DOI: 10.11883/1001-1455(2015)05-0763-05

内部爆炸加载下柱壳的环周分裂数*

张志彪,黄风雷
(北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室,北京 100081)

摘要: 基于有限长度柱壳的 Gurney 速度公式,以壳体平均半径估算平均应变率,同时考虑壳体剪切断裂时的断裂面长度与径向壁厚的差异,对 Grady-Kipp 方法进行了修正,得到柱壳剪切断裂模式下环周分裂数的完整表达式。利用修正方法分析得到的环周分裂数计算结果与实验数据分析结果符合更好。以 20 号低碳钢柱壳为例,对其在 TNT 爆炸加载下的膨胀断裂进行了三维数值模拟,得到的环周分裂数模拟结果与实验结果符合较好。

关键词: 爆炸力学;环周分裂数;爆炸加载;柱壳;动态断裂;低碳钢
中图分类号: O383 **国标学科代码**: 13035 **文献标志码**: A

为了提高侵彻战斗部的结构强度和抗失稳特性,在战斗部设计中常采用锥型变壁厚弹体结构,通过侵入掩体内部后爆炸,形成破片和爆炸冲击波等毁伤元,实现对目标高效毁伤。因此,在内部爆炸加载下,如何定量描述变壁厚柱壳膨胀破裂产生自然破片的形态及统计分布,是进行毁伤效应评价的基础。关于柱壳沿环向自然破片平均分裂数(即环周分裂数 n_θ),已经开展了深入的研究。N. F. Mott[1] 结合统计物理和应力波理论,系统给出了经典的破片尺寸和统计分布。D. E. Grady 等[2-4] 将 N. F. Mott 的统计模型与能量平衡理论结合起来,描述膨胀环的动态破坏和破片数,给出了脆性材料动态破碎的破片尺寸分布。W. Arnold 等[5] 则采用统计靶板穿孔的方法对柱壳破片分布进行了研究。此外,文献[6]中也有一些相关研究成果,基于实验与量纲分析方法,综合得出了环周分裂数的尺度效应关系。鲁宇等[7] 提出了爆炸环动态断裂的修正 Kipp-Grady 模型;周风华等[8] 模拟了韧性金属圆环的自由膨胀碎裂过程,证实了 Grady-Kipp 公式的合理性;王永刚等[9] 在径向膨胀 Al_2O_3 陶瓷环动态拉伸破碎方面进行了实验研究,给出了陶瓷环的表观动态拉伸强度。但以上工作主要涉及脆性材料或膨胀环,没有考虑柱壳剪切断裂面长度与径向壁厚的差异。为深入分析韧性材料在内部爆炸加载下的破碎特性,本文中基于有限长度柱壳的 Gurney 速度公式,采用平均半径估算壳体平均应变率,考虑柱壳剪切断裂的断裂面长度与径向壁厚的差异,拟得到剪切断裂模式下钢柱壳环周分裂数的表达式。同时,基于 AUTODYN[10] 对爆炸加载下 20 号钢柱壳的膨胀断裂进行数值模拟,并与实验结果和理论分析结果进行比较。

1 柱壳的环周分裂数

1.1 考虑壁厚的柱壳环周分裂数

D. E. Grady[4] 基于 N. F. Mott[1] 的塑性卸载波理论,将内部爆炸加载下膨胀破坏的柱壳看作刚塑性体。当壳体某处发生断裂后,有 2 道塑性卸载波分别向两侧传播,传过的壳体区域发生卸载,裂纹停止发展,无法完成断裂。根据达到临界裂纹张开位移时的断裂能,可确定相应的断裂时间,从而得到塑性卸载波传播的距离。该距离的 2 倍即为壳体周向的平均裂纹间隔,同时也是平均破片宽度:

$$S = [24\Gamma/(\rho\dot{\varepsilon}^2)]^{1/3} \tag{1}$$

式中:S 是平均破片宽度;Γ 为单位面积上壳体的破碎能,与柱壳材料性质、加载速率和柱壳破坏模式相关;ρ 是壳体密度,$\dot{\varepsilon}$ 是断裂应变所对应的平均周向拉伸应变率。根据柱壳周向的平均周长即可得到环

* 收稿日期: 2014-01-16; 修回日期: 2014-05-16
第一作者: 张志彪(1986—),男,博士研究生; 通讯作者: 黄风雷,huangfl@bit.edu.cn。

周分裂数 n_θ。考虑壁厚,假设柱壳的内外半径分别为 r_1 和 r_2,可求得:

$$n_\theta=\pi(r_1+r_2)/S \tag{2}$$

式(1)中的平均应变率 $\dot{\varepsilon}$ 可由下式估算:

$$\dot{\varepsilon}=2v/(r_1+r_2) \tag{3}$$

假设柱壳以考虑有限长度的 Gurney[11] 公式得到的破片最终速度向外膨胀,则径向膨胀速度 v 为:

$$v=G\left[\left(\frac{r_2^2-r_1^2}{r_1^2}\frac{\rho}{\gamma_e}+0.5\right)\left(1+\frac{r_1}{L}\right)\right]^{-1/2} \tag{4}$$

式中:G 为柱壳装药的 Gurney 速度,γ_e 为装药密度,L 为柱壳长度。由式(1)~(4),可得:

$$n_\theta=\left\{\frac{\rho G^2(r_1+r_2)}{6\Gamma}\left[\left(\frac{r_2^2-r_1^2}{r_1^2}\frac{\rho}{\gamma_e}+0.5\right)\left(1+\frac{r_1}{L}\right)\right]^{-1}\right\}^{-1/3} \tag{5}$$

1.2 破碎能与柱壳断裂模式

金属柱壳在受到内部爆炸加载下膨胀破坏时,主要有 2 种断裂模式:拉伸断裂和剪切断裂。其中拉伸断裂主要是 I 型裂纹,材料断裂韧性决定了破碎能 Γ_t,因此有:

$$\Gamma_t=K_c^2/(2E) \tag{6}$$

式中:K_c 为材料的断裂韧性,E 为材料的弹性模量。而对于剪切断裂,主要沿绝热剪切带发生破坏,能量主要耗散于绝热剪切过程,D. E. Grady 等给出了如下破碎能[12]:

$$\Gamma_s=\frac{\rho c}{\alpha}\left(\frac{9\rho^3c^2\chi^3}{Y^3\alpha^2\dot{\mu}}\right)^{1/4} \tag{7}$$

式中:Y 是流动应力,c 是比热容,α 为热软化系数;χ 是热扩散系数,$\chi=k/(\rho c)$,k 是导热系数;$\dot{\mu}$ 是柱壳的剪切应变率,以周向拉伸应变率 $\dot{\varepsilon}$ 作为近似[13]。

由式(1)~(7)即可得到柱壳剪切断裂模式下环周分裂数的完整表达式。D. E. Grady 在应用剪切破碎能 Γ_s 时,并没有考虑断裂面取向问题[13],采用一维 Gurney 公式求得膨胀速度,没有考虑柱壳的有限长度,得到的柱壳环周分裂数简化表达式为[13]:

$$n_\theta=\pi\left(\frac{r_2^2-r_1^2}{r_1^2}\frac{\rho}{\gamma_e}+0.5\right)^{-3/8}\left[\frac{Y\alpha^2G^3(r_1+r_2)}{18kc}\right]^{1/4} \tag{8}$$

实际中,柱壳在剪切断裂时,断裂面并不像拉伸断裂那样沿柱壳径向,而是与径向成 45°夹角。因此,剪切断裂面长度是拉伸断裂面长度的$\sqrt{2}$倍。在计算 n_θ 时,应考虑剪切断裂面长度对剪切破碎能的影响,求得修正后的剪切断裂模式下柱壳环周分裂数完整表达式为:

$$n_\theta=\pi\left[\left(\frac{(r_2^2-r_1^2)}{r_1^2}\frac{\rho}{\gamma_e}+0.5\right)\left(1+\frac{r_1}{L}\right)\right]^{-3/8}\left[\frac{Y\alpha^2G^3(r_1+r_2)}{18\sqrt[3]{4}kc}\right]^{1/4} \tag{9}$$

式(9)中考虑了有限柱壳长度,同时对剪切断裂面长度进行了修正。

1.3 20 号钢柱壳算例

以 20 号低碳钢柱壳为研究对象,假设壳体内装药为 TNT,内爆加载下 20 号钢柱壳的膨胀破坏以贯穿滑移的剪切断裂为主[6],分析该柱壳环周分裂数。计算参数为:$G=2\ 370$ m/s,$\alpha=0.000\ 66$ K^{-1},$c=500$ J/(kg·K),$\rho=7\ 860$ kg/m^3,$\gamma_e=1\ 550$ kg/m^3,$k=52$ W/(m·K),$Y=0.5$ GPa,$L=0.16$ m。考虑剪切带的热软化,假设热软化系数 α 有如下关系[12]:$\tau=Y[1+\alpha(T_0-T)]$。可知随着温度的升高,剪切带的应力 τ 逐渐减小,假设达到金属熔化温度 T_m 时 τ 减小为 0[13]。以内外半径分别为 $r_1=0.02$ m 和 $r_2=0.03$ m,长 $L=0.16$ m 的 20 号钢柱壳为例,可计算得到不考虑剪切断裂面取向时环周分裂数 n_θ 为 34,而考虑剪切断裂面取向时 n_θ 为 31,n_θ 降低约 10%。通过文献[6]中实验回收破片和高速光学照相方法,计算得到的环周分裂数为 28,说明考虑柱壳的有限长度以及剪切断裂面取向时,分析计算结果与实验结果符合更好。引入壳体相对壁厚:$\delta_d=\delta_0/d_0$,δ_0 是壳体壁厚,d_0 是壳体外直径。内半径 r_1 为 0.02 m,长 L 为 0.16 m 的柱壳在相对壁厚 $\delta d=1/12,1/8,1/6,1/5,1/4$ 时,对应的柱壳环周分裂数理论值分别为 42、36、31、28、24,且 $\delta_d=1/6$ 时对应的柱壳环周分裂数实验值为 28。该柱壳在相对壁厚为

1/6，长度 L=0.02，0.05，0.07，0.11，0.16，0.20，0.50，1.00 m 时的环周分裂数理论值分别为 24、28、29、30、31、31、32 和 32。在相对壁厚为 1/6 时，随着柱壳长度的增加，环周分裂数逐渐趋近于 32，长度较短时，环周分裂数明显较小。这是因为柱壳较短时爆轰产物在两端的稀疏效应增强，符合物理实际。

2　柱壳环周分裂数的三维数值模拟

2.1　计算模型与网格

基于 AUTODYN 软件，对 20 号低碳钢柱壳在 TNT 装药爆炸加载下的膨胀破碎过程进行了三维数值模拟，计算工况见表 1，l_e 为装药长度，工况 7 为实验条件[6]，见图 1。采用光滑粒子法进行计算，20 号钢柱壳及 TNT 炸药粒子填充的初始间距均取 1 mm，工况 10 的总体粒子数最多，共 84.5 万。

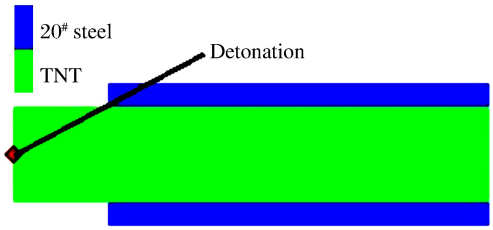

图 1　计算模型示意图(工况 7)

Fig. 1　Sketch of calculation model (condition 7)

表 1　柱壳环周分裂数的三维数值模拟工况

Table 1　3D numerical simulation conditions of circumferential fragments number

工况	r_1/mm	r_2/mm	l_e/mm	L/mm	工况	r_1/mm	r_2/mm	l_e/mm	L/mm
1	10	12	100	80	5	20	24	200	160
2	10	13.3	100	80	6	20	26.6	200	160
3	10	15	100	80	7	20	30	200	160
4	10	20	100	80	8	20	40	200	160

2.2　材料模型

蒋建伟等[14]采用基于 Mott 分布的 Stochastic 随机破坏模型模拟了小口径榴弹自然破片的生成，破片质量分布数值计算结果与破碎性实验回收破片的统计结果吻合较好，因此本文中采用同样的钢材随机破坏模型参数。采用 Johnson-cook 本构模型[15]和 Grüneisen 状态方程[10]，失效模型采用主应变失效，在 SPH 算法中不需要侵蚀。低碳钢壳体材料参数[10,14-15]为：ρ_0=7.86 g/cm^3，γ=2.17，C_1=4 569 m/s，S_1=1.49，T_0=300 K，c=480 J/(kg·K)，G=81 GPa，A=350 MPa，B=270 MPa，n=0.36，C=0.022，m=1，T_m=1 788 K，$\dot{\varepsilon}_0$=1 s^{-1}，主拉伸破坏应变 ε_f=0.6。柱壳内装药为 TNT，爆轰产物采用 JWL 状态方程，材料参数[16]为：ρ_0=1.55 g/cm^3，D=6 880 m/s，p_{CJ}=19.4 GPa，E=6 kJ/cm^3，A=307 GPa，B=3.9 GPa，R_1=4.485，R_2=0.79，ω=0.3。

3　数值模拟结果及与讨论

3.1　数值模拟结果

计算得到了 20 号低碳钢柱壳破裂的图像，如图 2 所示。SPH 方法计算的结果显示，20 号钢壳体破片多为长条形，而实验中同样观察到了 120～140 mm 的长条形破片[6]。由图像可数出典型工况下的柱壳环周分裂数(主要破片)，如表 2 所示。

表 2　典型工况下柱壳环周分裂数

Table 2　Circumferential fragments number of typical conditions

工况	δ_d	n_θ		工况	δ_d	n_θ	
		数值模拟	实验			数值模拟	实验
1	1/12	33		5	1/12	42	
2	1/8	28		6	1/8	36	
3	1/6	27		7	1/6	30	28
4	1/4	21		8	1/4	22	

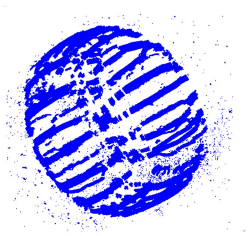

图 2　工况 7 壳体破裂图像

Fig. 2　The image for the broken shell of condition 7

由表 2 可知,在相同内半径下,装药量不变,随着柱壳壁厚的增加,壳体的环周分裂数逐渐减小,工况 7 的数值模拟结果与实验结果比较符合。由于所有工况均采用同样的材料参数与同样的 SPH 粒子初始填充间距,因此各工况的数值模拟结果是可信的。

3.2 理论结果与数值模拟结果的比较

如图 3 所示,数值模拟结果与相关理论分析结果比较后可知:基于有限长度 Gurney 公式,并考虑剪切断裂面取向对 Grady-Kipp 方法进行修正,所得到的环周分裂数 n_θ 比修正前低 10%左右;修正后的理论分析结果与数值模拟结果更相符,工况 7 的数值模拟结果与实验数据点符合较好。

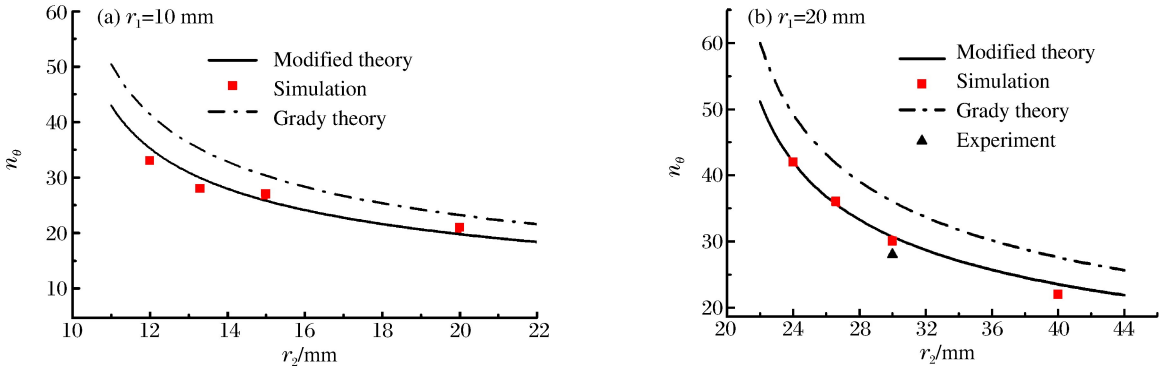

图 3 内半径为 10,20 mm 时环周分裂数与外半径的关系

Fig. 3 Relationship between the circumferential fragments number and the outer radius when the inner radius is 10, 20 mm

3.3 柱壳环周分裂数的尺度效应

引入量纲一的壳体相对壁厚 $\delta_d=\delta_0/d_0$,长径比 $\lambda=r_1/L$,外半径 r_2 由相对壁厚 δ_d 表示,则有:

$$n_\theta=\pi\left[\left(\frac{4\delta_d(1-\delta_d)}{(1-2\delta_d)^2}\frac{\rho}{\gamma_e}+0.5\right)(1+\lambda)\right]^{-3/8}\left[\frac{Y\alpha^2G^3r_1(1-\delta_d)}{9\sqrt[3]{4}kc(1-2\delta_d)}\right]^{1/4} \tag{10}$$

柱壳在几何结构相似的情况下,δ_d 和 λ 是固定值,而壳体金属和装药的相关特性参数不变,因此剪切断裂时有如下关系:$n_\theta\propto r_1^{1/4}$。可知柱壳环周分裂数存在尺度效应,几何结构相似时内半径越大,则环周分裂数越多。该结果符合由实验和量纲分析方法得到的关系[6]。

4 结 论

(1)基于有限长度柱壳的 Gurney 速度公式,以壳体平均半径估算平均应变率,同时考虑壳体剪切断裂时的断裂面长度与径向壁厚的差异,对 Grady-Kipp 方法进行了修正,得到了柱壳剪切断裂模式下,环周分裂数的完整表达式。利用修正方法分析得到的环周分裂数与实验结果符合更好。(2)以 20 号低碳钢柱壳为例,对其在 TNT 内爆加载下的膨胀断裂进行三维数值模拟,得到的环周分裂数数值模拟结果与实验数据点符合较好。修正 Grady-Kipp 方法的预测结果,与相同参数下各工况的数值模拟结果符合更好,优于未修正的 Grady-Kipp 方法。(3)采用有限长度柱壳的 Gurney 速度公式,环周分裂数在柱壳较短时明显较小,这是因为爆轰产物在柱壳两端的稀疏作用增强,符合物理实际。(4)柱壳环周分裂数存在尺度效应,剪切断裂模式下,由修正的 Grady-Kipp 方法得到的尺度效应关系与实验关系相符。

参考文献:

[1] Mott N F. Fragmentations of shell cases[J]. Proceedings of the Royal Society of London: Series A: Mathematical and Physical Sciences, 1947,189(1018):300-308.

[2] Grady D E, Olsen M L. A statistics and energy based theory of dynamic fragmentation[J]. International Journal of Impact Engineering, 2003,29(1):293-306.

[3] Grady D E. Fragment size distributions from the dynamic fragmentation of brittle solids[J]. International Journal of Impact Engineering, 2008,35(12):1557-1562.

[4] Grady D E. Fragmentation of rings and shells: The legacy of N. F. Mott[M]. Springer, 2006

[5] Arnold W, Rottenkolber E. Fragment mass distribution of metal cased explosive charges[J]. International Journal of Impact Engineering, 2008,35(12):1393-1398.

[6] 奥尔连科. 爆炸物理学:下[M]. 孙承纬，译. 北京:科学出版社，2011.

[7] 鲁宇，周兰庭. 爆炸环动态破裂分析[J]. 兵工学报，1991(1):86-90.
Lu Yu, Zhou Lan-ting. Dynamic fracture of explosion rings[J]. Acta Armamentarii, 1991(1):86-90.

[8] 陈磊，周风华，汤铁钢. 韧性金属圆环高速膨胀碎裂过程的有限元模拟[J]. 力学学报，2011,43(5):861-870.
Chen Lei, Zhou Feng-hua, Tang Tie-gang. Finite element simulations of the high velocity expansion and fragmentation of ductile metallic rings[J]. Acta Mechanica Sinica, 2011,43(5):861-870.

[9] 王永刚，周风华. 径向膨胀 Al_2O_3 陶瓷环动态拉伸破碎的实验研究[J]. 固体力学学报，2008,29(3):245-249.
Wang Yong-gang, Zhou Feng-hua. Experimental study on the dynamic tensile fragmentations of Al_2O_3 rings under radial expansion[J]. Chinese Journal of Solid Mechanics, 2008,29(3):245-249.

[10] Century Dynamics Inc. Interactive non-linear dynamic analysis software AUTODYN user's manual[M]. Revision 14.0, 2011.

[11] Lambert D E, Weiderhold J. Explosively driven fragmentation experiments for continuum damage modeling[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2012,134(3):031209-7.

[12] Grady D E, Kipp M E. The growth of unstable thermoplastic shear with application to steady-wave shock compression in solids[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1987,35(1):95-119.

[13] Grady D E, Hightower M M. Natural fragmentation of exploding cylinders: DE90016108[R]. Albuquerque, NM: Sandia National Labs, 1990.

[14] 蒋建伟，张谋，门建兵. 小口径榴弹自然破片形成过程的数值模拟[J]. 弹箭与制导学报，2009,29(1):114-117.
Jiang Jian-wei, Zhang Mou, Men Jian-bing. Numerical simulation of the formation of natural fragments from a small caliber shell[J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2009,29(1):114-117.

[15] Allen S P. Stress-wave monitoring of erosive particle impacts[D]. Australia: The University of Newcastle, 2004.

[16] 宋浦，杨凯，梁安定，等. 国内外 TNT 炸药的 JWL 状态方程及其能量释放差异分析[J]. 火炸药学报，2013,36(2):42-45.
Song Pu, Yang Kai, Liang An-ding, et al. Difference analysis on JWL-EOS and energy release of different TNT charge[J]. Chinese Journal of Explosives and Propellants, 2013,36(2):42-45.

The number of circumferential fragments of a cylindrical shell subjected to internal explosive loading

Zhang Zhi-biao, Huang Feng-lei

(*State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing* 100081, *China*)

Abstract: Based on the Gurney velocity formula for cylindrical shells with finite length, the average strain rate was estimated by the average radius of the shell. And by taking into account the differences between the shear fracture surface length of the shell and the radial thickness, the Grady-Kipp method was modified to give a full expression for the number of the circumferential fragments of the cylindrical shell. The number of the circumferential fragments number calculated by the modified Grady-Kipp method can better match with the experimental result than one by the Grady theory. The 20# low-carbon steel was taken as an example to numerically simulate the expansion and fracture of low-carbon steel shells under TNT explosion loading. The numbers of the circumferential fragments of the low-carbon steel shells by numerical simulation are in agreement with the experimental one.

Key words: mechanics of explosion; number of circumferential fragments; explosive loading; cylindrical shell; dynamic fracture; low-carbon steel

(责任编辑　张凌云)