主要的特征参数之一, 用表观密度与基体密度的比值表示。仿生蜂窝按分叉的位置划分为 5 个部分, 每个部分相对密度的计算公式为

$$\bar{\rho}_i = \frac{N_i(R_{i,\max} - R_{i-1,\max})t_{d_i}^r H + \sum_j 2\pi R_{ij} t_{d_i}^c H}{\pi R_{i,\max}^2 H - \pi R_{i-1,\max}^2 H} = \frac{N_i(R_{i,\max} - R_{i-1,\max})t_{d_i}^r + \sum_j 2\pi R_{ij} t_{d_i}^c}{\pi(R_{i,\max}^2 - R_{i-1,\max}^2)} \quad (1)$$

式中: N_i 为径向蜂窝壁的数量; $R_{i,\max}$ 为第 i 部分的半径, 当 $i=0$ 时, $R_{0,\max}=0$; t 为壁厚, 上标 r 表示径向, c 表示环向。

表 2 为 3 种类型的王莲仿生蜂窝结构参数, 分别为面外负梯度仿生蜂窝 Case 1、面外正梯度仿生蜂窝 Case 2 以及均匀仿生蜂窝 UG, 3 种仿生蜂窝的面内梯度均为均匀, 面外平均相对密度均为 5%。其中: Case 1 仿生蜂窝的相对密度梯度从上到下分别为 2%、5% 和 8%; Case 2 仿生蜂窝的相对密度梯度从上到下分别为 8%、5% 和 2%; 而对于均匀仿生蜂窝 UG, 不同的相对密度可以通过改变 UG-5% 的壁厚获得。

表 2 模型类型与相关参数

Table 2 Model and related parameters

Model	Wall thicknesses of C2 layer/mm					Relative density of out-of-plane/%		
	Part 1	Part 2	Part 3	Part 4	Part 5	C1	C2	C3
Case 1	0.190	0.180	0.175	0.150	0.120	2	5	8
Case 2	0.190	0.180	0.175	0.150	0.120	8	5	2
UG-5%	0.190	0.180	0.175	0.150	0.120	5	5	5

2.3 有限元方法验证

评估模拟是否产生了正确的模态响应, 最重要的验证方式是研究模型中的各种能量。采用显式动态算法来求解壳单元的准静态与动态压缩问题, 需要进行速度敏感性验证以及能量平衡验证, 同时需要检查以下能量:

- (1) 系统动能 E_k 与内能 E_i 的比值在 5% ~ 10% 之间;
- (2) 能量平衡, 总能量为 E_t , 即表示为 $E_t - (E_i + E_k) \approx 0$;
- (3) 伪应变能 E_a 与系统内能 E_i 的比值对于一般的工程问题可以放宽到 5%^[21]。

相对密度为 2% 的均匀仿生蜂窝的能量验证如图 3 所示。由图 3(a) 可以看出, 准静态压缩时, 系统总能量为系统内能与动能之和, 动能约为内能的 0.3%, 表明整个压缩过程中模型均满足准静态模拟的要求。图 3(b) 给出了相对密度为 2% 的均匀蜂窝在冲击速度为 250 m/s 时的动态压缩过程中的能量平衡情况。动态压缩时伪应变能 E_a 与内能 E_i 的比值低于 5%, 可以认为模型是有效的。

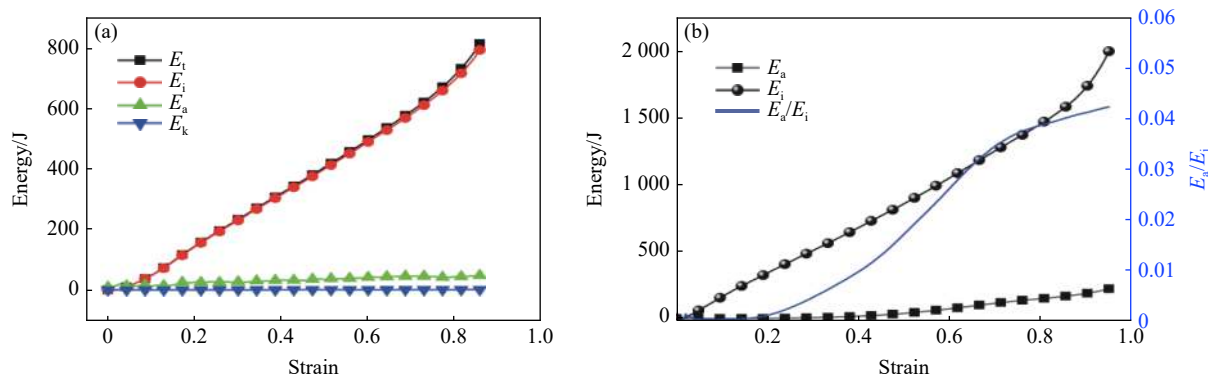


图3 相对密度为2%的均匀仿生蜂窝的能量验证: (a) 准静态压缩, (b) 250 m/s 动态压缩

Fig. 3 Energy verification of uniform bionic honeycomb with relative density 2%:

(a) quasi-static compression, (b) 250 m/s dynamic compression

3 结果及分析

3.1 均匀仿生蜂窝准静态面外压缩

通过改变各部位的壁厚, 得到不同相对密度的均匀仿生蜂窝。作为参考, 首先对均匀仿生蜂窝的准静态面外压缩行为进行研究, 主要研究准静态压缩下均匀仿生蜂窝的压缩强度。根据文献 [22], 能量吸收效率 $\eta(\varepsilon)$ 定义为

$$\eta(\varepsilon) = \frac{\int_0^\varepsilon \sigma(\varepsilon) d\varepsilon}{\sigma(\varepsilon)} \quad (2)$$

与面内压缩的仿生蜂窝和泡沫材料的密实化应变的定义不同, 本研究中仿生蜂窝面外压缩密实化应变 ε_D 定义为将能量吸收效率-应变曲线的最大值所在的应变作为密实化应变的值

$$\left. \frac{d\eta(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right|_{\varepsilon=\varepsilon_D} = 0 \quad (3)$$

对于均匀仿生蜂窝而言, 压缩强度 σ_{nY} 可以采用应力-应变积分与密实化部分的应变的比值求得, 即

$$\sigma_{nY} = \frac{1}{\varepsilon_D - \varepsilon_0} \int_{\varepsilon_0}^{\varepsilon_D} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon \quad (4)$$

式中: ε_0 为应力首次达到峰值时的应变。

图4中的黑色曲线显示了均匀仿生蜂窝在准静态加载下的典型压缩应力-应变曲线, 应力采用名义应力计算: $\sigma = F/S$, 其中 F 为冲击端的反力, S 为仿生蜂窝的初始面积, $S = \pi R^2$ 。应变 $\varepsilon = \delta/h_c$, 其中 δ 表示压缩距离, h_c 表示仿生蜂窝的高度。由图4可知 ε_0 很小, 由式(4)可以求出相对密度为2%的均匀仿生蜂窝的准静态压缩强度 σ_{nY} 为 1.45 MPa。

为了进一步研究均匀仿生蜂窝的准静态压缩强度, 对不同相对密度仿生蜂窝的准静态压缩行为进行分析。王莲仿生蜂窝的胞元形状类似于四边形蜂窝, 四边形蜂窝压缩强度与相对密度之间的关系可以表示为 [23]

$$\sigma_{nY} = m \bar{\rho} \sigma_Y \quad (5)$$

式中: $m = 1$, $\bar{\rho}$ 为仿生蜂窝的相对密度, σ_Y 为蜂窝基体材料的屈服强度。

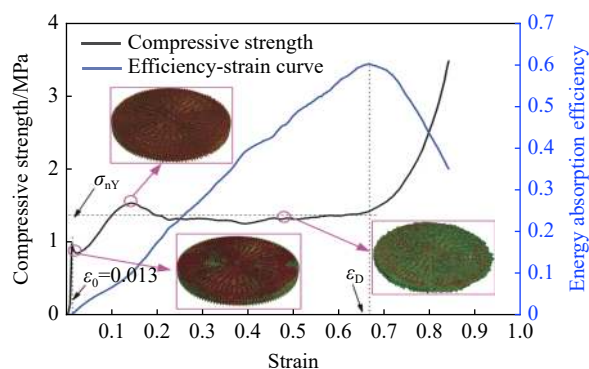


图4 均匀仿生蜂窝准静态压缩曲线与能量吸收效率

Fig. 4 Quasi-static compression curve and energy absorption efficiency of uniform bionic honeycomb

面外压缩的六边形蜂窝在经历初始峰值之后具有软化的准静态响应, 类似 II 型结构的吸能特性^[24], 从图 5 可以看出, 本研究建立的仿生蜂窝在经历了初始软化相之后, 响应更类似 I 型结构的吸能特征, 即经过短暂的 II 型结构响应之后, 后续结构响应基本上与 I 型结构响应类似。同时, 采用类似四边形蜂窝的压缩强度与相对密度的关系, 根据图 5 可以求出不同相对密度对应的 m 值, 可以发现 m 值随着相对密度的增大而增大, 并且随着相对密度的增大, m 值逐渐趋近于 1.1, 如图 6 所示。王莲仿生蜂窝的面外压缩强度优于四边形蜂窝、六边形蜂窝以及菱形蜂窝的面外压缩强度。考虑到计算误差, 本研究计算采用的 m 值介于 0.9~1 之间。

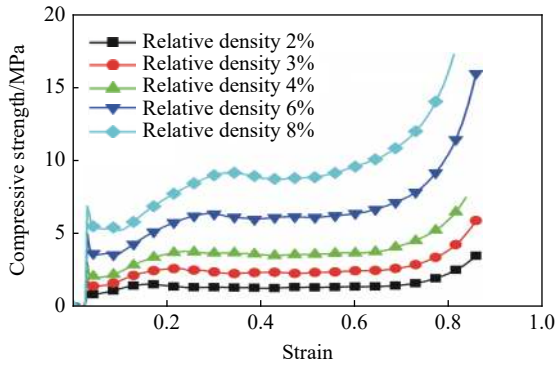


图 5 不同相对密度均匀仿生蜂窝准静态压缩曲线

Fig. 5 Quasi-static compression curves of bionic honeycomb with different relative densities

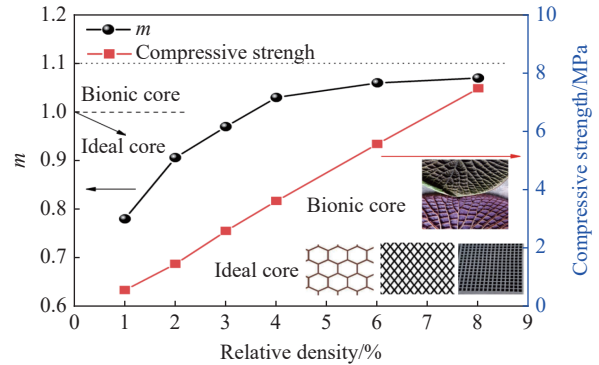


图 6 不同相对密度的 m 值与准静态压缩强度

Fig. 6 m and quasi-static compressive strengths of different relative densities

3.2 均匀仿生蜂窝面外动态压缩

动态压缩强度是体现多孔材料动态冲击性能的一个重要参数。Ruan 等^[17]在研究六边形蜂窝的面内冲击时, 基于 Reid 等^[16]建立的描述木材动态压缩强度的冲击波模型, 建立了动态压缩强度与准静态压缩强度之间的关系式

$$\sigma_{nY}^D = \sigma_{nY} + \frac{\rho_0}{\varepsilon_D} v^2 \quad (6)$$

式中: σ_{nY}^D 为动态压缩强度, σ_{nY} 为准静态压缩强度, ρ_0 为仿生蜂窝的密度, ε_D 为蜂窝的密实化应变, v 为冲击速度。Qiao 等^[18]将 Ruan 等建立的公式进一步改写为

$$\sigma_{nY}^D = \sigma_{nY} + \alpha \rho_s v^2 \quad (7)$$

式中: $\alpha = \bar{\rho} / \varepsilon_D$, 为蜂窝材料相对密度和几何参数的函数, ρ_s 为基体材料的密度。研究结果表明: 随着冲击速度增大, α 值的改变主要依赖于其相对密度, 而对几何参数不敏感。

为了研究王莲仿生蜂窝的动态压缩强度, 考虑到 σ_{nY} 与相对密度 $\bar{\rho}$ 之间的关系, 即 $\frac{\sigma_{nY}}{\sigma_Y} = m\bar{\rho}$, 将式 (7) 改写为

$$\sigma_{nY}^D = \bar{\rho} \left(m\sigma_Y + \frac{\rho_s}{\varepsilon_D} v^2 \right) = \bar{\rho} (m\sigma_Y + Av^2) \quad (8)$$

令 $Y = \frac{\sigma_{nY}^D}{\bar{\rho}} - m\sigma_Y$, $A = \frac{\rho_s}{\varepsilon_D}$ 。采用 m-s-Pa 单位制拟合不同冲击速度下仿生蜂窝的动态压缩强度与冲击速度的关系, 本研究采用 $m = 1$ 时 A 的值进行计算。图 7 显示当 $m = 1$ 时, A 的拟合推荐值为 2 977, 单位为 kg/m^3 。根据 A 的定义可知: $\varepsilon_D = \rho_s / A \approx 0.9$, 此时的密实化应变与中高速冲击时的密实化应变接近, $\varepsilon_D \approx 0.85$, 而低速冲击时的密实化应变要小一些。

综上所述, 通过结合动态压缩强度的两种表示形式, 可以得到相对密度、冲击速度共同影响下均匀仿生蜂窝的面外压缩强度公式, 方便后续的理论计算。式 (8) 的关键参数为 A , 对 A 进行分析可知, 图 7 的拟合参数 A 实际上隐含了 Qiao 等的研究结论, 即随着冲击速度的增大, A 对几何参数不敏感, 表

明式(8)在中高速冲击下是精确的,但是对于低速冲击,利用式(8)得到的压缩强度会产生一定的误差。对相对密度为4%与8%的均匀仿生蜂窝在不同冲击速度下的模拟结果与理论结果进行对比,结果如图8所示。由图8可以看出,均匀仿生蜂窝动态压缩理论值与模拟值对比具有较好的一致性,模拟解与理论解的相对偏差基本都在10%左右。理论解在较低冲击速度下与模拟解的差异较大,随着冲击速度的增大,两者之间的差异逐渐减小。另外,随着仿生蜂窝相对密度的增大,理论解与模拟解的相对偏差逐渐缩小。

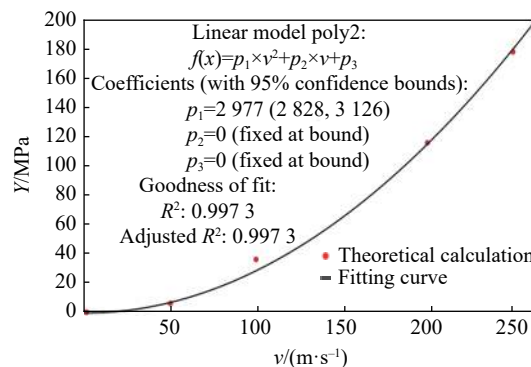


图7 动态参数A的拟合曲线

Fig. 7 Fitting curves of dynamic parameter A

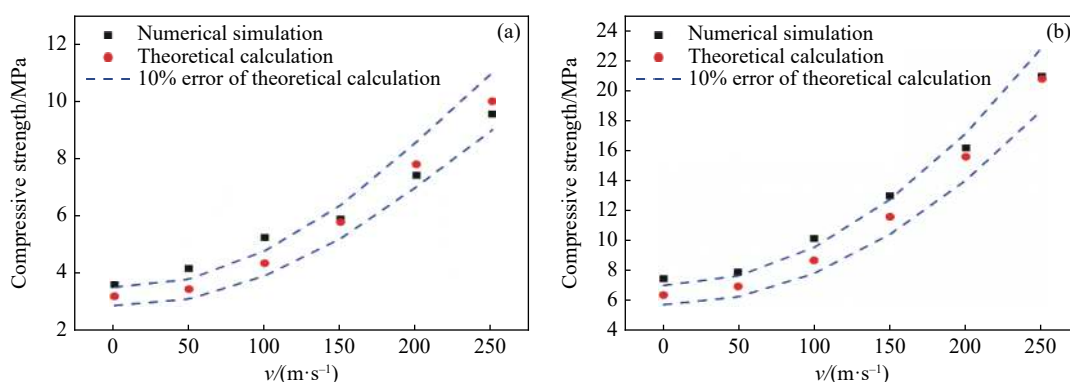


图8 均匀仿生蜂窝动态压缩强度理论值与模拟值对比: (a) 相对密度4%, (b) 相对密度8%

Fig. 8 Comparison between theoretical calculations and simulation values of dynamic compressive strengths of uniform bionic honeycomb: (a) relative density 4%, (b) relative density 8%

3.3 面外梯度仿生蜂窝动态压缩

为了研究面外梯度仿生蜂窝的动态压缩性能,对由2%、5%、8%相对密度组成的两类面外梯度仿生蜂窝进行了动态压缩,仿生蜂窝分别表示为面外负梯度(C1、C2、C3层的密度梯度分别为2%、5%和8%)仿生蜂窝 Case 1 与面外正梯度(C1、C2、C3层的密度梯度分别为8%、5%和2%)仿生蜂窝 Case 2。作为参考,对相对密度为5%的均匀仿生蜂窝 UG-5% 的动态压缩行为也进行了研究。同时,利用式(8),对不同冲击速度下不同相对密度的仿生蜂窝的动态压缩强度进行了计算,并与模拟结果进行了对比。面外梯度仿生蜂窝在不同冲击速度下的压缩强度曲线与能量吸收效率曲线如图9所示。

由图9可以看出,不同面外梯度仿生蜂窝在低速(10 m/s)、中速(50和100 m/s)和高速(200 m/s)冲击下的变形模式与压缩强度不同。在不同冲击速度下,Case 1 与 UG-5% 蜂窝均为渐进压缩模式。在10 m/s 冲击速度下,两种面外梯度仿生蜂窝的压缩强度曲线基本一致,表现为阶梯状模式,表明两者的变形模式类似,即准静态抗压强度较低的芯层依次被压缩。Case 1 蜂窝表现为 C1-C2-C3 层渐进压缩,而 Case 2 蜂窝则是靠近固定端的 C3 层先被压缩,表现为 C3-C2-C1 层渐进压缩。当冲击速度增大到 50 m/s 时,两种面外梯度仿生蜂窝的压缩强度曲线开始不同,在初始冲击阶段,Case 2 蜂窝会产生较高的初始应力峰值,而 Case 1 蜂窝的初始应力峰值较低。这是由于在惯性作用下,Case 2 蜂窝中准静态压缩强度最高的 C1 层会优先被轻微压缩,产生大约 6% 的应变,而 Case 1 蜂窝的 C1 层准静态压缩强度最低,因此产生的初始峰值也低。随后 Case 2 与 Case 1 蜂窝的应力-应变曲线再次重合,表明压缩过程重新变为准静态抗压强度较低的芯层依次被压缩。在 100 m/s 冲击速度下,仿生蜂窝的变形模式与冲击速度为 50 m/s 时基本一致,但 Case 2 蜂窝的初始应力峰值更高, C1 层持续压缩时间变长且压缩量增至 18%。在 200 m/s 冲击速度下,两种面外梯度仿生蜂窝压缩强度曲线的差异明显变大,表现为 Case 1 蜂

窝压缩强度曲线依旧保持为阶梯状, 而 Case 2 蜂窝的压缩强度曲线呈现“U”形变化。这是由于在高速冲击下, 惯性效应进一步增强, 芯层初始压溃呈现出渐进压溃模式, 当冲击波传播至远端时, 各层的压溃和密实化取决于其静态压缩强度, 密实化依次出现在强度较低的芯层。对于 Case 2 蜂窝, 当 C1 层压缩量接近 50% 时, C1 层不再压缩, C2 与 C3 层发生耦合变形并开始被压缩, 但准静态压缩强度较低的 C3 层优先被压缩, 然后 C2 层被压缩, 最终 C1 层被压缩, Case 2 蜂窝整体达到密实化, 这也使得 Case 2 的压缩强度由高到低再变高。另外, 由图 9 还可以看出, 采用式 (8) 计算得到的相对密度为 5% 的仿生蜂窝在不同冲击速度下的压缩强度(图 9 中蓝色直线)与模拟值(图 9 中绿色曲线)差异较小, 同时对比两种梯度芯层在不同冲击速度下各层的压缩强度与理论值, 表明各层的动态压缩强度可以由均匀仿生蜂窝动态压缩强度分别计算得出。

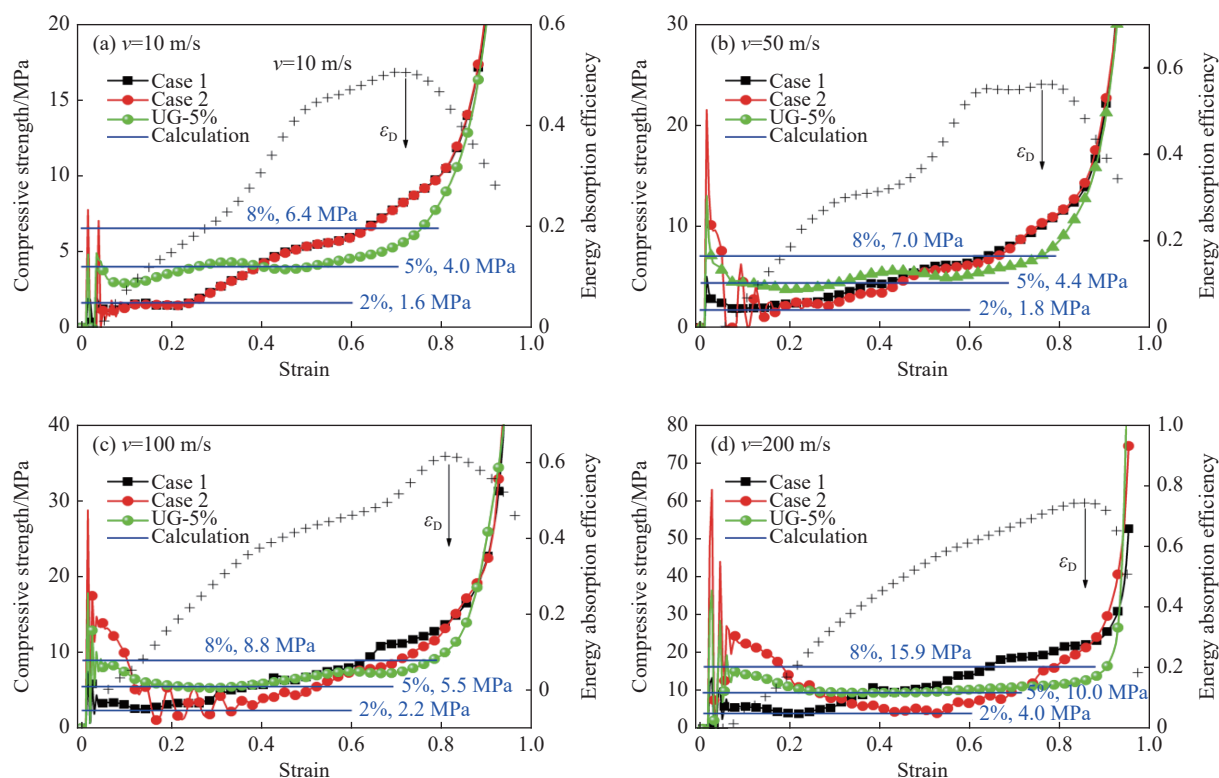


图 9 面外梯度仿生蜂窝在不同冲击速度下的压缩强度曲线与能量吸收效率曲线

Fig. 9 Compressive strength curves and energy absorption efficiency curves of out-of-plane gradient bionic honeycombs under different impact velocities

4 结 论

基于王莲脉络模型, 设计了一种新型仿生蜂窝结构, 通过调节结构各部分的相对密度, 对均匀蜂窝与面外梯度蜂窝的准静态压缩、动态压缩性能进行了研究, 得出以下主要结论。

(1) 利用 ABAQUS 有限元软件对新型王莲仿生蜂窝结构进行了准静态与动态压缩数值模拟, 通过对均匀仿生蜂窝的静态压缩研究, 得到了此仿生蜂窝准静态压缩强度与基体材料屈服应力之间的关系, 基于现有的动态压缩理论, 探讨了仿生蜂窝的动态压缩强度与相对密度、冲击速度之间的关系, 结果表明, 动态压缩强度的计算值与有限元模拟值之间的差异随着冲击速度的增大逐渐减小。

(2) 面外梯度王莲仿生蜂窝结构在不同冲击速度下的动态压缩行为研究表明, 低速冲击时(10 m/s), 两种面外梯度仿生蜂窝的压缩强度曲线基本一致, 表现为阶梯状, 两者的变形模式类似, 即准静态抗压强度较低的芯层依次被压缩。在高速冲击下(200 m/s), 梯度芯层压溃模式与芯层梯度分布方式密切相关, Case 1 蜂窝压缩强度曲线依旧保持为阶梯状渐进压缩模式, 而 Case 2 蜂窝的压缩强度呈现“U”形变

化,初始压溃呈现出渐进压溃模式,当冲击波传播至远端时,各层的压溃和密实化取决于其静态压缩强度,密实化依次出现在强度较低的芯层。梯度芯层每层的动态压缩强度可以由均匀仿生蜂窝动态压缩强度分别计算得出,此结果可为王莲仿生蜂窝结构的进一步优化设计提供参数依据。

感谢中国科学院西双版纳热带植物园园林园艺部吴福川副部长提供的王莲高清图片与有益的讨论。

参考文献:

- [1] LIU Z Q, MEYERS M A, ZHANG Z F, et al. Functional gradients and heterogeneities in biological materials: design principles, functions, and bioinspired applications [J]. *Progress in Materials Science*, 2017, 88: 467–498.
- [2] ZHANG Q C, YANG X H, LI P, et al. Bioinspired engineering of honeycomb structure—using nature to inspire human innovation [J]. *Progress in Materials Science*, 2015, 74(1): 332–400.
- [3] WU E, JIANG W S. Axial crush of metallic honeycombs [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1997, 19(5/6): 439–456.
- [4] MAHMOUDABADI M Z, SADIGHI M. A theoretical and experimental study on metal hexagonal honeycomb crushing under quasi-static and low velocity impact loading [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2011, 528(15): 4958–4966.
- [5] 王中钢, 鲁寨军. 铝蜂窝异面压缩吸能特性实验评估 [J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2013, 44(3): 1246–1251.
WANG Z G, LU Z J. Experimental assessment on energy absorption property of aluminum honeycomb under out-of-plane compression [J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2013, 44(3): 1246–1251.
- [6] TANG S, DENG Y L, JIANG K D, et al. A study on dynamic compressive mechanical behaviors of aluminum honeycombs [J]. *Material Sciences*, 2014, 4(3): 96–102.
- [7] WANG Z G, LIU J F, LIU Z J, et al. Mechanical behavior of composited structure filled with tandem honeycombs [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2017, 114: 128–138.
- [8] 甄建伟, 安振涛, 陈玉成, 等. 蜂窝增强泡沫塑料的静动态力学性能 [J]. *复合材料学报*, 2011, 28(3): 223–228.
ZHEN J W, AN Z T, CHEN Y C, et al. Quasi-static and dynamic mechanical properties of honeycomb reinforced plastic foam [J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2011, 28(3): 223–228.
- [9] 赵雪, 闫雷雷, 卢天健, 等. 多层金属多孔复合结构面外压缩吸能特性实验 [J]. *空军工程大学学报(自然科学版)*, 2017, 18(4): 28–33.
ZHAO X, YAN L L, LU T J, et al. An experiment investigation on energy absorption of multi-layer sandwich structures with metallic corrugated cores under out-of-plane compressive load [J]. *Journal of Air Force Engineering University (Natural Science Edition)*, 2017, 18(4): 28–33.
- [10] 张新春, 刘颖. 密度梯度蜂窝材料动力学性能研究 [J]. *工程力学*, 2012, 29(8): 372–377.
ZHANG X C, LIU Y. Research on the dynamic crushing of honeycombs with density gradient [J]. *Engineering Mechanics*, 2012, 29(8): 372–377.
- [11] 吴鹤翔, 刘颖. 梯度变化对密度梯度蜂窝材料力学性能的影响 [J]. *爆炸与冲击*, 2013, 33(2): 163–168.
WU H X, LIU Y. Influences of density gradient variation on mechanical performances of density-graded honeycomb materials [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2013, 33(2): 163–168.
- [12] 谭思博, 侯兵, 李玉龙, 等. 基体材料对铝蜂窝动态强化特性的影响 [J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(1): 16–21.
TAN S B, HOU B, LI Y L, et al. Effect of base materials on the dynamic enhancement of aluminium honeycombs [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(1): 16–21.
- [13] XIAO D B, DONG Z C, Li Y, et al. Compression behavior of the graded metallic auxetic reentrant honeycomb: experiment and finite element analysis [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2019, 758(1): 163–171.
- [14] 樊喜刚, 尹西岳, 陶勇, 等. 梯度蜂窝面外动态压缩力学行为与吸能特性研究 [J]. *固体力学学报*, 2015, 36(2): 114–122.
FAN X G, YIN X Y, TAO Y, et al. Mechanical behavior and energy absorption of graded honeycomb materials under out-of-plane dynamic compression [J]. *Chinese Journal of Solid Mechanics*, 2015, 36(2): 114–122.
- [15] WANG X K, ZHENG Z J, YU J L. Crashworthiness design of density-graded cellular metals [J]. *Theoretical & Applied Mechanics Letters*, 2013, 3(3): 031001.

- [16] REID S R, PENG C. Dynamic uniaxial crushing of wood [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1997, 19(5/6): 531–570.
- [17] 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.
- [18] QIAO J X, CHEN C Q. Impact resistance of uniform and functionally graded auxetic double arrowhead honeycombs [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 83(1): 47–58.
- [19] 陶义, 王宗彦, 王珂, 等. 基于王莲叶脉分布的塔式起重机臂架结构仿生设计 [J]. *机械设计与制造*, 2017(3): 36–39.
TAO Y, WANG Z Y, WANG K, et al. Structural bionic design for tower cranes boom based on King Lotus leaf vein branched structure [J]. *Machinery Design & Manufacture*, 2017(3): 36–39.
- [20] LIU Z F, HAO W Q, XIE J M, et al. Axial-impact buckling modes and energy absorption properties of thin-walled corrugated tubes with sinusoidal patterns [J]. *Thin-Walled Structures*, 2015, 94(1): 410–423.
- [21] 朱跃峰. 基于 ABAQUS 的显式动力学分析方法研究 [J]. *机械设计与制造*, 2015(3): 107–109.
ZHU Y F. Research on analysis methods of explicit dynamics based on ABAQUS [J]. *Machinery Design & Manufacture*, 2015(3): 107–109.
- [22] FAN J H, ZHANG J J, WANG Z H, et al. Dynamic crushing behavior of random and functionally graded metal hollow sphere foams [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2013, 561: 352–361.
- [23] FLECK N A, DESHPANDE V S. The resistance of clamped sandwich beams to shock loading [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2004, 71(3): 386–401.
- [24] ZHU F, WANG Z H, LU G X, et al. Some theoretical considerations on the dynamic response of sandwich structures under impulsive loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(6): 625–637.

Out-of-Plane Compression Performance of Gradient Honeycomb Inspired by Royal Water Lily

WANG Hairen, LI Shiqiang, LIU Zhifang, LEI Jianyin, LI Zhiqiang, WANG Zhihua

(*Institute of Applied Mechanics, College of Mechanical and Vehicle Engineering, Taiyuan University of Technology,
Taiyuan 030024, Shanxi, China*)

Abstract: Inspired by the venation of Royal Water Lily leaves, we conducted numerical simulations on the quasi-static and dynamic compression of layered-gradient honeycomb using the finite element software ABAQUS. Then the relationship of the quasi-static compression plateau stress with the relative density, as well as the relationship of the dynamic compressive strength with the relative density and the impact velocity was analyzed. The results show that: the progressive collapse mode appears at a low impact velocity (10 m/s); the collapse mode presents closely related to the gradient distribution at the impact velocity of 200 m/s, and the initial collapse mode just turns to be progressive. When the shock wave propagates to the far end (fixed end), the layer's collapse and compaction depend on its static compressive strength, and the compaction occurs in the layer with lower compressive strength in turn.

Keywords: bionic honeycomb; gradient core; compressive strength; deformation mode

冲击载荷下仿贝壳珍珠层 Voronoi 结构的动态力学响应

武晓东^{1,2}, 张海广², 王瑜², 孟祥生²

(1. 中国辐射防护研究院核应急与核安全研究所, 山西 太原 030009;

2. 太原理工大学机械与运载工程学院, 山西 太原 030024)

摘要: 贝壳珍珠层复合结构是一种有效的抗压结构系统, 微观上具有 Voronoi 随机结构, 具有良好的力学特性。为了研究仿贝壳珍珠层 Voronoi 结构在冲击载荷下的动态力学响应, 建立了一种铝/乙烯基复合材料的三维 Voronoi 模型。首先, 应用随机 Voronoi 技术建立仿贝壳珍珠层 Voronoi 随机模型, 然后在随机多边形铝片之间引入黏结层, 模拟黏结和分层过程, 从最大变形、损伤分布和耗散能量等方面探讨 Voronoi 片板模型在弹丸冲击荷载作用下的力学性能, 并与规则片板模型进行对比分析。结果显示: Voronoi 结构更有利于冲击能量的扩散与吸收, 减小应力集中, 更好地发挥能量共享机制; 而规则模型的冲击损伤主要集中在弹丸冲击点附近区域。最后讨论了黏结层厚度和分块尺寸对 Voronoi 模型力学性能的影响, 结果表明: 分块尺寸对 Voronoi 模型抗冲击性能的影响很小; 黏结层对损伤耗散能和塑性能的影响很明显, 黏结层越薄, 模型的抗冲击性能越好。

关键词: 贝壳珍珠层; Voronoi 结构; 动力学响应; 冲击载荷; 有限元分析

中图分类号: O347.1

文献标识码: A

仿贝壳珍珠层复合材料作为新型复合材料, 有着优异的力学性能, 不仅具有很高的强度, 而且具有很好的韧性, 近年来引起了学术界的持续关注^[1-6]。很多发达国家非常重视贝壳结构材料和仿生材料研究, 如美国等国家设置了专门的经费来研究贝壳生物材料的仿生设计和性能, 用于装甲防弹衣和防爆装置。贝壳珍珠层复合材料的优异力学性能与其微观结构密切联系, 为此研究人员对珍珠质的微观结构特征(体积分数、片剂长宽比、重叠长度等)进行了深入分析, 试图将其与模型的力学性能联系起来^[7-12]。Dutta 等^[13]研究了珍珠层中裂纹的萌生规律, 评估了重叠长度对裂纹尖端驱动力的影响。Kotha 等^[14]的研究显示, 低纵横比的文石片可以制造出具有高韧性的复合材料。Barthelat 等^[15]发现, 珍珠层没有实现稳定状态的裂纹扩展, 并将其归因于片层拔出增韧机制。其他学者也发现珍珠层内部和外部初化机制阻止了裂纹的扩展^[16-21]。

Barthelat 等^[15]通过观察发现, 在每层贝壳珍珠层中, 平板的排列与 Voronoi 图相似, 从一个红色鲍鱼标本的光学图像中可以看到每个贝壳层压板都有矿物片的随机分布, 并与其他珍珠层成键。基于这些光学图像, 他们生成了一个由两层贝壳的平板结构组成的几何模型, 用于有限元分析。自 1907 年 Shamos 和 Hoey 提出分治算法的最初定义和描述之后, Voronoi 图便成为众多学科的中心主题之一。Voronoi 图所具有的自然描述性和操纵能力, 使其获得了广泛应用^[22-24]。尽管 Voronoi 图对科学和工程中的各种应用具有重大的潜在影响, 但是在很多领域包括仿生结构领域, Voronoi 结构对材料力学性能的影响还未得到透彻的理解, 为此本工作将探讨 Voronoi 结构的随机性对仿贝壳珍珠层结构力学性能的影响。

* 收稿日期: 2020-05-21; 修回日期: 2020-06-12

基金项目: 国家自然科学基金(11702185); 山西省高校创新科技计划(173230113-S)

作者简介: 武晓东(1983—), 男, 博士, 讲师, 主要从事复合材料动力学研究. E-mail: wuxiaodong@tyut.edu.cn

为了研究仿贝壳珍珠层 Voronoi 随机模型结构的动态力学响应,首先建立一种铝/乙烯基复合材料结构的三维 Voronoi 模型,然后对模型在弹丸冲击载荷下的动态力学性能进行有限元模拟分析,最后讨论黏结层厚度和 Voronoi 模型分块尺寸对模型抗冲击力学性能的影响。

1 Voronoi 随机模型生成

利用文献 [25] 给出的随机 Voronoi 技术生成 Voronoi 随机模型。图 1 描述了仿贝壳珍珠层随机 Voronoi 结构的生成技术。图 1(a)显示了由网格组成的 Voronoi 初始构型,每个网格内都包含 1 个站点;站点可以在圆内随机移动,如图 1(b)所示,站点位置 (x,y) 由极坐标控制方程决定

$$x = x_0 + r \cos \theta, \quad y = y_0 + r \sin \theta \quad (1)$$

式中: (x_0, y_0) 为网格内站点的参考位置; r 为 $(0, R)$ 之间的随机值, R 为圆的半径; θ 为 $(0, 2\pi)$ 之间的随机值。通过站点的随机移动,最终形成新的随机 Voronoi 图,如图 1(c)所示。新生成的 Voronoi 图由一个无限大的区域组成,采用矩形切割使新生成的 Voronoi 图限定在有限区域内,丢弃有限区域外的站点和多边形网格,最终形成仿贝壳珍珠层随机 Voronoi 模型。

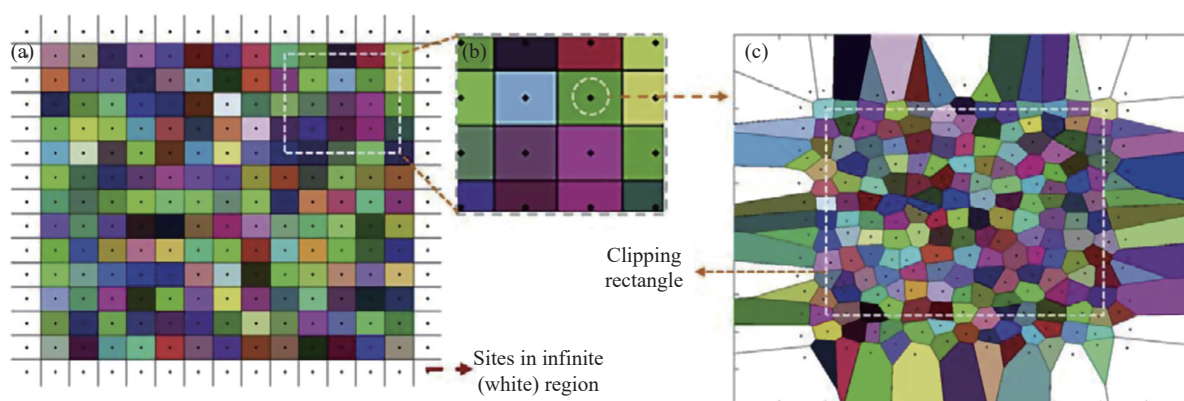


图 1 (a) Voronoi 图的初始网格构型; (b) 每个站点都在一个圆圈区域内随机移动; (c) 新的 Voronoi 图是从新的站点系统中生成, 通过矩形裁剪, 形成有限区域的随机 Voronoi 图^[25]

Fig. 1 (a) Initial grid formation of Voronoi diagram; (b) each site moves randomly within a circle region; (c) a new Voronoi diagram is generated from the new site system, and by a rectangle cut, a finite Voronoi diagram is generated^[25]

2 Voronoi 模型有限元分析

2.1 几何建模

图 2 给出了规则片板单元模型以及 4 种不同分块尺寸的不规则 Voronoi 片板模型, 5 种模型的总体几何尺寸相同, 均为 $240 \text{ mm} \times 240 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$, 模型总层数均为 5 层。图 2(a) 为规则片板模型, 每个规则片板的几何尺寸为 $30 \text{ mm} \times 30 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$, 每层由 8×8 共 64 个片板组成, 图 2(b)~图 2(e) 分别给出了 7×7 、 8×8 、 9×9 和 10×10 分块的 Voronoi 不规则模型, 每种模型均包括 5 层不同的随机单层结构, 每层厚度为 3 mm 。

为了模拟仿贝壳珍珠层片层之间受冲击破坏时的脱黏现象, 采用了内聚力 Cohesive 模型。通过合理的参数选择, 内聚力 Cohesive 模型能够部分描述贝壳珍珠层内部层与层之间的变形和失效现象^[2]。在片板之间以及板层之间插入 Cohesive 黏结层, 考虑 3 种黏结层厚度 0.1 、 0.2 和 0.3 mm , 讨论黏结层厚度对模型冲击损伤的影响。

内聚力 Cohesive 模型的牵引分离定律涉及黏性牵引应力矢量 $\mathbf{T} = \{t_n, t_s, t_t\}$, 其中下标 n 、 s 和 t 分别表示一个法向和两个切向分量。这些变量之间满足双线性二次黏聚律^[25]

$$\left(\frac{t_n}{t_n^0}\right)^2 + \left(\frac{t_s}{t_s^0}\right)^2 + \left(\frac{t_t}{t_t^0}\right)^2 = 1 \quad (2)$$

式中: t_n^0 、 t_s^0 、 t_t^0 分别表示变形垂直于界面以及在第一、第二剪切方向上的最大应力。

Cohesive 黏结层刚度退化速率满足

$$\left(\frac{G_n}{G_n^0}\right)^2 + \left(\frac{G_s}{G_s^0}\right)^2 + \left(\frac{G_t}{G_t^0}\right)^2 = 1 \quad (3)$$

式中: G_n 、 G_s 、 G_t 分别为正向和两个切向的断裂能, G_n^0 、 G_s^0 、 G_t^0 分别为正向和两个切向引起破坏所需的最大断裂能。

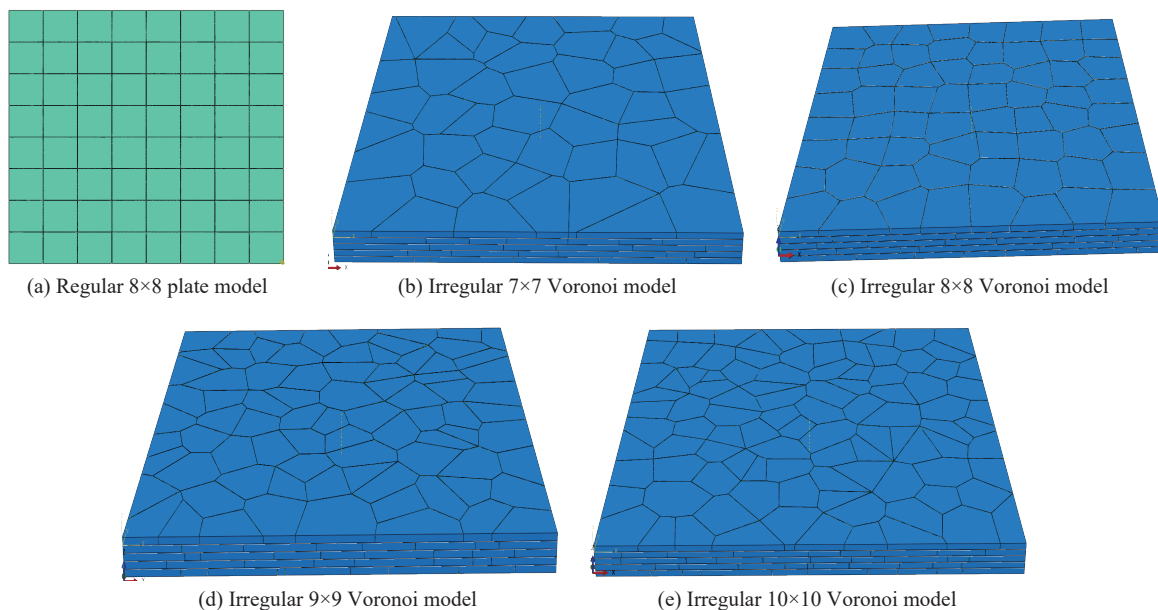


图 2 规则 8×8 模型和随机 Voronoi 模型的示意图

Fig. 2 Schematic of regular 8×8 model and random Voronoi models

2.2 材料参数

仿贝壳珍珠层三维 Voronoi 结构模型包括两种材料模型, 其中片层采用铝 AA5083-H116, 片层之间 Cohesive 黏性层使用乙烯树脂材料。表 1 和表 2 列出了两种材料参数^[19, 25], 其中 ρ 为密度, ν 为泊松比, E 为弹性模量, E_s 和 E_t 为两个切向弹性模量。

表 1 铝片的材料参数

Table 1 Parameters of aluminum plate

Material	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	ν	E/GPa
Aluminum	2750	0.3	72

表 2 Cohesive 模型的材料参数

Table 2 Parameters of Cohesive model

t_n^0/MPa	t_s^0/MPa	t_t^0/MPa	$G_n^0/(\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2})$	$G_s^0/(\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2})$	$G_t^0/(\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2})$	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E_s/GPa	E_t/GPa
80	80	80	1	1	1	1 850	4	1.5

在大应变情况下, 铝合金的本构关系可采用 Johnson-Cook 模型描述

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T - T_m} \right)^m \right] \quad (4)$$

式中: σ 为等效应力, A 为材料在常温准静态下的屈服强度, B 为应变强化系数, n 为强化指数, ε 为等效塑性应变, $\dot{\varepsilon}$ 为塑性应变率, $\dot{\varepsilon}_0$ 为初始应变率, C 为应变率敏感系数, m 为温度软化系数, T_m 为材料的熔点, T_r 为参考温度(取常温), T 为当前温度。表 3 列出了 Johnson-Cook 模型参数^[25]。

表 3 Johnson-Cook 模型参数^[25]

Table 3 Parameters of Johnson-Cook model^[25]

Material	A/MPa	B/MPa	n	C	m
Aluminum	391	684	0.436	0.009 59	2

2.3 加载条件与边界条件

图 3 显示了模型的边界条件和加载条件。弹丸以 18 m/s 的初速度冲击 Voronoi 模型, 弹丸速度属于中低速范围。弹丸模型上半部分是一个半径 15 mm、长 45 mm 的圆柱体, 下半部分是一个半径为 15 mm 的半球体, 总长为 60 mm, 刚体属性。冲击载荷下仿贝壳珍珠层三维 Voronoi 模型的边界条件为 4 个侧边均完全固定, 弹丸与复合结构模型的接触为通用接触, 弹丸作用在复合结构模型中心。

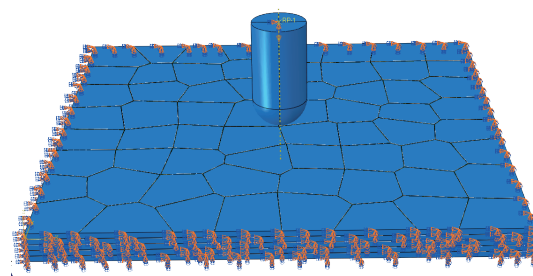


图 3 模型边界条件和加载条件

Fig. 3 Boundary condition and loading of the model

黏结层网格类型采用 COH3D8, 铝片网格类型采用 C3D8R, 黏结层网格大小为 1 mm, 铝片网格大小为 2 mm。在该网格密度下, 模型的网格单元总数达到 167 230。节点总数为 567 001 时, 最大应力值保持稳定, 网格的收敛性较好。

3 模拟结果分析

3.1 有限元分析

在珍珠层结构中, 片板滑动机制被认为是激活内在和外韧化机制的关键因素, 可以阻止裂纹扩展。该机制分别引起内聚力和残余塑性应变, 从而闭合裂纹。由于弹丸冲击载荷方向垂直于 Voronoi 板模型, 冲击载荷破坏的主要形式是黏性层剥离, 因此片板滑动引起的增韧机制在这种特定的冲击加载问题中不占主导地位。在冲击载荷下, 损伤和变形耗散的能量比摩擦接触要多得多, Voronoi 模型对珍珠层结构负载分配和能量吸收机制的影响是所要考虑的主要因素。本研究首先分析冲击载荷下模型的动态响应, 在此基础上考察不规则 Voronoi 片板等几何因素对动态力学特性和能量分配的影响。

图 4 和图 5 分别为不同时刻规则片板模型与 Voronoi 片板模型受弹丸冲击时的应力云图剖视图。通过对比可以发现: 在规则模型中, 应力主要集中在弹丸冲击点及附近区域, 远离冲击点区域的应力很小; 在 Voronoi 模型中, 应力分布区域更大, 受力更加均匀。规则模型受冲击后很快就被冲破; 而 Voronoi 模型的冲击模拟结果显示, 其最大应力载荷小于规则模型, 最终弹丸并未完全贯穿模型。

图 6 和图 7 分别为规则片板模型和 Voronoi 片板模型受弹丸冲击 3.00 ms 时应力云图的俯视图。从受弹丸冲击破坏情况来看: 规则模型中脱黏现象主要集中在弹丸冲击点附近区域; 而 Voronoi 模型的冲击影响区域更大, 基本遍布整个模型。对于 Voronoi 模型, 冲击区域发生变形时, 其余片板受挤压后也发生了脱黏现象, 吸收更多的冲击能量, 从而有利于冲击能量的扩散与吸收, 使模型的更多部分承担冲击负载, 即增加承载区域, 减小应力集中, 更好地发挥能量共享机制。因此 Voronoi 片板模型抵抗冲击荷载的能力明显优于规则片板模型。

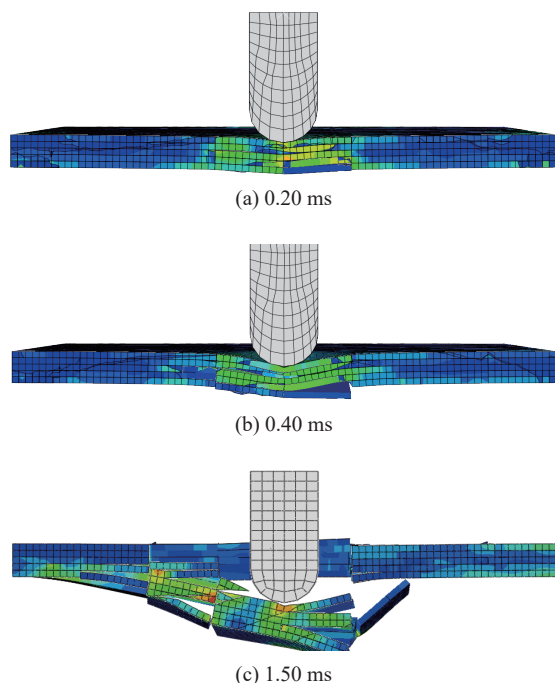


图 4 不同时刻规则片板模型的
von Mises 应力云图剖视图

Fig. 4 Cutaway views of von Mises stress contours of regular plate model at different times

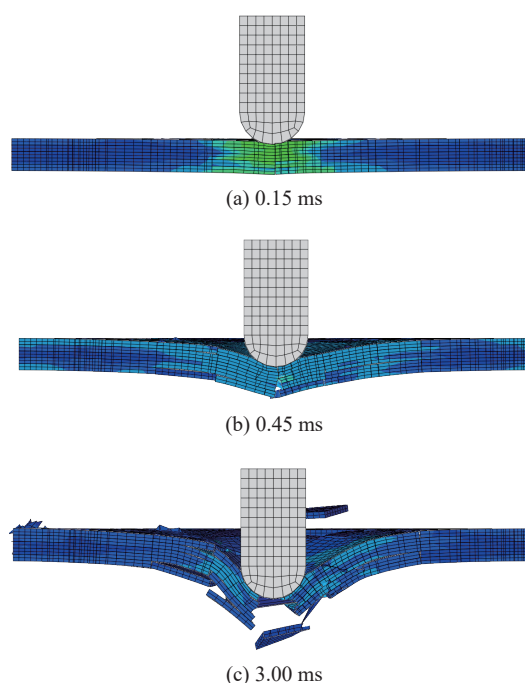


图 5 不同时刻 Voronoi 片板模型的
von Mises 应力云图剖视图

Fig. 5 Cutaway views of von Mises stress contours of Voronoi plate model at different times

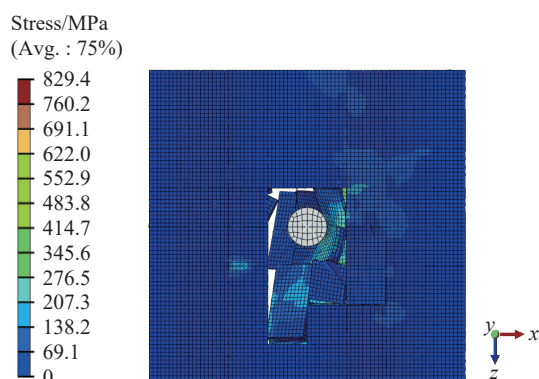


图 6 3.00 ms 时规则片板模型的
von Mises 应力云图俯视图

Fig. 6 Top view of von Mises stress contours of regular plate model at 3.00 ms

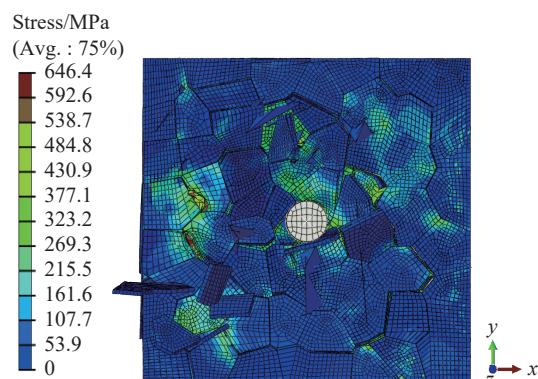


图 7 3.00 ms 时 Voronoi 片板模型的
von Mises 应力云图俯视图

Fig. 7 Top view of von Mises stress contours of Voronoi plate model at 3.00 ms

3.2 黏结层厚度和分块尺寸对冲击吸能的影响

图 8 和图 9 分别给出了规则模型和不同分块 Voronoi 模型的损伤耗散能和塑性耗散能对比。在模型总尺寸相同的情况下, Voronoi 模型的损伤耗散能远远高于规则片板模型, 而塑性耗散能则小于规则片板模型, 说明在冲击载荷作用下 Voronoi 模型抵抗冲击的能力优于规则片板模型。不同分块 Voronoi 模型的损伤耗散能和塑性耗散能差别不大, 分块尺寸对 Voronoi 模型抗冲击性能的影响很小。

图 10 和图 11 分别给出了不同黏结层厚度(h)的 Voronoi 模型的损伤耗散能和塑性耗散能。可以看出, 黏结层对损伤耗散能和塑性耗散能的影响很明显。黏结层越薄, 模型整体吸能越大, 越薄的黏结层使模型具有更高的抗弯刚度, 抗冲击性能越强。由此可见, Voronoi 模型的不规则性是仿贝壳珍珠层复合结构模型抗冲击性能的影响因素, 对贝壳结构韧性的提升发挥着重要作用。

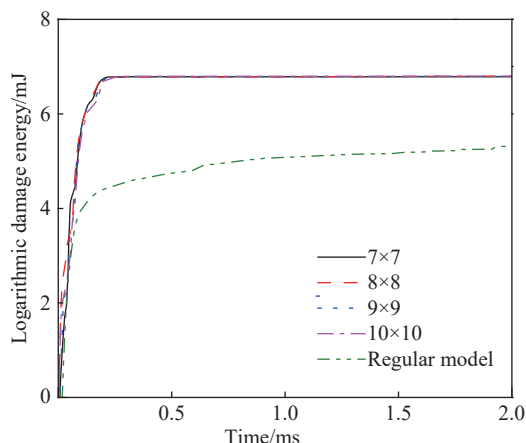


图 8 规则模型和不同分块尺寸 Voronoi 模型的损伤耗能
Fig. 8 Damage energy of regular model and Voronoi models with different block sizes

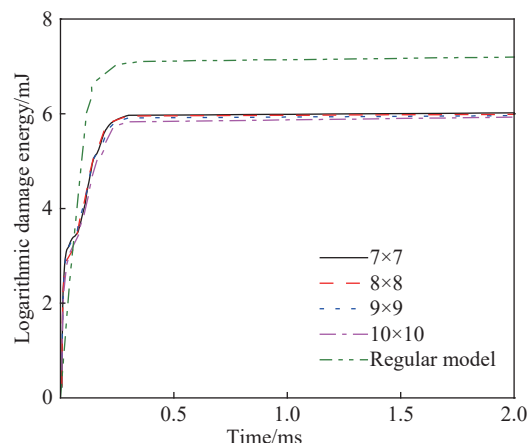


图 9 规则模型和不同分块尺寸 Voronoi 模型的塑性能
Fig. 9 Plastic energy of regular model and Voronoi models with different block sizes

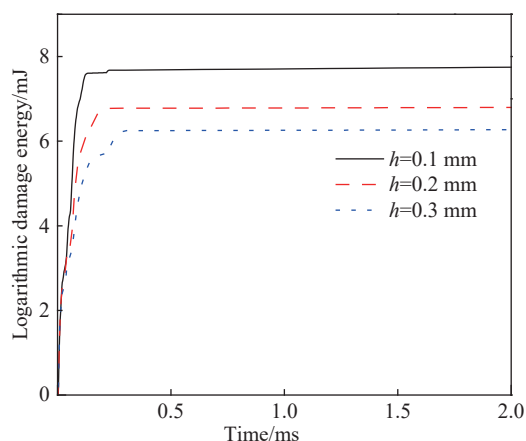


图 10 具有不同黏性层厚度的 Voronoi 模型的损伤耗能
Fig. 10 Damage energy of Voronoi models with different adhesive thicknesses

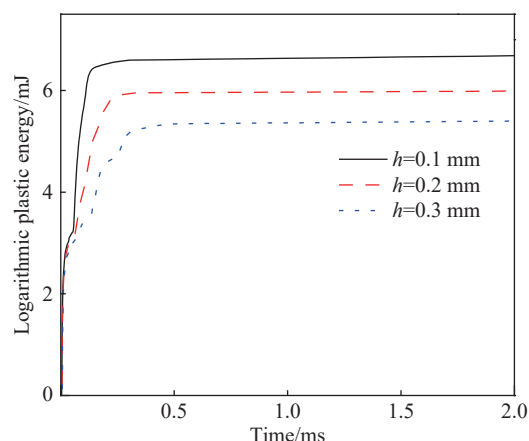


图 11 具有不同黏性层厚度的 Voronoi 模型的塑性能
Fig. 11 Plastic energy of Voronoi model with different adhesive thicknesses

4 结 论

通过有限元数值模拟研究了仿贝壳珍珠层 Voronoi 模型在弹丸冲击载荷下的动态力学响应,得到如下主要结论。

(1)从冲击破坏受损情况来看,不规则 Voronoi 模型的冲击影响区域比规则模型更大,基本遍布整个模型。对于 Voronoi 模型,当冲击区域发生变形时,其余片板受挤压后发生脱黏现象,从而吸收更多的冲击能量,有利于冲击能量的扩散与吸收,让模型的更多部分承担冲击负载,即增加承载区域,并且减小应力集中,更好地发挥共享机制。规则模型的脱黏现象主要集中在弹丸冲击点及其附近区域。

(2)在模型总尺寸相同的情况下, Voronoi 片板模型的损伤耗散能远远高于规则片板模型,而塑性耗散能则小于规则模型。在冲击载荷作用下,不规则 Voronoi 片板模型抵抗冲击的能力优于规则片板模型。

(3)分块尺寸对 Voronoi 模型抗冲击性能的影响很小,而黏结层对损伤耗散能和塑性耗散能的影响很明显,黏结层越薄,模型整体吸能越大,抗冲击性能越强。

鉴于目前制备具有 Voronoi 结构的金属/高分子材料复合实验模型具有一定困难,因此未对模拟结果进行实验验证。随着 3D 打印技术的进一步发展,可采用金属/高分子材料混合 3D 打印技术制备仿贝壳珍珠层 Voronoi 实验模型,届时即可对铝/乙烯基复合三维 Voronoi 模型的数值模拟工作进行验证,进而开展更深入的研究。

参考文献:

- [1] CURREY J D. Mechanical properties of mother of pearl in tension [J]. *Proceedings of the Royal Society B: Biological Sciences*, 1977, 196(1125): 443–463.
- [2] BARTHELAT F, TANG H, ZAVATTIERI P D, et al. On the mechanics of mother-of-pearl: a key feature in the material hierarchical structure [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2007, 55(2): 306–337.
- [3] IMBALZANO G, TRAN P, NGO T D, et al. A numerical study of auxetic composite panels under blast loadings [J]. *Composite Structures*, 2016, 135: 339–352.
- [4] NGUYEN Q T, NGO T D, TRAN P, et al. Influences of clay and manufacturing on fire resistance of organoclay/thermoset nanocomposites [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2015, 74: 26–37.
- [5] PRO J W, LIM R K, PETZOLD L R, et al. GPU-based simulations of fracture in idealized brick and mortar composites [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2015, 80: 68–85.
- [6] ZHANG N, YANG S F, XIONG L M, et al. Nanoscale toughening mechanism of nacre tablet [J]. *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials*, 2016, 53: 200–209.
- [7] SARIKAYA M. An introduction to biomimetics: a structural viewpoint [J]. *Microscopy Research and Technique*, 1994, 27(5): 360–375.
- [8] GAO H J, JI B H, JÄGER I L, et al. Materials become insensitive to flaws at nanoscale: lessons from nature [J]. *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*, 2003, 100(10): 5597–5600.
- [9] SONG F, SOH A K, BAI Y L. Structural and mechanical properties of the organic matrix layers of nacre [J]. *Biomaterials*, 2003, 24(20): 3623–3631.
- [10] BARTHELAT F. Nacre from mollusk shells: a model for high-performance structural materials [J]. *Bioinspiration & Biomimetics*, 2010, 5(3): 035001.
- [11] TRAN P, NGO T D, MENDIS P. Bio-inspired composite structures subjected to underwater impulsive loading [J]. *Computational Materials Science*, 2014, 82: 134–139.
- [12] FLORES-JOHNSON E A, SHEN L M, GUIAMATSIA I, et al. A numerical study of bioinspired nacre-like composite plates under blast loading [J]. *Composite Structures*, 2015, 126: 329–336.
- [13] DUTTA A, TEKALUR S A. Crack tortuosity in the nacreous layer-topological dependence and biomimetic design guideline [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2014, 51(2): 325–335.
- [14] KOTHA S P, LI Y, GUZELSU N. Micromechanical model of nacre tested in tension [J]. *Journal of Materials Science*, 2001, 36(8): 2001–2007.
- [15] BARTHELAT F, RABIEI R. Toughness amplification in natural composites [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2011, 59(4): 829–840.
- [16] SONG F, BAI Y L. Effects of nanostructures on the fracture strength of the interfaces in nacre [J]. *Journal of Materials Research*, 2003, 18(8): 1741–1744.
- [17] RABIEI R, BEKAH S, BARTHELAT F. Failure mode transition in nacre and bone-like materials [J]. *Acta Biomaterialia*, 2010, 6(10): 4081–4089.
- [18] SHAO Y, ZHAO H P, FENG X Q, et al. Discontinuous crack-bridging model for fracture toughness analysis of nacre [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2012, 60(8): 1400–1419.
- [19] GHAZLAN A, NGO T, VAN LE T, et al. Blast performance of a bio-mimetic panel based on the structure of nacre: a numerical study [J]. *Composite Structures*, 2020, 234: 111691.
- [20] KO K, JIN S, LEE S E, et al. Impact resistance of nacre-like composites diversely patterned by 3D printing [J]. *Composite Structures*, 2020, 238: 111951.
- [21] WU K J, ZHENG Z J, ZHANG S S, et al. Interfacial strength-controlled energy dissipation mechanism and optimization in impact-resistant nacreous structure [J]. *Materials & Design*, 2019, 163: 107532.
- [22] 刘金义, 刘爽. Voronoi 图应用综述 [J]. *工程图学学报*, 2004, 25(2): 125–132.
LIU J Y, LIU S. A survey on applications of Voronoi diagrams [J]. *Journal of Engineering Graphics*, 2004, 25(2): 125–132.
- [23] BARGMANN S, KLUSEMANN B, MARKMANN J, et al. Generation of 3D representative volume elements for heterogeneous materials: a review [J]. *Progress in Materials Science*, 2018, 96: 322–384.

- [24] BAHMANI A, LI G, WILLETT T L, et al. Generating realistic representative microstructure of biomimetic composite materials for computational assessment of mechanical properties [J]. *Materials Today: Proceedings*, 2019, 7: 373–381.
- [25] GHAZLAN A, NGO T D, TRAN P. Three-dimensional Voronoi model of a nacre-mimetic composite structure under impulsive loading [J]. *Composite Structures*, 2016, 153: 278–296.

Dynamic Responses of Nare-Like Voronoi Structure under Impact Loading

WU Xiaodong^{1,2}, ZHANG Haiguang², WANG Yu², MENG Xiangsheng²

(1. *Department of Nuclear Emergency and Safety, China Institute for Radiation Protection, Taiyuan 030009, Shanxi, China;*

2. *College of Mechanical and Vehicle Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China*)

Abstract: As an effective structure system for resisting the compression, the nacre composite structure has random Voronoi structure at a microscopic level and good mechanical performance. In this study, a three-dimensional Voronoi model consisting of aluminum/vinyl composite structure was presented to investigate the dynamic responses of nare-like Voronoi model under impact loading. Firstly the stochastic Voronoi model was built using the Voronoi technology, and then the adhesive layers were introduced between random polygonal aluminium sheets to simulate the bonding and delaminating processes. Via the maximum deformation, damage distribution and dissipation energy, the mechanical performances of Voronoi plate model were evaluated and compared with those of the regular plate model. The results showed that the Voronoi model is in favor of energy spreading and absorbing, reducing the stress concentration and making the energy sharing mechanism work better. But the impact damage of the regular plate model is concentrated near the impacting point of the bullet. Finally the influences of adhesive thickness and block size on mechanical performances were discussed. It was indicated that the block size has little effect on the impact resistance of the Voronoi model while the adhesive thickness exerts significant influence on the damage dissipation energy and plastic energy. It was found that the thinner is the adhesive thickness, the better is the impact resistance performance of the model.

Keywords: nacre; Voronoi structure; dynamic response; impact loading; finite element analysis

类向日葵夹芯圆柱壳径向冲击数值模拟

闫 栋^{1,2}, 王根伟^{1,2}, 宋 辉^{1,2}, 王 彬^{1,3}

- (1. 太原理工大学应用力学研究所, 山西 太原 030024;
2. 材料强度与结构冲击山西省重点实验室, 山西 太原 030024;
3. 伦敦布鲁内尔大学机械与航空工程系, 英国 伦敦 UB8 3PH)

摘要: 金属薄壁结构由于其优异的轻质性和耐撞性, 一直被广泛地应用在汽车、飞机和火车等交通工具的碰撞动能耗散系统中。以一类向日葵薄壁夹芯吸能结构为研究对象, 研究了在瓣尖压和瓣间压两种径向冲击载荷下, 类向日葵薄壁夹芯结构的变形模式、能量吸收能力、比吸能和平均压缩力。结果表明, 类向日葵薄壁夹芯结构的壁厚、花瓣数、加载速度以及加载方向都会对结构的耐撞性产生一定的影响。在质量恒定条件下, 随着外壳厚度的增加, 瓣尖压冲击方式下薄壁结构的吸能效率降低, 瓣间压比瓣尖压的比吸能最高多出了 44.6%。随着花瓣数的变化, 金属薄壁结构的吸能效率存在一个最优值。

关键词: 金属薄壁结构; 能量; 径向压缩; 仿真

中图分类号: O347

文献标识码: A

金属薄壁结构的耐撞性研究在人身和设备安全防护方面方兴未艾。在汽车等交通工具发生的碰撞事件中, 薄壁结构或构件对人或汽车实施保护的能力就是结构的耐撞性。在碰撞过后, 如果金属薄壁结构及其人或汽车的损伤越小, 则结构的耐撞性就越高。在实际的工程应用中, 由于安全保护的需要, 公路上的护栏及各种海陆空交通工具如汽车、飞机、轮船等, 都必须满足一定的耐撞性要求, 须依靠薄壁结构的塑性变形来吸收缓冲碰撞时的能量, 确保人员安全和重要器材的完好。我国载人航天飞船返回着陆时人体防护研究中的一项重要内容就是改善宇航员座椅的冲击吸能性能。近年来由于交通事故所造成的人员伤亡不断增加, 汽车在碰撞下的安全引起了全世界的高度关注, 所以研究薄壁结构的耐撞性显得尤为重要。

金属薄壁结构的耐撞性研究的核心问题在于能量的吸收。在结构的设计过程中一般需要遵循以下基本原则。首先, 所设计的薄壁结构和所用的材料能够满足大部分冲击动能通过薄壁结构的塑性变形或其他方式的能量耗散转换为非弹性能, 而不是以弹性能量的方式储存下来。其次, 能量吸收器的初始峰值力应当低于一个临界值。在金属薄壁结构的大变形过程中, 理想状况下的反作用力应当尽可能的保持恒定, 是一个近似矩形的力-位移曲线特性。再者, 力所作的功等于其大小乘以沿力作用线发生的位移, 所以金属薄壁结构要吸收的能量应该足够大, 行程足够长, 同时冲程效率要足够高。这是因为当吸能结构受到冲击载荷开始变形时, 一直到结构变实, 这段距离是吸能效率最高的一段, 当结构由实到完全密实化, 有效冲程很短, 触头受到的反作用力非常大, 对能量的吸收是无效的, 而且反复冲击会对触头产生很大的损害, 影响触头的使用寿命。最后, 为了应对实际工程中不稳定的工作载荷, 所设计的金属薄壁结构的变形模式和能量吸收能力应当是稳定、可重复的, 确保金属薄壁结构在实际复杂

* 收稿日期: 2019-11-18; 修回日期: 2019-11-28

基金项目: 国家自然科学基金(11872265); 山西省青年科技研究基金(201701D221142)

作者简介: 闫 栋(1992—), 男, 硕士研究生, 主要从事金属薄壁夹芯结构的耐撞性研究。

E-mail: 1690617047@qq.com

通信作者: 王根伟(1974—), 男, 博士, 副教授, 主要从事新能源汽车安全与轻量化研究。

E-mail: gwang@tyut.edu.cn

工程应用条件下的可靠性和实用性。

薄壁构件作为汽车车身的主要吸能装置,学者们很早就开始了研究。1960年,Alexander^[1]首先建立了金属薄壁模型在轴向加载下的塑性变形吸能理论,为金属薄壁结构的耐撞性研究做出了巨大的贡献。在Alexander研究的基础上,Wierzbicki等^[2]创建了一个新的超折叠单元分析理论,他们还发现了金属薄壁结构在管壁发生大变形的情况下,折叠管壁是曲线而不是直线。研究者也对薄壁结构横截面形状进行了大量的研究。Gupta等^[3]研究了长径比对金属薄壁结构吸能效率的影响,通过试验得到了多种破坏模式、载荷-变形行为以及初始峰值力和平均压缩载荷。Hanssen等^[4-5]对泡沫填充管的吸能特性进行了理论研究,并做了大量准静态和动态轴向压缩实验,验证了泡沫填充管良好的吸能效率。赵凯等^[6]对圆环在径向冲击下的吸能特性进行了模拟和实验研究,结果表明:圆环壁厚越薄,其变形越大,圆环的吸能效率越高;多圆环系统会使单个圆环的吸能效率降低,但是随着冲击速度的增大,多个圆环系统与单个圆环的吸能效率差值逐渐减小。Najafi等^[7]利用有限元模拟和实验研究了不同多胞、多角构型的轴向冲击金属薄壁结构的吸能特性。李志斌等^[8]对设置了诱导结构的铝合金管进行了轴向冲击实验,发现诱导结构可以降低结构响应的初始峰值力。杨鹏飞^[9]进行了波纹板的压缩实验,通过变化波纹板的厚度、高度以及波间距,得到了承载能力最优的模型参数。陈亦涛等^[10]对不同排列方式的圆环系统进行了实验研究,得出:在抗力允许的范围内,减小圆环的径厚比有助于提高多圆环系统的比吸能;随着圆环层数的增加,正方形排列的圆环系统的比吸能降低,而六边形排列的圆环系统的比吸能几乎没有变化,说明六边形排列的圆环系统比正方形排列的圆环系统更具有工程应用价值。于渤等^[11]对泡沫铝填充波纹板的动态压缩性能做了数值模拟研究,在不同冲击速度下,泡沫铝填充波纹板展现出了不同的压缩性能,具体划分为准静态模式、中间模式和冲击波模式。在准静态模式下,由于填充泡沫所产生的约束,使波纹板的抗弯曲能力得到提高;在中间模式下,波纹板的波长由于惯性作用减小,泡沫的约束作用不明显;在冲击模式下,高速冲击使泡沫内部产生了冲击波,导致波纹板不发生屈曲。Tarlochan等^[12]研究了圆管、方管以及多边形管的金属薄壁结构在动态冲击载荷下的耐撞性。随着社会的发展和科技的进步,由于实验和理论研究的局限性,学者利用有限元模拟做了大量的金属薄壁构件的耐撞性研究。杨彬彬等^[13]研究了传统多胞金属管和夹层多胞金属管受径向冲击时的吸能特性,结果表明:在两种类型的多胞管中,夹层多胞管的吸能特性整体较优;与夹层多胞管相比,传统多胞管在缓冲后出现了特别明显的回弹现象,对触头产生很大的反作用力,影响触头的使用寿命。Wang等^[14]研究了不同科赫分形阶数对吸能效率的影响,通过实验测试和数值模拟,发现科赫分形结构与外壳之间所产生的协同作用极大地提高了薄壁结构的吸能效率,并且得出二阶科赫分形设计具有更好的吸能效率。韩宾^[15]对闭孔泡沫铝和不锈钢波纹复合夹芯板进行了面外压缩实验研究,发现泡沫填充使复合芯体的面外压缩强度以及能量吸收能力都得到了极大的提升,此外复合芯体中的蜂窝泡沫铝与波纹板之间的强耦合作用,使得复合芯体和蜂窝泡沫铝的承载能力和能量吸收效率都大大的提高。Ngoc等^[16]根据啄木鸟的喙设计出了波纹夹芯结构,并且进行了轴向压缩研究,取得了很好的吸能效果。本研究将波纹板弯曲形成类向日葵结构,放入两个同心圆柱壳之间,组成双圆柱壳夹芯结构,即类向日葵夹芯薄壁圆柱壳结构,分析此结构在径向冲击载荷下的吸能特性。

1 类向日葵夹芯结构

1.1 有限元模型

在本研究中,提出了一种类向日葵夹芯金属薄壁吸能结构,利用有限元分析软件ABAQUS对薄壁构件进行了模拟。有限元模型如图1所示。在薄壁构件的上下两端,有两个质量均为6 kg的刚性板,薄壁构件质量 $m = 2.45$ g恒定,网格为实体单元。为了保证计算精度,最大单元网格控制为 $0.3\text{ mm} \times 0.3\text{ mm}$ 。在外壳中层直径为90 mm、内壳中层直径为30 mm的条件下,通过改变壁厚($t = 0.8, 0.9, 1.0, 1.1, 1.2\text{ mm}$)和花瓣数(9、10、11、12、13、14、15、16瓣),采用图1中的瓣尖压(Tip side pressure, TSP)和瓣间压(Gap side pressure, GSP)两种方式进行径向冲击数值模拟。试件材料为铝合金6061-O,密度

$\rho = 2\,700\text{ kg/m}^3$, 泊松比 $\mu = 0.3$, 杨氏模量 $E = 68.2\text{ GPa}$ 。铝合金 6061-O 的应力-应变曲线来自文献 [14] 中的图 4。

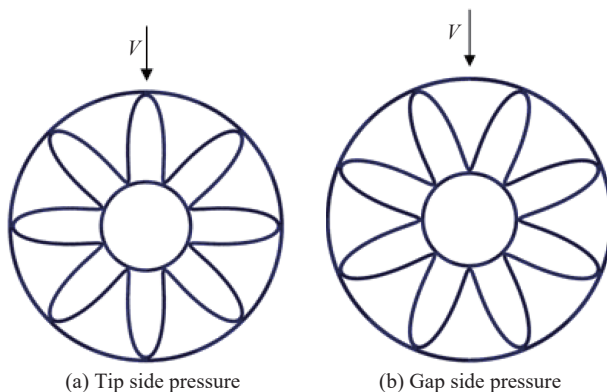


图 1 类向日葵夹芯结构有限元模型

Fig. 1 Finite element model of sunflower sandwich structure

1.2 耐撞性指标

尽管薄壁吸能结构各不相同,有圆管、多边形管、多胞管、填充泡沫管以及复合材料管等,研究人员也从不同的角度、不同内容,运用理论分析、数值模拟以及实验验证等不同方法研究薄壁结构的吸能特性,但最终都有同样的参考指标,对比不同薄壁结构的吸能特性,综合各方面的优势,选出最佳的薄壁吸能结构。一般用总吸能(EA)、平均压缩力(MCF)、比吸能(SEA)等评价薄壁结构的耐撞性能。

EA 是压缩过程中吸收的总能量,反映了在整个压缩过程中吸收能量的大小,表达式为

$$E_t(d) = \int_0^d F(x)dx \quad (1)$$

式中: E_t 为总吸能; d 为有效变形位移,在本研究中为 75 mm; $F(x)$ 为瞬时压缩载荷。

MCF 代表薄壁结构的平均压缩强度,反映了在整个压缩过程中压缩载荷的大小,其表达式为

$$F_{ave}(d) = \frac{E_t(d)}{d} \quad (2)$$

式中: F_{ave} 为平均压缩力。

SEA 为单位质量所吸收的比能,反映了薄壁结构的吸能效率,是区分不同材料吸能能力的关键指标,其表达式为

$$e(d) = \frac{E_t(d)}{M} \quad (3)$$

式中: e 为比吸能, M 为结构的总质量。

2 数值模拟

2.1 壁厚的影响

在保持相同质量的前提下,改变外壳壁厚 t (t 为 0.8、0.9、1.0、1.1、1.2 mm),花瓣壁厚等厚,内壳壁厚随外壳壁厚的增加而减小。采用瓣尖压和瓣间压两种加载方式,以不同冲击速度 (v 为 20、30、50 m/s) 对薄壁构件进行径向压缩,得到了两种加载方式下不同位移对应的变形云图,如图 2 所示。

图 3 给出了类向日葵夹芯结构(花瓣数相同、外壳壁厚不同)在不同冲击速度下的载荷-位移曲线。从图 3 可以看出,当刚性板接触到薄壁构件时,瓣尖压首先出现一个峰值,而瓣间压则逐渐增大,达到一个峰值。这是因为在瓣尖压加载方式下,刚性板首先接触到花瓣尖端,尖端为主要承载部分,而瓣间压是花瓣尖端之间承受冲击力,在压缩到两个尖端开始承受力时,出现一个峰值。在瓣尖压加载

方式下, 出现第二个峰值是因为下端的花瓣尖端开始成为主要承载部分, 当最下端花瓣开始屈曲, 曲率达到最大的时候, 力减到最小, 最后, 吸能元件逐渐密实化。瓣间压在达到峰值后, 力逐渐减小, 是因为下端的花瓣也开始变形, 最后力趋于一个稳定的波动范围, 直到密实化。相对于瓣尖压, 瓣间压的力的波动性更小, 更符合理想化的“矩形”载荷-位移曲线。

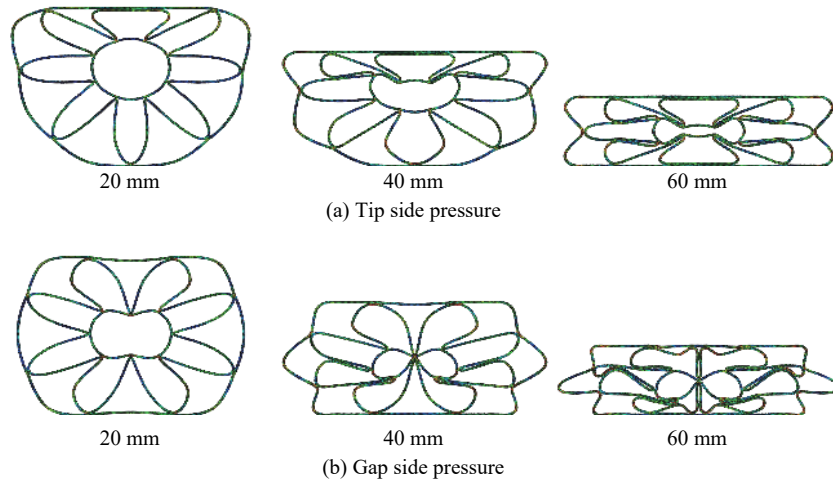
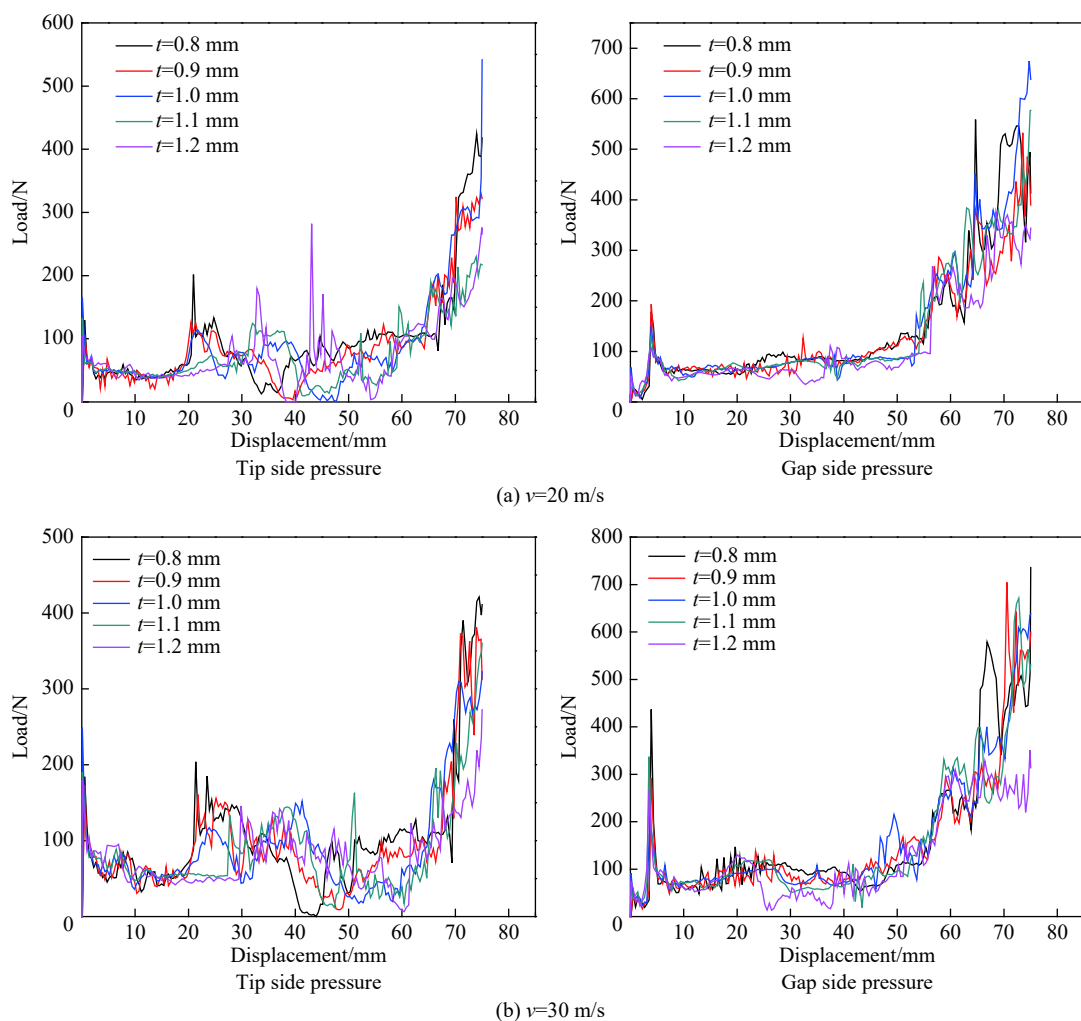


图 2 两种加载方式下不同位移对应的变形云图

Fig. 2 Deformation nephogram under two loading modes at different displacements



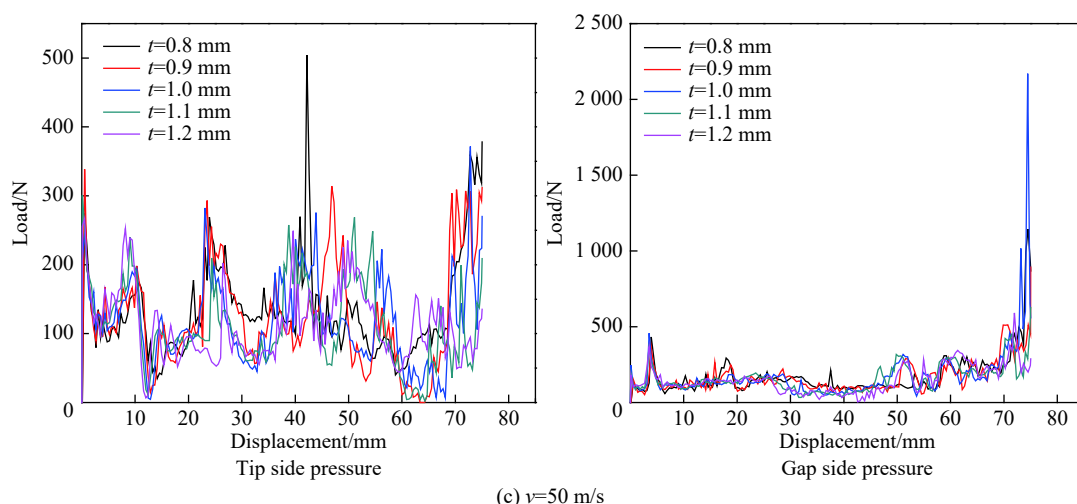


图 3 不同冲击速度下的力-位移曲线

Fig. 3 Load-displacement curves at different impact velocities

图 4 给出了类向日葵夹芯结构(花瓣数相同、外壳壁厚不同)在不同冲击速度下的 SEA 和 MCF, 可见, 外壳厚度的变化对 SEA 和 MCF 有显著的影响。瓣尖压加载下, SEA 随着外壳壁厚的增大而减小, 这是因为外壳壁厚越小, 外壳进入塑性的区域越大, 外壳质量占整个构件质量的比例比内壳高, 材料利用率也更高。瓣尖压加载下的初始峰值力大于瓣间压加载, 所以瓣间压模式对车辆的保护更好。随着冲击速度的增大, SEA 和 MCF 都增大, 瓣间压加载下的 SEA 比瓣尖压加载下高, 在 $t = 1.1$ mm、 $v = 20$ m/s 时, 瓣间压下的 SEA 比瓣尖压下高 44.6%。表 1、表 2 和表 3 列出了 3 种冲击速度下的 SEA 和 MCF。

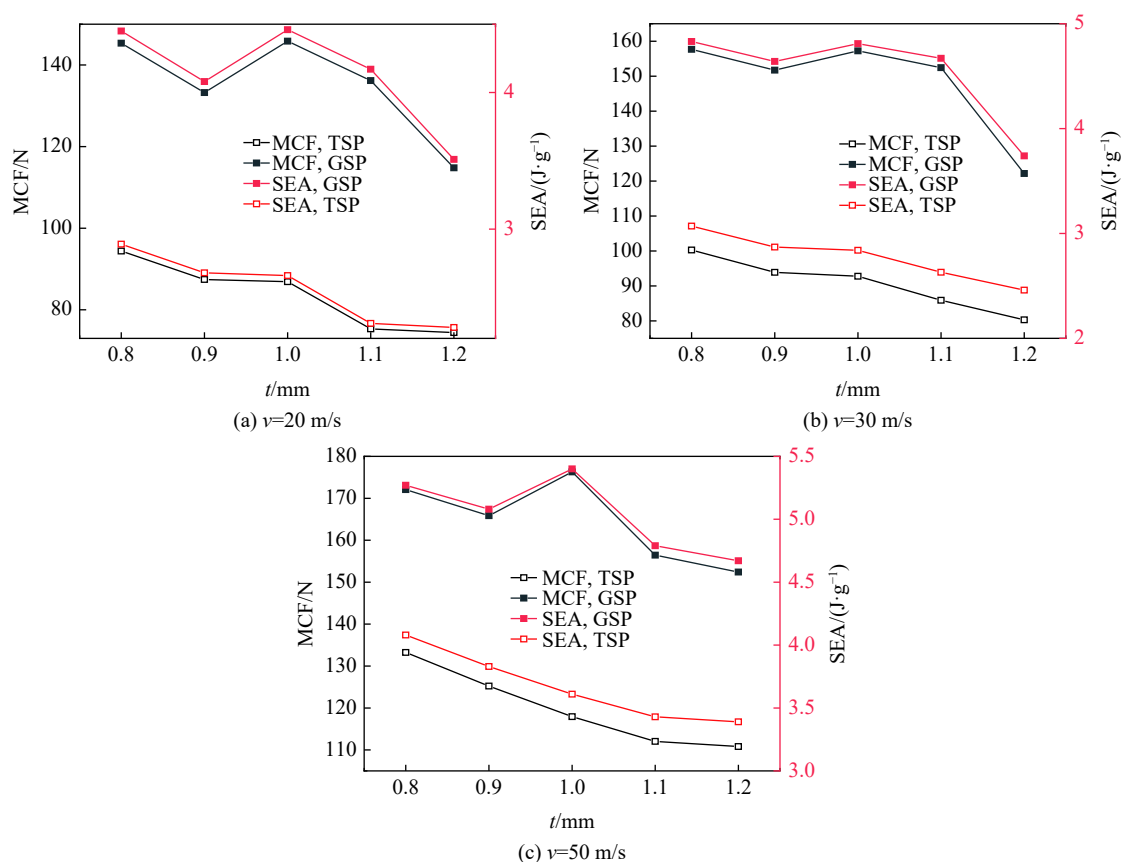


图 4 不同冲击速度、不同外壳壁厚条件下类向日葵夹芯结构的 SEA 和 MCF

Fig. 4 SEA and MCF of sunflower sandwich structure with different wall thicknesses at different impact velocities

表 1 冲击速度 $v = 20 \text{ m/s}$ 下的 SEA 和 MCF

Table 1 SEA and MCF at $v = 20 \text{ m/s}$

t/mm	SEA/(J·g ⁻¹)		MCF/N		Increase ratio/%
	TSP	GSP	TSP	GSP	
0.8	2.89	4.45	94.40	145.34	35.05
0.9	2.68	4.08	87.43	133.23	34.31
1.0	2.66	4.46	86.90	145.84	40.36
1.1	2.31	4.17	75.33	136.18	44.60
1.2	2.28	3.51	74.42	114.79	35.04

表 2 冲击速度 $v = 30 \text{ m/s}$ 下的 SEA 和 MCF

Table 2 SEA and MCF at $v = 30 \text{ m/s}$

t/mm	SEA/(J·g ⁻¹)		MCF/N		Increase ratio/%
	TSP	GSP	TSP	GSP	
0.8	3.07	4.83	100.26	157.66	36.44
0.9	2.87	4.64	93.87	151.72	38.15
1.0	2.84	4.81	92.76	157.25	40.96
1.1	2.63	4.67	85.89	152.42	43.68
1.2	2.46	3.74	80.29	122.14	34.22

表 3 冲击速度 $v = 50 \text{ m/s}$ 下的 SEA 和 MCF

Table 3 SEA and MCF at $v = 50 \text{ m/s}$

t/mm	SEA/(J·g ⁻¹)		MCF/N		Increase ratio/%
	TSP	GSP	TSP	GSP	
0.8	4.08	5.27	133.24	172.06	22.58
0.9	3.83	5.08	125.23	165.85	24.61
1.0	3.61	5.40	117.93	176.28	33.15
1.1	3.43	4.79	112.05	156.44	28.39
1.2	3.39	4.67	110.81	152.41	27.41

2.2 花瓣数的影响

考虑到花瓣个数可能会影响薄壁构件的吸能效率, 本研究采用瓣尖压和瓣间压两种径向加载模式, 以不同冲击速度 ($v = 20、30、50 \text{ m/s}$) 对 8 种类向日葵夹芯结构, 花瓣数分别为 9、10、11、12、13、14、15、16, 进行径向压缩模拟计算。

图 5 给出了类向日葵夹芯结构(花瓣数不同)在不同冲击速度下的载荷-位移曲线。从图 5 可以看出, 在瓣间压径向加载下, 花瓣数越多, 载荷越先到达峰值。这是因为花瓣数越多, 花瓣之间的角度越小, 相邻的两个花瓣越早开始承受载荷, 最先达到峰值。随着冲击速度增大, 初始峰值力增大, 载荷-位移曲线的波动性更明显, 并且瓣尖压径向加载下载荷-位移曲线的波动比瓣间压径向加载下更大。这是因为瓣尖压加载下, 上下两个花瓣在受到冲击时, 屈曲部分变形的抖动比较剧烈, 而瓣间压加载下花瓣变形相对稳定。

图 6 给出了类向日葵夹芯结构(花瓣数不同)在不同冲击速度下的 SEA 和 MCF。从图 6 可以看出: 在冲击速度 $v = 20 \text{ m/s}$ 的条件下, 不同花瓣数的 SEA 和 MCF 之间的差距很大, 花瓣数为 13 的 SEA 和 MCF 都是最小的; 随着冲击速度的增大, 花瓣数为 15 的 SEA 和 MCF 增加明显; 在冲击速度 $v = 50 \text{ m/s}$ 下,

瓣间压加载下的 SEA 和 MCF 都是最高的。同时从图 6 还可以看出, 随着花瓣数的增加, 瓣尖压和瓣间压径向加载下的吸能效率差值减小。这是因为随着花瓣数的增加, 花瓣间的角度逐渐减小, 瓣尖压和瓣间压两种加载方式对薄壁构件吸能效率的影响减小。

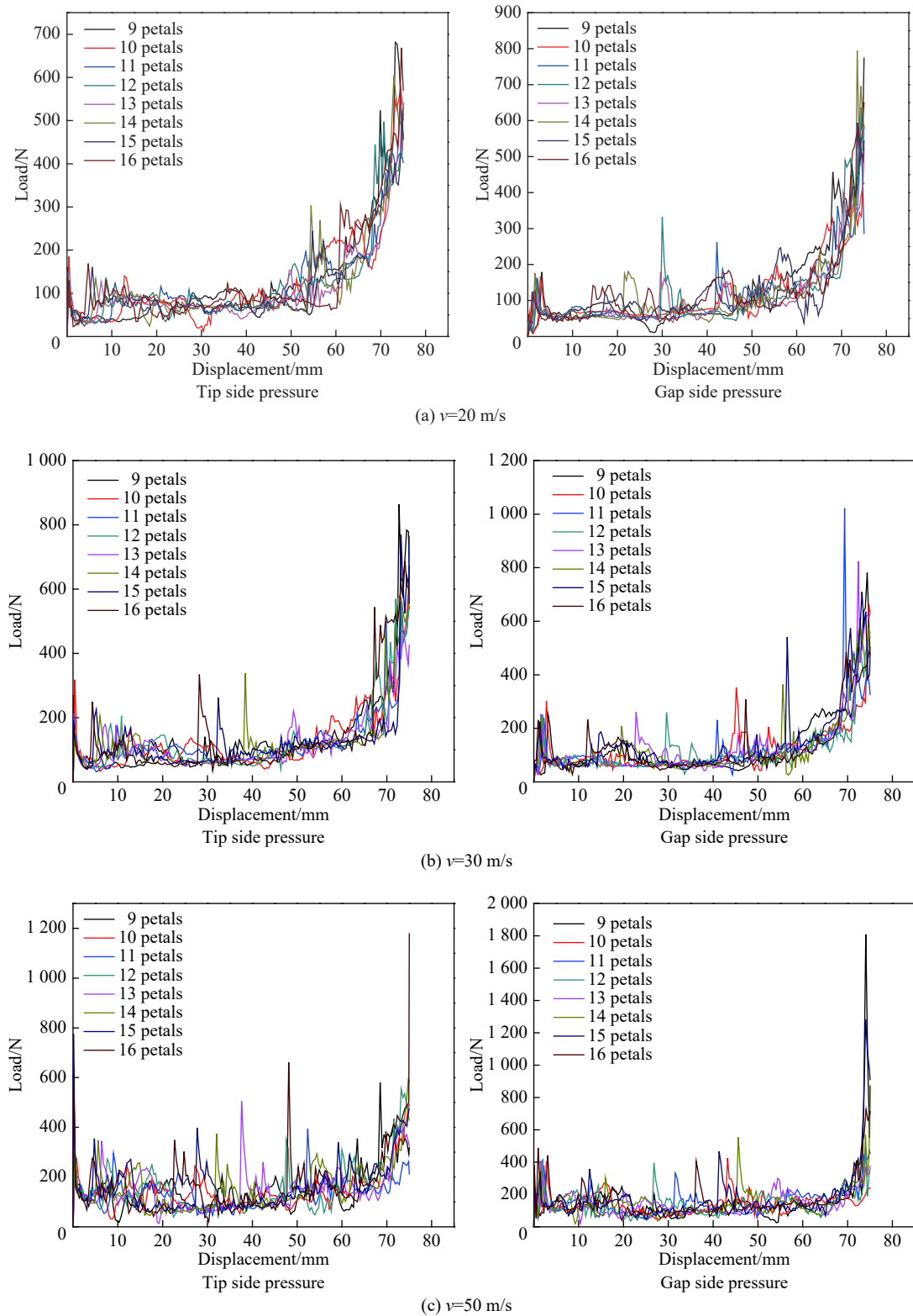


图 5 不同冲击速度下的载荷-位移曲线

Fig. 5 Load-displacement curves at different impact velocities

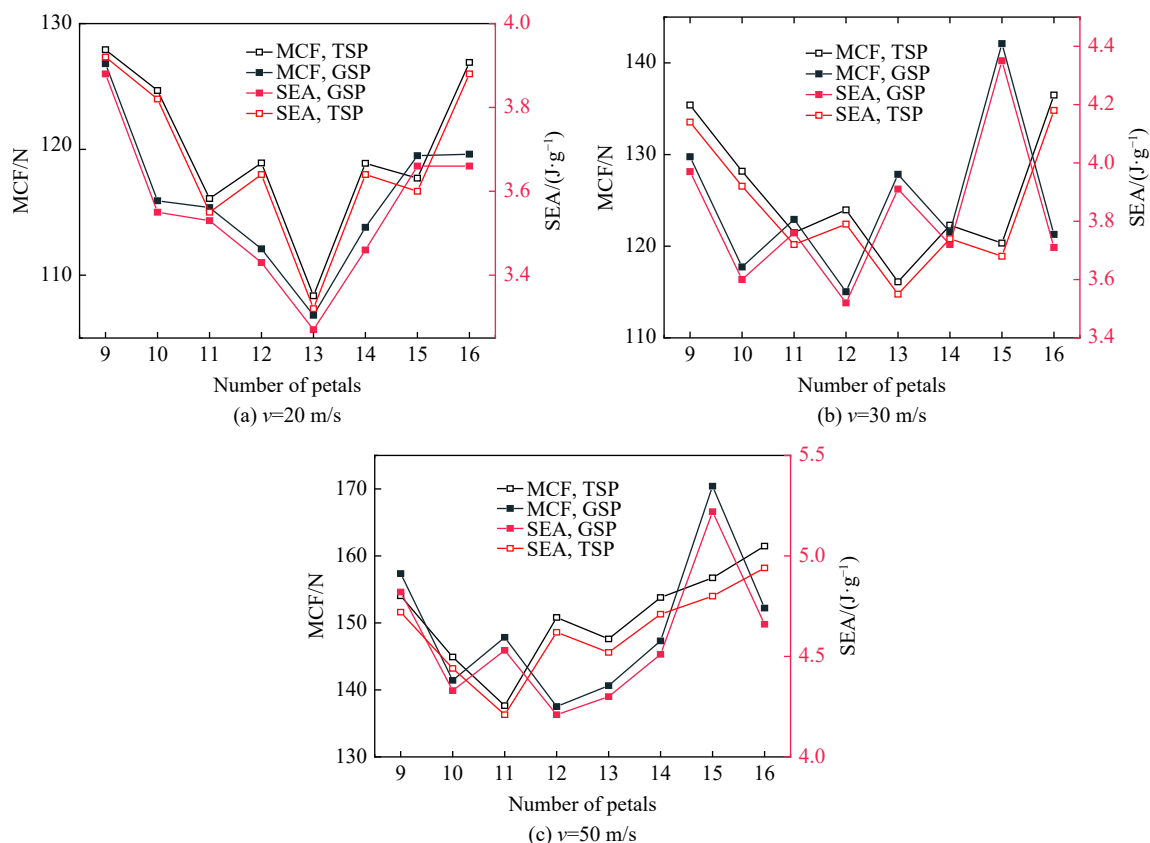


图 6 不同冲击速度、不同花瓣数下类向日葵夹芯结构的 SEA 和 MCF

Fig. 6 SEA and MCF of sunflower sandwich structure with various numbers of petals at different impact velocities

3 结 论

本研究提出了一种新型的金属薄壁结构——类向日葵夹芯圆柱结构,探讨了具有不同外壳壁厚和花瓣数的类向日葵夹芯结构在瓣尖压和瓣间压两种径向冲击载荷下的吸能特性。

(1)随着冲击速度的增大,初始峰值力增大,SEA 和 MCF 都增大。

(2)SEA 的大小与外壳壁厚的变化有关,在质量一定的前提下,随着外壳壁厚的增加,瓣尖压加载下的 SEA 逐渐减小。

(3)SEA 和 MCF 的大小与类向日葵夹芯结构的花瓣数有关。在质量一定的前提下,随着花瓣数的增加,瓣尖压和瓣间压两种加载方式对薄壁构件吸能效率的影响减小;随着冲击速度的增大,不同花瓣数的薄壁构件的吸能效果逐渐呈现规律性,在某一花瓣数下,SEA 和 MCF 达到最大。

参考文献:

- [1] ALEXANDER J. An approximate analysis of the collapse of thin cylindrical shells under axial loading [J]. *The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, 1960, 13(1): 10–15.
- [2] WIERZBICKI T, ABRAMOWICZ W. On the crushing mechanics of thin-walled structures [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1983, 50(4a): 727–734.
- [3] GUPTA N, PRASAD G E, GUPTA S. Plastic collapse of metallic conical frusta of large semi-apical angles [J]. *International Journal of Crash Worthiness*, 1997, 2(4): 349–366.
- [4] HANSSEN A G, LANGSETH M, HOPPERSTAD O S. Static crushing of square aluminium extrusions with aluminium foam filler [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1999, 41(8): 967–993.
- [5] HANSSEN A G, LANGSETH M, HOPPERSTAD O S. Static and dynamic crushing of circular aluminium extrusions with

- aluminium foam filler [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2000, 24(5): 475–507.
- [6] 赵凯, 卢国兴, 沈建虎, 等. 圆环列系统吸能特性研究 [J]. 北京大学学报, 2007, 65(3): 312–316.
ZHAO K, LU G X, SHEN J H, et al. Energy absorption characteristics of ring train system [J]. *Journal of Peking University*, 2007, 65(3): 312–316.
- [7] NAJAFI A, RAIS-ROHANI M. Mechanics of axial plastic collapse in multi-cell, multi-corner crush tubes [J]. *Thin-Walled Structures*, 2011, 49(1): 1–12.
- [8] 李志斌, 虞吉林, 郭刘伟. 具有诱导结构的铝合金薄壁方管轴向压缩吸能性能试验研究 [J]. *工程力学*, 2012, 29(6): 346–352.
LI Z B, YU J L, GUO L W. Experimental study on energy absorption performance of aluminum alloy thin-walled square tube with induced structure in axial compression [J]. *Engineering Mechanics*, 2012, 29(6): 346–352.
- [9] 杨鹏飞. 波纹夹芯板和结构的压缩与冲击吸能特性研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2013.
YANG P F. Study on compression and impact energy absorption characteristics of corrugated sandwich plates and structures [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2013.
- [10] 陈亦涛, 王帅, 刘凯欣. 径向冲击载荷下金属圆环系统的动态吸能特性 [C]//中国力学学会第 19 届学术年会. 北京, 2013.
- [11] 于渤, 张钱城, 金峰, 等. 泡沫铝填充波纹板的动态压缩性能研究 [C]//中国力学大会-2013. 西安, 2013.
- [12] TARLOCHAN F, SAMER F, HAMOUDA A M S, et al. Design of thin wall structures for energy absorption applications: enhancement of crashworthiness due to axial and oblique impact forces [J]. *Thin-Walled Structures*, 2013, 71: 7–17.
- [13] 杨彬彬, 赵修平. 多胞金属管受径向冲击时的吸能特性 [J]. *海军航空工程学院学报*, 2014, 29(6): 552–556.
YANG B B, ZHAO X P. Energy absorption characteristics of polycellular metal tube subjected to radial impact [J]. *Journal of Naval Aeronautical Engineering College*, 2014, 29(6): 552–556.
- [14] WANG J, ZHANG Y, HE N, et al. Crashworthiness behavior of Koch fractal structures [J]. *Materials & Design*, 2018, 144: 229–244.
- [15] 韩宾. 波纹强化复合型多孔材料的力学行为研究 [D]. 西安: 西安交通大学, 2018.
HAN B. Study on mechanical behavior of corrugated reinforced composite porous materials [D]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University, 2018.
- [16] NGOC S H, LU G X, XIANG X M. Energy absorption of a bio-inspired honeycomb sandwich panel [J]. *Journal of Materials Science*, 2019, 54(8): 6286–6300.

Numerical Simulation of Radial Impact on Sunflower-Like Sandwich Cylindrical Shell

YAN Dong^{1,2}, WANG Genwei^{1,2}, SONG Hui^{1,2}, WANG Bin^{1,3}

(1. *Institute of Applied Mechanics, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;*

2. *Key Laboratory of Material Strength and Structure Impact in Shanxi Province, Taiyuan 030024, Shanxi, China;*

3. *Department of Mechanical and Aerospace Engineering, London Brunel University, London UB8 3PH, UK)*

Abstract: Because of their excellent lightness and crashworthiness, metal thin-walled structures have been widely used in the collision kinetic energy dissipation system of vehicles such as automobiles, airplanes and trains. In this paper, the deformation mode, energy absorption capacity, specific energy absorption and average compression force of sunflower thin-wall sandwich structure under radial impact load in two directions are studied. The results show that the wall thickness, the number of petals, the loading speed and the loading direction of the thin-wall sandwich structure of sunflower have certain effects on the impact resistance of the structure. Under the condition of constant mass, with the increase of the thickness of the outer shell, the energy absorption efficiency of the thin-walled structure under the tip pressure is reduced. The specific energy absorption under gap side pressure was 44.6% higher than that under tip side pressure. With the change of the number of petals, the energy absorption efficiency of thin-walled metal structure has an optimal value.

Keywords: metal thin-walled structure; energy; radial compression; simulation

3D 打印浆砌层合结构复合材料 层间断裂韧性的数值模拟

孟祥生¹, 武晓东^{1,2}, 张海广¹

(1. 太原理工大学机械与运载工程学院, 山西 太原 030024;
2. 中国辐射防护研究院核应急与核安全研究所, 山西 太原 030006)

摘要: 通过有限元数值模拟研究了 3D 打印浆砌层合结构复合材料的层间断裂韧性。首先建立了基于内聚力原理和位移控制加载法的 I 型和 II 型断裂韧性有限元模型, 模拟复合材料层间张开和错开的过程, 随后通过有限元数值模拟与模型试验对比分析, 验证了有限元数值方法的可靠性, 最后分析了复合材料初始裂纹长度、断裂韧性、起始界面刚度、界面强度、黏结层厚度以及净距等参数对 3D 打印浆砌层合结构复合材料层间力学性能的影响。研究表明: 对 I 型模型, 减小初始裂纹长度、增大断裂韧性和增大黏结层厚度均能提高层间承载能力, 起始界面刚度和界面强度的改变对拉伸力峰值无明显变化; 对 II 型模型, 减小初始裂纹长度、增强界面强度、增大断裂韧性和减小黏结层厚度均能提高层间承载能力, 起始界面刚度的改变对荷载-位移曲线无明显影响。

关键词: 复合材料; 断裂韧性; 有限元模拟; 浆砌层合结构; 3D 打印

中图分类号: O347.3; TB332

文献标识码: A

高性能轻质复合材料越来越多地应用于工程材料领域, 尤其是贝壳珍珠层的应用最广泛。贝壳珍珠层的最大优点是高强度和高抗断裂韧性, 这些优越性能得益于其独特的多层次微结构。珍珠层由体积分数为 95% 的文石碳酸钙和 5% 的有机质组成, 两者交叉堆叠成有序的层状结构^[1], 即浆砌层合结构, 其中有机质的桥连作用以及诱导裂纹偏转作用强化了材料的韧性^[2-3]。根据贝壳这种浆砌层合结构, 可制备具有硬材料基体和黏结层的复合材料。其多层次微结构如图 1^[4] 所示。

鉴于贝壳珍珠层这种浆砌层合结构的诸多优点, 随之出现了很多浆砌结构材料制造技术, 其中 3D 打印技术作为新兴的制造技术, 被越来越多地用在工业生产和人们的生活中, 如航空航天中的机翼、生物材料中的牙齿等, 同时也使仿生浆砌层合结构复合材料的制备更方便。马骁勇等^[5]研究发现, 三维打印贝壳仿生结构断裂发生在类橡胶软材料内部, 因此浆砌层合结构内部层间的分层与脱黏对整体结构力学性能有着重要影响。而浆砌层合结构的软硬交替界面的力学性能可通

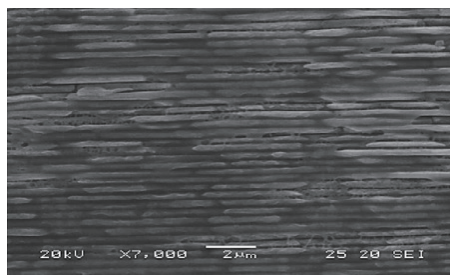


图 1 珍珠层微结构^[4]

Fig. 1 Microstructure of nacre^[4]

* 收稿日期: 2019-08-27; 修回日期: 2019-10-14

基金项目: 国家自然科学基金(11702185); 山西省高校创新科技项目(173230113-S)

作者简介: 孟祥生(1994—), 男, 硕士研究生, 主要从事仿贝壳珍珠层复合材料力学性能研究。

E-mail: 1850428137@qq.com

通信作者: 武晓东(1983—), 男, 博士, 讲师, 主要从事复合材料动力学研究. E-mail: wuxiaodong@tyut.edu.cn

过分析复合材料的层间断裂韧性来研究,为此本工作着眼于 3D 打印复合材料层间断裂韧性。

近些年来,针对复合材料层间断裂韧性的有限元计算模型发展迅速。Xu 等^[6]的内聚力模型发展较完善,且具有自身的理论原理,广泛应用于复合材料断裂与分层破坏研究中。其中,许多学者将内聚力模型引入标准复合材料层间扩展试验模型中,如 Hosseini 等^[7]基于内聚力模型研究了编织玻璃环氧基复合材料的断裂韧性,Hua 等^[8]借助内聚力模型研究了玻璃钢铝层合板的非对称双悬臂梁,宗要武^[9]基于内聚力模型开展了钢纤维水泥基材料的界面性能分析。众多学者还将内聚力模型引入冲击载荷下复合材料分层损伤的有限元模拟中,较好地反映了复合材料结构分层损伤破坏的全过程。如 Alfaro 等^[10]基于内聚力模型研究了三维层合板的断裂和分层,Liu 等^[11]基于内聚力模型研究了层合板动态双悬臂梁,赵丽滨等^[12]总结了纤维增强复合材料层合板分层行为研究进展以及内聚力方法。在上述模型基础上,本研究在内聚力模型中考虑了 3D 打印浆砌层合结构的裂纹萌生和扩展行为,并分析了模型参数的影响。

基于此,针对 3D 打印浆砌层合结构复合材料的 I 型和 II 型断裂韧性进行有限元模拟,通过有限元数值模拟与模型试验的对比分析,验证有限元模拟的正确性,随后考察初始裂纹长度、断裂韧性、起始界面刚度、界面强度、黏结层厚度以及净距对 3D 打印浆砌层合结构复合材料层间力学性能的影响。

1 层间断裂韧性的有限元模拟

1.1 内聚力本构模型及损伤判据

采用双线性拉伸分离准则来模拟黏结层接触面的黏性力学行为,其本构关系如图 2 所示。

用内聚力单元来模拟材料的损伤破坏过程,分为两个阶段:损伤起始和损伤演化^[13]。

针对损伤起始,采用二次应力准则

$$\left(\frac{\langle\sigma_n\rangle}{N_{\max}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_s}{S_{\max}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_t}{T_{\max}}\right)^2 = 1 \quad (1)$$

式中: n 是单元法向,对应于 I 型断裂; s 、 t 是单元

的两个切线方向,对应于 II 型和 III 型断裂; σ_n 、 σ_s 、 σ_t 分别为法向和两个切向的应力, $N_{\max}$ 、 $S_{\max}$ 、 $T_{\max}$ 分别为法向和两个切向的峰值强度。

针对损伤演化,采用基于能量的损伤演化 BK 准则

$$G_C = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{\text{shear}}}{G_T} \right)^\eta \quad (2)$$

$$G_{\text{shear}} = G_{II} + G_{III} \quad (3)$$

$$G_T = G_I + G_{\text{shear}} \quad (4)$$

式中: G_{IC} 、 G_{IIC} 分别为法向和 II 型切向的断裂韧性值, G_I 、 G_{II} 、 G_{III} 分别为法向和两个切向的能量释放率, η 为材料常数。

损伤起始后会有应力的变化,需要引入刚度弱化系数 D

$$D = \frac{\delta_m^f (\delta_m^{\max} - \delta_m^0)}{\delta_m^{\max} (\delta_m^f - \delta_m^0)} \quad (5)$$

$$\delta_m^0 = \sqrt{\langle\delta_n\rangle^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2} \quad (6)$$

$$\delta_m^f = \frac{2G_C}{\sqrt{\langle\sigma_n\rangle^2 + \sigma_s^2 + \sigma_t^2}} \quad (7)$$

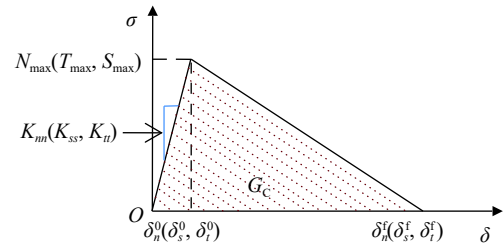


图 2 双线性拉伸分离准则

Fig. 2 Bilinear stretching separation criteria

式中: δ_m^0 为破坏起始时单元节点的张开量, δ_m^f 为破坏演化时节点的张开量, $\delta_m^{\max}$ 为在荷载历程中节点的最大张开量。

1.2 I型和II型断裂韧性有限元数值模型

采用 ABAQUS 进行 I 型材料断裂韧性的有限元数值模拟, 如图 3 所示。数值模拟选用三维建模, 长 240 mm, 宽 37 mm, 初始裂纹长 32 mm。采用动态模拟准静态, 进行复合材料裂纹张开过程模拟, 边界条件: 保持试样右端固定, 在距试样左端 14 mm 处绑定一个铁片, 施加竖向位移荷载, 在铁片控制点处实现材料的张开。黏结层采用内聚力单元和扫略网格描述, 且布置局部边界种子, 尺寸为 0.5 mm。

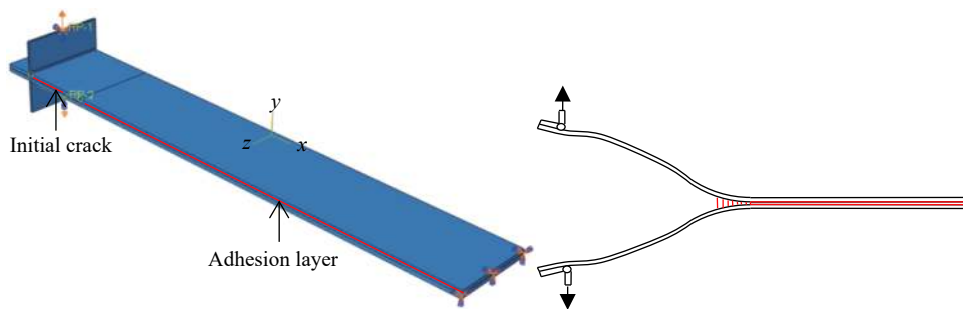


图 3 I 型有限元模型及示意图
Fig. 3 Finite element model and schematic of model-I

采用 ABAQUS 进行 II 型材料断裂韧性的有限元数值模拟, 如图 4 所示。数值模拟采用三维模型, 长 140 mm, 宽 25 mm, 净距 80 mm, 初始裂纹长 20 mm。采用动态模拟准静态, 进行复合材料裂纹错开过程模拟, 试样上表面中心线与参考点绑定, 其边界条件: 保持两个支座固定, 通过对参考点施加竖向位移荷载实现材料的错开。黏结层采用内聚力单元和扫略网格描述, 且布置局部边界种子, 尺寸为 0.5 mm。考虑到支座处和初始裂纹处上下表面的接触, 采用了通用接触。

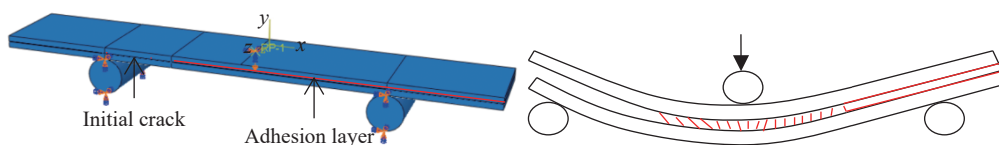


图 4 II 型有限元模型及示意图
Fig. 4 Finite element model and schematic of model-II

通过对实验数据结果的分析, 确定了内聚力模型层间断裂韧性和节点张开量。由图 2 的本构关系可知, 层间断裂韧性为图形与坐标轴围成的面积, 进而确定界面强度, 初始斜率为起始界面刚度。具体参数如表 1 所示, 其中 T 为黏结层厚度, K_{nn} 和 K_{ss} 为 I 型和 II 型模型的刚度参数。

表 1 内聚力参数
Table 1 Cohesive parameters

T/mm	$N_{\max}/\text{MPa}$	$S_{\max}/\text{MPa}$	$G_I/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	$G_{II}/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	$K_{nn}/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-3})$	$K_{ss}/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-3})$
0.16	0.35	2.0	0.40	0.73	15 625	31 250
0.20	0.50	2.5	0.55	0.65	12 500	25 000

1.3 数值模拟与实验结果对比验证

为了验证有限元计算结果的正确性, 进行了 I 型和 II 型断裂韧性的模型试验。试样由 Objet 260 Connex 3 光固化三维打印机制备。通过 SolidWorks 软件设计模型并导入三维打印机程序中, 然后利用双喷头 3D 打印机将模型打印成最终试样。试样尺寸与有限元模型尺寸一致, 试样上下两层硬材料采

用不透明灰色树脂材料 VeroGray, 通过准静态实验, 得到其弹性模量和泊松比分别为 1 250 MPa 和 0.3; 中间黏结层采用类橡胶高分子材料 TangoBlack, 通过准静态实验, 得到其弹性模量和泊松比分别为 0.4 MPa 和 0.33。采用 ASTM D5528-01^[14] 标准进行 I 型断裂韧性试验, 如图 5(a) 所示, 通过试样拉伸实现裂纹张开, 得到荷载-位移曲线; 采用 NASA/TM-2010-216838^[15] 标准进行 II 型断裂韧性试验, 如图 5(b) 所示, 通过试样弯曲实现层间裂纹错开, 得到荷载-位移曲线。



图 5 断裂韧性测试试验照片

Fig. 5 Picture of fracture toughness test

DCB 和 ENF 试验与模拟结果的对比分别如图 6 和图 7 所示, 其中 A 点和 B 点分别代表黏结层局部损伤起始点和损伤演化点^[16-17]。由图 6 和图 7 可知, 不同黏结层厚度的数值模拟结果与试验测量所得荷载-位移曲线具有相同的变化趋势。损伤起始点和损伤演化点的数值模拟结果与试验实测值吻合较好, 从而验证了数值建模过程的可行性及模拟结果的可靠性。因此, 本工作采用该建模方法进行后续数值模拟研究。

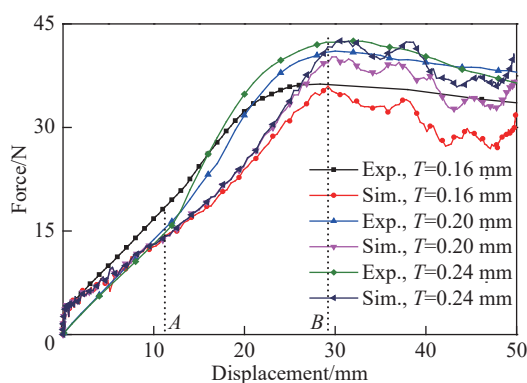


图 6 不同黏结层厚度的 I 型对比

Fig. 6 Comparison chart of different bonding layer thicknesses in model-I

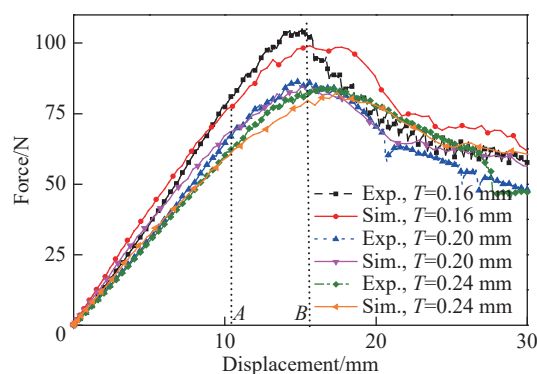


图 7 不同黏结层厚度的 II 型对比

Fig. 7 Comparison chart of different bonding layer thicknesses in model-II

对于 I 型试样, 以黏结层厚度为 0.20 mm 的工况为例进行分析, 如图 6 所示。由图 6 可知, 荷载-位移曲线的数值模拟结果与实测值具有相同的变化趋势, 且能较好地预测局部损伤起始点和损伤演化点, 但因存在损伤致使试样实际变形大于数值模拟结果, 所以数值模拟所得拉伸力比实测值略小。

对于 II 型试样, 以黏结层厚度为 0.16 mm 的工况为例进行分析, 如图 7 所示。可见, 荷载-位移曲线的数值模拟结果与试验模型具有相同的变化趋势, 且能较好地预测损伤起始点。损伤演化点的荷载变小, 这是由于试验过程中试样产生微弱错动, 一定程度上延缓了裂纹的损伤, 增大了试样的弯曲力。

2 数值模拟结果分析

2.1 I 型数值模拟结果分析

针对中间黏结层厚度为 0.20 mm 的 I 型模拟结果进行初始裂纹长度、断裂韧性、起始界面刚度与界面强度的研究分析, 并讨论黏结层厚度的影响。

2.1.1 初始裂纹长度的影响

不同初始裂纹长度 C 的荷载-位移曲线如图 8 所示。由图 8 可知, I 型试样荷载峰值所对应的位移随初始裂纹长度的增大而增大, 拉伸力峰值略有增大。由修正梁理论^[14]公式推断可知: 当断裂韧性不变时, 失效裂纹长度增大, 在拉伸力峰值增幅不大的情况下, 荷载峰值所对应的位移会增大。

此外, 在局部损伤起始点之前, 荷载增长速率随初始裂纹长度的增大而减小。如图 9 所示, 在损伤演化点之前, 达到损伤演化点的裂纹尖端开口位移 (CTOD) 相同, 裂纹长度增大 182%, 即由 22 mm 增大到 62 mm; 拉伸位移增大 160%, 即由 20 mm 增大到 52 mm, 表明试样的裂纹拉伸张开呈非线性, 这是由试样弯曲变形和尖端黏结层阻碍共同导致。在损伤演化后, 载荷下降速度随初始裂纹长度的增大而加快, 表明初始裂纹长度越小, 材料的韧性越强, 材料不会瞬时失去承载力。

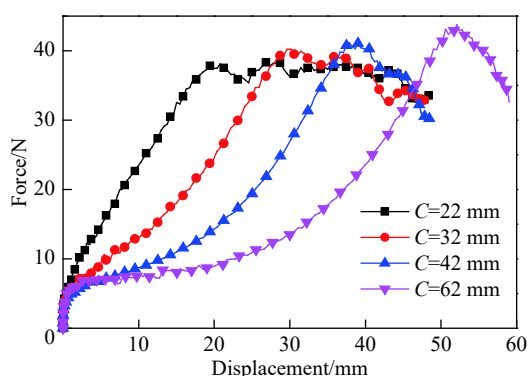


图 8 初始裂纹长度对 I 型荷载-位移曲线的影响

Fig. 8 Influence of initial crack length on model-I load-displacement curve

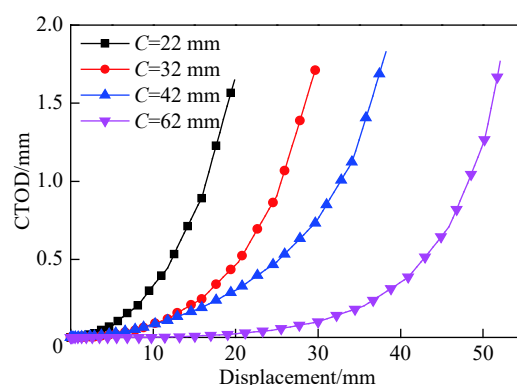


图 9 初始裂纹长度对裂纹尖端开口位移曲线的影响

Fig. 9 Influence of initial crack length on crack tip opening displacement curves

2.1.2 断裂韧性的影响

不同断裂韧性的荷载-位移曲线如图 10 所示。由图 10 可知, 拉伸力峰值随断裂韧性的增强而增大。这是由于断裂韧性增强, 层间抵抗破坏能力增大, 因此需要更大的拉伸力峰值使材料破坏。保持相同的断裂韧性增加值 0.1 N/mm, 则拉伸力峰值的增加幅度为 4 N, 说明断裂韧性对 I 型试样层间破坏具有显著影响。

2.1.3 起始界面刚度的影响

不同起始界面刚度的荷载-位移曲线如图 11 所示, $K_{m1} = 12\,500\text{ N/mm}^3$ 为模拟试样黏结层厚度为 0.20 mm 时的刚度参数值。由图 11 可知, 拉伸力峰值随起始界面刚度的增大而略有下降。这是由于起

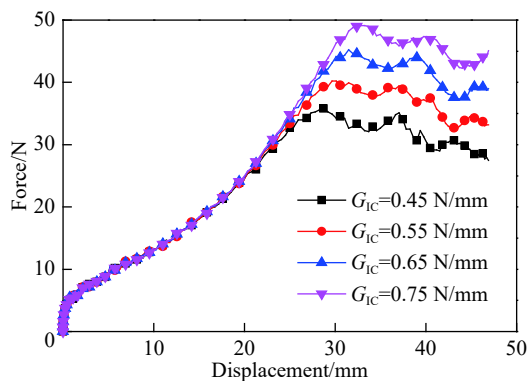


图 10 断裂韧性对 I 型荷载-位移曲线的影响

Fig. 10 Influence of fracture toughness on model-I load-displacement curve

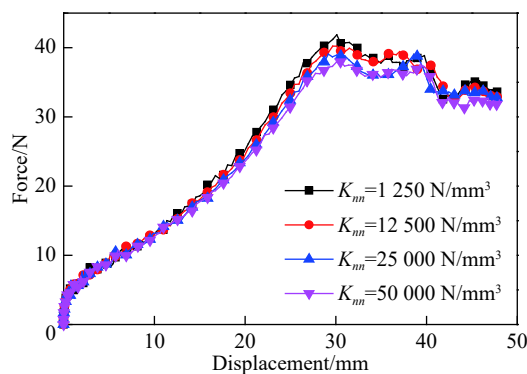


图 11 起始界面刚度对 I 型荷载-位移曲线的影响

Fig. 11 Influence of interface stiffness on model-I load-displacement curve

始界面刚度的改变仅影响破坏起始时的单元节点张开量,不会影响整体材料的破坏能。因此刚度参数在一定范围内变化时,对荷载-位移曲线的影响并不显著。

2.1.4 界面强度的影响

不同界面强度的荷载-位移曲线如图12所示。由图12可知,拉伸力峰值随界面强度的增加无明显变化,而荷载峰值所对应的位移减小。这是由于界面强度越大,损伤演化时的节点错开量越小,导致试样破坏时张开位移变小,荷载峰值所对应的位移减小。

2.1.5 黏结层厚度的影响

不同黏结层厚度的荷载-位移曲线如图6所示。由图6可知,拉伸力峰值随着黏结层厚度的增加而增加,且达到拉伸力峰值对应的位移增大。保持相同的黏结层厚度增加值0.04 mm,则拉伸力峰值增量减小,由4.72 N降为1.51 N。当黏结层厚度增加到一定程度后,拉伸力峰值将不会产生明显的增长。

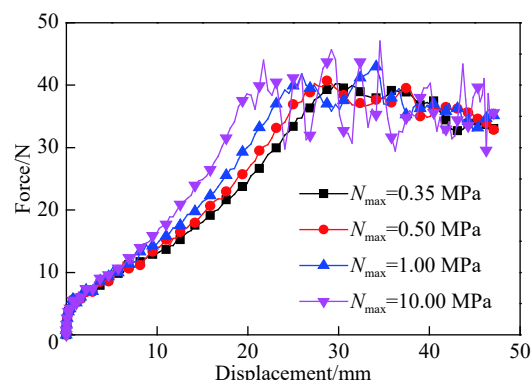


图12 界面强度对I型荷载-位移曲线的影响

Fig. 12 Influence of interface strength on model-I load-displacement curve

2.2 II型数值模拟结果分析

针对中间黏结层厚度为0.16 mm的II型模拟结果进行初始裂纹长度、断裂韧性、起始界面刚度、界面强度与净距的研究分析,并讨论黏结层厚度的影响。

2.2.1 初始裂纹长度的影响

不同初始裂纹长度 C 的荷载-位移曲线如图13所示。由图13可知,II型试样的弯曲力峰值随初始裂纹长度的增大而减小。初始裂纹长度越小,起始刚度越大,达到弯曲力峰值后,黏结层产生破坏并引起弯曲力下降,且下降幅度较大。这是由于黏结层剪切力增大,层间损伤抵抗力增强,导致弯曲力峰值增大。当试样处于损伤演化后期,瞬时黏性层破坏长度较大,导致荷载骤然下降,曲线出现剧烈抖动。同样表明初始裂纹长度越小,材料的韧性越强,越不容易破坏,但材料破坏后承载力降幅很大。

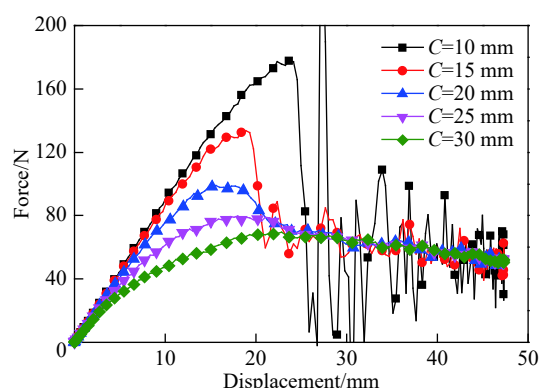


图13 初始裂纹长度对II型荷载-位移曲线的影响

Fig. 13 Influence of initial crack length on model-II load-displacement curve

2.2.2 断裂韧性的影响

不同断裂韧性的荷载-位移曲线如图14所示。由图14可知,弯曲力峰值随断裂韧性的增加而增大。这是由于黏结层抵抗破坏的能力随断裂韧性的增强而增强,试样越不容易发生破坏。

此外,弯曲力峰值与断裂韧性之间的关系曲线如图15所示。由图15可知,保持相同的断裂韧性增加值0.05 N/mm,弯曲力峰值增长率变化依次为120、40、30,表明断裂韧性的增强对弯曲力峰值的影响越来越小。

2.2.3 起始界面刚度的影响

不同起始界面刚度的荷载-位移曲线如图16所示。由图16可知,荷载-位移曲线随起始界面刚度的增大无显著变化。这是由于起始界面刚度仅影响试样破坏起始时的单元节点错开量,不会影响整体试样的破坏能。

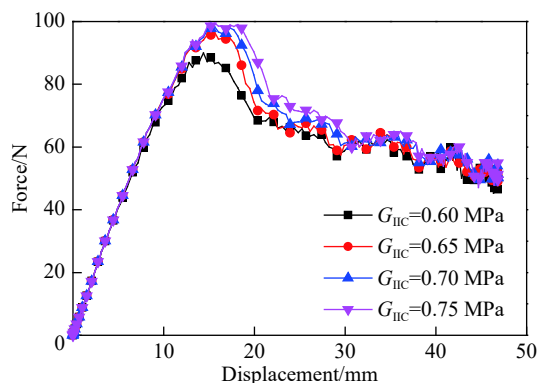


图 14 断裂韧性对 II 型荷载-位移曲线的影响

Fig. 14 Influence of fracture toughness on model-II load-displacement curve

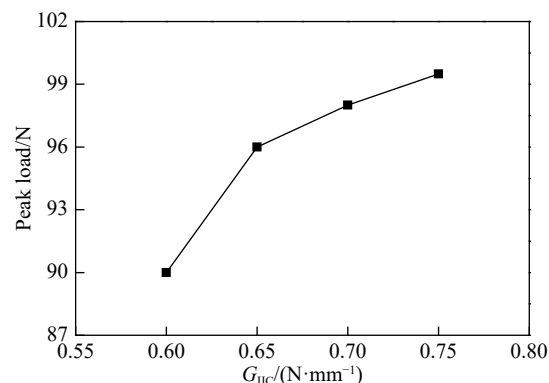


图 15 断裂韧性对应的荷载峰值变化曲线

Fig. 15 Loading peak curve corresponding to fracture toughness

2.2.4 界面强度的影响

不同界面强度的荷载-位移曲线如图 17 所示。由图 17 可知, 弯曲力峰值随界面强度的增加而增大。这是由于保持断裂韧性不变, 破坏演化阶段的节点错开量随起始界面刚度的增大而减小, 达到单元破坏所需的应力增大, 因此所需的外荷载增大。

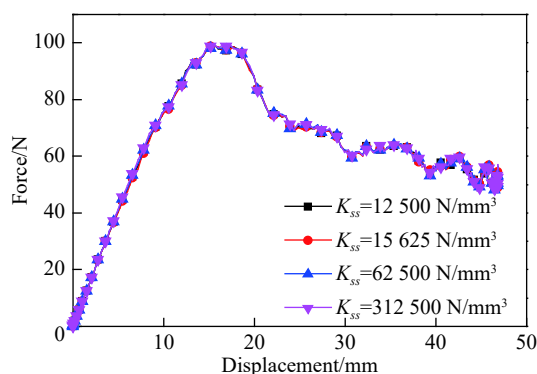


图 16 起始界面刚度对 II 型荷载-位移曲线的影响

Fig. 16 Influence of interface stiffness on model-II load-displacement curve

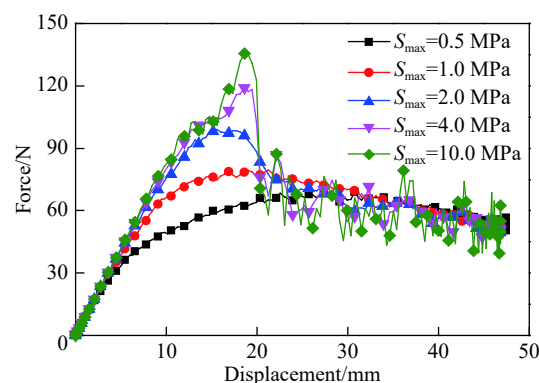


图 17 界面强度对 II 型荷载-位移曲线的影响

Fig. 17 Influence of interface strength on model-II load-displacement curve

图 17 中 $S_{\max} = 2.0$ MPa 为模拟 II 型试样黏结层的应力参数值。可见, 当 $S_{\max}$ 大于 2.0 MPa 时, 节点错开量减小, 中间黏结层在达到损伤演化点前发生破坏, 导致曲线在弯曲力峰值点前出现抖动; 当 $S_{\max}$ 小于 2.0 MPa 时, 节点位移错开量增加, 中间黏结层能够抵挡损伤破坏, 曲线平滑。

2.2.5 净距的影响

不同净距 L 下的荷载-位移曲线如图 18 所示。由图 18 可知, 弯曲力峰值随净距的增大而减小, 荷载峰值对应的位移增大。

净距的改变影响了初始裂纹长度和试样跨距两部分。弯曲力峰值随初始裂纹长度的增大而减

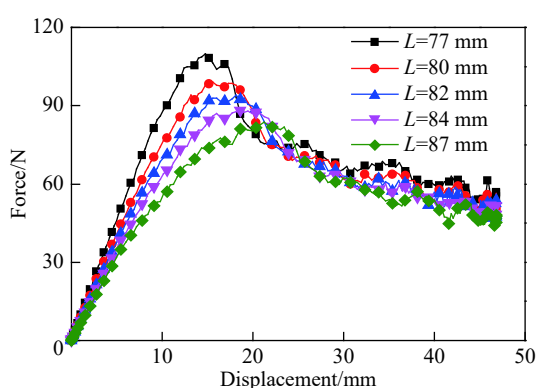


图 18 净距对 II 型荷载-位移曲线的影响

Fig. 18 Influence of clear distance on model-II load-displacement curve

小(见图13)。随着跨距增大,试样整体抗弯刚度降低,位移加载相同距离时所对应的弯曲力减小,因此试样破坏时所对应的位移增大。因此初始裂纹长度和试样跨距共同导致了弯曲力峰值的减小以及荷载峰值对应位移的增大。

2.2.6 黏结层厚度的影响

不同黏结层厚度条件下的荷载-位移曲线如图7所示。由图7可知,弯曲力峰值随黏结层厚度的增大而减小,弯曲力峰值对应的位移在15.5 mm左右。保持相同的黏结层厚度增加值0.04 mm,则弯曲力峰值减小量降低,由17.93 N降为2.74 N。因此当黏结层厚度增大到一定程度后,弯曲力峰值同样不会产生明显的增长。

3 结 论

通过有限元模拟对3D打印浆砌层合结构复合材料的I型和II型断裂韧性进行了分析,研究了初始裂纹长度、断裂韧性、起始界面刚度、界面强度、黏结层厚度以及净距等参数对3D打印浆砌层合结构复合材料层间力学性能的影响,得到以下结论。

(1) 对于3D打印浆砌层合结构复合材料I型模型,减小初始裂纹长度、增加断裂韧性值以及增大黏结层厚度都能够增强材料韧性,使层间具有较高的承载能力。其中损伤演化后荷载下降速度随初始裂纹长度的减小而平稳缓慢下降,起始界面刚度和界面强度的改变对荷载峰值无显著变化,界面强度的增大会引起荷载峰值对应位移的减小。

(2) 对于3D打印浆砌层合结构复合材料II型模型,减小初始裂纹长度、增加断裂韧性、增强界面强度、减小黏结层厚度和减小净距都能够增强材料韧性,使层间具有较高的承载能力。其中II型断裂韧性的增大对荷载峰值的影响越来越小;净距的减小会引起荷载峰值对应位移的减小,引起材料瞬间破坏;起始界面刚度对试样层间性能无显著影响。

参考文献:

- [1] SCHÄFFER T E, IONESCUZANETTI C, PROKSCH R, et al. Does abalone nacre form by heteroepitaxial nucleation or by growth through mineral bridges [J]. *Chemistry of Materials*, 1998, 10(8): 946–946.
- [2] SHAO Y, ZHAO H P, FENG X Q, et al. Discontinuous crack-bridging model for fracture toughness analysis of nacre [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2012, 60(8): 1400–1419.
- [3] 万欣娣, 任凤章, 刘平, 等. 贝壳珍珠层的研究现状 [J]. *材料导报*, 2006, 20(10): 21–24.
WAN X D, REN F Z, LIU P, et al. Research status of shell nacre [J]. *Materials Reports*, 2006, 20(10): 21–24.
- [4] BERTOLDI K, BIGONI D, DRUGAN W J. Nacre: an orthotropic and bimodular elastic material [J]. *Composites Science and Technology*, 2008, 68(6): 1363–1375.
- [5] 马骁勇, 梁海弋, 王联凤. 三维打印贝壳仿生结构的力学性能 [J]. *科学通报*, 2016, 61(7): 728–734.
MA X Y, LIANG H Y, WANG L F. Mechanical properties of three-dimensional printed shell biomimetic structures [J]. *Science Bulletin*, 2016, 61(7): 728–734.
- [6] XU X P, NEEDLEMAN A. Void nucleation by inclusion debonding in a crystal matrix [J]. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 1993, 1(2): 111–132.
- [7] HOSSEINI M R, TAHERI-BEHROOZ F, SALAMAT-TALAB M. Mode I interlaminar fracture toughness of woven glass/epoxy composites with mat layers at delamination interface [J]. *Polymer Testing*, 2019, 78: 105943.
- [8] HUA X G, LI H G, LU Y, et al. Interlaminar fracture toughness of glare laminates based on asymmetric double cantilever beam (ADCB) [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2019, 163: 175–184.
- [9] 宗要武. 基于内聚力模型的钢纤维水泥基材料界面性能分析 [D]. 重庆: 重庆大学, 2018: 23–27.
ZONG Y W. Analysis of interfacial bonding properties of cement-based materials with steel fibers based on cohesive zone model [D]. Chongqing: Chongqing University, 2018: 23–27.
- [10] ALFARO M V C, SUIKER A S J, RENÉ D B, et al. Analysis of fracture and delamination in laminates using 3D numerical

- modelling [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2009, 76(6): 761–780.
- [11] LIU Y, DER M F P, SLUYS L J. Cohesive zone and interfacial thick level set modeling of the dynamic double cantilever beam test of composite laminate [J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2018, 96: 617–630.
- [12] 赵丽滨, 龚愉, 张建宇. 纤维增强复合材料层合板分层扩展行为研究进展 [J]. 航空学报, 2019, 40(1): 509–522.
- ZHAO L B, GONG Y, ZHANG J Y. A survey on delamination growth behavior in fiber reinforced composite laminates [J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2019, 40(1): 509–522.
- [13] 寇剑锋, 徐绯, 郭家平, 等. 黏聚力模型破坏准则及其参数选取 [J]. 机械强度, 2011, 33(5): 714–718.
- KOU J F, XU F, GUO J P, et al. Failure criterion of cohesion model and its parameter selection [J]. *Mechanical Strength*, 2011, 33(5): 714–718.
- [14] American Society for Testing and Materials. Standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites: ASTM D5528-01 [S]. West Conshohocken, PA: ASTM, 2007.
- [15] O'BRIEN T K, JOHNSTON W M, TOLAND G J. Mode II interlaminar fracture toughness and fatigue characterization of a graphite epoxy composite material: NASA/TM-2010-216838 [R]. Hampton, VA: NASA, 2010.
- [16] ARRESE A, BOYANO A I, DE G J, et al. A novel procedure to determine the cohesive law in DCB tests [J]. *Composites Science and Technology*, 2017, 152: 76–84.
- [17] ARRESE A, INSAUSTI N, MUJICA F, et al. A novel experimental procedure to determine the cohesive law in ENF tests [J]. *Composites Science and Technology*, 2019, 170: 42–50.

Numerical Simulation on Interlaminar Fracture Toughness of 3D Printed Mortar Laminated Composites

MENG Xiangsheng¹, WU Xiaodong^{1,2}, ZHANG Haiguang¹

(1. College of Mechanical and Vehicle Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;

2. Department of Nuclear Emergency and Safety, China Institute for Radiation Protection, Taiyuan 030006, Shanxi, China)

Abstract: In this paper, the interlaminar fracture toughness of 3D printed mortar laminated composite was investigated by finite element numerical simulation. Firstly, finite element models of the model-I and model-II fracture toughness were established based on cohesive principle and displacement control loading method, and used to simulate the interlaminar opening and staggering process of composites. Then the reliability of the finite element numerical method was verified by compared with the experiment results. Finally, the effects of initial crack length, fracture toughness, initial interface stiffness, interface strength, bonding layer thickness and clear distance on the mechanical properties of 3D printed mortar laminated composite were analyzed. The results show that, for the model-I, reducing the initial crack length, increasing the fracture toughness and increasing the bonding layer thickness can improve interface bearing capacity; and the change of initial interface stiffness and interface strength has no effect on the peak value of tensile force. For the model-II, reducing the initial crack length, enhancing the interface strength, increasing the fracture toughness value and reducing the bonding layer thickness can improve the interface bearing capacity; and the change of the initial interface stiffness has no significant effect on the load-displacement curve.

Keywords: composite material; fracture toughness; finite element simulation; mortar laminated structure; 3D printing