

文章编号: 1001-4888(2023)01-0068-13

预制裂纹参数及相对密度对平面 多孔结构裂纹扩展的影响^{*}

张欣茹¹, 邓庆田¹, 李新波¹, 温金鹏², 宋学力¹

(1. 长安大学 理学院, 陕西西安 710064; 2. 中国工程物理研究院 总体工程研究所, 四川绵阳 621900)

摘要: 基于有限元仿真和准静态三点弯曲实验研究了预制裂纹参数和相对密度对平面多孔结构板裂纹扩展的影响规律。考虑预制裂纹尺寸、数量、倾角和位置以及多孔结构板的相对密度, 共设计 9 组模型; 利用有限元仿真软件获得模型弹塑性阶段的应力图及载荷-位移曲线并进行分析, 提出相应规律; 同时采用 3D 打印机熔融丝制备多孔结构模型, 利用微机控制电子万能试验机完成三点弯曲实验, 并与有限元仿真结果进行拟合分析, 验证结论的正确性。结果表明: 预制裂纹的尺寸越大、数量越多, 则模型抑制裂纹萌生和扩展的能力越强; 多孔结构的相对密度对不同的单元形状及单元取向模型抑制裂纹萌生及扩展的影响不同。

关键词: 多孔结构; 预制裂纹参数; 相对密度; 裂纹扩展

中图分类号: O341

文献标识码: A

DOI: 10.7520/1001-4888-22-057

0 引言

多孔结构是由大量多边形孔在平面上聚集形成的二维结构, 由其制备而成的多孔材料一般具有相对密度低、比强度高、比表面积高、重量轻等优点, 被广泛应用于航空航天、军事、汽车产业、医疗工程等领域^[1]。然而, 受生产过程及加工环境等因素的影响, 多孔结构内部会形成一条甚至多条长短不一、方向不同的微裂纹, 当这些裂纹受到外部载荷时易进一步扩展导致结构整体的破坏^[2]。同时由于多孔结构的孔隙属性, 使其在与均质材料结构遭受相同外载荷作用时会展现出与均质材料结构不同的断裂模式, 从而导致初始断裂载荷及裂纹扩展路径与均质材料结构不同, 因此, 研究多孔结构内部裂纹扩展规律及影响因素具有十分重要的理论意义及工程应用价值。

周琴等^[3]以含非平行双裂纹的有机玻璃板为研究对象, 利用落板冲击设备进行中低速冲击实验, 探究了两裂纹的相互影响、联通规律及裂纹尖端应力强度因子的变化规律。王陈瑶^[4]以有机玻璃试件为研究对象开展拉伸实验, 研究了方孔位置的变化对含裂纹拉伸试件中裂纹扩展路径及载荷-位移曲线的影响。岳中文等^[5,6]研究了含圆孔缺陷三点弯曲梁的动态断裂行为, 以及双预置裂纹对试件裂纹尖端扩展速率和动态应力强度因子值的影响。刘凯等^[7]采用有机玻璃作为试件材料, 研究了冲击速度和初始裂纹角度对动态裂纹扩展规律的影响。朱婷^[8]以有机玻璃为研究对象, 研究了预制裂纹长度、圆孔半径、试件宽度和圆孔位置对应力强度因子的影响。王明国^[9]采用扩展有限元(XFEM)研究了孔隙率对多孔生物陶瓷材料断裂力学性能的影响, 并模拟了多孔陶瓷结构的孔边裂纹扩展, 结果表明随着孔隙率

^{*} 收稿日期: 2022-03-11; 修回日期: 2022-04-14

基金项目: 国家自然科学基金委员会-中国工程物理研究院 NSAF 联合基金(U1930204); 中央高校基本科研业务费专项资金(310812163504)资助

通信作者: 邓庆田(1980—), 男, 博士, 副教授。研究方向: 多孔材料与结构力学性能。Email: dengqt@chd.edu.cn

的增加,结构更容易发生断裂破坏。孙齐^[10]以 CF/PA 复合材料为研究对象,采用实验和仿真相结合的方法,研究了不同预制裂纹 CF/PA 复合材料层合板的拉伸性能及裂纹扩展规律。战楠^[11]采用改进的扩展有限元法研究了多孔结构与裂纹相互作用中孔径尺寸、多孔排布方式等几何参数对裂尖应力场的影响。杨鑫等^[12]以有机玻璃板为研究对象,通过改变炮孔和预制裂纹的相对位置,研究了爆炸动载荷作用下节理裂隙岩石的裂纹扩展规律。Habibi 等^[13]使用多尺度力学表征和先进的环境电子显微镜揭示了竹子分层多孔结构中曲折的裂纹扩展模态。Li 等^[14]通过立体光刻制造了具有梯度密度的陀螺细胞结构,研究了结构在压缩载荷下的力学行为,结果表明渐变蜂窝结构表现出逐层变形和坍塌行为。Song 等^[15]通过实验和有限元分析研究了 2 种不同疲劳裂纹在应力相互作用场中的疲劳裂纹扩展行为。

现有的研究主要集中于单个孔洞的位置、形状或尺寸对预制裂纹扩展的影响规律或者双裂纹之间的相互作用机制,少有在多孔结构的基础上对预制裂纹相互影响规律的研究。本文基于有限元仿真和实验方法,以平面多孔结构为基础,通过改变多孔结构的预制裂纹尺寸、倾角、数量和位置以及相对密度,探究预制裂纹参数和结构相对密度对平面多孔结构板裂纹扩展的影响。采用 ANSYS 有限元仿真软件获得结构弹塑性阶段的应力图及载荷-位移曲线,利用 3D 打印机制备多孔结构模型,用微机控制电子万能试验机完成准静态三点弯曲实验,获得实验的模型断裂图与载荷-位移曲线,并与有限元仿真结果进行对比分析,得出预制裂纹参数和相对密度的影响规律。

1 多孔结构模型

1.1 平面多孔结构板参数化模型

1.1.1 不同预制裂纹参数模型

本文引入具有正泊松比和负泊松比效应的典型单元——正六边形和内凹形,平面多孔结构板尺寸为 $160\text{mm} \times 70\text{mm} \times 10\text{mm}$ (见图 1),2 种典型单元基本尺寸如图 2 所示。本文通过改变预制裂纹的尺寸、倾角、位置和数量探究预制裂纹参数对平面多孔结构板裂纹扩展的影响。

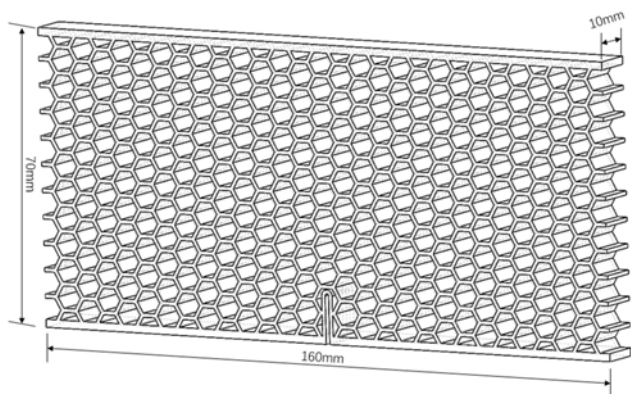


图 1 平面多孔结构板模型

Fig. 1 Planar cellular structure plate model

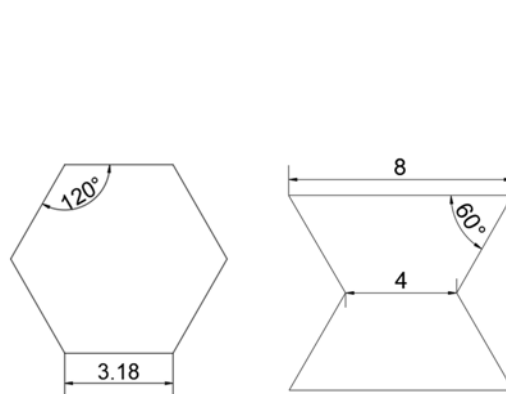


图 2 2 种几何单元基本尺寸(单位:mm)

Fig. 2 Basic size of two geometric elements(unit:mm)

本研究设计 7 种不同预制裂纹参数模型,详细参数见表 1。预制裂纹尺寸分别为 $1\text{mm} \times 12\text{mm}$ 、 $1\text{mm} \times 20\text{mm}$ 和 $4\text{mm} \times 12\text{mm}$;预制裂纹倾角为常见的竖直裂纹和本结构中裂纹易扩展的方向(顶端压头与底端两支撑连接方向与水平方向夹角),即 90° 和 45° ;预制裂纹位置为多孔结构板底端中点和四等分点处,预制裂纹数量为单裂纹和双裂纹状态。

1.1.2 不同几何形状相对密度模型

引入正六边形、正四边形、正三角形和内凹形 4 种基本单元,分别取各单元的横向和竖向(正四边形横向和竖向相同),共 7 种基本模型。平面多孔结构板尺寸为 $140\text{mm} \times 70\text{mm} \times 10\text{mm}$,固定结构孔隙率为 54%,结构壁厚分别选取为 1mm 和 2mm,同时按照相同比例改变单元尺寸,致使平板结构中的孔洞数量不同,从而使得多孔结构板的疏密程度不同,因而相对密度不同。4 种单元基本尺寸见表 2。

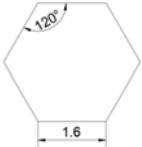
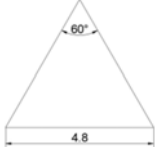
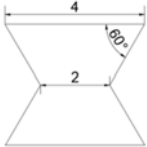
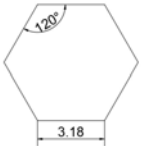
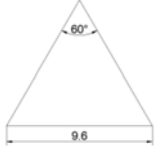
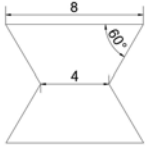
1.2 PLA 材料力学性能

采用生物降解塑料聚乳酸(Polylactic Acid,简称 PLA)作为 3D 打印的原材料制备多孔结构模型,利用微机控制电子万能试验机完成准静态拉伸实验获得 PLA 材料的力学参数,3D 打印 3 组狗骨形测试试件,试件标距为 50mm,准静态拉伸速率为 10mm/min。实验过程如图 3(a)所示,拉伸断裂结果如图 3(b)所示。

表 1 预制裂纹参数
Tab.1 Pre-crack parameters

预制裂纹尺寸	预制裂纹位置	预制裂纹倾角	预制裂纹数量	简称
1mm×12mm	中点	90°	1	1×12- <i>m</i> -90-1
1mm×20mm	中点	90°	1	1×20- <i>m</i> -90-1
4mm×12mm	中点	90°	1	4×12- <i>m</i> -90-1
1mm×12mm	中点	45°	1	1×12- <i>m</i> -45-1
1mm×12mm	中点	45°	2	1×12- <i>m</i> -45-2
1mm×12mm	四等分点	45°	2	1×12- <i>f</i> <i>p</i> -45-2
1mm×12mm	四等分点	90°	2	1×12- <i>f</i> <i>p</i> -90-2

表 2 4 种单元基本尺寸(单位:mm)
Tab.2 Four basic unit sizes(unit: mm)

	正六边形	正四边形	正三角形	内凹形
壁厚 1mm				
壁厚 2mm				

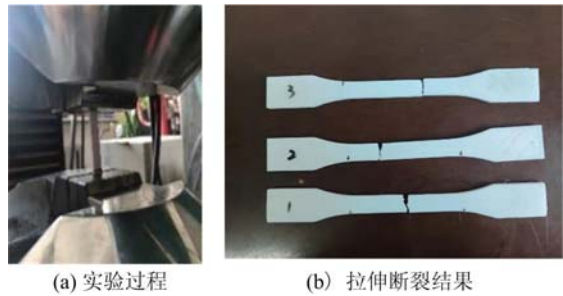


图 3 实验过程及拉伸断裂结果
Fig. 3 Experimental procedure and tensile fracture results

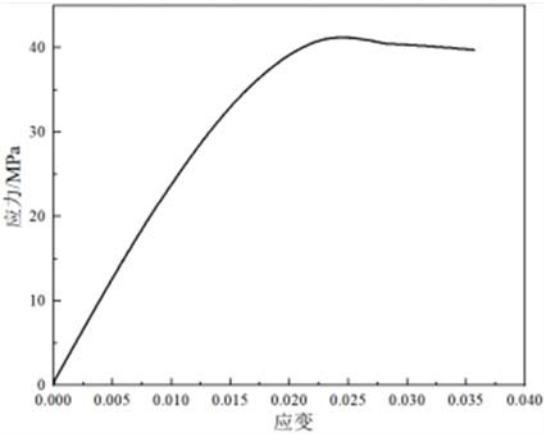


图 4 PLA 材料应力-应变曲线
Fig. 4 PLA material stress-strain curve

通过对实验数据进行分析和处理得到材料的应力-应变曲线如图 4 所示,由应力-应变曲线弹性阶段斜率可以获得材料的杨氏模量 $E=3100\text{MPa}$,由应力-应变曲线最大应力可以获得材料的屈服强度 σ_s

$=41\text{MPa}$ 。

2 有限元仿真

采用 ANSYS 有限元仿真软件对平面多孔结构板准静态三点弯曲进行模拟,两底端支撑间标距为 120mm,压头、支撑与模型间的接触形式为摩擦接触,摩擦系数为 0.15。采用四面体单元进行网格划分,模型划分网格单元尺寸为 2mm,支撑和压头划分网格单元尺寸为 5mm,平面多孔结构板三点弯曲示意图如图 5 所示。

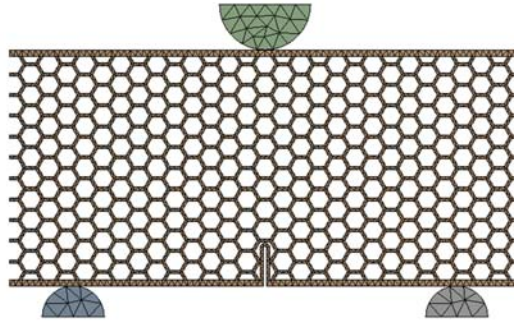


图 5 平面多孔结构板三点弯曲示意图

Fig. 5 Schematic diagram of three-point bending of planar cellular structure plate

2.1 不同预制裂纹参数

边界条件为底端两支撑面固定,顶端压头向下施加 25mm 位移。通过后处理求解获得不同预制裂纹参数模型的应力图见表 3。

由于模型的应力云图和变形云图在变形趋势和程度上是相同的,数值大小仅仅表示不同参量的分布,因此可以用应力云图描述模型的变形。由表 3 可知:对于正六边形单元,除 $1 \times 12-m-45-1$ 外,其余模型均在顶端压头及底端两支撑与模型的接触面产生挤压变形,其中 $1 \times 12-m-90-1$ 在顶端压头下方产生压头的内嵌,表明在压头下方易产生杆件的断裂;在含有中点裂纹模型的内部应力整体呈现菱形分布,主要是顶端压头与底端两支撑连接中点与预制裂纹尖端相连形成菱形,其中 $1 \times 20-m-90-1$ 模型应力影响区域最大; $1 \times 20-m-90-1$ 、 $4 \times 12-m-90-1$ 、 $1 \times 12-m-45-2$ 和 $1 \times 12-fp-45-2$ 模型预制裂纹尖端发生内嵌并产生较大变形,表明预制裂纹尖端更容易产生初始裂纹。对于内凹形单元,无论预制裂纹参数取何值,模型仅在顶端压头下方产生挤压变形,在底端两支撑上方均不产生变形,发生该现象的主要原因是正六边形单元为正泊松比单元,当底端两支撑承受竖直方向的压力时,在结构的横向产生拉伸因而造成底端支撑上方变形,而内凹形单元为负泊松比单元,当竖直方向受到压缩时在横向同样产生压缩从而相互抵制,具有了抵抗变形的能力^[16]。

2.2 不同相对密度

边界条件为底端两支撑面固定,顶端压头向下施加 10mm 位移。通过后处理求解获得不同相对密度模型的应力图列于表 4。

由表 4 可知:对于 SQ-1(壁厚 1mm 的正四边形)和 RTV 模型,在顶端压头下方及底端两支撑上方产生大面积挤压变形,其中 SQ-1 模型变形最大,在压头下方产生致密化;而 CCH 模型仅在顶端压头下方产生大面积的挤压变形;对于其他模型,均仅产生轻微变形。除 SQ、RTV-2 和 CCH-2 模型外,其余模型应力均大体呈现菱形分布,同时在顶端压头下方及底端两支撑上方竖直方向分布少量应力;对于 RTV-2 和 CCH-2 模型,应力大体呈现三角形分布,即顶端压头与底端两支撑连接方向和预制裂纹上方横向连接形成三角形区域;对于 SQ 模型,仅沿着顶端压头下方及底端两支撑上方竖直方向上分布应力,同时在预制裂纹尖端产生较大变形,表明预制裂纹尖端处易产生初始裂纹。

表 3 不同预制裂纹参数模型应力图

Tab. 3 Model stress diagrams with different prefabricated crack parameters

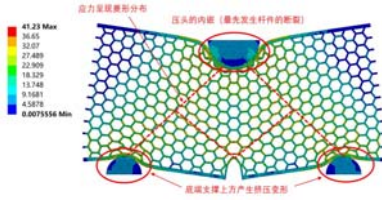
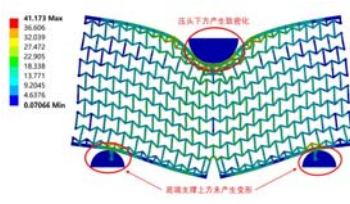
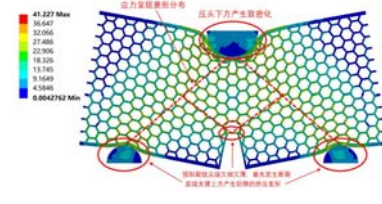
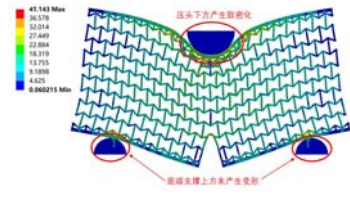
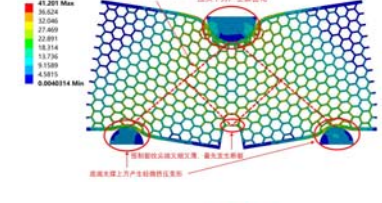
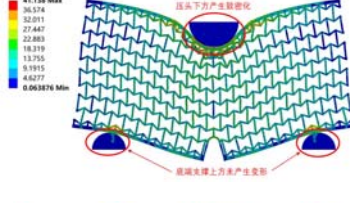
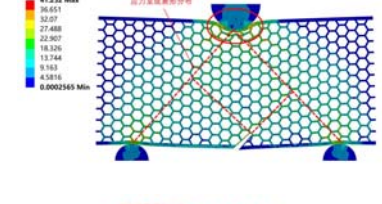
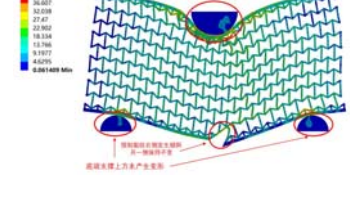
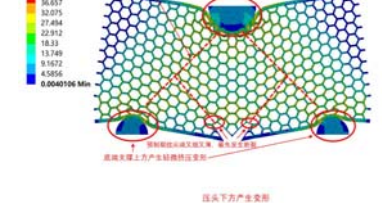
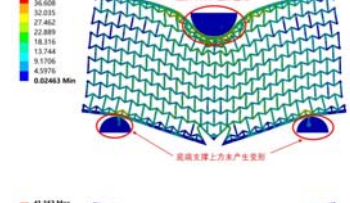
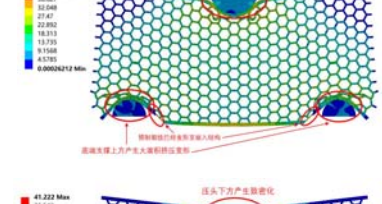
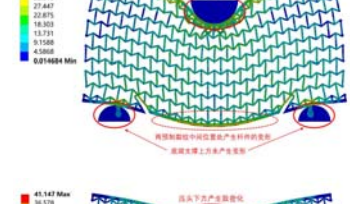
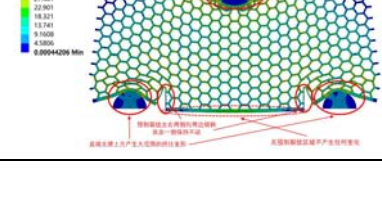
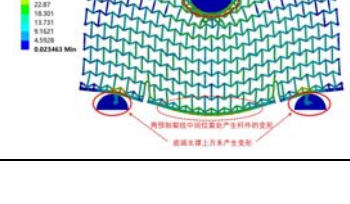
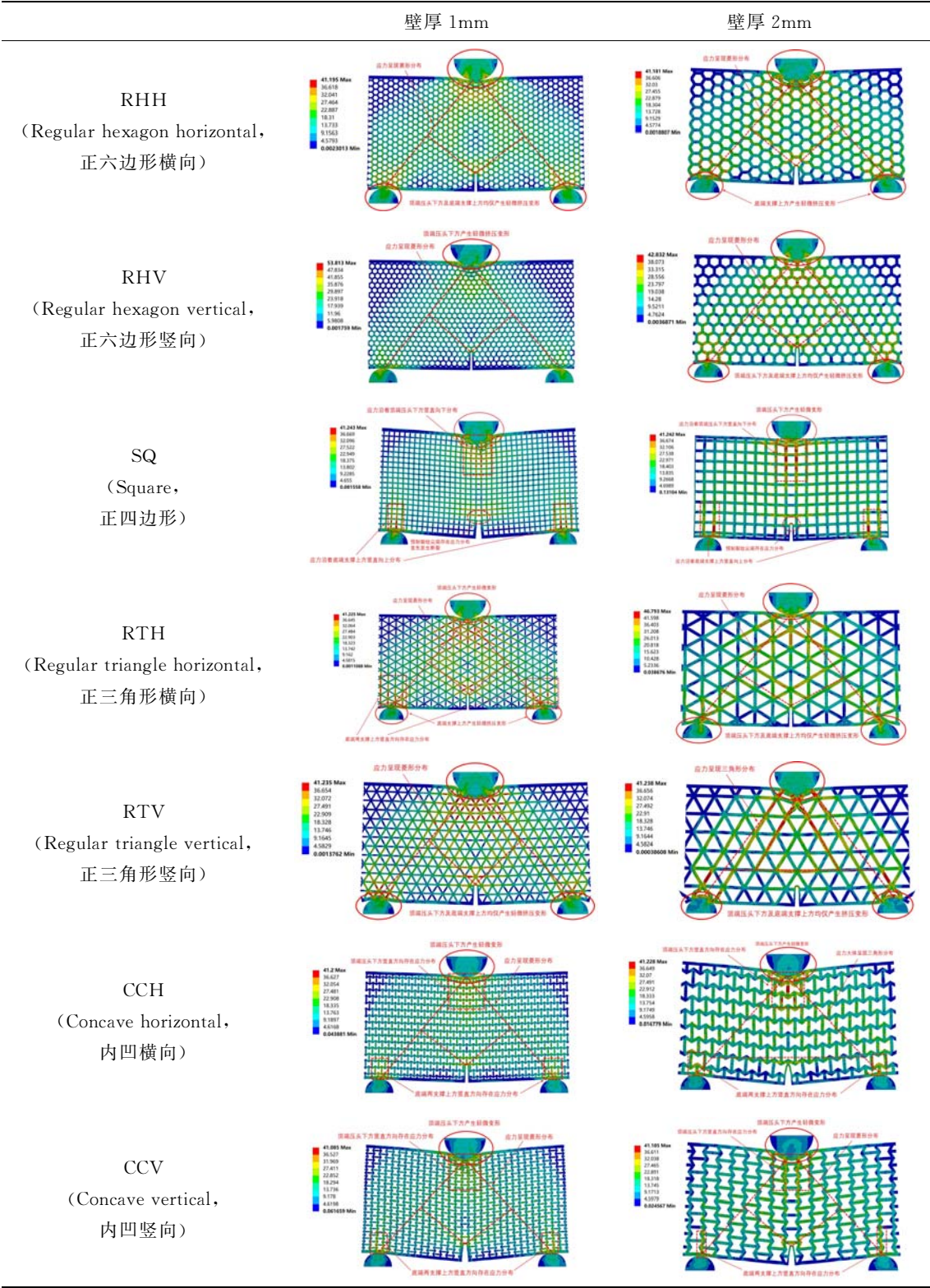
预制裂纹参数	正六边形	内凹形
$1 \times 12-m-90-1$		
$1 \times 20-m-90-1$		
$4 \times 12-m-90-1$		
$1 \times 12-m-45-1$		
$1 \times 12-m-45-2$		
$1 \times 12-fp-45-2$		
$1 \times 12-fp-90-2$		

表 4 不同相对密度模型应力图
Tab.4 Model stress diagrams with different relative densities



3 实验测试

采用微机控制电子万能试验机完成准静态三点弯曲实验,加载方式采取位移控制,加载速率为 1mm/min,压头下压至模型完全断裂。三点弯曲加载装置如图 6 所示,不同预制裂纹参数模型破坏结

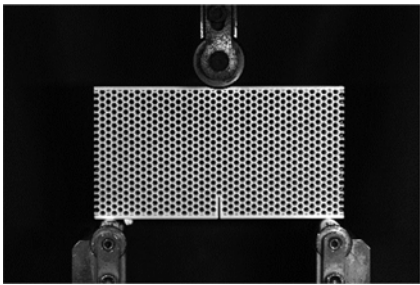


图 6 三点弯曲加载装置
Fig. 6 Three-point bending loading device

中均未发现该现象,主要原因是正六边形为正泊松比单元,而内凹形为负泊松比单元,该现象与有限元仿真结果一致。

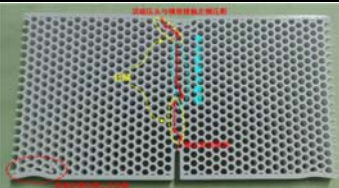
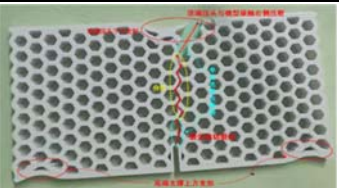
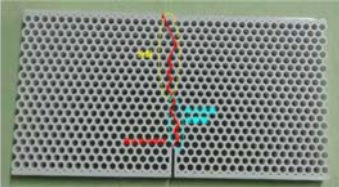
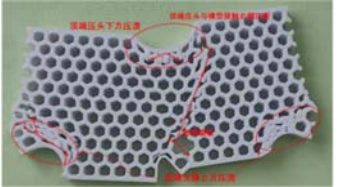
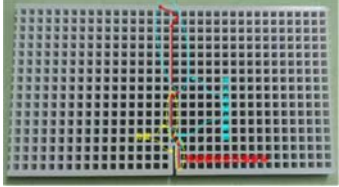
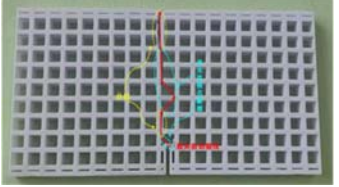
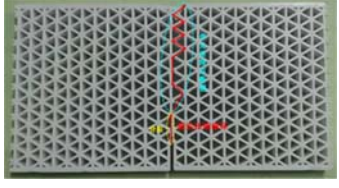
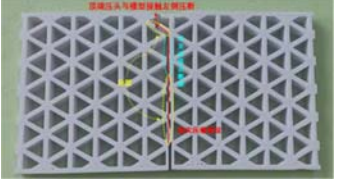
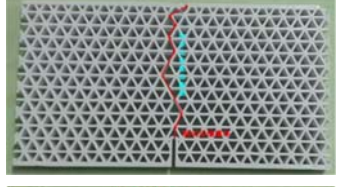
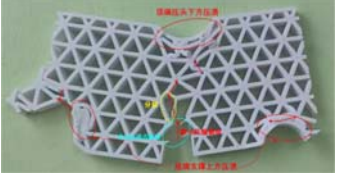
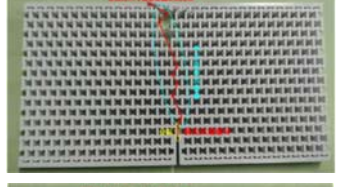
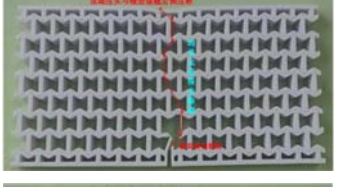
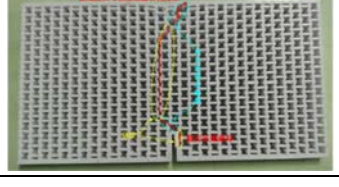
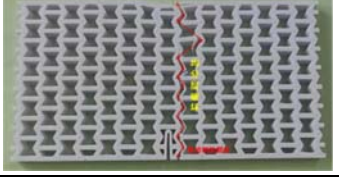
表 5 不同预制裂纹参数模型破坏结果

Tab. 5 Failure results of models with different prefabricated crack parameters

预制裂纹参数	正六边形	内凹形
$1 \times 12-m-90-1$		
$1 \times 20-m-90-1$		
$4 \times 12-m-90-1$		
$1 \times 12-m-45-1$		
$1 \times 12-m-45-2$		
$1 \times 12-fp-45-2$		
$1 \times 12-fp-90-2$		

表 6 不同相对密度模型破坏结果

Fig. 6 Failure results of models with different relative density

	壁厚 1mm	壁厚 2mm
RHH		
RHV		
SQ		
RTH		
RTV		
CCH		
CCV		

对于正六边形试件, $1 \times 12-m-90-1$ 、 $1 \times 12-fp-45-2$ 和 $1 \times 12-fp-90-2$ 在顶端压头下方以接触点为圆心形成半圆形范围内杆件的变形及轻微断裂, 随着下压位移的增加, 压溃半径逐渐增大, 变形及断裂杆件数量增多, 最终所有断裂杆件相互交叉致使压头下方产生致密化, 而其余试件仅在压头下方产生轻微变形。 $1 \times 12-fp-45-2$ 在底端两支撑上方左右两侧产生杆件的压溃及断裂, 从而导致整个试件沿着左侧支撑与顶端压头连接方向发生大面积杆件断裂; $1 \times 12-fp-90-2$ 由于底端两支撑上方变形杆件面积的增大而挤压预制裂纹尖端, 致使弧形端区域发生倾斜, 最终导致左侧预制裂纹直线端与弧形端连接部分发生断裂; 其余试件均在预制裂纹尖端产生初始裂纹的同时立刻发生整体试样的破坏。

对于内凹形试件, $1 \times 12-m-45-1$ 、 $1 \times 12-m-45-2$ 和 $1 \times 12-fp-90-2$ 在顶端压头下方与试件接触部分

产生大面积杆件的压溃及断裂,其余试件仅产生少许杆件的断裂;所有试件均在预制裂纹尖端产生初始裂纹的同时立刻发生试件整体的破坏。

由表 6 可知:RTV-1 和 CCH-2 试件仅在各个杆件的连接点处发生断裂,CCV-2 试件仅产生沿着 3D 打印方向的分层破坏,其余试件在裂纹扩展过程中同时包含连接点断裂和分层破坏 2 种破坏模式;正六边形试件裂尖为剪切裂纹,正三角形试件裂尖为压缩裂纹,而对于正四边形和内凹形,壁厚 1mm 试件裂尖为压缩裂纹,壁厚 2mm 试件裂尖为剪切裂纹;除 RH-2 和 RTV-2 试件在顶端压头下方及底端两支撑上方产生了明显的杆件压溃外,其余试件仅在顶端压头与试件的接触面发生断裂;除 RHV-2 和 RTV-2 试件外,其余试件均在预制裂纹尖端产生初始裂纹的同时立刻发生试件整体的破坏。

RHV-2 试件首先在底端两支撑上方左右两侧发生部分杆件的倾斜、倒塌及断裂,随着下压位移的增加,压溃面积逐渐增大,压溃位置逐渐向上偏移,同时在顶端压头下方也产生部分杆件的压溃,在预制裂纹右侧上方发生部分杆件的轻微断裂,最终所有断裂杆件发生连通并且延伸至顶端压头下方的压溃断裂处,在试件上形成一条斜向大裂纹。RTV-2 试件在顶端压头下方及底端两支撑上方形成部分杆件的变形,同时在预制裂纹尖端上方各杆件的连接处产生轻微断裂,随着下压位移的增加,顶端压头下方及底端两支撑上方压溃面积逐渐增大,微断裂杆件数量逐渐增多,当预制裂纹尖端发生断裂后,各个微断裂裂纹逐渐连通至裂纹尖端形成大裂纹,导致试件的整体破坏。

4 结果与讨论

4.1 不同预制裂纹参数的影响

以 1.1.1 节中不同预制裂纹参数模型为研究对象,选取有限元仿真应力图中预制裂纹尖端的最大应力为判断指标,当压头下压位移为 25mm 时,裂尖的最大应力越小,则模型越难诱导裂尖裂纹的产生及扩展,不同预制裂纹参数模型裂纹尖端最大应力见表 7。

表 7 不同预制裂纹参数模型裂尖最大应力

Tab. 7 Maximum stress at the crack tip for different prefabricated crack parameter models

预制裂纹参数	正六边形最大应力	内凹形最大应力
1×12- <i>m</i> -90-1	40.495MPa	40.727MPa
1×20- <i>m</i> -90-1	39.290MPa	40.710MPa
4×12- <i>m</i> -90-1	39.645MPa	39.937MPa
1×12- <i>m</i> -45-1	40.655MPa	39.555MPa
1×12- <i>m</i> -45-2	40.148MPa	37.496MPa
1×12- <i>f</i> <i>p</i> -45-2	38.819MPa	38.703MPa
1×12- <i>f</i> <i>p</i> -90-2	40.156MPa	37.746MPa

由表 7 可知:对于竖直单裂纹模型,预制裂纹的高度越高、宽度越宽,则预制裂纹端变形越大,模型抑制裂尖裂纹萌生与扩展的能力越强。对于相同尺寸和相同角度的单裂纹和双裂纹模型,结果表明双裂纹比单裂纹更难诱导裂尖裂纹的产生。对于不同位置处双斜裂纹模型,正六边形单元四等分点 45°双斜裂纹比中点 45°双斜裂纹更难诱导裂尖裂纹的产生,内凹形单元中点 45°双斜裂纹比四等分点 45°双斜裂纹更难诱导裂尖裂纹的产生。

图 7 和图 8 分别给出了正六边形和内凹形模型实验获得的载荷-位移曲线,由于所有模型均在预制裂纹端产生初始裂纹后发生试件整体的脆性断裂,因此以裂尖产生初始裂纹时所对应的下压位移为判断指标,不同预制裂纹参数模型裂尖产生初始裂纹时所对应的下压位移见表 8。

裂尖产生初始裂纹时所对应的下压位移越大,表明该模型越难诱导裂尖裂纹的产生,其所对应的预制裂纹参数相较于其他参数模型具有更强的抑制裂纹萌生能力。由表 8 中下压位移对比所得到的结论均与有限元仿真所得结论完全一致,从而相互印证了结论的正确性。

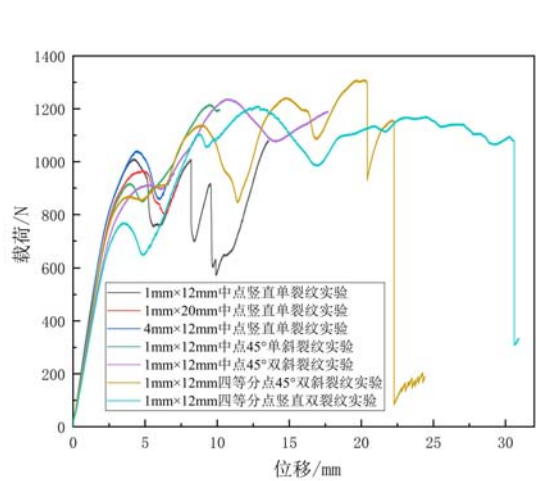


图 7 正六边形载荷-位移曲线
Fig. 7 Regular hexagonal load-displacement curve

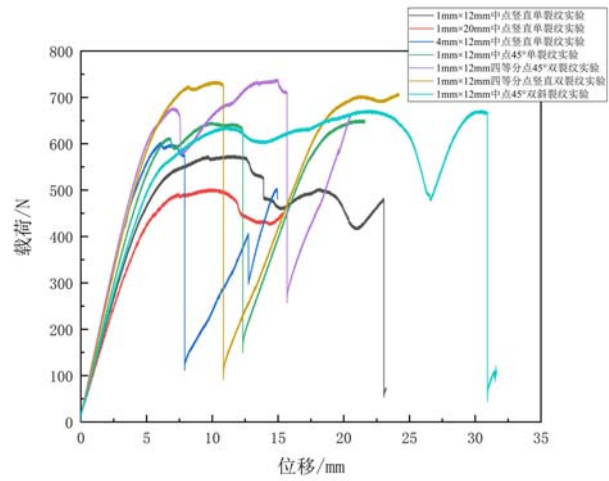


图 8 内凹形载荷-位移曲线
Fig. 8 Concave load-displacement curve

表 8 不同预制裂纹参数模型裂尖产生初始裂纹时所对应的下压位移
Tab. 8 Depression displacement corresponding to initial crack at crack tip
in different prefabricated crack parameter models

预制裂纹参数	正六边形	内凹形
1×12- <i>m</i> -90-1	4.23mm	13.89mm
1×20- <i>m</i> -90-1	5.36mm	15.36mm
4×12- <i>m</i> -90-1	4.54mm	14.95mm
1×12- <i>m</i> -45-1	10.17mm	21.61mm
1×12- <i>m</i> -45-2	17.68mm	31.57mm
1×12- <i>f</i> <i>p</i> -45-2	22.27mm	20.53mm
1×12- <i>f</i> <i>p</i> -90-2	30.55mm	24.15mm

4.2 不同几何形状相对密度的影响

以 1.1.2 节中按比例变化的单元尺寸和结构壁厚模型为参数,选取有限元仿真应力图中裂纹尖端的最大应力为判断指标,当压头下压位移为 10mm 时,模型裂尖的最大应力越小,表明结构内部应力分布更均匀,将越难诱导裂尖裂纹的产生,不同几何形状相对密度模型裂尖最大应力见表 9。

表 9 不同几何形状相对密度模型裂尖最大应力

Tab. 9 Maximum stress at the crack tip of different geometric shapes relative density model

模型	壁厚 1mm	壁厚 2mm
RHH	39.798MPa	40.705MPa
RHV	39.830MPa	34.770MPa
SQ	39.063MPa	40.940MPa
RTH	40.250MPa	40.281MPa
RTV	40.374MPa	40.250MPa
CCH	40.259MPa	40.132MPa
CCV	40.602MPa	38.418MPa

由表 9 可知,对于正四边形单元,相同孔隙率下抑制裂纹萌生的能力随着壁厚的减小而增强;对于内凹形单元,相同孔隙率下抑制裂纹萌生的能力随着壁厚的增大而增强;对于正六边形和正三角形单元,当单元横向分布时,抑制裂纹萌生的能力随着壁厚的减小而增强,当单元竖向分布时,抑制裂纹萌生的能力随着壁厚的增大而增强。

图 9~图 15 分别为 RHH、RHV、RTH、RTV、CCH、CCV 和 SQ 7 种几何单元模型拟合载荷-位移

曲线,由图可知,有限元仿真获得的载荷-位移曲线与实验获得的载荷-位移曲线拟合良好,从而表明了有限元仿真结果的正确性。产生初始裂纹后有限元仿真结果相较于实验结果偏大的主要原因为有限元仿真仅考虑了材料的弹塑性属性,未考虑材料的断裂参数,因而未模拟出结构因产生初始裂纹后载荷的骤降,因此有限元仿真结果在产生初始裂纹后的模拟结果相较于实验结果偏大。

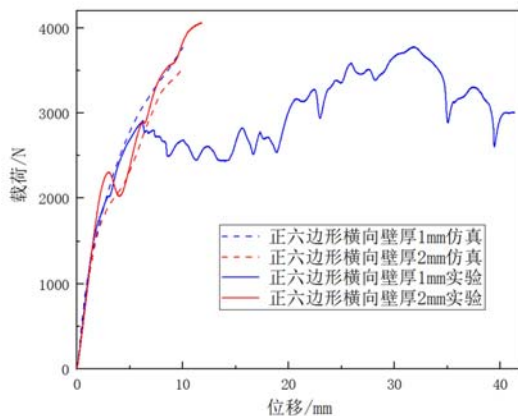


图 9 RHH 拟合载荷-位移曲线

Fig. 9 RHH fitting load-displacement curve

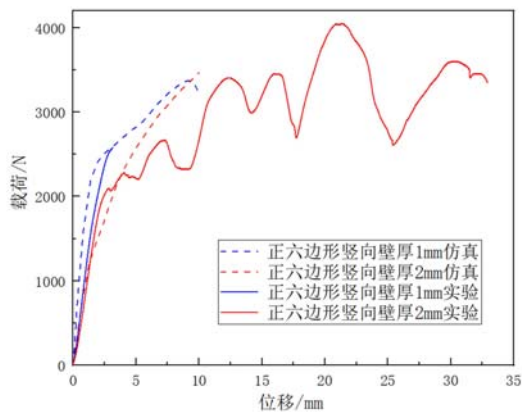


图 10 RHV 拟合载荷-位移曲线

Fig. 10 RHV fitting load-displacement curve

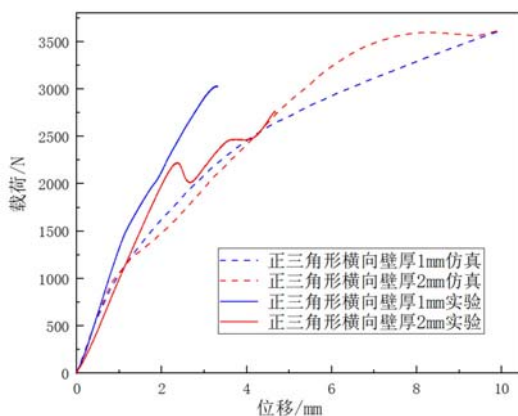


图 11 RTH 拟合载荷-位移曲线

Fig. 11 RTH fitting load-displacement curve

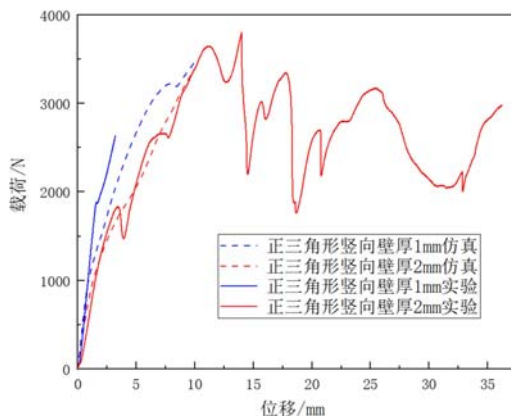


图 12 RTV 拟合载荷-位移曲线

Fig. 12 RTV fitting load-displacement curve

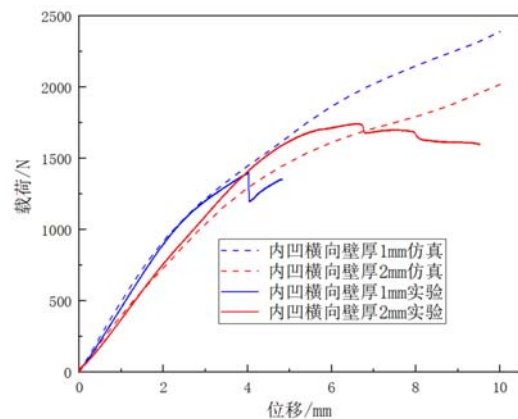


图 13 CCH 拟合载荷-位移曲线

Fig. 13 CCH fitting load-displacement curve

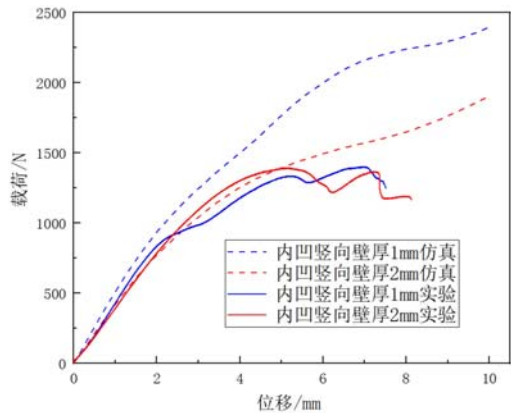


图 14 CCV 拟合载荷-位移曲线

Fig. 14 CCV fitting load-displacement curve

5 结论

本文研究了预制裂纹参数及相对密度对平面多孔结构板裂纹扩展的影响,经有限元仿真分析和实验测试验证得到以下结论:

(1) 竖直单裂纹的高度越高、宽度越宽,预制裂纹端变形越大,越难诱导裂尖裂纹的产生。

(2) 相同角度下双裂纹相较于单裂纹具有更强的裂纹抑制能力。

(3) 中点和四等分点处双斜裂纹模型,对于正六边形单元,四等分点处比中点更难诱导裂尖裂纹的产生;对于内凹形单元,中点处比四等分点更难诱导裂尖裂纹的产生。

(4) 相同孔隙率下,对于正四边形单元,抑制裂纹萌生的能力随着壁厚的减小而增强;对于内凹形单元,抑制裂纹萌生的能力随着壁厚的增大而增强;对于正六边形和正三角形单元,单元横向分布时抑制裂纹萌生的能力随着壁厚的减小而增强,单元竖向分布时抑制裂纹萌生能力随着壁厚的增大而增强。

参考文献:

- [1] 刘培生. 多孔材料引论(2版)[M]. 北京:清华大学出版社, 2012:1-2 (LIU Peisheng. Introduction to cellular materials(2rd ed)[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2012:1-2 (in Chinese))
- [2] 曹明月, 张启, 吴建国, 等. 缝合式 C/SiC 复合材料非线性本构关系及断裂行为研究[J]. 力学学报, 2020, 52(4):1095-1105 (CAO Mingyue, ZHANG Qi, WU Jianguo, et al. Study on nonlinear constitutive relationship and fracture behavior of stitched C/SiC composites[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2020, 52(4):1095-1105 (in Chinese))
- [3] 周琴, 朱哲明, 王雄, 等. 冲击载荷下两裂纹间的连通规律[J]. 爆炸与冲击, 2019, 39(11):43-57 (ZHOU Qin, ZHU Zheming, WANG Xiong, et al. Connecting modes of two cracks under impact loads[J]. Explosion and Shock Waves, 2019, 39(11):43-57 (in Chinese))
- [4] 王陈瑶. 含缺陷脆性材料中裂纹扩展路径的研究[D]. 西安:西安理工大学, 2021:1-70 (WANG Chenyao. Study on crack propagation path in brittle materials with defects[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2021:1-70 (in Chinese))
- [5] 岳中文, 宋耀, 邱鹏, 等. 冲击载荷下双预置裂纹三点弯曲梁动态断裂实验[J]. 振动与冲击, 2017, 36(4):151-156, 177 (YUE Zhongwen, SONG Yao, QIU Peng, et al. A dynamic fracture experiment of a three-point-bend beam containing double pre-existing cracks under impact load[J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(4):151-156, 177 (in Chinese))
- [6] 岳中文, 王煦, 许鹏, 等. 含圆孔缺陷三点弯曲梁动态焦散实验[J]. 实验力学, 2015, 30(3):339-347 (YUE Zhongwen, WANG Xu, XU Peng, et al. Dynamic caustics experiment of three-point bending beam with circular hole defect[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2015, 30(3):339-347 (in Chinese))
- [7] 刘凯, 朱哲明, 何廉, 等. 脆性材料裂纹动态扩展规律研究[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2015, 47(S2):81-88 (LIU Kai, ZHU Zheming, HE Lian, et al. Study of crack dynamic propagation law of brittle materials[J]. Journal of Sichuan University(Engineering Science Edition), 2015, 47(S2):81-88 (in Chinese))
- [8] 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, 2016:1-77 (ZHU Ting. Research on crack and propagation of PMMA material based on ABAQUS[D]. Changsha: Hunan University, 2016:1-77 (in Chinese))
- [9] 王明国. 扩展有限元方法及在多孔陶瓷裂纹扩展中的应用研究[D]. 天津:天津大学, 2009:1-71 (WANG Mingguo. Study and application of the extended finite element method to crack propagation of porous bioceramic

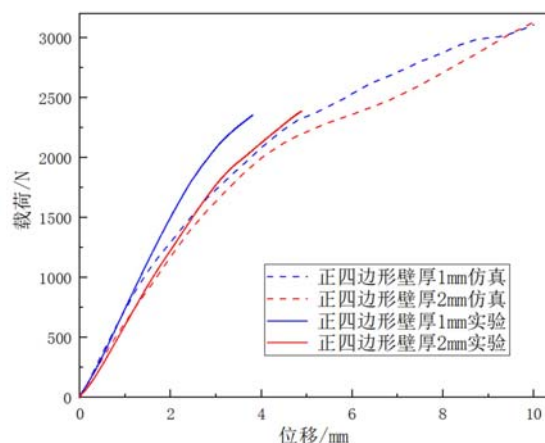


图15 SQ拟合载荷-位移曲线

Fig. 15 SQ fitting load-displacement curve

- [D]. Tianjin: Tianjin University, 2009:1—71 (in Chinese))
- [10] 孙齐. 预置裂纹复合材料层合板拉伸性能及裂纹扩展分析[D]. 大连: 大连理工大学, 2020:1—75 (SUN Qi. Analysis of tensile properties and crack propagation of composite laminates with pre-crack[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2020:1—75 (in Chinese))
- [11] 战楠. 改进扩展有限元法及其在多孔生物陶瓷中的应用研究[D]. 天津: 天津大学, 2013:1—106 (ZHAN Nan. Improved extended finite element method and its application on porous bio-ceramics [D]. Tianjin: Tianjin University, 2013:1—106 (in Chinese))
- [12] 杨鑫, 蒲传金, 肖定军, 等. 不同方位裂隙对爆炸裂纹扩展的影响[J]. 实验力学, 2014, 29(6):751—759 (YANG Xin, PU Chuanjin, XIAO Dingjun, et al. On the effect of cracks with different orientation on the propagation of blast-induced crack[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2014, 29(6):751—759 (in Chinese))
- [13] Habibi M K, Lu Y. Crack propagation in Bamboo's hierarchical cellular structure[J]. Scientific Reports, 2014, 4(1):5598.
- [14] Li D, Liao W, Dai N, et al. Comparison of mechanical properties and energy absorption of sheet-based and strut-based gyroid cellular structures with graded densities[J]. Materials, 2019, 12(13):2183.
- [15] Song S H, Choi B H. Effect of plastic zone on the fatigue crack propagation behavior between two fatigue cracks [J]. Experimental Mechanics, 2001, 41(3):225—231.
- [16] 杨智春, 邓庆田. 负泊松比材料与结构的力学性能研究及应用[J]. 力学进展, 2011, 41(3):335—350 (YANG Zhichun, DENG Qingtian. Mechanical property and application of materials and structures with negative Poisson's ratio[J]. Advances in Mechanics, 2011, 41(3):335—350 (in Chinese))

Influences of prefabricated crack parameters and relative density on crack propagation in planar cellular structures

ZHANG Xinru¹, DENG Qingtian¹, LI Xinbo¹, WEN Jinpeng², SONG Xueli¹

(1. School of Science, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China;

2. Institute of Systems Engineering, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621900, Sichuan, China)

Abstract: Based on finite element simulation and quasi-static three-point bending experiments, the influences of prefabricated crack parameters and relative density on crack propagation of planar cellular structures were studied. Considering the size, number, angle and position of the prefabricated cracks and the relative density of the cellular structure plate, a total of nine groups of models were designed. The stress diagram and load-displacement curve of the elastic-plastic phase of the model were obtained and analyzed by finite element simulation software to reveal the corresponding mechanisms. At the same time, a 3D printer melt wire was used to prepare the cellular structure model. And a microcomputer control electronic universal testing machine was used to complete the three-point bending experiment. The fitting analysis was carried out with the finite element simulation results to verify the correctness of the conclusion. The results show that the larger the size and number of prefabricated cracks there are, the stronger the ability of the model there is to inhibit crack initiation and propagation. The relative density of the cellular structure has different effects on the inhibition of crack initiation and propagation with different element shapes and element orientation models.

Keywords: cellular structure; prefabricated crack parameters; relative density; crack propagation