文章编号：1000-5773(2011)01-0048-07

空间碎片超高速撞击充气压力容器前壁准静态破坏分析*

盖芳芳[1]，庞宝君[2]，管公顺[2]

(1. 黑龙江科技学院理学院，黑龙江哈尔滨 150027；
2. 哈尔滨工业大学空间碎片高速撞击研究中心，黑龙江哈尔滨 150080)

摘要：针对空间碎片超高速撞击充气压力容器前壁发生准静态破坏问题，将其简化为受双向拉应力的圆孔边双裂纹的线弹性断裂问题进行处理；并在数值模拟及理论分析的基础上建立了充气压力容器前壁发生准静态破坏的预报模型，得到了当球形弹丸撞击速度为7.0 km/s时、壁厚为1.0 mm的Al5754圆柱形压力容器前壁发生准静态破坏的临界应力曲线，计算结果与实验结果比较吻合。计算结果表明：前壁穿孔直径与裂纹直径皆随着弹丸直径的增加而增加；若孔边的单裂纹长度与穿孔半径的比值超过0.5，则可以将穿孔近似为狭长贯穿直裂纹进行处理。分析还得出当容器内压力较大时，具有较小动能的弹丸就可能导致容器在撞击瞬间发生裂纹失稳破坏。

关键词：空间碎片；高速撞击；压力容器；断裂力学；准静态破坏
中图分类号：V423.42；O347 **文献标识码**：A

1 引 言

航天器上的某些压力容器是航天器用来储存液体或含能高压气体的部件，是受空间碎片/微流星体威胁最大的关键部件之一。空间碎片/微流星体对压力容器超高速撞击造成的损伤从简单的容器穿孔、撕裂到整个容器发生裂纹失稳破裂，是一个复杂的过程，其危害是很大[1-3]的。空间碎片/微流星体超高速撞击压力容器，在压力容器前壁产生了穿孔及一些裂纹，当裂纹尖端的应力强度因子超过压力容器材料的断裂韧性时，则裂纹发生失稳扩展，导致容器发生破坏[4-6]。容器前壁发生裂纹失稳破坏可以分为两种情况：一种是在弹丸撞击的瞬间前壁发生破坏；另一种是在撞击后由于碎片云在气体中的运动产生的冲击波撞击前壁导致容器发生破坏。在撞击瞬间发生破坏，为了分析的方便，被认为是一种准静态过程。在压力容器前壁发生准静态破坏的研究中，国际上普遍采用将穿孔等价为狭长的贯穿直裂纹对压力容器进行断裂分析[7]。这种方法对容器前壁穿孔的损伤特征的描述过于简化，也没有充分地考虑容器壁内的应力状态，这些都可能导致在某些计算中，由于计算误差过大而导致无法对压力容器损伤进行正确的分析。本研究在考虑压力容器前壁损伤特征、容器本身的几何形状、应力状态的基础上，对球形弹丸撞击圆柱形充气压力容器前壁的准静态破坏过程进行了数值模拟及理论分析研究，建立了压力容器前壁发生准静态破坏的预报模型。

* **收稿日期**：2009-10-20；**修回日期**：2009-12-07
基金项目：国家空间碎片专题研究资助项目
作者简介：盖芳芳(1981—)，女，博士，讲师，主要从事空间碎片超高速撞击压力容器破损研究.
E-mail：fang19811119@yahoo.com.cn

2　压力容器前壁穿孔数值模拟

2.1　数值模型

为了对压力容器前壁发生准静态破坏进行分析,首先对压力容器的前壁穿孔进行了数值模拟研究。超高速撞击压力容器的实验表明[8],内充气体对容器前壁穿孔的影响很小;因此,在对球形弹丸超高速撞击圆柱形压力容器进行数值建模时,忽略了内充气体的影响。应用非线性动力学分析软件AUTODYN,采用 Lagrange 方法对球形弹丸超高速撞击圆柱形空载压力容器进行了三维建模,初始的几何模型如图 1 所示。弹丸、容器均采用 Lagrange 方法;弹丸、容器材料采用 Shock 状态方程[9]。

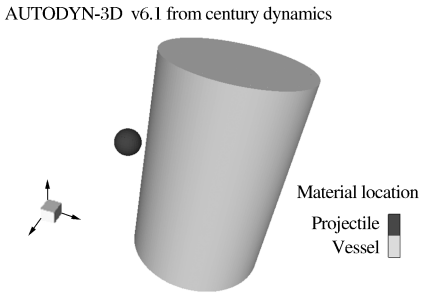


图 1　初始几何模型

Fig. 1　Initial geometry model

2.2　数值模拟结果分析

应用建立的数值模型对文献[10]中的实验工况进行了计算,并将数值模拟结果与实验结果进行了比较,如图 2 所示。实验工况为球形铝弹丸以 7.0 km/s 左右的速度正撞击由 Al5754 制成的壁厚为 1.0 mm、直径为 150 mm的圆柱形充气压力容器;压力容器内充气体为氮气。如图 2 所示,在数值模拟与实验图片上都可以观察到,当弹丸的撞击速度为 7.0 km/s 左右时,在容器前壁上产生的不是一个边界光滑的圆形穿孔,而是一个边缘有细微裂纹分布的圆孔,可见建立的数值模型可以比较准确地对压力容器前壁的损伤特征进行描述。图 2 中 D_{crack} 为裂纹区域直径(在穿孔直径方向上两个孔边裂纹尖端之间的距离称为裂纹区域直径,下文简称裂纹直径),D_{hole} 为穿孔直径。表 1 给出了压力容器前壁撞击穿孔直径、裂纹直径数值模拟结果与实验结果的比较。可见,在未考虑内充气体的条件下,数值模拟结果与实验结果也是比较吻合的,即建立的数值模型是有效的;并且由于未考虑容器的内充气体,所以节省了计算时间。撞击孔周围产生的裂纹在容器内充气体压力的作用下,如果裂纹尖端的应力强度因子超过了容器材料的断裂韧性,那么裂纹开始发生失稳扩展,导致容器发生灾难性破坏(准静态破坏)。

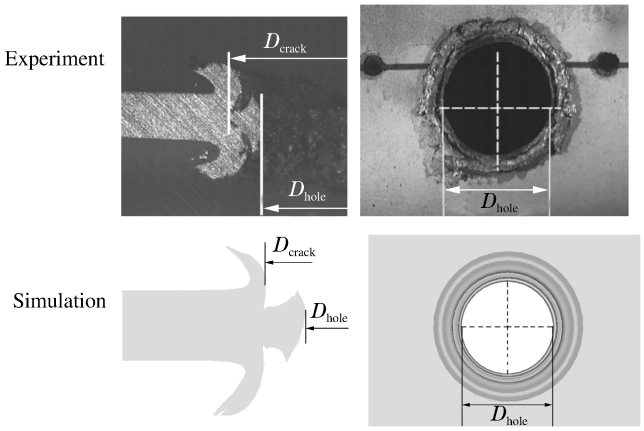


图 2　容器前壁穿孔数值模拟结果与实验结果[10]的比较

Fig. 2　Comparison between numerical and experimental results[10]

表 1　穿孔直径与裂纹区域直径的数值模拟结果与实验结果[10]的比较

Table 1　Comparison between numerical and experimental results[10] on hole and crack diameters

d/(mm)	v/(km/s)	p/(MPa)	D_{hole}/(mm)		D_{crack}/(mm)	
			Experiment	Simulation	Experiment	Simulation
2.01	7.1	2.46	6.3	6.5	7.5	7.6
2.97	7.1	1.91	7.7	8.0	9.1	9.3
3.45	6.7	1.27	8.0	8.0	9.6	8.9
4.39	7.3	1.30	9.2	10.0	11.0	11.3
4.93	6.9	1.60	10.5	10.4	—	11.8

2.3 穿孔直径与裂纹区域直径预报公式

为了获得撞击速度为 7.0 km/s 时压力容器前壁发生准静态破坏的临界应力曲线，需要建立撞击速度为 7.0 km/s 时压力容器前壁穿孔直径与裂纹直径的预报公式。由于关于压力容器前壁穿孔直径与裂纹直径的实验数据[10]是有限的，因此需要应用数值模拟方法对穿孔直径和裂纹区域直径的数据进行补充。数值模拟工况的弹丸直径为 1～10 mm，撞击速度为 7.0 km/s；弹丸的材料参数及压力容器的相关参数与 2.2 节中叙述的实验工况参数相同。利用 2.1 节建立的计算模型对上述的数值模拟工况进行计算，计算结果如表 2 所示。

利用表 1 中的实验数据及表 2 中的数值模拟数据，应用最小二乘法对压力容器前壁的穿孔直径与裂纹直径的预报公式进行了拟合，拟合曲线如图 3 所示，并与实验结果进行了比较。拟合得到的预报公式见(1)式和(2)式。

穿孔直径公式

$$D_{\mathrm{hole}} = 4.257\,2 + 1.148\,6d \tag{1}$$

裂纹直径公式

$$D_{\mathrm{crack}} = 5.206\,4 + 1.191\,5d \tag{2}$$

由图 3 可见，压力容器的穿孔直径、裂纹直径皆随着弹丸直径的增加而增加，并成正比关系，拟合得到的曲线与实验结果也比较吻合。

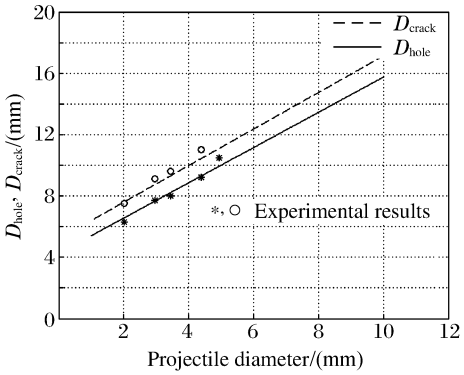


图 3 容器前壁穿孔直径与裂纹区域直径的拟合曲线

Fig. 3 Fitted curves of the hole and crack diameters at the front side of the pressure vessel

表 2 穿孔直径与裂纹直径的数值模拟结果

Table 2 Numerical results of hole and crack diameters

d/(mm)	D_{hole}/(mm)	D_{crack}/(mm)
1.0	4.4	4.9
2.0	6.6	7.2
3.0	8.2	9.2
4.0	9.5	10.8
5.0	10.7	11.6
6.0	11.6	12.5
7.0	12.4	13.5
8.0	13.4	14.6
9.0	14.3	15.6
10.0	15.2	16.6

3 压力容器前壁准静态破坏分析

3.1 压力容器前壁穿孔的简化模型

圆柱形压力容器在内充气体压力的作用下，容器壁处于二维的应力状态；并且基于以上对圆柱形压力容器受撞击后前壁的损伤特征的分析，可将前壁穿孔及裂纹简化为受双向均匀拉应力的圆孔边有对称等长的双裂纹模型，如图 4 所示。由大量的实验结果[1-2]可知，压力容器前壁都是沿着垂直于环向应力的方向破裂的，因此简化模型中的孔边裂纹方向垂直于压力容器的环向应力方向。图 4 中，简化

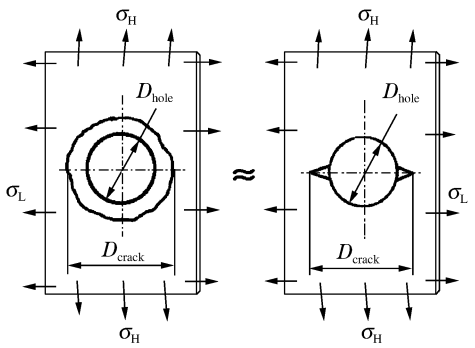


图 4 容器前壁穿孔的简化模型

Fig. 4 Simplified damage model of perforation

模型中的圆孔直径等于撞击穿孔直径,圆孔直径与双裂纹长度之和等于撞击产生的裂纹直径;σ_H 为压力容器的环向应力,σ_L 为压力容器的周向应力。

$$\sigma_H = pR/t \ , \ \sigma_L = pR/2t \tag{3}$$

式中:p 为气体压力,R 为容器直径,t 为容器壁厚。

3.2　压力容器临界应力分析

当弹丸撞击压力容器发生穿孔后,在容器内充气体压力的作用下,当裂纹尖端的应力强度因子等于容器材料的断裂韧性时,容器处于裂纹发生失稳扩展的临界状态,即存在一个临界压力 p_{cr},当垂直于裂纹方向的薄膜应力超过临界压力所对应的临界应力 σ_{cr} 时,容器发生裂纹失稳扩展破坏。

以线弹性断裂力学为基础,利用建立的压力容器前壁穿孔的简化模型,应用权函数法对容器发生裂纹失稳扩展的临界应力进行了计算。根据 Bueckner 原理[11],在任意外载作用下,无限大板的裂纹应力强度因子可由下式计算

$$K_I = \int_{(l)} \sigma(x) G(x) \mathrm{d}x \tag{4}$$

式中:$G(x)$ 为权函数。对于孔边裂纹问题,$G(x)$ 的精确表达式不易求得。文献[12]提出利用无限大板的中心直裂纹的权函数,并考虑圆孔的影响给出

$$G(x/a) = f[(a-d)/d] G_1(x/a) \tag{5}$$

式中:$a = D_{crack}/2$,$d = D_{hole}/2$;$G_1(x/a) = \left(2\Big/\sqrt{\pi a}\right) \cdot \left(a\Big/\sqrt{a^2-x^2}\right)$ 为无限大板含中心直裂纹的权函数;$f[(a-d)/d] = 1 + 0.234\exp[-2.65(a-d)/d]$ 为孔边曲率几何修正系数;$\sigma(x)$ 为无限大板圆孔边无裂纹的应力分布。由文献[13]可知,在双向应力作用下,圆孔边沿压力容器的环向应力方向的应力分布(如图 5 所示,其中 $L = (a-d)/2$,即单裂纹长度)为

$$\sigma(x) = \sigma_H \left[1 + \frac{1+\kappa}{2}(d/x)^2 + \frac{3(1-\kappa)}{2}(d/x)^4\right] \tag{6}$$

式中:$\kappa = \sigma_L/\sigma_H = 1/2$。

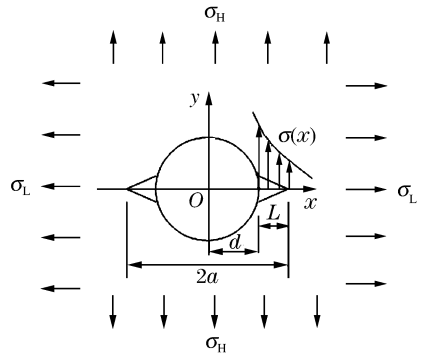


图 5　双向应力作用下的圆孔边应力场分布

Fig. 5　Stress fields to obtain the biaxial notch stress distribution

将公式(5)、公式(6)代入公式(4)中,并考虑圆柱形压力容器壁曲率的影响,则在双向应力下,圆孔边双裂纹的应力强度因子可表示为

$$K_I = FM\sigma_H \sqrt{\pi a} \tag{7}$$

式中:M 为圆柱壳的鼓胀系数

$$M = (1 + 1.61a^2/Rt)^{1/2} \tag{8}$$

系数 F 可以称之为圆孔的形状因子。其表达式经整理可表示为如下形式

$$F = \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \int_d^a \left[1 + \frac{1+\kappa}{2}(d/x)^2 + \frac{3(1-\kappa)}{2}(d/x)^4\right] G(x/a)\mathrm{d}x \tag{9}$$

至此在线弹性断裂力学的基础上,得到了含圆孔边双裂纹的、有内充气体的圆柱形压力容器应力强度因子公式。当压力容器材料的断裂韧性 K_{IC} 已知时,将 K_{IC} 代入公式(7)中,可求得撞击孔孔边裂纹发生失稳、导致容器发生破坏的临界环向应力 $\sigma_{H,cr}$;再将求得的 $\sigma_{H,cr}$ 代入公式(3)中,即可求得临界压力 p_{cr}。

将文献[10]中的实验结果、计算结果与公式(7)的计算结果进行了比较,如表 3 所示。容器材料为 Al5754,$t = 1.0$ mm,$R = 75$ mm,$K_{IC} = 21.6$ MPa · $m^{1/2}$;$D_{hole} = 6.1$ mm,即 $d = 3.05$ mm;$D_{crack} = 7.3$ mm,即 $a = 3.65$ mm。由表 3 可见,公式(7)的计算结果与实验结果比较吻合,计算误差为 0.89%。因此本工作建立的充气压力容器前壁发生准静态破坏的预报模型是有效的。

表 3 临界环向应力计算结果与实验结果[10]的比较

Table 3 Comparison between calculational and experiment results[10] on critical hoop stress

$\sigma_{H,cr}$(Exp.)/(MPa)	$\sigma_{H,cr}$(EMI)/(MPa)	$\sigma_{H,cr}$(Comput.)/(MPa)
202.5	192.8	204.3

综上所述,压力容器前壁发生准静态破坏的简化模型在弹丸直径及速度已知的条件下,即可对压力容器前壁发生准静态破坏的临界压力进行预测。值得注意的是,在内充气体压力不是很高,或是容器的材料强度很高、韧性相对较低时,预报模型才适用。若压力很高或是材料的韧性很大,此时在撞击穿孔周围产生了较大面积的塑性区,而预报模型是建立在线弹性断裂力学基础上的,因此不能应用该模型进行断裂分析。

若压力容器为球形容器,那么应用公式(7)对裂纹失稳扩展的临界应力进行计算时,取 $\kappa=1$,$\sigma_H=pR/2t$,$M=(1+1.936a^2/Rt)^{1/2}$即可。

3.3 计算结果分析

为了考察圆孔边裂纹长度与穿孔半径的比值 L/d 对临界应力 σ_{cr} 的影响,对在不同 L/d 比值下的 σ_{cr}/σ_{cr}(crack)进行了计算。计算结果如图 6 所示,其中 σ_{cr}(crack)是将裂纹直径 D_{crack} 近似为直裂纹时的临界应力计算结果。由图 6 可见,当 $L/d<0.5$ 时,随着 L/d 的减小,临界应力 σ_{cr} 反而增加。也就是说,撞击穿孔的边缘越光滑,发生裂纹失稳扩展的临界应力也就越大;撞击产生的孔边裂纹越长,临界应力也就越小。当 $L/d>0.5$ 时,σ_{cr}/σ_{cr}(crack)值恒为 1,即 $\sigma_{cr}=\sigma_{cr}$(crack);也就是说,当 $L/d>0.5$ 时,撞击穿孔则可以近似为狭长的贯穿直裂纹进行分析,使问题得到了进一步的简化。

通常在计算压力容器裂纹失稳的临界应力时,是将穿孔和孔边的裂纹等价为狭长的贯穿直裂纹来处理[14]的。这种方法虽然与实际容器损伤特征很不相符,但是在一般情况下,得到的计算结果差强人意,兼之计算方法较为简单,因而得到了广泛的应用。然而由以上的分析可知,这种方法当 $L/d<0.5$ 时,由于计算误差过大,可能导致无法对压力容器的破坏进行正确的分析;因此只有当 $L/d>0.5$ 时,此方法才适用。

将压力容器穿孔直径和裂纹直径的拟合公式(1)式和(2)式代入公式(7)中,可得到在撞击速度为 7.0 km/s 时的 Al5754 压力容器发生准静态破坏的临界应力曲线,如图 6 所示("*"为实验点[10])。当弹丸动能处于临界曲线上方的危险区域时,即压力容器在撞击后将发生前壁的准静态破坏;当弹丸动能处于临界曲线下方的安全区域时,容器前壁被撞击后只产生了简单的穿孔,裂纹未发生扩展。由图 6 中实验点所在的区域位置可知,计算结果与实验结果吻合得比较好。而且由图 6 可知,弹丸的撞击动能越大,在前壁发生裂纹失稳破坏所需要的内充气体压力越小,即容器内压较大时,具有较小动能的弹丸就可能使容器在撞击瞬间发生裂纹失稳破坏。

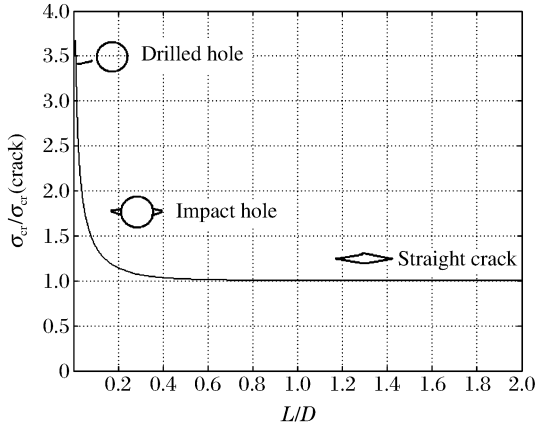


图 6 不同损伤类型的临界应力与直裂纹的临界应力的比

Fig. 6 The ratio between critical stress value for any damage type and critical stress value for straight crack

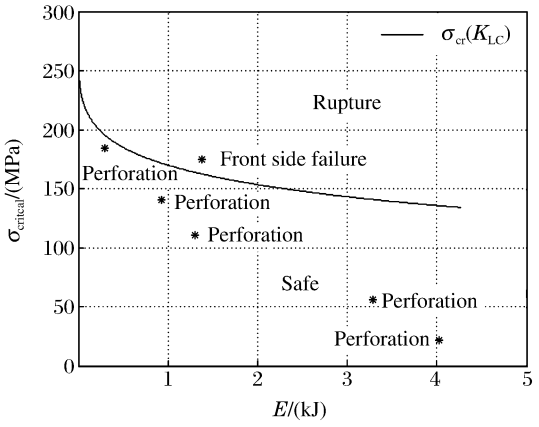


图 7 容器撞击穿孔后发生破坏的临界应力曲线

Fig. 7 The curve of critical stress for catastrophic failure of pressure vessel

4 结　论

针对空间碎片超高速撞击充气压力容器前壁发生准静态破坏问题,应用数值模拟及理论分析两种手段对其进行了研究。

(1) 拟合了当撞击速度为 7.0 km/s 时、压力容器穿孔直径与裂纹直径的预报公式,并且穿孔直径与裂纹直径皆随着弹丸直径的增加而增加。

(2) 以线弹性断裂力学为基础建立了充气压力容器前壁发生准静态破坏的预报模型,得到了撞击速度为 7.0 km/s 时,壁厚为 1.0 mm 的 Al5754 圆柱形充气压力容器前壁发生准静态破坏的临界应力曲线。计算结果表明:① 当圆孔边的单裂纹长度与穿孔半径的比值超过 0.5 时,可以将穿孔近似为狭长贯穿直裂纹处理;② 当压力容器内压较大时,具有较小动能的弹丸就可能导致容器在撞击瞬间发生裂纹失稳破坏。

充气压力容器前壁发生准静态破坏的预报模型在弹丸直径及速度已知的条件下,即可对压力容器的前壁发生准静态破坏的临界压力进行预测,对工程应用有一定的指导意义。但该模型的应用需要弹丸超高速撞击充气压力容器的前壁穿孔直径及裂纹直径的预报公式,目前在国际上鲜有此类的报道;因此仍需要进行大量的实验及数值模拟研究,对不同撞击参数下的充气压力容器的穿孔直径及裂纹直径的进行预报。

References:

[1] Whitney J P. Hypervelocity Impact Tests of Shielded and Unshielded Pressure Vessels [R]. USA: NASA Johnson Space Center, JSC 32294, 1993.

[2] Friesen L J. Hypervelocity Impact Tests of Shielded and Unshielded Pressure Vessels, Part Ⅱ [R]. USA: NASA Johnson Space Center, 1995.

[3] Lambert M. Hypervelocity Impact Testing Impacts Pressure Vessels [R]. Paris: ESTEC, 1997.

[4] Greory D O, Angela M N. Hypervelocity Impact Testing of Pressure Vessels to Simulate Spacecraft Failure [J]. Int J Impact Eng, 2001, 26: 555-566.

[5] Schonberg W P, Williamsen J E. Empirical Hole Size and Crack Length Models for Dual-Wall Systems under Hypervelocity Projectile Impact [J]. Int J Impact Eng, 1997, 20: 711-722.

[6] Telitchev I Y, Schäfer F. Analysis of the Fracture of Gas-Filled Pressure Vessels under Hypervelocity Impact [J]. Int J Impact Eng, 1999, 23: 905-919.

[7] Christiansen E L, Kerr J H. Debris Cloud Ablation in Gas-Filled Pressure Vessels [J]. Int J Impact Eng, 1997, 20: 173-184.

[8] Schäfer F, Schneider E E, Michel L. Impact Fragment Cloud Propagating in a Pressure Vessel [J]. Acta Astronautica, 1997, 39(1): 31-40.

[9] Katayama M, Toda S, Kibe S. Numerical Simulation of Space Debris Impacts on the Whipple Shield [J]. Acta Astronautica, 1997, 40(12): 859-869.

[10] Michel L, Eberhard S. Hypervelocity Impacts on Gas Filled Pressure Vessels [J]. Int J Impact Eng, 1997, 20: 491-498.

[11] Bueckner H A. Principle for the Computation of Stress Intensity Factors [J]. ZAMM, 1970, 50: 529-546.

[12] Xiao S T, Brown M W, Miller K J. Stress Intensity Factors for Cracks in Notched Finite Plates Subjected to Biaxial Loading [J]. Fatigue Fract Eng Mater Struct, 1985, 8(4): 349-372.

[13] Xu Z L. Elasticity Mechanics (Book 1) [M]. 3rd ed. Beijing: Higher Education Press, 1990: 97-103. (in Chinese)

徐芝纶. 弹性力学(上册) [M]. 第 3 版. 北京:高等教育出版社,1990:97-103.

[14] Folias E S. An Axial Crack in a Pressurized Cylinder [J]. Int J Fract Mech,1965,1:104-113.

Quasi-Static Bursting Analysis of Gas-Filled Pressure Vessels on the Front Side under Hypervelocity Impact

GAI Fang-Fang[1], PANG Bao-Jun[2], GUAN Gong-Shun[2]

(1. *Heilongjiang institute of science and Technology, Harbin* 150027, *China*;
2. *Hypervelocity Impact Research Center, HIT Aerospace Laboratory, Harbin* 150080, *China*)

Abstract: In a given set of impact velocity conditions, the numerical simulation is performed to analyze the effect of the projectile diameter on perforation of the front wall of gas-filled pressure vessels. Then the critical stress value is estimated based on the stress intensity factor which is determined by simplified linear elastic fracture mechanics, and the computational model is built. The model is presented by postulating the existence of two-radial cracks that emanate at the boundary of a circular hole. The result shows that a good correlation between experimental and computational results is obtained. If the ratio of single crack length to hole radius exceeds the value of 0.5, the hole with radial cracks can be considered as a straight crack. The projectile with small kinetic energy is likely to lead catastrophic burst of pressure vessels.

Key words: space debris; hypervelocity impact; pressure vessels; fracture mechanics; quasi-static bursting