

圆形蜂窝共面冲击力学性能

付春英¹, 罗显洲², 孙德强²

(1.天津职业大学, 天津 300410; 2.陕西科技大学, 西安 710021)

摘要:目的 基于有限元模拟的方法,比较研究规则和交错排列的圆形蜂窝共面动态冲击力学性能。方法 利用 Ansys/LS-DYNA 建立 2 种蜂窝的共面冲击分析有限元模型。结果 借助于该模拟方法,分析得到在结构参数一致,冲击速度不同的情况下,规则排列的圆形蜂窝变形模式呈现 3 个阶段,即“X”,“V”和“—”字形,交错圆形蜂窝变形模式几乎相同,呈“—”字形。得出了 2 种排列方式的圆形蜂窝的变形模式转换速度与壁厚半径比的关系。根据有限元模拟结果,推导出了动态峰应力关于结构参数和冲击速度的经验公式。结论 用有限元模拟的方法得到了 2 种排列方式的圆形蜂窝的共面冲击力学性能,为圆形蜂窝芯材的优化设计提供了参考依据。

关键词:圆形蜂窝芯材;共面;变形模式;动态峰应力;能量吸收;有限元分析

中图分类号:TB487 **文献标识码:**A **文章编号:**1001-3563(2016)19-0027-06

In-plane Dynamic Mechanics of Circular Honeycomb Cores

FU Chun-ying¹, LUO Xian-zhou², SUN De-qiang²

(1.Tianjin Vocational Institute, Tianjin 300410, China;

2.Shaanxi University of Science and Technology, Xi'an 710021, China)

ABSTRACT: The work aims to comparatively investigate the in-plane dynamic mechanics of regularly-arranged and alternately-arranged circular honeycomb cores based on finite element simulations. The FE models of two kinds of circular honeycomb cores were established by using Ansys/LS-DYNA under the in-plane impact loadings. By means of such simulation method, according to the analysis, the regularly-arranged circular honeycomb deformation modes, with the consistent structural parameters and different impact speeds, took on three stages, namely "X", "Y" and "I" shapes. The alternately-arranged circular honeycomb deformation modes were almost the same and took on "I" shape. The relationship between the conversion speed and the wall thickness radius ratio of the circular honeycomb deformation modes arranged in two ways was concluded. According to the FE simulation results, the empirical formulas of dynamic plateau stresses were derived in terms of configuration parameters and impact velocity. In conclusion, the in-plane dynamic mechanics of circular honeycomb cores arranged in two ways by means of FE simulation provide reference for the optimized design of circular honeycomb cores.

KEY WORDS: circular honeycomb cores; in-plane; deformation mode; dynamic plateau stress; energy absorption; finite element analysis

收稿日期: 2016-08-25

基金项目: 国家自然科学基金(51575327); 陕西省教育厅重点实验室及基地项目(16JS014); 陕西省教育厅 2014 陕西本科高校专业综合改革试点子项目(陕教高[2014]16 号)

作者简介: 付春英(1975—),女,内蒙古人,硕士,天津职业大学讲师,主要研究方向为包装材料性能和包装设计。

通讯作者: 孙德强(1976—),男,山东沂水人,陕西科技大学教授、硕导,主要研究方向为多孔材料力学性能测试与仿真、计算机辅助技术与软件开发。

圆形蜂窝芯材是一种重要的具有优良能量吸收性能的缓冲材料,可在航空、包装、交通、建筑、军事等领域广泛应用。圆形蜂窝的共面力学性能不单单与单元结构参数有关,还与单元排列方式有关。借助于理论分析,Chung 等推导出了圆形和椭圆形蜂窝芯材的共面等效模量,分析了3种缺陷因素对共面模量的影响^[1]。Papka 等最早展示了圆形聚碳酸酯蜂窝共面单轴压缩的响应曲线^[2]。Chung 等也展示了共面单轴载荷作用下圆形聚碳酸酯蜂窝的压溃,并分析了其具有各向异性的原因^[3]。Papka 等设计了一种测试装置,测试了圆形蜂窝共面双向同时挤压时的力学性能^[4-5]。Chung 等还研究了圆形聚碳酸酯蜂窝共面双轴静态压缩行为^[6-8]。Hu 等对圆形聚碳酸酯蜂窝进行了共面单双轴压缩实验^[9]。Karagiozova 等研究了共面单双轴载荷作用下圆形蜂窝的后屈曲行为和应变本地化^[10]。在这些研究中,尽管研究了圆形蜂窝的动态性能,但应变率较低,实际上是类静态力学行为,因此,很有必要揭露圆形蜂窝的共面动态力学性能。尽管实验法可用来研究其动态性能,却难以准备足够多的样品进行试验,因此有限元分析法得到了广泛应用。模拟显示,结构参数和冲击速度影响蜂窝材料的动态力学性能^[11-18]。

文中对规则和交错排列的圆形蜂窝共面动态冲击力学性能进行了研究,在结构参数一致的情况下,2种排列方式的圆形蜂窝表现出不同的变形模式,并将对动态峰应力进行分析。

1 有限元模型

对圆形蜂窝进行共面冲击分析的有限元模型见图1。蜂窝孔深 $b=10\text{ mm}$, x_1 和 x_2 方向上蜂窝单元的数量都为16,特征单元的半径 $R=3\text{ mm}$ 。利用 Ansys/LS-DYNA 软件建立有限元模型。蜂窝样品夹在 P1 和 P2 刚性板之间,试样所有节点异面方向的位移约束为0, P1 为刚性冲击板,沿 x_2 方向以恒定速率 v 向下运动, P2 为支撑板,保持静止。采用5个积分点的 Belytschko-Tsay Shell163 单元划分网格,单元边长为 0.3 mm 。样品所有可能接触的外表面定义为无摩擦自动单面接触,样品与上下刚板之间的摩擦系数定义为0.02的面面接触。蜂窝基材选用双线性应变硬化材料,该材料的各项力学参数分别为:密度 $\rho_s=2700\text{ kg/m}^3$;正切模量 $E_{\tan}=$

689.7 MPa;弹性模量 $E_s=68.97\text{ GPa}$;屈服应力 $\sigma_{ys}=292\text{ MPa}$;泊松比 $\nu_s=0.35$ 。另外,基材力学行为视为与应变率无关。

圆形蜂窝结构见图2,包含了规则排列和交错排列2种。单元壁厚和半径分别定义为 δ 和 R ,基材密度为 ρ_s ,则2种圆形蜂窝的相对密度分别为:

$$\rho_r^* = \pi \delta \rho_s / (2R)$$

$$\rho_s^* = 0.879 \pi \delta \rho_s / (2R)$$

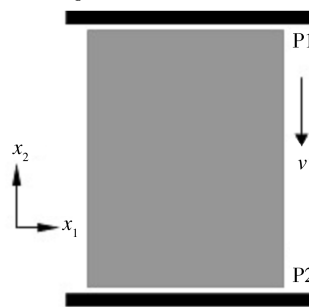


图1 样品共面冲击分析的有限元模型

Fig.1 FE model for in-plane crushing analysis of specimens

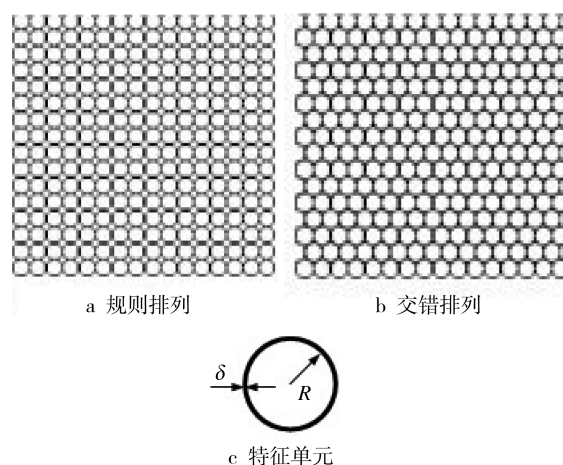


图2 圆形蜂窝排列方式和特征单元

Fig.2 Arrangement style of circular honeycomb cores and representative cell

2 结果与分析

2.1 变形模式

文献[19]指出,二维多孔蜂窝材料共面变形模式表现为低、中和高速下的类静态、过渡和动态3种,对于圆形蜂窝来说,分别对应 v 为3, 100, 200 m/s。在初始阶段,材料变形小,样品中每一个单元均匀变形。当进一步发生变形时,局部应力会超过基材的屈服极限,变形将会到达峰应力阶段,应力会保持一定水平上下波动,样品最终会被压溃,

发生密实化。

2.1.1 规则圆形蜂窝

规则圆形蜂窝的类静态、过渡和动态变形模式^[20]的典型阶段见图 3—5 中, 其变形模式基本一致, 在冲击端出现一个坍塌带, 第 2 个坍塌带出现在靠近支撑板一端。3 种变形模式的区别是上层坍塌带分别呈现“X”、“V”和“—”字形。

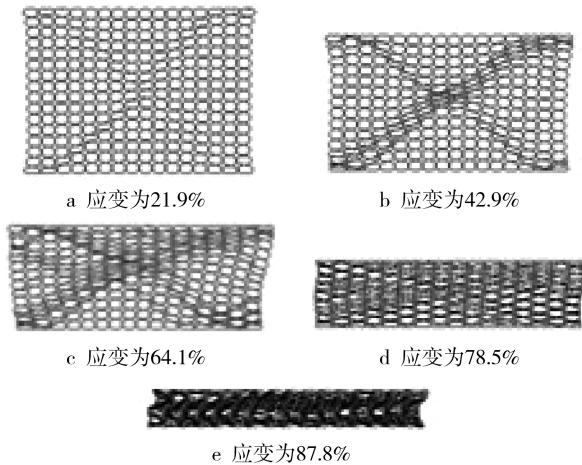


图 3 规则排列圆形蜂窝低速($v=3$ m/s)

冲击时的“X”形变形模式

Fig.3 The “X” shaped deformation mode of regularly-arranged circular honeycomb cores at the low impact velocity ($v=3$ m/s)

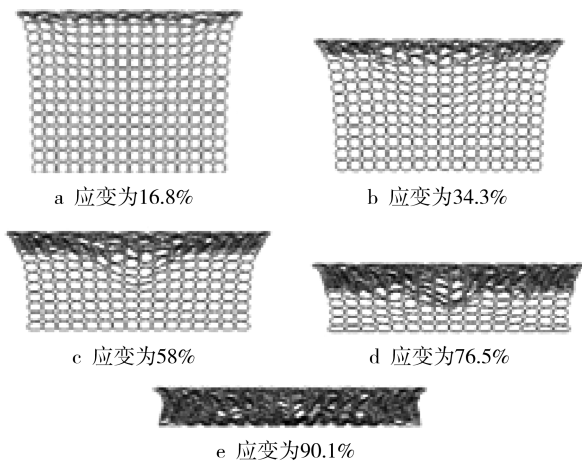


图 4 规则排列圆形蜂窝中速($v=100$ m/s)

冲击时的“V”形变形模式

Fig.4 The “V” shaped deformation mode of regularly-arranged circular honeycomb cores at the moderate impact velocity ($v=100$ m/s)

对于低速时的类静态变形模式, 如图 3, 变形初始样品中形变微小, 每个单元均匀变形, 带有横向扩展。当变形发展到一定程度时, 下部出现倒“V”形坍塌带, 宏观变形不再均匀。随着该坍塌带的进

一步扩展, 与其平行的单元随后交替坍塌, 结果使得最靠近这一倾斜坍塌带临近单元被周围 4 个变形为椭圆形的单元包裹着, 如图 3a—c。同时, 上部的“V”形坍塌带成型, 最终形成了“X”形坍塌, 上“V”形坍塌带的扩展方式同于下“V”形坍塌带。每个被包裹的单元保持类圆形一段时间后, 从样品的上下两端向中心逐渐被压溃, 直至密实, 如图 3d—e。

中速时的过渡变形模式如图 4。变形很快就变得不均匀, 靠近冲击板的第 1 层单元以规则排列的橘子瓣形首先发生坍塌, 如图 4a。随着变形的增加, 最靠近坍塌带前沿的那层单元先后以 2 种不同的方式交替变形, 如图 4b—d。具体来说, 对于第 2 行单元, 奇数列单元以类圆形模式变形, 而偶数列单元却被压成了椭圆形, 如图 4b。第 3 行单元变形时, 奇数列单元被压成了椭圆形, 偶数列单元似圆形, 如图 4c。这样的变形模式使得每个变形为类圆形的单元最终被周边的 4 个变形为类椭圆的单元包裹着, 这点类似于类静态变形模式。处于坍塌带前沿中心的单元变形要早于两侧的单元, 由此产生了“V”形的变形模式, 如图 4b—d。变形到达图 4d 后, 靠近支撑板的样品两侧的单元快速变形, 早于中间的单元与上部坍塌带接触, 当类圆形单元全部坍塌时, 样品密实, 如图 4e。

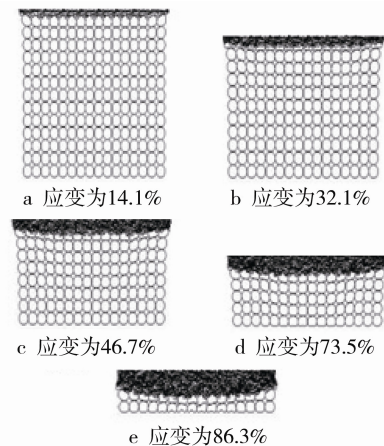


图 5 规则排列圆形蜂窝高速($v=200$ m/s)

冲击时的“—”形变形模式

Fig.5 The transverse “—” shaped deformation mode of regularly-arranged circular honeycomb cores at the high impact velocity ($v=200$ m/s)

在高速冲击载荷条件下, 会发生动态变形模式, 如图 5, 靠近冲击板的单元由上而下按“—”字形模式依次坍塌, 坍塌带垂直于冲击方向, 在坍塌过程中只有处于坍塌前沿的那层单元被不断压溃, 已变形的单元变得密实。

2.1.2 交错圆形蜂窝

交错排列圆形蜂窝在冲击速度 v 为 3, 100, 200 m/s 时的变形模式见图 6—8, 其基本变形模式几乎是相同的。最先在冲击端形成局部坍塌带, 第 2 个局部坍塌带出现在固定端。

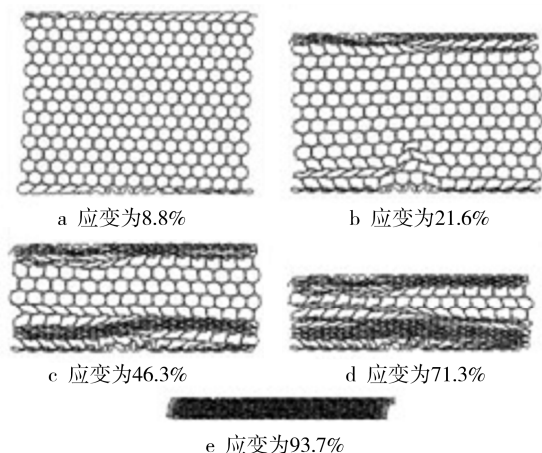


图 6 交错排列圆形蜂窝低速($v=3$ m/s)冲击时的变形模式
Fig.6 Deformation mode of staggered-arranged circular honeycomb cores at the low impact velocity ($v=3$ m/s)

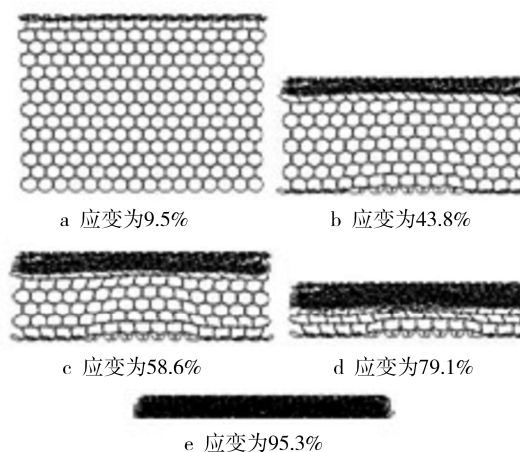


图 7 交错排列圆形蜂窝中速($v=100$ m/s)冲击时的变形模式
Fig.7 Deformation mode of staggered-arranged circular honeycomb cores at the moderate impact velocity ($v=100$ m/s)

对于类静态模式, 其典型的变形如图 6。初始阶段试样的变形是均匀线性的, 随着进一步的冲击, “一”字形的坍塌带同时在靠近上下板的地方出现, 如图 6a, 此时变形也不再均匀了。随着变形的不断发展, 两端的“一”字形坍塌带逐渐从两端向中间蔓延, 直到完全密实化, 如图 6b—e。

在中速冲击条件下, 出现过渡变形模式, 如图 7。坍塌带的出现次序、先后程度越来越明显。靠近冲击板的坍塌带首先出现, 每个单元呈橘子瓣形, 然后形成“一”字形坍塌带, 如图 7a。当上层坍塌带发

展到一定程度时, 靠近支撑板处随后出现“一”字形坍塌带, 如图 7b—d。坍塌带发展相对缓慢, 变形中的单元将会长时间保持类圆形, 而上层的坍塌带会自顶向底不断发展, 逐步走向密实化, 如图 7e。

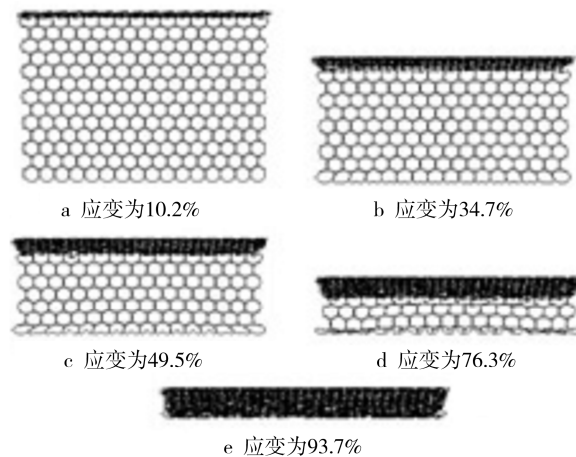


图 8 交错排列圆形蜂窝高速($v=100$ m/s)冲击时的变形模式
Fig.8 Deformation mode of staggered-arranged circular honeycomb cores at the high impact velocity ($v=100$ m/s)

在高速冲击时, 出现动态变形模式, 如图 8。在靠近冲击板的地方, 单元接连被压溃, 坍塌带以“一”字形出现, 垂直于载荷方向, 冲击板处的坍塌带出现得越来越滞后, 甚至会消失, 上层坍塌带不断向下扩展, 直至密实。

2.1.3 变形模式临界速度

设类静态模式到过渡模式的临界速度为 v_{c1} , 从模拟结果看, 几乎不受壁厚半径比的影响。过渡模式到动态模式下的临界速度是由壁厚半径比 δ/R 决定的, v_{c2} 与 $(\delta/R)^{1/2}$ 成正比, 这与 Ruan 等^[20-21]的研究结果相吻合。不同冲击速度下, 通过改变壁厚半径比完成一系列的模拟, 对应的变形模式见图 9。

△ 动态模式 ○ 过渡模式 □ 类静态模式

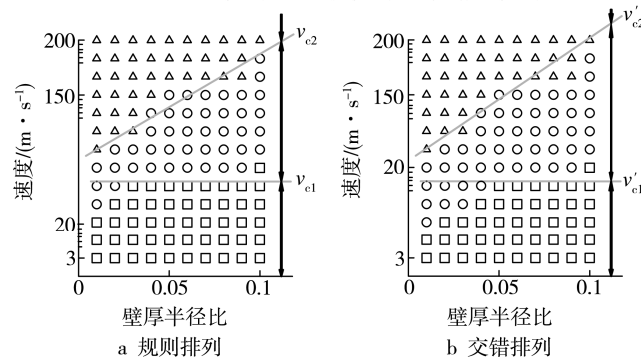


图 9 圆形蜂窝的变形模式

Fig.9 Deformation modes map of circular honeycomb cores

根据模拟结果, 最终得到 2 个临界速度的经验公式:

$v_{c1} \approx 26 \text{ m/s}, v_{c2} = 317\sqrt{\delta/R} \text{ m/s}$

$v'_{c1} \approx 23 \text{ m/s}, v'_{c2} = 332\sqrt{\delta/R} \text{ m/s}$

式中： v_{c1} ， v_{c2} 是规则排列圆形蜂窝的变形模式转换临界速度； v'_{c1} ， v'_{c2} 是交错排列圆形蜂窝的变形模式转换临界速度。

2.2 动态峰应力

按照 Sun 等^[12—13]的数据处理方法，定义圆形蜂窝共面动态峰应力为 σ_p 。为了得到 δ/R 和 v 对共面 σ_p 的影响，上述模拟得到的 σ_p 值见表 1。

表 1 圆形蜂窝不同壁厚和冲击速度下的动态峰应力
Tab.1 σ_p values of circular honeycomb cores with different cell wall thicknesses at different impact velocities MPa

速度/(m·s ⁻¹)	壁厚/mm							
	0.03	0.05	0.07	0.1	0.15	0.2	0.25	0.3
规则排列	3	0.006	0.027	0.053	0.127	0.325	0.575	0.906
	20	0.016	0.037	0.068	0.138	0.305	0.937	1.519
	50	0.096	0.173	0.260	0.365	0.868	1.587	2.269
	70	0.203	0.355	0.530	0.832	1.422	2.322	3.216
	100	0.412	0.723	1.033	1.578	2.280	3.836	5.165
	150	0.858	1.575	2.343	3.388	5.298	7.717	9.781
	200	1.649	2.795	3.911	5.899	9.128	12.995	16.559
	250	2.569	4.232	6.311	9.107	14.067	19.618	24.907
交错排列	3	0.003	0.027	0.053	0.127	0.325	0.575	0.906
	20	0.015	0.037	0.068	0.138	0.305	0.937	1.519
	50	0.094	0.173	0.260	0.365	0.868	1.587	2.269
	70	0.200	0.355	0.530	0.832	1.422	2.322	3.216
	100	0.405	0.723	1.033	1.578	2.280	3.836	5.165
	150	0.858	1.575	2.343	3.388	5.298	7.717	9.781
	200	1.623	2.795	3.911	5.899	9.128	12.995	16.559
	250	2.497	4.232	6.311	9.107	14.067	19.618	24.907

基于一维冲击波理论模型^[11]：

$\sigma_p = \sigma_0 + \rho^* v^2 / \varepsilon_d = \sigma_0 + A v^2$

式中： σ_0 是静态峰应力； ρ^* 是圆形蜂窝的密度； $A = \rho^* / \varepsilon_d$ 。其中 ε_d 是静载荷下最大应变，理论上其值是由蜂窝芯的多孔性决定的：

$\varepsilon_d = 1 - \rho^* / \rho_s$

Qiu 等^[21—22]给出了 3 个经验公式：

$\sigma_p = A_1 \sigma_{ys} \bar{\rho}^2 + (C_2 \bar{\rho}^2 + C_1 \bar{\rho} + C_0) \rho_s v^2$

$\sigma_p = A_1 \sigma_{ys} \bar{\rho}^2 + \bar{\rho} \rho_s v^2 / (1 - B_2 \bar{\rho})$

$\sigma_p = A_1 \sigma_{ys} \bar{\rho}^2 + B_1 \bar{\rho} \rho_s v^2$

式中： A_1 ， C_2 ， C_1 ， C_0 ， B_1 和 B_2 均为拟合参数。定义拟合曲线在各个型值点的峰应力值与实际模拟值之差的绝对值之和为拟合误差，按这 3 个公式，基于表 1 的数据，得到响应拟合系数和拟合误差值，见表 2。

表 2 动态峰应力与壁材屈服应力的比值

Tab.2 σ_p / σ_{ys} values

	$A_1 \bar{\rho}^2 + (C_2 \bar{\rho}^2 + C_1 \bar{\rho} + C_0) \rho_s v^2 / \sigma_{ys}$		$A_1 \bar{\rho}^2 + \bar{\rho} \rho_s v^2 / (1 - B_2 \bar{\rho}) \sigma_{ys}$		$A_1 \bar{\rho}^2 + B_1 \bar{\rho} \rho_s v^2 / \sigma_{ys}$	
	拟合系数	拟合误差	拟合系数	拟合误差	拟合系数	拟合误差
规则排列圆形蜂窝	$A_1=0.453, C_2=0.815$ $C_1=0.985, C_0=0.0005$	0.260	$A_1=0.453$ $B_2=0.616$	0.397	$A_1=0.453$ $B_1=0.056$	0.608
交错排列圆形蜂窝	$A_1=0.781, C_2=0.004$ $C_1=0.97, C_0=0.01$	0.318	$A_1=0.518$ $B_2=0.783$	0.484	$A_1=1.34$ $B_1=0.859$	1.032

通过对比发现，前 2 个经验公式拟合误差较小，与模拟结果更吻合。基于最小二乘法，得到单元不

同排列方式下的经验公式。

1) 对常规排列蜂窝：

$$\sigma_p = 0.453\sigma_{ys}\bar{\rho}^2 + (0.815\bar{\rho}^2 + 0.985\bar{\rho} + 0.0005)\rho_s v^2$$

$$\sigma_p = 0.453\sigma_{ys}\bar{\rho}^2 + \bar{\rho}\rho_s v^2 / (1 - 0.616\bar{\rho})$$

2) 对交错排列蜂窝:

$$\sigma_p = 0.781\sigma_{ys}\bar{\rho}^2 + (0.004\bar{\rho}^2 + 0.97\bar{\rho} + 0.01)\rho_s v^2$$

$$\sigma_p = 0.518\sigma_{ys}\bar{\rho}^2 + \bar{\rho}\rho_s v^2 / (1 - 0.783\bar{\rho})$$

3 结语

除了单元自身结构参数,单元排列方式也对蜂窝的动态冲击响应有着重要影响。在不同的冲击速度下,规则和交错排列的圆形蜂窝芯材会呈现出不同的变形模式。在单元结构参数一定时,与规则排列圆形蜂窝相比,交错排列圆形蜂窝有着更一致的变形模式和更加稳定的应力平台区。根据有限元模拟结果,给出了动态峰应力的经验公式。

参考文献:

- [1] CHUNG J, WAAS A M. The In-plane Elastic Properties of Circular Cell and Elliptical Cell Honeycombs[J]. Acta Mechanica, 1999, 144(1): 29—42.
- [2] PAPKA S D, KYRIAKIDES S. In-Plane Crushing of a Polycarbonate Honeycomb[J]. International Journal of Solids & Structures, 1998, 35(3): 239—67.
- [3] CHUNG J, WAAS A M. Compressive Response and Failure of Circular Cell Polycarbonate Honeycombs under Inplane Uniaxial Stresses[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1999, 121(4): 494—502.
- [4] PAPKA S D, KYRIAKIDES S. Biaxial Crushing of Honeycombs: Part 1 Experiments[J]. International Journal of Solids & Structures, 1999, 36(29): 67—96.
- [5] PAPKA S D, KYRIAKIDES S. In-plane Biaxial Crushing of Honeycombs: Part II Analysis[J]. International Journal of Solids & Structures, 1999, 36(29): 4397—423.
- [6] CHUNG J, WAAS A M. In-plane Biaxial Crush Response of Polycarbonate Honeycombs[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2001, 127(2): 180—193.
- [7] CHUNG J, WAAS A M. Compressive Response of Circular Cell Polycarbonate Honeycombs under In-plane Biaxial Static and Dynamic Loading, Part I: Experiments[J]. International Journal of Impact Engineering, 2002, 27(7): 729—54.
- [8] CHUNG J, WAAS A M. Compressive Response of Circular Cell Polycarbonate Honeycombs under In-plane Biaxial Static and Dynamic Loading, Part II: Simulations[J]. International Journal of Impact Engineering, 2002, 27(10): 15—47.
- [9] HU L L, YU T X, GAO Z Y, et al. The Inhomogeneous Deformation of Polycarbonate Circular Honeycombs under In-Plane Compression[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2008, 50(7): 24—36.
- [10] KARAGIOZOVA D, YU T X. Post-collapse Characteristics of Ductile Circular Honeycombs under In-plane Compression[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2005, 47(4): 570—602.
- [11] 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.
- [12] SUN D, ZHANG W. Mean In-plane Plateau Stresses of Hexagonal Honeycomb Cores under Impact Loadings[J]. Composite Structures, 2009, 91(2): 168—185.
- [13] SUN D, ZHANG W, WEI Y. Mean Out-of-plane Dynamic Plateau Stresses of Hexagonal Honeycomb Cores under Impact Loadings[J]. Composite Structures, 2010, 92(11): 9—21.
- [14] 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): 50—64.
- [15] LI K, GAO X L, WANG J. Dynamic Crushing Behavior of Honeycomb Structures with Irregular Cell Shapes and Non-uniform Cell Wall Thickness[J]. International Journal of Solids & Structures, 2007, 44(14): 3—26.
- [16] 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 & Structures, 2009, 46(22): 88—98.
- [17] ALI M, QAMHIYAH A, FLUGRAD D, et al. Theoretical and Finite Element Study of a Compact Energy Absorber[J]. Advances in Engineering Software, 2008, 39(2): 95—106.
- [18] 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(5): 98—109.
- [19] XU S Q, RUAN D, LU G X. Strength Enhancement of Aluminium Foams and Honeycombs by Entrapped Air under Dynamic Loadings[J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 19(1): 531—570.
- [20] 孙德强, 罗显洲, 方众望, 等. 多层规则排列圆形铝蜂窝共面缓冲优化[J]. 包装工程, 2014, 35(19): 29—33.
- [21] SHEN J H, XIE Y M, HUANG X D, et al. Behaviour of Luffa Sponge Material under Dynamic Loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 2013, 59(17): 98—109.
- [22] QIU X M, ZHANG J, YU T X. Collapse of Periodic Planar Lattices under Uniaxial Compression, Part I: Quasi-static Strength Predicted by Limit Analysis[J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(10): 23—30.