



图 3 实验装置图

Fig. 3 Experimental apparatus

3 结果与分析

3.1 钨铜药型罩的密度

钨铜药型罩的理论密度计算公式^[17]为:

$$\rho_{\text{理}} = \left(\frac{\omega_{\text{W}}}{\rho_{\text{W}}} + \frac{\omega_{\text{Cu}}}{\rho_{\text{Cu}}} \right)^{-1} \quad (1)$$

式中: $\rho_{\text{理}}$ 为钨铜药型罩的理论密度; ω_{W} 和 ω_{Cu} 分别为钨和铜所占的质量分数; ρ_{W} 和 ρ_{Cu} 分别为钨和铜的密度。

钨铜药型罩的真实密度计算公式^[18]为:

$$\rho_{\text{真}} = \rho_{\text{水}} \times \frac{m_0}{m_1 - m_2} \quad (2)$$

式中: $\rho_{\text{真}}$ 为钨铜药型罩的真实密度; $\rho_{\text{水}}$ 为水的密度; m_0 为药型罩在浸蜡前的质量; m_1 为药型罩在浸蜡后的质量; m_2 为浸蜡药型罩在水中的质量。

粉末药型罩的孔隙度可用下式计算:

$$\phi = 1 - \frac{\rho_{\text{真}}}{\rho_{\text{理}}} \quad (3)$$

通过计算可以得出钨铜药型罩的理论密度为 14.9 g/cm^3 , 压制未烧结钨铜药型罩的密度为 13.4 g/cm^3 , 其孔隙度为 10% , 烧结后钨铜药型罩的密度为 12.9 g/cm^3 , 其孔隙度为 13.5% 。烧结后密度没有增加反而减少。一方面, 为了提高钨铜药型罩的成型效果, 在混合粉中加入的润滑剂和粘结剂等助剂在高温烧结阶段, 进行挥发和分解, 在颗粒之间形成孔隙。另一方面, 甲醇裂解气体在烧结开始就进行保护, 这些气体在铜颗粒还没有开始熔化的时候, 通过颗粒之间的缝隙进入孔洞, 这增大了液态铜对钨颗粒进行浸润与堵塞的阻力。这些孔隙在铜熔化并封闭材料表面后形成内孔隙, 从而降低了烧结后钨铜药型罩的密度。

3.2 钨铜药型罩的侵彻性能

钨铜药型罩与紫铜板药型罩所形成的射流侵彻 603 装甲钢试验结果如表 3 所示。从表 3 中可以看出, 钨铜药型罩所形成的射流与紫铜板药型罩所形成的射流都具有稳定的侵彻性能。其穿深比紫铜板药型罩所形成的射流穿深要提高 45% 。

根据聚能射流侵彻的流体动力学理论, 聚能射流对靶板的穿深 P 可以表示为:

$$P = L(\rho_j / \rho_t) \quad (4)$$

式中: L 为射流长度; ρ_j 为射流的密度; ρ_t 为靶板的密度。

由公式(4)可以得出所制备的钨铜药型罩对 603 钢靶板的穿深是紫铜板药型罩对 603 钢靶板穿深的 1.2 倍, 而从表 3 中可以看出测试出的结果是 1.45 倍, 超过预期结果。

由冲击波与粉末药型罩作用的波系图^[18]和粉末材料的状态方程^[19]可知, 增加粉末药型罩的孔隙度, 可以增加冲击波过后钨铜药型罩的冲击温升, 使射流温度得到提高, 这样有利于提高射流的韧性和延迟射流的断裂时间。从而提高了聚能粒子流对靶板的穿深。

4 结论

1) 采用机械合金化方法进行混粉, 利用旋模压制方法进行压制药型罩毛坯, 再在甲醇裂解气体的保护下进行烧结, 可以制备出性能较优的钨铜药型罩。

2) 由于润滑剂和粘结剂的挥发分解以及保护气体进入孔隙, 熔化的铜在药型罩表面将这些孔隙封

表 3 试验结果

Tab. 3 Experimental result

序号	穿深(mm)	
	紫铜药型罩	钨铜药型罩
1	99	147
2	101	145
3	103	142
4	97	144
5	99	147
平均	100	145

闭,使钨铜药型罩烧结后的密度低于烧结前的密度。

3) 与紫铜药型罩侵彻性能相比,钨铜药型罩具有更优的侵彻性能,对于侵彻 603 装甲钢,其穿深比紫铜药型罩穿深提高 45%。这说明钨铜药型罩具有更好的应用前景。

参考文献:

- [1] 赵腾,罗虹,贾万明等. 影响药型罩材料使用性能的因素研究[J]. 兵器材料科学与工程, 2007, 130(5): 82—86 (ZHAO Teng, LUO Hong, JIA Wan-ming, et al. Influencing factors analysis of the application performance of shaped liner material [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2007, 130(5): 82—86(in Chinese))
- [2] 赵云涛,徐文新,周翌等. 药型罩对射孔弹射孔性能的影响[J]. 测井技术, 2005(S1): 37—39+84 (ZHAO Yuntao, XU Wen-xin, ZHOU Zhao, et al. The effect of liner on performance of perforating charge [J]. Welllogging Technology, 2005(S1): 37—39+84(in Chinese))
- [3] 李如江,沈兆武,王凤英. 药型罩初始孔隙度对聚能射流行为的影响[J]. 高压物理学报, 2008(04): 445—448 (LI Ru-Jian, SHEN Zhao-Wu, WANG Feng-Yin. Initial Porosity Effect on the Jet Behavior of Shaped Charge [J]. Chinese Journal of High Pressure Physic, 2008, 22(04): 445—448(in Chinese))
- [4] 孙建,袁宝慧,王利侠等. 紧凑型聚能装药的数值模拟及实验研究[J]. 火炸药学报, 2009(05): 46—49 (SUN Jian, YUAN Bao-hui, WANG Li-xia, et al. Numerical simulation and experimental research on compact shaped charge[J]. Chinese Journal of Explosives & Propellants, 2009(05): 46—49(in Chinese))
- [5] 李国宾. 复合药型罩的研究进展[J]. 兵器材料科学与工程, 1995, 18(1): 63—67 (LI Guo-bin. Research development of composite liners of shaped charge [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 1995, 18(1): 63—67(in Chinese))
- [6] 贾万明,张全孝,白志国等. 药型罩制造技术的发展[J]. 稀有金属材料与工程, 2007(09): 1511—1516 (JIA Wan-ming, ZHANG Quan-xiao, BAI Zhi-guo, et al. Progression manufacturiug techniques of shaped charge liners [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2007(09): 1511—1516(in Chinese))
- [7] 王铁福,朱鹤荣,周箭隆等. Copper-tungsten shaped charge liners and their performance [J]. 弹道学报, 1992 (2): 78—82 (WANG Tie-fu, ZHU He-rong, ZHOU Jian-long, et al. Copper-tungsten shaped charge liners and their performance [J]. Journal of Ballistics, 1992(2): 78—82(in Chinese))
- [8] 王凤英,刘天生,苟瑞君等. 钨铜镍合金药型罩的研究[J]. 兵工学报, 2001, 22(1): 112—114 (WANG Fengying, LIU Tian-sheng, GOU Rui-jun, et al. A study on tungsten-copper nickel alloy as shaped charge liner [J]. Acta Arma-mentarii, 2001, 22(1): 112—114(in Chinese))
- [9] 刘迎彬,王凤英,刘天生. 正交法在粉末药型罩制备工艺中的应用[J]. 弹箭与制导学报, 2009, 29(06): 139—141 (LIU Yingbin, WANG Fengying, LIU Tiansheng. Orthogonal Method Application to Powder Shaped Charge Liner Preparation [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2009, 29(06): 139—141 (in Chinese))
- [10] 李如江,沈兆武,刘天生. 多孔药型罩聚能射流低炸高大穿深机理研究[J]. 含能材料, 2008, 16(4): 424—427 (LI Ru-jiang, SHEN Zhao-wu, LIU Tian-sheng. Deep penetration mechanism of jet produced by shaped charge with porous liner at low stand of distance [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2008, 16(4): 424—427(in Chinese))
- [11] Chawla M S. United States patent, No. 5792977, 1998.
- [12] 张全孝,高云,贾万明等. 机械合金化铜—钨药型罩材料的研究[J]. 兵器材料科学与工程, 2000, 23(3): 44—50 (ZHANG Quan-xiao, GAO Yun, JIA Wan-ming, et al. Study of mechanically alloyed Cu-W shaped charge liner materials [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2000, 23(3): 44—50(in Chinese))
- [13] 陈锋,姜德义,谢湛等. 激光烧结成形结合熔渗制备钨铜射孔弹药型罩[J]. 粉末冶金材料科学与工程, 2010, 25(03): 258—264 (CHEN Feng, JIANG De-yi, XIE Zan, et al. High-performance shaped charge liner of W-Cu perferative bond manufactured by laser sintering of W-Cu powder infiltrating [J]. Materials Science and Engineering of Powder Metallurgy, 2010, 25(03): 258—264(in Chinese))
- [14] He Hanwei, Jia Shouya. Direct Electrodeposition of Cu-Ni-W Alloys for the Liners for Shaped Charges [J]. Journal of Materials Science & Technology, 2010, 26(5): 429—432.
- [15] 张全孝,姚懂,曹连忠等. 钨铜 EFP 药型罩的制备及成形性能[J]. 稀有金属材料与工程, 2009, 38(03): 527—

- 531 (Zhang Quanzhao, Yao Dong, Cao Lianzhong, et al. Preparation and Formability of Tungsten-Copper EFP Liner [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2009, 38(3):527—531(in Chinese))
- [16] 王占磊, 李晓杰, 张程娇 等. 爆炸烧结 W-Cu 合金药型罩材料及其性能[J]. 爆炸与冲击, 2011, 31(3):332—336 (WANG Zhan-lei, LI Xiao-jie, ZHANG Cheng-jiao, et al. Explosive consolidation of W-Cu alloy as liner materials and its performance[J]. Explosion and Shock Waves, 2011, 31(3):332—336(in Chinese))
- [17] 黄培云. 粉末冶金原理[M]. 北京:冶金工业出版社, 1997 (HUANG Pei-yun. Powder Metallurgy Science [M]. Beijing: Metallurgy Industry Press, 1997(in Chinese))
- [18] Trebinski R, Jackaski A. Influence of Shock Wave Heating during Porous Liners Launching on the Behavior of Jets[C]//17th International Symposium on Ballistics, Midrand, South Africa, 1998:235—242.
- [19] 经福谦. 实验物态方程导引(第二版)[M]. 北京:科学出版社, 1999 (JING Fu-qian. Introduction of experimental equation of states[M]. Beijing: Science Press, 1999(in Chinese))

On the Preparation and Penetration Performance of Tungsten-Copper Shaped Charge Liner

LIU Ying-bin^{1,2}, SHEN Zhao-wu¹, LIU Tian-sheng², HU Xiao-yan¹, SUN Su-jie³

(1. Department of Modern Mechanics, University of Science and Technology of China, Hefei 230027, China; 2. School of Chemistry and Environment Engineering North University of China, Taiyuan 030051, China; 3. Science and Technology on Materials in Impact Environment Laboratory Yantai Sub-institute of China Ordnance Industries Group Corporation, Yantai 264003, China)

Abstract: In order to improve the penetration performance and stability of tungsten-copper shaped charge liner, a new W-Cu shaped charge liner was prepared. Based on the traditional tungsten-copper preparation method, a series of new technology was adopted including using mechanical alloying method to mix powder, using spin-mode suppression method to press the blank of shaped charge liner then sintered under the protection of methanol cracking gas. Density of W-Cu shaped charge liner before and after sintering was tested by drainage method. The penetration performance was compared experimentally between the W-Cu shaped charge liner and the copper plate shaped charge liner. Results show that the density of W-Cu shaped charge liner after sintering is lower than the density before sintering; for 603 homogeneous armor steel plate, the penetration performance of W-Cu shaped charge liner is superior to copper shaped charge liner, and the penetration depth increases up to 45% compared with copper plate shaped charge liner.

Keywords: W-Cu shaped charge liner; shaped charge; shaped charge granular jet

文章编号: 1001-4888(2012)05-0623-07

用于鸟撞试验的仿真鸟弹研究^{*}

刘小川¹, 郭军², 孙侠生^{2,1}, 陈建新², 张建军², 苗娟²

(1. 西北工业大学 航空学院, 陕西 西安 710072; 2. 中国飞机强度研究所, 陕西 西安 710065)

摘要: 对用于飞机结构抗鸟撞试验的仿真鸟弹进行了研究, 给出了配方, 其基体材料为明胶和水。密度是仿真鸟弹的关键参数, 通过工艺流程和添加调质材料对其进行控制。鸟弹外形尺寸和重量由模具保证, 制作出了满足规范要求的 1.8kg 标准形态鸟弹。利用 4 块 12mm 厚的铝板, 进行了 3 次真实鸟弹试验和 1 次仿真鸟弹的鸟撞对比试验。试验结果表明, 仿真鸟弹具有足够的强度可承受发射过载。同时仿真鸟弹与真实鸟弹的动态变形模式以及结构动态应变响应时间历程基本一致。其结构动态应变响应最大值仅相差 3.2%, 而结构残余变形相差 8.7%。上述结果证明了本文研制的仿真鸟弹可以在结构抗鸟撞试验研究中替代真实鸟弹。

关键词: 鸟撞; 鸟撞试验; 仿真鸟弹; 明胶

中图分类号: V271.1 **文献标识码:** A

0 引言

鸟撞是威胁航空运输安全的主要因素之一, 美国交通部、联邦航空局 1990 年~2008 年的统计资料表明^[1], 从 1990 年到 2008 年之间, 美国民用飞机统计到的鸟撞事件共发生 89727 起, 造成经济损失约 3.5 亿美元。为保证民用飞机的飞行安全, 投入商业运营前的民用飞机必须进行结构部件抗鸟撞验证试验, 并要求特定部位经受鸟撞后, 飞机仍可安全返回机场。国际上在适航鸟撞验证试验中一般使用家禽替代真实飞鸟, 按相关适航条例要求控制其重量, 并制作成形状较为规整的鸟弹, 利用空气炮发射鸟弹撞击固定在刚性承力构件上的试验件, 通过测试数据和试验后的检查评估结构的抗鸟撞能力。然而, 适航鸟撞试验只是结构抗鸟撞设计、验证程序中的最后一环, 为降低验证试验风险, 工业部门一般会通过数值方法评估初步设计方案的抗鸟撞能力, 并根据评估结果规划研发试验, 在适航验证前对结构抗鸟撞设计方法和初步结构设计方案进行验证。

但在非验证性的结构抗鸟撞研究试验中, 如果使用禽类鸟弹进行试验, 其个体差异(密度、外形等)会对试验结果产生一定的影响, 使得试验结果很难与数值分析结果进行相关性分析, 为提高鸟撞试验的可重复性, 国外开始在研究性鸟撞试验中使用一种密度、外形规则的仿真鸟弹模拟真实鸟体^[2-3]。国际鸟撞联合会(IBSC)国际鸟撞研究组织(IBRG)开展了大量的真实鸟体几何、密度测试, 并给出了不同重量鸟体密度(计算密度时不考虑羽毛)、几何尺寸计算公式^[4]。

真实鸟体由肌肉和骨骼所组成, 含有大量的水分, 鸟撞数值分析中常常把鸟体等效为均质的明胶体。这里等效是指鸟体撞击和明胶体撞击时飞机结构的动响应一致, 根据这一等效原则, 国际鸟撞联合会提出采用密度为 900~1000kg/m³ 的明胶作为鸟体的等效模型, 等效模型几何形状通常为长径比 2 比 1 的两端带半球的圆柱体^[4]。

^{*} 收稿日期: 2012-04-30; 修订日期: 2012-09-01

通讯作者: 刘小川(1983-), 男, 博士研究生, 工程师。主要研究领域为飞机结构动力学设计与试验。

E-mail: dd1882@hotmail.com

M. A. Lavoie 开展了仿真鸟制备、试验与数值分析方法研究^[5]; S. Georgiadis 等在 B787 飞机复合材料可动尾翼后缘抗鸟撞研究中进行了基于仿真鸟撞击试验的分析和设计方法研究工作^[6]; S. Beimbs 在复合材料飞机结构鸟撞仿真研究中基于仿真鸟弹进行了验证试验^[7]; I. Smojver 等利用基于仿真鸟撞击试验验证的分析方法开展了飞机结构的鸟撞破坏模式研究^[8]; 欧盟在其第五框架研究项目“高速撞击下飞机结构适撞性”中同时开展了基于真实鸟体和仿真鸟的机翼前缘抗鸟撞试验与数值研究^[9]。总体看来,国外在仿真鸟制备、力学性能、试验技术及工程应用等方面已经有了相当的积累。我国在鸟体本构模型^[10-12]和结构抗鸟撞研究方面^[13-16]开展了大量工作,但都是基于真实鸟体,由于真实鸟体撞击试验的分散性(鸟体本身特性如密度、外形等,与结构的耦合效应等)和试验设计等原因,使得基于特定试验获得的鸟体本构模型和验证的鸟撞分析方法有较大的局限性。目前国内还未见与结构抗鸟撞试验用仿真鸟弹相关的公开报道和文献资料。

本文研制了一种仿真鸟弹,文中给出了一种仿真鸟弹配方和成型工艺,其基本材料为水和明胶,控制参数是密度,仿真鸟弹的外形和重量由模具保证。制作了 1.8kg 的仿真鸟弹,基于结构动态响应等效的原则,开展了平板鸟撞试验,通过试验对比研究了仿真鸟弹与真实鸟弹在撞击典型结构时的结构响应和变形模式,结果表明,仿真鸟弹的动态变形模式与真实鸟弹基本一致,仿真鸟弹与真实鸟弹撞击后的结构动态应变最大值误差为 3.2%,结构残余变形误差为 8.7%,证明本文研制的仿真鸟弹可以在结构抗鸟撞试验研究中替代真实鸟弹,具备一定的工程实用价值。

1 仿真鸟研制

中国民用航空总局《运输类飞机适航标准》^[17]规定,运输类飞机风挡及其支撑结构、机翼前缘鸟撞试验使用 1.8kg 重鸟弹,根据文献[4]提供的计算公式,对于 1.8kg 的鸟体,其统计密度应为 943kg/m³。仿真鸟制作的控制参数为密度,根据文献[5],仿真鸟成品密度应在 930~970kg/m³。为便于设计模具,本文研究中的仿真鸟基准密度取 950kg/m³。本文的仿真鸟主要原料为明胶粉、水、羧甲基纤维素钠(调质材料),其配方比例(质量比)为 1000:100:25。

目前,国际上使用的仿真鸟主要有三种外形^[3]:标准圆柱形、两端半球中间圆柱形、椭球形,见图 1,其长径比(L/D)均为 2。

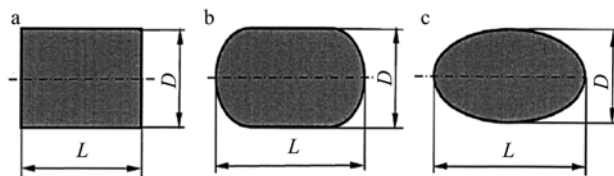


图 1 国际鸟撞联合会推荐的三种仿真鸟弹外形

Fig. 1 Three artificial bird sharp introduced by IBSC

本文制作的仿真鸟弹为第二种,这也是目前仿真分析中应用最广的鸟弹外形,对于 1.8kg 鸟弹,当密度为 950kg/m³ 时, $D=113.2\text{mm}$, $L=226.4\text{mm}$ 。为保证仿真鸟弹的重量和外形,设计了一套成型模具,模具内腔形状与仿真鸟弹形状一致, $D=113.2\text{mm}$, $L=226.4\text{mm}$ 。仿真鸟研制中的关键技术是成型工艺以及其使用方法(包括存放条件等),本文仿真鸟弹的成型工艺为:

步骤一:称取 2000g 水,200g 明胶粉,50g 羧甲基纤维素钠;

步骤二:将明胶粉倒入冷水中,稍微搅拌,将混合物均匀加热至 45℃,使明胶粉充分溶解;

步骤三:将明胶与水的混合液倒入搅拌器中,并放入羧甲基纤维素钠,充分搅拌;

步骤四:向模具内倒入 1820g($\pm 20\text{g}$)的混合物,将模具放置到冷柜中,保持温度在 4~8℃,24 小时后脱模即可进行使用。

制作完成的仿真鸟弹见图 2,实际重量为 1.807kg,其密度为 953.7kg/m³,证明上述制作工艺满足要求。传统由家禽制作的鸟弹见图 3,明显可以看出,仿真鸟弹的外形更为规整。



图2 制作完成的仿真鸟弹

Fig. 2 Bird projectile made from Artificial bird



图3 制作完成的家禽鸟弹

Fig. 3 Bird projectile made from domestic bird

2 仿真鸟与真鸟的平板撞击对比试验

鸟撞试验一般使用空气炮装置进行,利用高压空气将鸟弹在炮管内加速至预定的速度,在此过程中,鸟弹将承受极大的过载,以中国飞机强度研究所飞机结构冲击动力学实验室的低速空气炮装置为例,该空气炮炮管内径 180mm,炮管长 15m,如果需要达到 160m/s 的出口速度,鸟弹经受的平均过载将达到 85g。试验规范^[18]要求鸟弹在撞击试验件以前不能过度变形,因此要求仿真鸟弹必须具有一定的强度。同时,本文将以结构动态响应(动态应变、变形、支反力等)等效的方法来证明仿真鸟是否可以在鸟撞试验中替换真鸟。

本文设计了典型平板鸟撞试验,撞击速度取 166.7m/s,该速度与一般运输类飞机鸟撞速度相当,具有一定的典型性。分别使用仿真鸟弹和真实鸟弹进行试验,由于鸟撞试验成本较大,因此本次研究中共开展了 4 次试验,其中仿真鸟进行了 1 次试验,真鸟进行了 3 次试验,均为垂直平板平面的正撞,试验状态见表 1。试验时测量 5 个点的动态应变和撞击中心点的位移,测点布置见图 4,同时用高速摄像机记录鸟体变形模式和结构动态变形历程。

试验靶板为边长 1m、厚 12mm 的方形铝板,材料为航空结构中常用的 2A12 铝材,铝板的四边各留 100mm 与试验夹具连接,有效试验区域为 800mm×800mm。铝板通过压板连接到试验夹具上,见图 5。

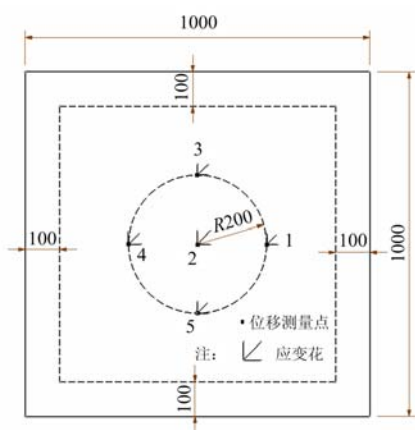


图4 试验测点分布

Fig. 4 Measure points

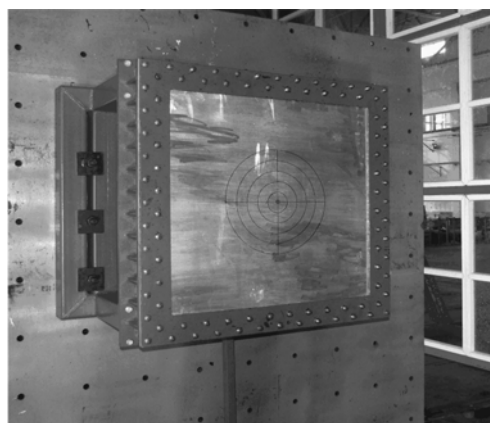


图5 试验件安装状态

Fig. 5 Fixed test article

测试的结构动态响应为结构动态应变和撞击中心点的位移,动态应变使用应变片和动态应变仪进行测量,试验采样率 100kHz,撞击中心点的位移使用激光位移传感器进行测量,高速摄像机拍摄速度 5000fps。试验在中国飞机强度研究所飞机结构冲击动力学实验室进行,试验系统框图见图 6。

表 1 试验速度
Tab. 1 Impact velocity of bird-strike test

序号	撞击物	撞击物重量(kg)	目标速度(m/s)	实际速度(m/s)
1	真鸟	1.813	166.7	165.1
2	真鸟	1.813	166.7	166.0
3	真鸟	1.812	166.7	165.1
4	仿真鸟	1.807	166.7	166.0

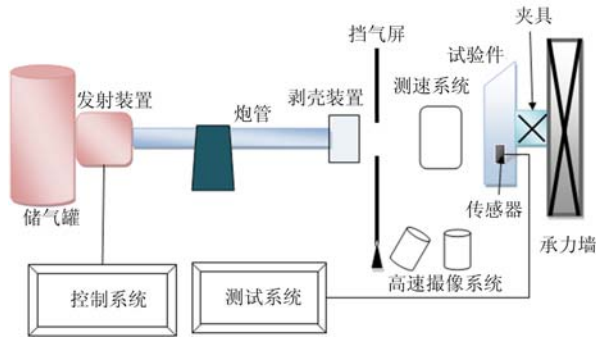


图 6 试验系统框图
Fig. 6 Bird-strike testing system

3 仿真鸟撞击与真鸟撞击试验结果对比分析

从鸟体的动态破坏模式和平板的结构响应两方面对比分析仿真鸟撞击和真鸟撞击,从图 7 中可以看出,在无包裹的情况下,仿真鸟弹撞击试验件前保持完整,证明本文研制的仿真鸟弹有足够的强度,可以承受发射过程的过载,不会在撞击试验件前过度变形,满足试验规范的要求,且和文献[8]中仿真鸟弹撞击试验件前的状态基本一致。

从图 8 到图 12 可以看出,在 166.0m/s 的撞击速度下,仿真鸟弹的动态破坏过程表现为流体特性,与真实鸟体的动态破坏过程基本一致,但仿真鸟弹的变形更为均匀。由于仿真鸟弹重心位于几何中心,飞行过程中基本不会发生俯仰/偏转等刚体运动,有利于保证撞击姿态,从而使得鸟撞试验的重复性更好。

对比分析的试验数据包括 3 个测点(测点 3,测点 4,测点 5)的动态应变(另 2 个测点由于结构大变形导线断裂,没有采集到有效数据)和平板撞击区中心点的残余变形。典型试验的应变时间历程见图 13~图 15,图中 X、Y、Z 分别代表应变花的 0°、45°、90°方向应变片。由于仿真鸟代表的是统计意义上平均的鸟体,因此分析时将 3 次真鸟撞击试验数据平均,平均后的最大应变值和平板残余变形值见表 2。

表 2 平均后的真鸟撞击动态应变和残余变形与仿真鸟撞击结果对比
Tab. 2 Comparing of strain and residual deformation between averaged real and artificial bird impact

	3-0° $\mu\epsilon$	3-45° $\mu\epsilon$	3-90° $\mu\epsilon$	4-0° $\mu\epsilon$	4-45° $\mu\epsilon$	4-90° $\mu\epsilon$	5-0° $\mu\epsilon$	5-45° $\mu\epsilon$	5-90° $\mu\epsilon$	残余变形 (mm)
仿真鸟	8748.5	6141.5	4834.8	4239.7	5754.3	7326.0	7900.8	6317.8	4588.4	52.3
真鸟	8474.7	5933.9	4299.3	3787.3	5619.5	7304.6	7132.1	5667.6	3956.2	48.1
相对误差	3.2%	3.5%	12.5%	11.9%	2.4%	0.3%	10.8%	11.5%	16.0%	8.7%

从图 13~图 15 可以看出,仿真鸟和真鸟撞击平板后铝板动态应变响应时间历程基本一致。从表 2 可知,仿真鸟撞击后结构应变响应总体上偏大,最大峰值应变相差 3.2%,测点 3 和测点 5 为对称位置,

但最大值有所差别,可能是撞击点不在理论中心点导致。结构残余变形仿真鸟比真鸟撞击大 8.7%,与文献[8]中的试验研究结果趋势一致。初步证明本文研制的仿真鸟弹可以在结构抗鸟撞试验研究中替代真实鸟弹。



图7 仿真鸟/真鸟弹撞击试验件瞬间

Fig. 7 Moment of artificial/real bird contact target

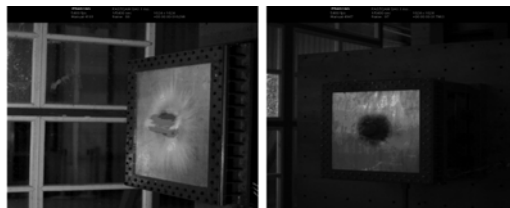


图8 撞击试验件 0.37ms 后变形情况

Fig. 8 Deformation of the projectile at 0.37ms

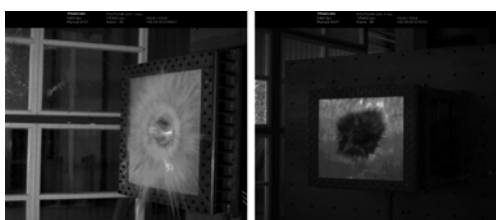


图9 撞击试验件 0.74ms 后变形情况

Fig. 9 Deformation of the projectile at 0.74ms

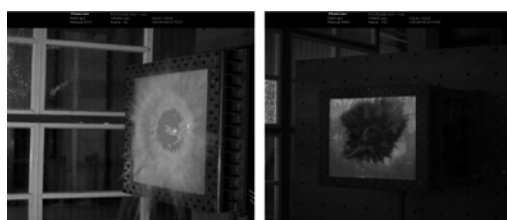


图10 撞击试验件 1.11ms 后变形情况

Fig. 10 Deformation of the projectile at 1.11ms

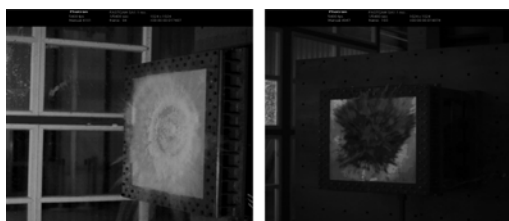


图11 撞击试验件 1.45ms 后变形情况

Fig. 11 Deformation of the projectile at 1.45ms

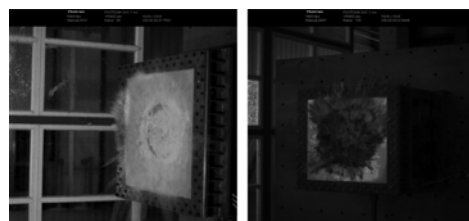


图12 撞击试验件 1.79ms 后变形情况

Fig. 12 Deformation of the projectile at 1.79ms

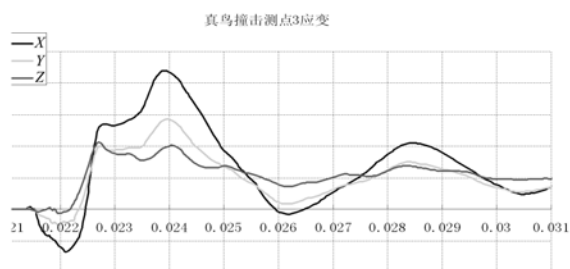
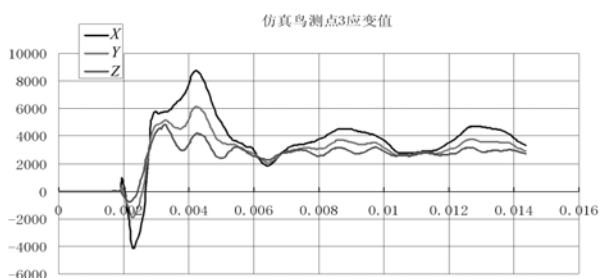


图13 测点3 仿真鸟与真鸟应变时间历程

Fig. 13 Dynamic strain response of artificial/real bird at 3# point

4 结论

本文研究了一种用于结构抗鸟撞试验的仿真鸟弹,给出了配方及成型工艺,并在国内首次制成了典型规格的仿真鸟弹成品,通过典型平板撞击试验,对比研究了由家禽制成的真实鸟弹与仿真鸟弹撞击过程中的动态变形模式与平板的动态响应。工作可总结为:

(1) 研究了一种仿真鸟弹配方和成型工艺,制成了 1.8kg 鸟弹成品,鸟弹为长径比为 2(长

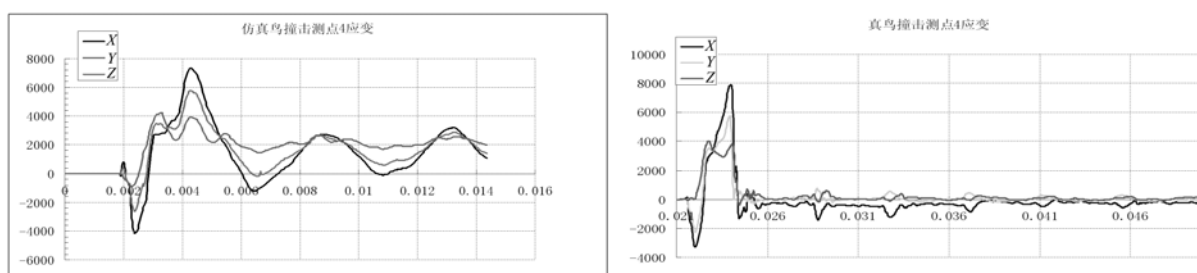


图 14 测点 4 仿真鸟与真鸟应变时间历程

Fig. 14 Dynamic strain response of artificial/real bird at 4# point

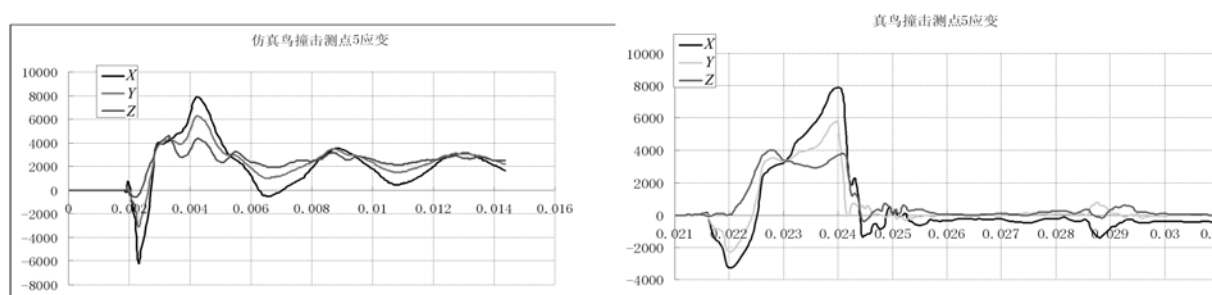


图 15 测点 5 仿真鸟与真鸟应变时间历程

Fig. 15 Dynamic strain response of artificial/real bird at 5# point

226.4mm, 直径 113.2mm), 与目前结构抗鸟撞数值研究中使用的鸟弹外形、密度、重量一致, 平板撞击试验表明仿真鸟弹可以承受发射过程中的过载, 在撞击试验件前没有发生过度变形;

(2) 对比研究了相同试验状态下仿真鸟弹和真实鸟弹撞击结构时的动态破坏模式, 结果表明, 仿真鸟弹和真实鸟弹撞击过程中的鸟弹动态破坏模式基本一致;

(3) 对比研究了仿真鸟弹撞击后结构的动态响应, 包括结构动态应变和结构的残余变形。从分析结果看, 仿真鸟撞击响应总体偏大, 动态应变最大值相差 3.2%, 结构残余变形相差 8.7%, 初步证明本文研制的仿真鸟弹可应用于结构抗鸟撞试验中。

参考文献:

- [1] Dolbeer A, Wright E, Weller J. Wildlife strikes to civil aircraft in the united states 1990—2008. Federal Aviation Administration, Office of Airport Safety and Standards, Washington, D C, 2009.
- [2] Meguid S A, Mao R H, Ng T Y. Analysis of geometry effects of an artificial bird striking an aero-engine fan blade [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35: 487—498.
- [3] Bheemreddy, K Chandrashekhar, et al. Finite element modeling of bird strikes and parametric evaluation using design of experiments(DOE). Proceeding of the 5th Annual ISCRS Research Symposium, April 7, 2011, Rolla, Missouri.
- [4] Lavoie M A, Gakwaya A. Bird's substitute tests results and evaluation of available numerical methods[J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36:1276—1287.
- [5] Richard Budgley. The development of a substitute artificial bird by the international birdstrike research group for use in aircraft component testing, IBSC25/WP-IE3, Amsterdam, 17—21 April 2000.
- [6] Steve Georgiadis, Andrew J Gunnion, Rondey S Thomson, Bruce K Cartwright. Bird-strike simulation for certification of the Boeing 787 composite moveable trailing edge[J]. Composite Structures, 2008, 86:258—268.
- [7] Sebastian Heimbs. Bird Strike Simulations on Composite Aircraft Structures, SIMULIA Customer Conference, 2011.
- [8] Smojver I, Ivancevic D. Bird strike damage analysis in aircraft structures using Abaqus/Explicit and coupled

- Eulerian Lagrangian approach[J]. Composite Science and Technology, 2011, 71:489—498.
- [9] McCarthy M. Bird impact on the leading edge structures, CRAHVI Technical Workshop-Airbus UK, Bristol, UK, 17th March, 2004.
- [10] 刘军, 李玉龙, 郭伟国 等. 鸟体本构模型参数反演 I: 鸟撞平板试验研究[J]. 航空学报, 2011, 32(5):802—811 (Liu Jun, Li Yulong, Liu Yuanyong, et al. Parameters inversion on bird constitutive model Part I: study of bird striking on plate[J]. Acta Aeronautics et Astronautics, 2011, 32(5):802—811 (in Chinese))
- [11] 刘军, 李玉龙, 郭伟国 等. 鸟体本构模型参数反演 II: 模型参数反演研究[J]. 航空学报, 2011, 32(5):812—821 (Liu Jun, Li Yulong, Liu Yuanyong, et al. Parameters inversion on bird constitutive model Part II: study on model parameters inversion[J]. Acta Aeronautics et Astronautics, 2011, 32(5):812—821 (in Chinese))
- [12] 王富生, 李立州, 王新军 等. 鸟体材料参数的一种反演方法[J]. 航空学报, 2007, 28(2):344—347 (Wang Fusheng, Li Lizhou, Wang xinjun, et al. A method to identify bird's material parameters [J]. Acta Aeronautics et Astronautics, 2007, 28(2):344—347 (in Chinese))
- [13] 王爱俊, 历蕾. 飞机风挡鸟撞击有限元数值模拟[J]. 航空计算技术, 1998, 28(3):55—59 (Wang Aijun, Li Lei. The numerical simulation of bird impactation on an aircraft windshield[J]. Aviation Calculation Technique, 1998, 28(3):55—59(in Chinese))
- [14] 陈伟, 尹晶, 范尔宁. 鸟撞击叶片时的载荷模型[J]. 航空动力学报, 1993, 8(4):363—367 (Chen Wei, Yin Jing, Fan Erning. The load model of bird striking with the blade[J]. Journal of Aerospace Power, 1993, 8(4):363—367 (in Chinese))
- [15] 张志林, 姚卫星. 飞机风挡鸟撞动响应分析方法研究[J]. 航空学报, 2004, 25(6):577—580 (Zhang Zhilin, Yao Weixing. Research on bird impact on aircraft windshield[J]. Acta Aeronautics et Astronautics, 2004, 25(6):577—580(in Chinese))
- [16] 臧曙光, 武存浩, 汪如洋 等. 飞机前风挡鸟撞动力响应分析[J]. 航空材料学报, 2000, 20(4):41—45 (Zang Shuguang, Wu cunhao, Wang ruyang, et al. The dynamic response of bird impacting on a windshield[J]. Journal of Aerospace Material, 2000, 20(4):41—45(in Chinese))
- [17] CCAR25. 《运输类飞机适航标准》, 中国民用航空总局, 2001.
- [18] HB7084—94. 《民用飞机抗鸟撞设计与试验通用要求》, 中国航空工业总公司, 1994.

Investigation on the Artificial Bird Projectile used in Bird Strike Test

LIU Xiao-chuan¹, GUO Jun², SUN Xia-sheng^{2,1}, CHEN Jian-xin², ZHANG Jian-jun², MIAO Juan²

(1. School of Aeronautics, Northwestern Polytechnic University, Xi'an 710072, China;

2. Aircraft Strength Research Institute, Xi'an 710065, China)

Abstract: An artificial bird projectile used in aircraft structure against bird strike experiment was developed. Its basic compositions are gelatine and water. Density is a key parameter controlled by special manufacturing process and adding quenched and tempered materials. The dimension and weight of artificial bird projectile are guaranteed by the mold. Thus, a 1.8kg standard form of bird projectile was manufactured to meet the regulatory requirements. Three real bird strike tests and one artificial bird strike comparative test were carried out. The target is four aluminium plates with 12mm thickness. Results show that the artificial bird projectile has sufficient strength and can withstand launch overload. The dynamic deformation mode and the dynamic strain response time history of structure of artificial bird projectile are basically consistent with real bird. The maximum difference of structure dynamic strain response is only 3.2%; while the difference of structure residual deformation is 8.7%. Above results prove that the artificial bird projectile developed in this paper can substitute real bird in bird strike experiment.

Keywords: bird strike; bird strike test; artificial bird projectile; gelatine

文章编号:1001-4888(2012)05-0630-07

基于相似材料的岩爆模型实验及其能量释放机制^{*}

陈文涛¹, 宋春明¹, 程婷婷², 肖叶桃³

(1. 解放军理工大学 爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室, 江苏 南京 210007; 2. 海军工程设计研究院, 北京 100071;

3. 解放军 92303 部队, 山东 胶南 266405)

摘要: 岩体的卸载破坏和加载破坏有本质区别, 岩爆是高地应力区地下工程开挖卸载产生的地质灾害现象。针对处于高静水压力状态下的岩体, 采用松香模型实验研究径向瞬时卸载引起动力破碎型“岩爆”; 通过分析动力破碎过程中的速度峰值、卸载波作用时间特征, 推导了应变能及剥落(破碎)块体动能及速度计算公式。结果表明: 文中给出的速度峰值和动能计算方法是可行的, 剥落(破碎)块体动能仅占可恢复应变能很小部分, 大部分能量最终以不同形式耗散掉; 距自由面不同距离处的卸载波作用时间大致相等, 远大于卸载波的扰动时间; 破碎波阵面在介质中推进速度大致为匀速, 也远小于卸载波扰动速度。

关键词: 岩爆; 模型实验; 能量分析

中图分类号: TU 32 **文献标识码:** A

0 引言

岩爆是在高应力的硬脆性围岩中开挖时, 因开挖扰动导致围岩应力重新分布和应力集中, 岩体内储存的弹性应变能突发性的快速释放, 出现一种爆裂、松脱、剥落、弹射甚至抛掷现象的地质灾害现象。

能量在岩石破坏变形过程中起着根本作用, 岩爆就是岩石中能量突然释放的结果, 是一个从局部耗散到局部破坏最终到整体灾变的过程^[1]。能量理论在解释岩爆机理方面具有重要地位, 该理论^[2]认为岩体—围岩系统在力学平衡状态遭到破坏时释放的能量大于破坏过程消耗的能量, 能较好地机理上解释地震和岩石抛出等动力现象, 但未涉及岩爆过程中能量的储存、耗散及释放特征。陈卫忠等人^[3]对地下硐室开挖过程中围岩的实际受力状态出发, 从能量角度对不同卸载方式下岩石破坏过程能量积聚—释放全过程进行研究, 并提出基于能量原理的岩爆判据。张黎明等人^[4]从卸荷角度对岩爆机理进行研究, 认为处于三轴应力状态下的岩体, 如果某一方向的应力突然降低造成岩石在较低应力水平下破坏, 那么原岩储存的弹性应变能会对外释放, 释放的能量将转换为破裂岩块的动能, 进而可能引起岩爆, 该观点与能量理论一致。

在岩爆的相似材料研制及模拟实验方面, 潘一山等人^[5]通过组合松香、膨胀土、石膏和砂等材料研制出模拟岩爆的系列脆性破坏材料, 并对圆形硐室岩爆进行了模拟实验研究, 证明研制材料的可行性。Burget 等^[6]、杨淑清等人^[7]也做了类似工作。

上述岩爆研究主要针对静力破坏(片落)类型展开, 而作为岩爆另一重要类型——动力破坏(狭义岩爆)类型^[8]研究较少, 特别是限于实验条件, 对于瞬时卸荷、出现弹射或抛掷块体情况时岩爆过程中的能

^{*} 收稿日期: 2011-06-21; 修订日期: 2012-01-27

基金项目: 国家自然科学基金杰出青年基金(50825403); 水利部公益性行业科研专项项目 201001009 资助; 国家重点基础研究发展计划(973 计划)项目(2010CB732003)

通讯作者: 陈文涛(1979—), 男, 博士研究生, 主要从事防护工程和岩土力学方面的研究工作。E-mail: baiyygidtf@163.com

量未进行深入研究,该种情况在地下隧道钻爆法开挖过程中围岩瞬时大幅卸载时经常出现,对其展开研究具有非常重要的现实意义。

文献[9]中实验用于研究爆炸波在自由面上的反射问题,与之类似,本文通过对高压状态下的松香介质瞬时卸载破坏过程进行分析,研究动力破坏型岩爆过程中的能量释放机制。

1 实验装置及方法简介

图1为实验装置的纵向剖面示意图。采用圆柱装的装置具有较好的对称性;各种力学场变量关于纵轴对称,压力可加载到足够大以获得一定烈度的岩爆。柱状试件内部为半径 $r=a$ 的空腔,空腔表面装有可向松香试件施加径向压力的隔障装置,并且该装置可强制瞬时破坏以达瞬时卸载目的,试件的外半径处及上下端均设有反力装置,向试件施加可控压力。本实验中,在试件的内、外表面及上下端处均施加压力 P_0 。强制卸载后,松香介质的位移及速度测试通过电磁测试装置完成,测点如图2所示。

深地下岩体处于高地应力状态,经过亿万年的地质作用,内部局部应力逐渐松弛以致减小到可以忽略,其应力状态接近于静水压力。为模拟岩体所处的静水压力环境,实验前反力装置及隔障装置按相同、较慢的加载速率逐渐加载,试件加载至 P_0 并保持 30ds 以释放试件内部局部应力。强制破坏隔障装置获得在试件内表面产生自由面,实验过程中测量松香介质的位移及速度,测点见图2。

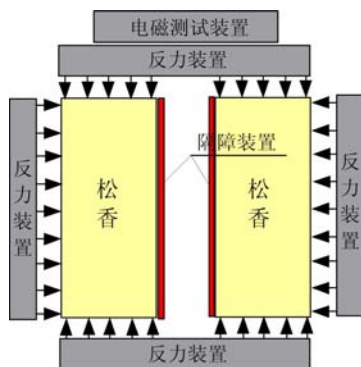


图1 实验装置示意图

Fig.1 Scheme of test equipment

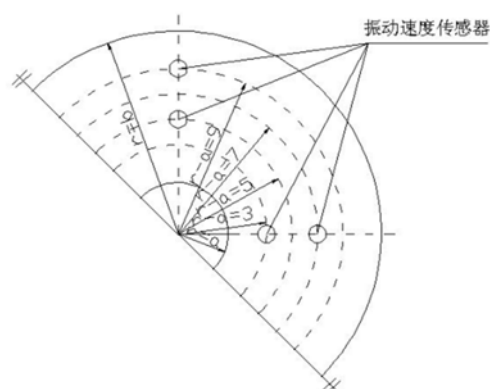


图2 测点示意图

Fig.2 Scheme of test spot

随着边界压力 P_0 增大,试件逐渐出现类似杆件失稳而产生的破坏,这种破坏形式不同于岩爆的破坏方式,故需要注意试件尺寸(内外半径 a, b 及高度 H)和加载压力 P_0 , P_0 增大过程中其弹性模量 E 也增大。本实验中, $P_0=50\text{MPa}$, $a=0.04\text{m}$, $b=0.16\text{m}$, $H=0.20\text{m}$, $\nu=0.23$, $\rho_0=1600\text{kg}\cdot\text{m}^3$ 。

2 实验结果分析

2.1 速度峰值分布特征

由实验系统的对称性可知,强制破坏隔障装置后试件内表面处产生卸载波,迅速向对称轴运动。对于松香介质而言,卸载波的幅值及作用时间决定是否发生破坏。该过程本质为所储存势能 E_p 中的一部分转化为介质的动能,而动能 E_k 大小与势能 E_p 密切相关。图3给出了距离内表面不同位置处的松香介质速度峰值 $v_{\max}$ 大小。

根据实验数据分布特征,先进行拟合试探后采用式(1)中简单幂函数可很好地描述峰值速度与 $(r-a)$ 的关系:

$$v = v_{\max} (a/r)^3 \quad a \leq r \leq b \quad (1)$$

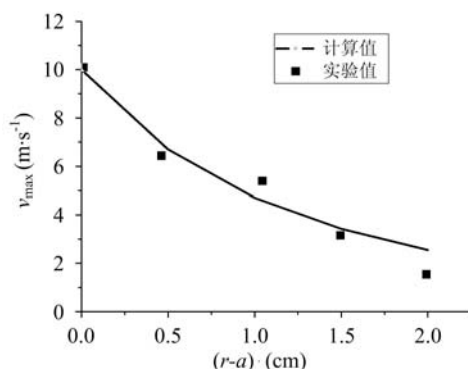


图3 质点峰值速度与内径距 $(r-a)$ 的关系

Fig.3 Relationship of particle's maximum velocity and distance of particle to inner radius $(r-a)$

式中: r 为距离对称轴的距离; b_* 为试件破坏最大半径; 对于松香介质, $v_{\max} = 10\text{m/s}$ 。

2.2 能量分析

2.2.1 应变能分析

根据文献[10,11],在固体动力学领域中一种广为接受的观点为硬脆性介质受压时的体应变 ϵ_v 与静水压力 p 成线弹性关系,而剪切变形视剪应力大小表现为弹(塑)性,特别是体应变,即使在静水压力 p 达 GPa 级别时上述线性规律仍然近似成立^[12]。本文认为松香介质未破坏之前,体应变 ϵ_v 与静水压力 p 成线弹性关系。对于图 1 中松香试件,由于表面均受压应力 P_0 ,不考虑局部效应时,根据弹性力学知识易知松香介质处于大小为 P_0 的静水压力环境。取图 1 中竖直方向为 z 轴,由 Hooke 定理有:

$$-p = \sigma_i = K\epsilon_{ii} \quad (2)$$

式中: p 为静水压力,以受压为正,大小为 P_0 ; K 为体积模量, $K = \frac{E}{3(1-2\nu)}$; i 为 z 、 r 和 φ 。

则能量密度 u 为:

$$u = \int \sigma_i d\epsilon_i = 3 \int_0^{P_0} p d\left(\frac{p}{3K}\right) = \frac{P_0^2}{2K} \quad (3)$$

故体积为 V_0 的试件中应变能为:

$$E_p = V_0 \frac{P_0^2}{2K} \quad (4)$$

令 $c = \sqrt{\frac{K}{\rho_0}}$, 代入(4)式,有:

$$E_p = V_0 P_0^2 / (2\rho_0 c^2) \quad (5)$$

c 为体积波速,是介质的基本常数之一,本实验中 c 为 3500m/s 。

2.2.2 动能分析

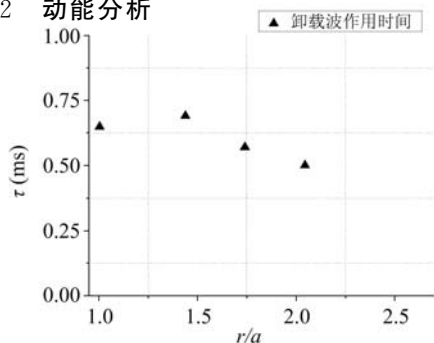


图 4 卸载波作用时间随比例距离的变化

Fig. 4 Unloading wave's acting time varying with the distance

由图 4 可知卸载波作用时间随比例距离变化不大,平均作用时间为 0.6ms 。由于松香中卸载波速约 3500m/s ,则卸载波在试件半径方向上运动耗时为 $(b-a)/c$,约为 0.034ms ,卸载波的作用时间远大于在松香试件中的行进耗时,故可认为某时刻沿半径 r 上松香介质的速度峰值的分布与式(1)一致。

根据式(1)得松香介质的最大动能为:

$$E_k = \frac{1}{2} \int_a^b (\rho_0 2\pi r H) \left[v_{\max} \left(\frac{a}{r} \right)^3 \right]^2 dr \quad (6)$$

式中: E_k 为松香介质的动能,积分后变换为: $E_k = \frac{1}{4} \pi H$

$\frac{b^2 - a^2}{b^2 - a^2} \rho_0 v_{\max}^2 a^2 \left(1 - \frac{a^4}{b^4} \right)$, 注意到 $\pi H(b^2 - a^2)$ 为试样体积

V_0 , 则有:

$$E_k = \frac{\rho_0 v_{\max}^2 a^2 V_0}{4(b^2 - a^2)} \left(1 - \frac{a^4}{b^4} \right) \quad (7)$$

将动能 E_k 与式(5)中 E_p 相比有:

$$\frac{E_k}{E_p} = \frac{\rho_0^2 v_{\max}^2 a^2 c^2 (b^2 + a^2)}{2b^4 P_n^2} \quad (8)$$

将第 1 节中参数代入式(8),计算 E_k/E_p 为 4.17% 。实际上,式(8)计算没有考虑应变能转化为动能时存在能量耗散,根据文献[13],脆性介质破坏过程中能量耗散主要通过内部摩擦(以剪切破坏方式完成)和产生新表面能完成,其中表面破碎能非常小。以图 1 中的纵向为 z 轴建立柱坐标系,考虑卸荷破坏时松香介质应变 $\epsilon_r \gg \epsilon_z \approx \epsilon_\varphi$,即介质变形主要在 r 方向完成,以拉伸破坏为主(2.2.3 节中有进一步阐述),故与应变能 E_p 耗散相关的系数 α 取为 0.85 ,则实际上的动能占可恢复应变能 4.91% 。

波兰学者 Motyczka(1973 年)^[14]提出岩爆有效能量释放率 η , 并定义为岩样在单轴抗压实验破坏时岩块抛出的动能 E_t 与试件存储的最大弹性应变能 E_s 之比: $\eta = E_t / E_s \times 100\%$ 。Kidybinski(1981 年)^[14]利用该指标对岩体的岩爆倾向性进行划分, 见表 1。

表 1 岩爆倾向性类型
Tab. 1 Type of rockburst proneness

η	$<3.2\%$	$3.2\% \sim 3.8\%$	$3.8\% \sim 4.4\%$	$>4.4\%$
岩爆倾向性	岩爆倾向	弱岩爆倾向	中等岩爆倾向	强烈岩爆倾向

若按照岩石的岩爆倾向性划分, 实验中松香介质具有强烈“岩爆”倾向, 与实验结果完全相符, 说明上述计算是可信的。同时说明以拉伸破坏为主的岩爆中, 原始应变能仅有很小部分能量转化为块体动能。

2.2.3 基于能量原理的剥落速度估算

图 5 为破碎波阵面位置和其到达时间的关系。考虑测量存在一定误差, 认为破坏波阵面推进速度为匀速(图中直线所示), 得破碎波阵面速度 v_f 约 510m/s, 该速度远小于卸载波在该介质中的波速 3500m/s, 故可假定在介质破坏时达到最大速度。

隔障装置强制破坏后, 卸载波从自由面向介质内部传播, 介质经过卸载波约 0.6ms 作用后, 介质逐渐从静水压力状态进入拉剪状态, 从而产生拉剪破坏, 由于仅在 r 方向卸载, 则体积膨胀主要在该方向上完成, 认为破坏主要以拉伸破坏为主。假定松香破坏时的极限拉伸应变率为 ϵ_{r*} , 则破坏时间由式 $t_* = (r - a) / v_f$ 决定。由于卸载波波速 c 远大于破坏波阵面推进速度 v_f , 为简化计算, 假定破坏时刻(破坏阵面半径 R_p 与半径 a 一致)松香介质沿 r 方向的径向变形 $\epsilon_r(r)$ 具有如下形式:

$$\epsilon_r(r) = \epsilon_{r*} [(b_* - r) / (b_* - a)]^n \quad (9)$$

其中 b_* 为试件破坏区的某一极限尺寸, 特别是在模型实验中, 可将柱形试件的外部尺寸作为 b_* 值; n 为衰减指数。

式(9)的建立基于以下事实: 瞬时卸载后远离自由面的介质避免破坏, 在仅考虑拉伸破坏条件下, 则距离自由面越大的介质其拉应变率越小, 故式(9)描述情景为随着 r 增大, 介质的径向应变 $\epsilon_r(r)$ 减小。

以处于静水压力 p 的松香介质为初始状态, 卸载后应变能一部分转化为动能, 则对于单位体积介质, 根据能量守恒原理有:

$$e_k = \alpha e_H - e_1 \quad (10)$$

其中: $e_k = \rho_0 v^2 / 2$ 为单位体积介质的动能; α 为耗散系数, 与应变能 e_p 、介质性质及应力状态相关, 介于 0 到 1 之间; e_1 为介质因弹性变形而存储的势能。

由前面分析可知, 松香介质的体积膨胀主要表现为在 r 方向上的变形, z 及 φ 方向上的应变在计算时可忽略, 用 $\epsilon_r(r)$ 表示介质的受拉形变, 故有:

$$\sigma_r = E_f \epsilon_r \quad (11)$$

式中 $E_f = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}$ 为侧限模量; E 为弹性模量; ν 为泊松比。

故单位体积的应变能:

$$e_1 = \int \sigma_r d\epsilon_r = \int_{\epsilon_{r*}}^{\epsilon_r} E_f \epsilon_r d\epsilon_r = \frac{E_f \epsilon_{r*}^2}{2} [1 - (\frac{b_* - r}{b_* - a})^{2n}] \quad (12)$$

式(12)有初始条件: $\epsilon_r|_{r=a} = \epsilon_{r*}$, $\epsilon_r|_{r=r'} = \epsilon_{r'}$ 。

将式(12)代入式(10), 联立式(5)可得:

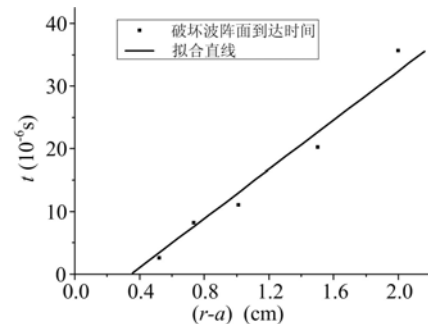


图 5 破坏波阵面到达测点的时间

Fig. 5 The arrival time of breaking wave's front for the measuring points

$$v = \sqrt{\frac{2\alpha e_H}{\rho_0} - \frac{E_f \epsilon_{r*}^2}{\rho_0} \left[1 - \left(\frac{b_* - r}{b_* - a} \right)^{2n} \right]} \quad (13)$$

将 $c^2 = \frac{E}{3\rho_0(1-2\nu)}$ 代入式(13)有:

$$v(r) = \left\{ \frac{\alpha P^2}{\rho_0^2 c^2} - 3\epsilon_{r*}^2 c^2 \frac{1-v}{1+v} \left[1 - \left(\frac{b_* - r}{b_* - a} \right)^{2n} \right] \right\}^{1/2} \quad (14)$$

式(14)给出了静水压力状态下松香介质瞬时卸载时质点速度的计算式。令 $r=a$, 得自由面上介质的速度为:

$$v_0 = \alpha^{1/2} P / \rho_0 c \quad (15)$$

实验中取 $\epsilon_{r*} = 0.2\%$, $n=5$ 。则据式(14)可得质点峰值速度随距离变化规律见图 6。

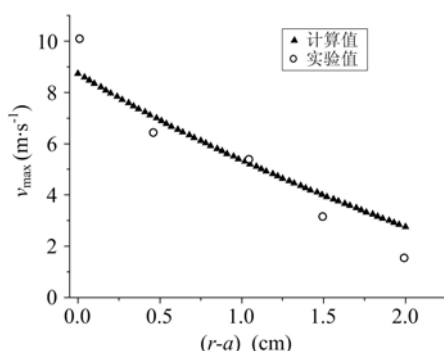


图 6 介质速度计算值与实验值对比

Fig. 6 Media's velocity comparability of the calculation and the test

如图 6 所示,利用式(14)计算所得的质点速度与实验值存在一定出入,但考虑到实验测试以及参数取值存在一定误差,认为式(14)预测动力破碎型岩爆介质运动速度是符合实际和可信的。

3 讨论

岩石的动力变形及其破坏问题异常复杂,目前对动力破坏类型的岩爆(狭义岩爆)进行更精细计算并不实际。基于对介质峰值速度随距离变化分析的基础上,通过一定假设、推导后给出近似的速度峰值随距离变化公式以及径向应变分布公式,进而推导速度峰值计算公式,所得结论与实验符合较好。客观而言,上述方法建立于合理假设之上,是对岩爆过程的一种近似描述。

文章中对于衰减系数 n ,与耗散能相关系数 α 以及破碎半径 b_* 的取值带有半分析半经验成分,如何通过推导进行计算,是下一步的难点和重点。

4 总结

利用处于高静水压状态下的松香介质瞬时卸载模拟动力破坏类型的岩爆,分析计算了破坏过程中的速度峰值、应变能以及动能,得出如下结论:

(1) 给出动力破坏型岩爆过程中单位体积的剥落块体速度峰值以及动能的计算方法。岩爆本质为存储于岩体的应变能以突发方式释放,进而转化为介质动能,计算表明:在分析模型基础上合理假设,采用经典弹塑性理论也能满意预测介质剥落速度,用于评估整个过程的能量分配机制是可行的。

(2) 在不同位置处的卸载波作用时间变化不大,平均为 0.6ms,并且远大于卸载波在介质中的扰动时间。破碎波阵面的推进速度可近似为匀速,也远小于介质中体波速度。

(3) 给出评估瞬时卸荷条件下介质剥落速度的计算公式 $\alpha^{1/2} P / \rho_0 c$ 。

参考文献:

- [1] 赵忠虎, 谢和平. 岩石变形破坏过程中的能量传递和耗散研究[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2008, 40(2): 26—31 (ZHAO Zhong-hu, XIE He-ping. Energy Transfer and Energy Dissipation in Rock Deformation and Fracture[J]. Journal of Sichuan University (Engineering Science Edition), 2008, 40(2): 26—31(in Chinese))
- [2] Cook N G W, Hoek E, Pretorius J P G. Rock Mechanics applied to the study of rockbursts[J]. J. S. Afr. Inst. Min. Metall, 1965, 66:435—528.
- [3] 陈卫忠, 吕森鹏, 郭小红 等. 基于能量原理的卸围压试验与岩爆判据研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(8):1530—1540 (CHEN Wei-zhong, LU Sen-peng, GUO Xiao hong, et al. Research on unloading confining pressure tests and rockburst criterion based on energy theory[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(8):1530—1540 (in Chinese))
- [4] 张黎明, 王在泉, 贺俊征 等. 卸荷条件下岩爆机理的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(1):4769—4773 (ZHANG Li-ming, WANG Zai-quan, HE Jun-zheng, et al. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(1):4769—4773 (in Chinese))
- [5] 潘一山, 章梦涛, 王来贵 等. 地下硐室岩爆的相似材料模拟试验研究[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(4):49—56 (PAN Yi-shan, ZHANG Meng-tao, WANG Lai-gui, et al. Research on the tests of rockburst of the underground chamber simulated by similar materials[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1997, 19(4):49—56 (in Chinese))
- [6] Burgert W, Lippman M. Models of Translatory Rock Bursting in Coal[J]. Int J Rock Mech Sci & Geomech. Abstr, 1981, 18:285—294.
- [7] 杨淑清, 张忠亭, 陆家佑 等. 隧洞岩爆机制物理模型试验研究[C]. 岩土力学数值方法的工程应用——第二届全国岩石力学数值计算与模型实验学术研讨会论文集. 上海: 同济大学出版社, 1990:598—606 (Yang Shu-qing, Zhang Zhong-ting, Lu Jia-you, et al. Study on the tunnel rockburst mechanism in the physical model[C]. The Second National Conference on Rock Numerical Simulation and Model Test. Shanghai: Tongji University Press, 1990, 598—606 (in Chinese))
- [8] 徐则民, 黄润秋, 罗杏春 等. 静荷载理论在岩爆研究中的局限性及岩爆岩石动力学机理的初步分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(8):1255—1262 (Xu Ze-min, Huang Run-qiu, Luo Xing-chun, et al. Limitations of static load theory in rockburst research and preliminary analysis on dynamics mechanism of rockburst[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(8):1255—1262 (in Chinese))
- [9] Адушкин В В, Спивак А А. Геомеханика крупно масштабных Взрывов. Недра, 1993.
- [10] Никифоровский В С, Шемякин Е И. Динамическое разрушение твёрдого тела. Новосибирск[М]: Наука, 1979.
- [11] Cherepanov, translated by Roland de Wit, William C. Cooley. Mechanics of Brittle Fracture[M]. McGraw-Hill, New York, 1979.
- [12] 王明洋, 王立云, 戚承志 等. 爆炸荷载作用下岩石的变形与破坏研究 II[J]. 防灾减灾工程学报, 2003, 23(3):9—20 (Wang Ming-yang, Wang Li-yun, Qi Cheng-zhi, et al. Study on the deformation and failure of the rock on explosive loading[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2003, 23(3):9—20 (in Chinese))
- [13] 肖红飞, 何学秋, 冯涛 等. 单轴压缩煤岩变形破裂电磁辐射与应力耦合规律的研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(23):3948—3953 (Xiao Hong-fei, He Xue-qiu, Feng Tao, et al. Research on coupling laws between EME and stress fields during deformation and fracture of coal and rock in uniaxial compression[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(23):3948—3953 (in Chinese))
- [14] Homand F, et al. Dynamic phenomena in mines and characteristics of rocks[J]. Rockburst and Seismicity in mines, Fairhurst ed. Rotterdam: Balkema, 1990: 139—142.

On the Rockburst Model Experiment Based on Similar Material and the Energy Releasing Mechanism

CHEN Wen-tao¹, SONG Chun-ming¹, CHENG Ting-ting², XIAO Ye-tao³

(1. PLA University of Science and Technology, State Key Laboratory for Explosion & Impact and Disaster Prevention & Mitigation, Nanjing, Jiangsu 210007, China; 2. Navy Engineering Design and Research Institute, Beijing 100071, China; 3. Unit 92303 of PLA, Jiaonan, Shandong 266405, China)

Abstract: There is an essential difference between rock mass destruction due to unloading and due to loading. As one of the geological disasters, rockburst is often generated in underground engineering in high geo-stress areas due to the excavation unloading. Aiming at the rock mass under high hydrostatic pressure, taking advantage of the rosin model, the experimental simulation test of the dynamic fragmentation-type "rockburst" due to radial instantaneous unloading was studied. Through the analysis of peak velocity in dynamic fragmentation and unloading acting time, a formula about strain energy and kinetic energy and velocity of spalling fragments was deduced. Results show that the formula presented in this paper for calculating peak velocity and kinetic energy is proper, and the kinetic energy is only a small fraction of the recovery strain energy, most of which is dissipated in different ways; the unloading time at different positions apart from the free surface is nearly the same and is much larger than the unloading wave disturbance time. The velocity of the braking wave front is uniform and much less than the velocity of the unloading wave.

Keywords: rockburst; simulation test; energy analysis