

文章编号: 1006-9941(2016)02-0128-08

热弹性环境下 HMX 基 PBX 厚壁结构件失效破坏分析

王鹏飞, 黄西成, 何颖波, 郭 虎

(中国工程物理研究院总体工程研究所, 四川 绵阳 621999)

摘要: 针对高聚物粘结炸药(PBX)厚壁球结构件引入稳态温度场,并展开了热弹性变形分析,讨论了热应力作用下构件的失效破坏状况。采用包括最大拉应力准则、von-Mises 准则、Mohr-Coulomb 准则、Drucker-Prager 准则等强度准则来分析厚壁球结构件的承受温差能力与最先破坏点位置,并通过无量纲分析分离出与结构形状尺寸相关的参数因子,从而获得 PBX 普通结构件的承受温差能力规律。结果表明: Drucker-Prager 准则能够较为准确描述 PBX 厚壁球结构件的失效破坏状况; PBX 结构件失效破坏状况与材料特性、结构尺寸等因素相关,提高材料抗拉强度和降低材料弹性模量、优化结构尺寸及形状能提高其承受温差能力。室温下, PBX 结构件承受温差能力可以认为由拉伸破坏应变决定,提高 PBX 炸药的拉伸破坏应变,可以提高其承受温差能力。比较了热环境下三种 PBX 炸药 PBX-A、PBX-E 和 PBX-C 相同结构件下的材料性能, PBX-A 的承受温差能力是 PBX-C 的 5.6 倍, PBX-E 的承受温差能力是 PBX-C 的 4.4 倍。

关键词: 高聚物粘结炸药(PBX)结构件; 承受温差能力; 热应力; 强度准则; 拉伸破坏应变

中图分类号: TJ55; O34

文献标志码: A

DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2016.02.004

1 引言

高聚物粘结炸药(PBX)是由单质炸药晶体与高聚物粘结剂组成的颗粒性材料,是武器系统中常用的功能材料^[1]。武器在使用、储运过程中往往经受不同的温度环境,温度环境的改变可能会引起材料性能发生变化,出现宏观裂纹,从而影响其可靠性与安全性^[2-3]。温度环境的改变同时会导致部件结构产生热应力,热应力与应变及温度以复杂形式耦合在一起^[4]。

许多学者对不同 PBX 炸药在不同温度下的力学性能进行了研究。Thompson^[5]、Ellis^[6]、罗景润^[1]等分别试验获得了 PBX-A(美国)、PBX-E(英国)、PBX-C(中国)三种 HMX 基的 PBX 炸药常温准静态单轴拉伸状态的力学性能,包括其抗拉强度、抗拉应变及初始弹性模量,如表 1 所示。Drodge 等^[7]采用超声方法测量了 268~303 K 的 HMX 基 PBX 力学性能的变化,给出了弹性模量、剪切模

量、体积模量、泊松比等随温度变化规律的曲线,其中弹性模量 $E(T)$ 随着温度升高而大幅度降低^[7],泊松比 $\nu(T)$ 随着温度升高而升高(升幅不大,一定程度上认为不变为 $\nu=0.4$)。Williamson^[8]和 Thompson^[5]分别研究了 PBX-E、PBX-A 的时温效应,指出,可以唯象地通过 Williams Landel Ferry 方程将应变率变化下的部分力学性能转化为热环境下的力学性能,从而将 PBX 炸药的高应变率、蠕变规律研究等转化为准静态下的温度变化影响规律研究。韦兴文等^[9]试验研究表明 HMX 基 PBX 炸药热膨胀系数在低于 330 K 的温度时可以认为不变,约为 $5.34 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$,在 330~350 K 迅速增大到 $13.47 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$,随后减小到 $8.04 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ 。Gruau 等^[10]指出可以认为 HMX 基 PBX 单轴拉伸应力应变关系是线弹性的。

PBX 炸药适用强度理论研究是武器系统安全性与可靠性课题的重要内容,是判断 PBX 炸药失效破坏的重要依据。唐维等^[11-12]在研究 PBX 炸药的适用强度理论中比较分析了常用四种强度准则的适应性,指出:从描述精度角度来看, Mohr-Coulomb 准则最优, Twin-shear 准则和 Drucker-Prager 准则次之,现常用的最大正应力准则相对最差。Mohr-Coulomb 准则能够较为准确描述颗粒性材料的拉伸强度与压缩强度不同特性, Drucker-Prager 准则能够较为准确描述颗粒性材料的压力相关特性,且便于实现数值计算。

收稿日期: 2014-12-04; 修回日期: 2015-05-19

基金项目: 国家自然科学基金(11472257); 中国工程物理研究院 909 科技专项“计算固体力学”资助

作者简介: 王鹏飞(1991-),男,硕士研究生,主要从事固体力学研究。
e-mail: wangpf_a@126.com

通信联系人: 黄西成(1966-),男,研究员,主要从事冲击动力学研究。
e-mail: huangxc@caep.cn

Mohr-Coulomb准则和 Drucker-Prager 准则都常用于颗粒性材料的失效分析中。王鹏飞等^[13]在 PBX 炸药准静态压缩状态下的弹塑性变形的理论研究中采用了修正形状函数的线性 Drucker-Prager 准则,该准则结合 Mohr-Coulomb 准则和 Drucker-Prager 准则的优点,理论上描述精度更高,且便于实现数值计算。唐维等^[14]在 PBX 炸药单轴主要特征破坏参数研究中指出,破坏应力受环境条件因素影响大,不宜单独作为主特征破坏参数,破坏应变受环境条件因素影响小,可作为主特征破坏参数。颗粒性材料的破坏应变数值较小(单轴拉伸的破坏应变约为 0.1%),实验测量误差的随机性往往有可能掩盖了真实破坏应变值。因此理论分析实际应用中,常采用破坏时组合各主应力之间的关系作为破坏特征。Mohr-Coulomb 准则和 Drucker-Prager 准则的本质为各应力之间的协调关系,并非将破坏应力单独作为破坏判断依据。

目前,虽然许多学者开展了热环境下 PBX 力学性能实验研究,但是目前从理论上讨论热环境下 PBX 炸药及其炸药件的破坏机制并不多见,具有明确物理意义的研究成果也较为缺乏。本研究针对 HMX 基 PBX 炸药厚壁球结构件(特殊构件)在热弹性环境下的失效破坏机理及状况开展研究(不考虑温度引起的化学变化)。采用包括最大拉应力准则、von-Mises 准则、Mohr-Coulomb 准则、Drucker-Prager 准则等强度准则来分析球结构的承受温差能力与最先破坏点位置。根据特殊构件的失效破坏共性,推广确定 PBX 普通构件的失效破坏特征及承受温差能力,分析比较 PBX-A、PBX-B、PBX-C 三种 PBX 的力学性能,从而阐释选择低强度低弹性模量炸药的部分原因。

表 1 PBX-A、PBX-E、PBX-C 材料的单轴拉伸力学性能

Table 1 The mechanical properties of PBX-A, PBX-E and PBX-C materials in uniaxial tension

explosive	σ_t /MPa	$\varepsilon_t/10^{-6}$	E /GPa
PBX-A ^[5]	1.8	2600	0.68
PBX-E ^[6]	1.86	2117	0.90
PBX-C	6.08	616	12.83

Note: σ_t is the tensile failure strength, ε_t is the tensile failure strain, E is the tensile elastic modulus.

2 温度场方程

PBX 特殊结构厚壁球,内半径为 r_i ,外半径为 r_e ,如图 1 所示。

为简化承受温差能力的计算,假设温度场为定常温度场。球坐标下的温度场 $T=T(r, \theta, \varphi)$,其一维热传导方程为^[15]:

$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) = 0 \quad (1)$$

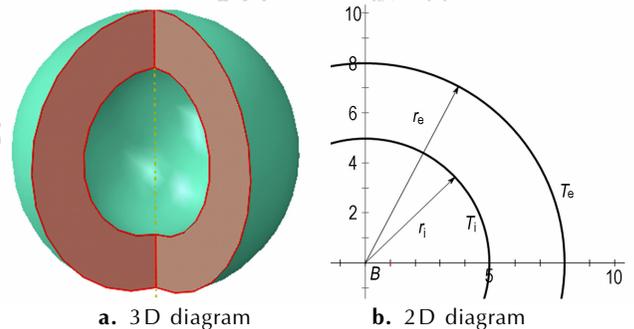


图 1 PBX 厚壁球结构示意图

Fig. 1 Schematic diagrams of the PBX thick wall sphere structure

方程通解为 $T = -\frac{B_1}{r} + B_2$, r 为半径, $r_i \leq r \leq r_e$, 给定强制边界条件厚壁球内壁温度 T_i , 外壁温度 T_e , 可解得 $B_1 = -\frac{r_i r_e (T_i - T_e)}{r_e - r_i}$, $B_2 = -\frac{r_i T_i - r_e T_e}{r_e - r_i}$, 其温度场具体形式为^[15]

$$T = \frac{1}{r} \left(\frac{r_i r_e (T_i - T_e)}{r_e - r_i} \right) - \left(\frac{r_i T_i - r_e T_e}{r_e - r_i} \right) \quad (2)$$

3 热弹性力学方程组

在球坐标系中,只有径向位移 u_r 不为零,并设 $u_r = u$, u 为径向变形位移值;周向正应力与切向正应力相等,即 $\sigma_\theta = \sigma_\varphi$, 径向正应力 σ_r 不为零,且都是 r 的函数,所有切应力均为零;周向正应变与切向正应变相等,即 $\varepsilon_\theta = \varepsilon_\varphi$, 径向正应变不为零,且都是 r 的函数,所有切应变均为零。问题的基本方程简化如下。

平衡方程^[16]

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + 2 \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (3)$$

式中, σ_r 为径向应力, MPa; σ_θ 为周向应力, MPa。

几何方程^[16]

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr}, \varepsilon_\theta = \frac{u}{r} \quad (4)$$

式中, ε_r 为径向应变, ε_θ 为周向应变。

应力应变关系^[15]

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E}(\sigma_r - \nu(\sigma_\theta + \sigma_\varphi)) + \alpha T = \frac{1}{E}(\sigma_r - 2\nu\sigma_\theta) + \alpha T$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E}(\sigma_\theta - \nu(\sigma_r + \sigma_\varphi)) + \alpha T = \frac{1}{E}((1-\nu)\sigma_\theta - \nu\sigma_r) + \alpha T \quad (5)$$

式中, α 为温度系数; E 为弹性模量, MPa; ν 为泊松比。联立(3)(4)(5), 化简可得常微分方程^[15]

$$\frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{2}{r} \frac{du}{dr} - \frac{2u}{r^2} = \frac{(1+\nu)}{(1-\nu)} \alpha \frac{dT}{dr} \quad (6)$$

4 热应力方程求解与分析

假设厚壁球内部无压力, 只考虑温度引起的热应力效应, 则其边界条件为: $r=r_i, \sigma_r=0$; $r=r_e, \sigma_r=0$ 。式(6)可改写成:

$$\frac{d}{dr} \left(\frac{1}{r^2} \frac{d}{dr} (r^2 u) \right) = \frac{(1+\nu)}{(1-\nu)} \alpha \frac{dT}{dr} \quad (7)$$

对(7)式积分两次可得:

$$u = \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{\alpha}{r^2} \int_{r_i}^r T r^2 dr + C_1 r + \frac{C_2}{r^2} \quad (8)$$

结合边界条件可解得^[15]:

$$C_1 = \frac{2(1-2\nu)}{1-\nu} \frac{\alpha}{r_e^3 - r_i^3} \int_{r_i}^{r_e} T r^2 dr, C_2 = \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{\alpha r_i^3}{r_e^3 - r_i^3} \int_{r_i}^{r_e} T r^2 dr \quad (9)$$

结合温度场方程, 可解得:

$$\sigma_r = \frac{E\alpha(T_i - T_e)}{1-\nu} \left(\frac{r_e r_i (r - r_i) (r - r_e) (r_e r_i + r(r_e + r_i))}{(r_e^3 - r_i^3) r^3} \right) \quad (10)$$

$$\sigma_\theta = -\frac{E\alpha(T_i - T_e)}{1-\nu} \left(\frac{r_e r_i (r_e^2 r_i^2 - 2r^3 (r_e + r_i) + r^2 (r_e^2 + r_e r_i + r_i^2))}{2(r_e^3 - r_i^3) r^3} \right) \quad (11)$$

在内部无压力作用且仅受温度载荷(即温度差

$\Delta T = T_i - T_e$) 状况下, 球结构上的径向应力与周向应力都是由于温度差引起的, 即温度差的存在是结构产生热应力的根本原因, 因此可将承受温差能力作为热环境下失效分析的判据之一。分析式(10)(11)可以看出, 热应力的大小与弹性模量、温度载荷都成正比。在温度载荷相同、结构相同情况下, 弹性模量大的材料产生的热应力大, 弹性模量小的材料产生的热应力小; 若两种不同材料其所能承受的载荷极限相同, 则其中弹性模量偏小的能承受更大的温度载荷。可以判断出相同结构中 PBX-C 比 PBX-A、PBX-E 对温度载荷更敏感, 相同温度变化条件下产生更大的热应力。

若内部温度比外部温度高, 即 $T_i - T_e > 0$, 从(10)、(11)式可以判断出, 径向应力 σ_r 在球内外壁都为零, 且其在球($r \neq r_i, r_e$) 中产生的应力是压缩应力。球内壁和外壁仅受周向和切向热应力作用, 由 $\sigma_\theta|_{r_e} < 0$ 可判断出其在内壁为典型的双轴压缩状态, 由 $\sigma_\theta|_{r_i} > 0$ 可知热应力在外壁为典型的双轴拉伸状态。则周向应力 σ_θ 是半径 r 的单调递增函数, 即在外壁 $r=r_e$ 处取得最大值, 其应力分布示意图如图 2、图 3 所示。

若内部温度比外部温度低, 即 $T_i - T_e < 0$, 从(10)、(11)式可以判断出, 径向应力 σ_r 在球内外壁都为零, 且其在球($r \neq r_i, r_e$) 中产生的应力是拉伸应力。球内壁和外壁仅受周向和切向热应力作用, 由 $\sigma_\theta|_{r_e} < 0$ 可判断出其在外壁为典型的双轴压缩状态, 由 $\sigma_\theta|_{r_i} > 0$ 可知热应力在内壁为典型的双轴拉伸状态。周向应力 σ_θ 是半径 r 的单调递减函数, 即在内壁 $r=r_i$ 处取得最大值。

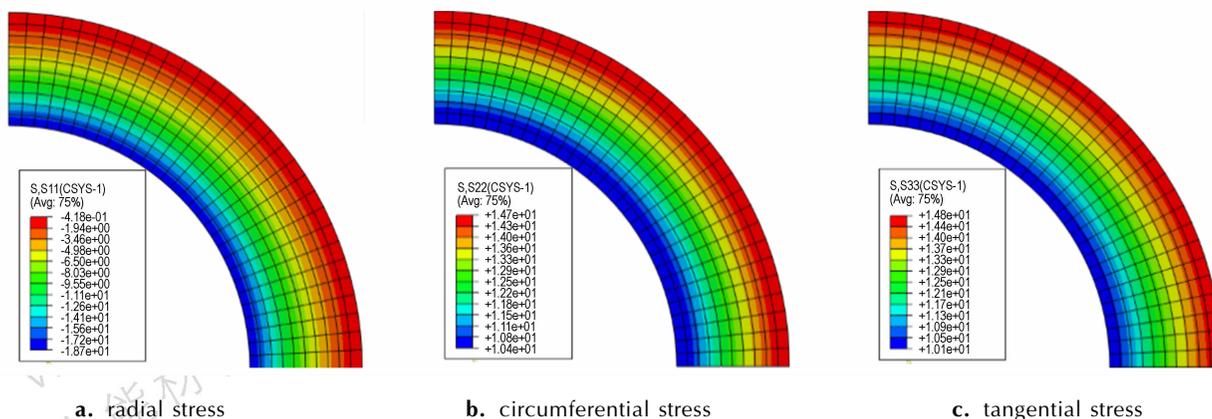


图 2 定常温度场下径向应力 σ_r (s_{11})、周向应力 σ_θ (s_{22}) 和切向应力 σ_φ (s_{33}) 分布示意图

Fig. 2 Distribution diagrams of the radial stress, the circumferential stress and the tangential stress in steady temperature field

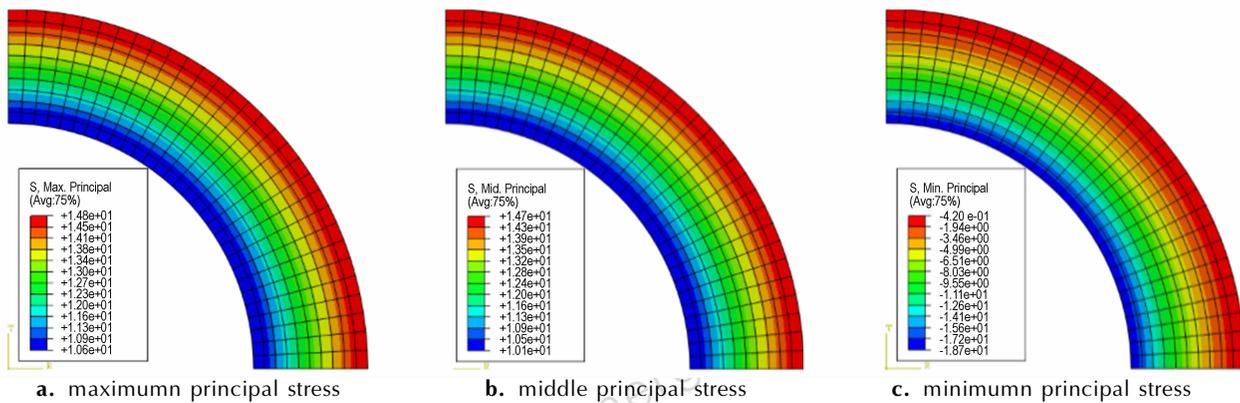


图3 定常温度场下最大主应力、中间主应力和最小主应力分布示意图

Fig.3 Distribution diagrams of the maximum principal stress, the middle principal stress and the minimum principal stress in steady temperature field

5 多种强度准则分析

现针对内部温度比外部温度高的状况在不同破坏准则下开展 PBX 厚壁球结构件承受温差能力及其首先屈服或破坏点位置的分析讨论。对于 PBX 炸药,其拉伸强度远小于压缩强度,因此对其拉伸强度和拉应力更加关注(根据前述热应力载荷的分布,拉应力基本存在于外半壁)。

(1) 最大正应力准则

当最大正应力达到简单拉伸试验得出的材料抗拉强度时,不论材料内其他正应力或剪应力如何,材料都会发生破坏。对于 PBX 厚壁球结构,则有:

$$\sigma_{\theta}|_{\max} = \frac{E\alpha(T_i - T_e)}{1-\nu} \left(\frac{r_i(2r_i + r_e)}{2(r_e^2 + r_i^2 + r_i r_e)} \right) = \sigma_t \quad (12)$$

式中, $\sigma_{\theta}|_{\max}$ 为材料最大周向应力, MPa; σ_t 为 PBX 炸药的单轴拉伸强度, MPa。由 σ_{θ} 的单调递增性判断出,仅有热应力的作用,其最先破坏点在于外壁。最大正应力承受的最大温差载荷为:

$$\begin{aligned} \Delta T|_{\max} &= (T_i - T_e)|_{\max} = \sigma_t \frac{1-\nu}{E\alpha} \left(\frac{2(r_e^2 + r_i^2 + r_i r_e)}{r_i(2r_i + r_e)} \right) \\ &= \sigma_t \frac{1-\nu}{E\alpha} \left(\frac{2(1+\xi+\xi^2)}{\xi(2\xi+1)} \right) \end{aligned} \quad (13)$$

式中, $\xi = \frac{r_i}{r_e}$, 内外径之比, 是无量纲参数。分析(13)式,可知结构的抵抗温度变化能力与材料的特性 σ_t 、 E 、 ν 及结构系数 $\psi(\xi)$ 有关。其可改写成:

$$\Delta T|_{\max} = \sigma_t \frac{1-\nu}{E\alpha} \psi(\xi) \quad (14)$$

(2) von-Mises 准则

材料的破坏发生在其八面体应力 τ_{oct} 达到临界值 σ_s 。对于 PBX 厚壁球结构,则有:

$$\begin{aligned} \tau_{\text{oct}} = \sigma_{\theta} - \sigma_r &= \frac{E\alpha(T_i - T_e)r_e r_i}{1-\nu} \left(\frac{-3r_e^2 r_i^2 + r_i^2(r_e^2 + r_i^2 + r_e r_i)}{2(r_e^3 - r_i^3)r^3} \right) \\ &= \sigma_s \end{aligned} \quad (15)$$

式中, σ_s 可以取为 σ_t 。分析式(15),可知等式左边可能在 $r = \frac{3r_e r_i}{\sqrt{r_e^2 + r_i^2 + r_e r_i}}$ 或 $r = r_e$ 处取最大值,取得最大值的确定位置及承载能力与结构尺寸相关。其能承受的最大温度载荷为

$$\begin{aligned} \Delta T|_{\max1} &= \sigma_s \frac{1-\nu}{E\alpha} \left(\frac{9(r_e - r_i)}{\sqrt{r_e^2 + r_i^2 + r_i r_e}} \right) \\ &= \sigma_s \frac{1-\nu}{E\alpha} \left(\frac{9(1-\xi)}{\sqrt{1+\xi+\xi^2}} \right), \xi \leq 0.422 \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \Delta T|_{\max2} &= \sigma_s \frac{1-\nu}{E\alpha} \left(\frac{2(r_e^2 + r_i^2 + r_i r_e)}{r_i(2r_i + r_e)} \right) \\ &= \sigma_t \frac{1-\nu}{E\alpha} \left(\frac{2(1+\xi+\xi^2)}{\xi(2\xi+1)} \right), \xi > 0.422 \end{aligned} \quad (17)$$

分析可知,在 $\Delta T|_{\max2} \geq \Delta T|_{\max1}$,且仅在 $\xi = 0.422$ 处取得等号,而在 $\xi > 0.422$ 时, $r = \frac{3r_e r_i}{\sqrt{r_e^2 + r_i^2 + r_e r_i}} > r_e$,故此只能取 $r = r_e$ 作为最大值。

对于 PBX 厚壁球结构件, $\xi \approx 1 > 0.422$ 恒成立,故可知其首先破坏点在外壁,式(17)即是其能承受的最大温度载荷。式(17)可改写成:

$$\Delta T|_{\max} = \sigma_t \frac{1-\nu}{E\alpha} \psi(\xi) \quad (18)$$

(3) Mohr-Coulomb 准则

材料的破坏发生在材料中一点处任一平面上的剪

应力与正应力成线性关系。PBX 炸药有拉压不对称系

数 $\lambda = \frac{\sigma_t}{\sigma_c} < 0.5$, 对于 PBX 厚壁球结构, 则有:

$$\sigma_\theta - \lambda \sigma_r = -\frac{E\alpha(T_i - T_e) r_e r_i}{1 - \nu} \left(\frac{(\lambda - 1)(r_e + r_i)}{r_e^3 - r_i^3} + \frac{(r_e^2 + r_e r_i + r_i^2)(1 - 2\lambda)}{2(r_e^3 - r_i^3)r} + \frac{r_e^2 r_i^2 (1 + 2\lambda)}{2(r_e^3 - r_i^3)r^3} \right) = \sigma_t \quad (19)$$

结合 PBX 炸药拉压不同的特性, 可知式(19)是半径 r 的单调递增函数, 其最大值在 $r = r_e$ 处, 故其首先破坏点出现在外壁。其能承受的最大温度载荷为

$$\Delta T|_{\max} = \sigma_t \frac{1 - \nu}{E\alpha} \left(\frac{2(r_e^2 + r_i^2 + r_e r_i)}{r_i(2r_i + r_e)} \right) = \sigma_t \frac{1 - \nu}{E\alpha} \left(\frac{2(1 + \xi + \xi^2)}{\xi(2\xi + 1)} \right) \quad (20)$$

式(20)可改写成:

$$\Delta T|_{\max} = \sigma_t \frac{1 - \nu}{E\alpha} \psi(\xi) \quad (21)$$

(4) Drucker-Prager 准则

Drucker-Prager 准则是对 von-Mises 准则简单修正而形成的对 Mohr-Coulomb 面的光滑近似。对于 PBX 厚壁球结构, 则有:

$$I_1 = \frac{E\alpha(T_i - T_e)}{1 - \nu} \left(\frac{r_e r_i (3r(r_e + r_i) - 2(r_e^2 + r_e r_i + r_i^2))}{(r_e^3 - r_i^3)r} \right) \sqrt{3} J_2$$

$$= |(\sigma_\theta - \sigma_r)|$$

$$= \left| \frac{E\alpha(T_i - T_e)}{1 - \nu} \left(\frac{r_e r_i (-3r_e^2 r_i^2 + r^2(r_e^2 + r_i^2 + r_e r_i))}{2(r_e^3 - r_i^3)r^3} \right) \right| \quad (22)$$

$$f = \alpha_1 I_1 + \sqrt{3} J_2$$

$$= \frac{E\alpha(T_i - T_e) r_e r_i}{1 - \nu} \left(\frac{-9r_e^2 r_i^2 + (3 - 4\tan\beta)r^2(r_e^2 + r_i^2 + r_e r_i) + 6\tan\beta r^3(r_e + r_i)}{6(r_e^3 - r_i^3)r^3} \right)$$

$$= K_1 \quad (23)$$

式中, $\alpha_1 = \frac{1}{3}\tan\beta$, β 为内摩擦角。 I_1 为第一主不变量, J_2 为第一偏应力不变量。 K_1 是 σ_t 的线性函数, $K_1 = \left(1 + \frac{1}{3}\tan\beta\right)\sigma_t$ 。分析式(23), 可知等式左边可能在 $r =$

$\sqrt{\frac{3}{3 - 4\tan\beta}} \frac{3r_e r_i}{\sqrt{r_e^2 + r_i^2 + r_e r_i}}$ 或 $r = r_e$ 处取得最大值, 取得最大值的准确位置与结构的尺寸相关。其能承受的最大载荷为

$$\Delta T|_{\max} = K_1 \frac{1 - \nu}{E\alpha} \left(\frac{1}{\left(\frac{3 - 4\tan\beta}{3}\right) \frac{3\sqrt{r_e^2 + r_i^2 + r_e r_i}}{2} \frac{\tan\beta r_e r_i (r_e + r_i)}{(r_e^3 - r_i^3)}} \right) \quad (24)$$

或

$$\Delta T|_{\max} = K_1 \frac{1 - \nu}{E\alpha} \left(\frac{6(r_e^3 - r_i^3)}{-9r_i^3 + (3 - 4\tan\beta)(r_e^2 r_i + r_i^3 + r_e r_i^2) + 6\tan\beta r_e r_i (r_e + r_i)} \right)$$

$$= \frac{K_1}{\left(1 + \frac{2}{3}\tan\beta\right)} \frac{1 - \nu}{E\alpha} \left(\frac{2(r_e^2 + r_i^2 + r_e r_i)}{r_i(2r_i + r_e)} \right)$$

$$= \frac{1 + \frac{1}{3}\tan\beta}{1 + \frac{2}{3}\tan\beta} \sigma_t \frac{1 - \nu}{E\alpha} \left(\frac{2(1 + \xi + \xi^2)}{\xi(2\xi + 1)} \right) \quad (25)$$

对于 PBX 厚壁球结构件, $\xi \approx 1$, 则可知, 式(25)是其所能承受的最大温度载荷。式(25)可改写成

$$\Delta T|_{\max} = \frac{1 + \frac{1}{3}\tan\beta}{1 + \frac{2}{3}\tan\beta} \sigma_t \frac{1 - \nu}{E\alpha} \psi(\xi) \quad (26)$$

分析上述四种强度准则下的承受温差能力(13)、(17)、(20)、(25)式, 最大正应力准则只考虑了周向应力对材料结构强度的影响没有考虑径向应力、切向应力的影响, 在外壁破坏点处双轴拉伸状态用单轴拉伸破坏强度直接表示, 因此得出的承载能力偏大。Von-Mises 准则考虑了偏应力对材料结构强度的影响, 忽略了体积应力影响, 因此其得出的承载能力比最大正应力准则略小, 若破坏点在外壁, 则结果一致。Mohr-Coulomb 准则引入了拉压不对称系数, 考虑了径向应力的影响, 球对称下, 其得出承载能力与最大正应力准则一致。Drucker-Prager 准则综合考虑了平均应力和偏应力对材料强度的影响, 若破坏点在外壁, 其可以分析双轴拉伸状态的破坏情况, 相同结构系数下, 该准则下得出的承受温差能力低于其他三种准则。

对于 PBX 厚壁球结构, 四种强度准则分析的破坏点都在外壁。根据 PBX 炸药双轴拉伸状态的强度极限比单轴略小, 只有 Drucker-Prager 准则能准确体现这一特点, 因此 Drucker-Prager 准则比其他三种准则更适合于 PBX 炸药。

6 承受温差能力分析

根据四种强度准则分析讨论, 式(13)、(17)、(20)、(25)中 $\frac{2(1 + \xi + \xi^2)}{\xi(2\xi + 1)}$ 值为具体数值, 则其表征 PBX 厚壁球结构件(特殊构件)下承受温差公式中的乘式因子; 式(14)、(18)、(21)、(26)中以 $\psi(\xi)$ 代替

$\frac{2(1+\xi+\xi^2)}{\xi(2\xi+1)}$, 且除 $\psi(\xi)$ 外的乘式因子与材料力学性能相关, 均与结构形状尺寸无关, 故因子 $\psi(\xi)$ 是与结构形状尺寸相关的无量纲参数, 因此, 分离出因子 $\psi(\xi)$, 即可视为 PBX 在普通结构状态下的承受温差公式。即 PBX 普通结构件能承受的最大温度载荷形式为

$$\Delta T|_{\max} = \eta \sigma_t \frac{1-\nu}{E\alpha} \psi(\xi) \quad (27)$$

式中, η 为由强度准则决定的系数, $\psi(\xi)$ 是结构系数, 无量纲参数, 与结构尺寸形状相关, 对于 PBX 厚壁球结构件, 有 $\psi(\xi) = \frac{2(1+\xi+\xi^2)}{\xi(2\xi+1)}$ 。将同样的分析方法应用于 PBX 圆筒结构件, 则可获知 PBX 圆筒结构件的 ψ

$$(\xi) = -\frac{\ln \xi}{1 + \frac{2\xi^2}{1-\xi^2} \ln \xi} \quad (\text{最大正应力准则})。$$

考虑 PBX 炸药力学性能随着温度的变化而变化, 则有:

$$\Delta T|_{\max} = \eta \sigma_t(T) \frac{1-\nu(T)}{E(T)\alpha(T)} \psi(\xi) \quad (28)$$

针对式(28)展开分析:

(1) 材料结构件承受温差能力是与材料特性是正相关的。若结构系数不变, 则提高拉伸强度和降低弹性模量有利于承载更大的温度差。根据文献[7], 可知拉伸强度对温度的敏感性比弹性模量高, 随着温度的升高, 拉伸强度下降比弹性模量下降更为明显, 故总体上, 随着温度的升高, PBX 厚壁球结构件所能承受的温度差反而下降, 其示意图如图 4。故可知 PBX 厚壁球结构件在低温时能承受的温度载荷比高温时大。

(2) 现比较常温时的三种 PBX 炸药的力学性能, 根据表 1, 可知 PBX-C 的弹性模量比 PBX-A、PBX-E 高一个数量级, 拉伸破坏强度高 3~5 倍, 而拉伸破坏应变却低一个数量级。根据此性能, 分析比较三种 PBX 的承受温差能力, 结合式(28), 在一定温度范围内 (268~303 K), 有

$$\begin{aligned} \Delta T|_{\text{PBX-A}} &= 29.7 \eta \psi(\xi); \\ \Delta T|_{\text{PBX-E}} &= 23.25 \eta \psi(\xi); \\ \Delta T|_{\text{PBX-C}} &= 5.326 \eta \psi(\xi) \end{aligned} \quad (29)$$

由式(29)可知: PBX-A 的承受温差能力是 PBX-C 的 5.6 倍, PBX-E 的承受温差能力是 PBX-C 的 4.4 倍。

现针对 PBX-A 厚壁球结构的承受温差能力进行计算。该 PBX 是由尺寸 200 μm 左右的 HMX 颗粒和少量高分子粘结剂等经一定工艺等压压缩而成的。其室温下拉伸破坏强度 σ_t 为 1.8 MPa, 弹性模量 E 为 0.68 GPa, 泊松比 ν 为 0.4, 内摩擦角 β 为 20°。取其

热膨胀系数 α 为 $5.34 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ 。在应用工程中假设厚壁球结构件内壁半径 r_i 为 15 cm, 外壁半径 r_o 为 25 cm, 则可知其半径比 ξ 为 0.6, 其结构系数 $\psi(\xi) = \frac{2(1+\xi+\xi^2)}{\xi(2\xi+1)} = 2.97$ 。采用 Drucker-Prager 准则作为其

强度准则, 则 $\eta = (1 + \frac{1}{3} \tan \beta) / (1 + \frac{2}{3} \tan \beta) = 0.907$ 。将数据代入式(28), 则可求得其能承受的最大温度差为

$$\begin{aligned} \Delta T|_{\max} &= \eta \sigma_t(T) \frac{1-\nu(T)}{E(T)\alpha(T)} \psi(\xi) \\ &= 0.907 \times 1.8 \times \frac{1-0.4}{680 \times 5.34 \times 10^{-5}} \times 2.97 \\ &= 80.1 \text{ K} \end{aligned} \quad (30)$$

即在室温下 PBX-A 厚壁球结构能承受环境变化的温度差为 80.1 K (不考虑温度变化引起的化学变化)。但考虑到 PBX 炸药力学性能随着温度的改变而改变, 故若外界环境温度升高, 则其所能承受的温度差应低于 80.1 K; 若外界温度降低, 则其所能承受的温度差则高于 80.1 K。但其具体温度环境下的失效破坏情况仍然需要大量实验数据来验证。

将同样的计算过程应用于 PBX-E 和 PBX-C, 可以获知, 室温下, PBX-E 厚壁球结构能承受环境变化的温度差为 62.2 K, PBX-C 厚壁球结构能承受环境变化的温度差为 14.3 K。可见, 相对而言, PBX-A 与 PBX-E 的承受温差能力都是较好的, 抵抗外界温度变化能力较强, 平时储运过程中的结构可靠性还是较高的; PBX-C 的抵抗外界温度变化能力较低, 对外界温度变化敏感, 结构可靠性较低。

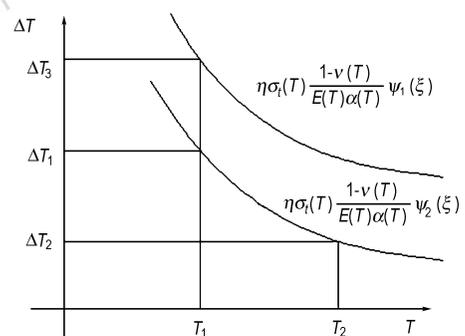


图 4 结构件承受温差能力与材料性能及温度关系示意图
Fig. 4 Relationship of the structure temperature carrying ability with material properties and temperature

(3) 鉴于(28)式中随温度变化的材料参数过多, 根据文献[11]中可以将 PBX 炸药拉伸过程认为是线弹性的, 可将式(28)变换为:

$$\Delta T|_{\max} = \eta \frac{\sigma_t(T)1-\nu(T)}{E(T)\alpha(T)} \psi(\xi) = \eta \varepsilon_t(T) \frac{1-\nu(T)}{\alpha(T)} \psi(\xi) \quad (31)$$

式(31)显示,PBX 结构件的承受温差能力取决于拉伸破坏应变。在 PBX 生产加工配方调制中,拉伸强度总是与弹性模量同步升降,因此较难判断哪个参数占主导作用,现采用拉伸破坏应变的表示方法,避免了讨论拉伸强度与弹性模量的主导性,将两个参数缩减为一个参数。故只需判断拉伸破坏应变的性能即可判断 PBX 结构件的承受温差能力,也可指导生产中的配方调制。

室温下,不同材料的 PBX 结构件承受温差能力的估算公式:

$$\Delta T|_{\max} = \eta \varepsilon_t \frac{1-\nu}{\alpha} \psi(\xi) = 0.112 \times 10^5 \varepsilon_t \eta \psi(\xi) \quad (32)$$

式中, ε_t 为拉伸破坏应变。该公式仅适用于较低温度下,因为较高温度下会提高材料的延展性,从而使材料呈现较大塑性,使得破坏应变增大,从而会得出温度升高会导致承受温差能力增加的现象,这与图 4 矛盾。

(4) 结构能承受的最大温度载荷 $\Delta T|_{\max}$ 与结构系数 $\psi(\xi)$ 也是相关的,在材料特性 (σ_t 、 E 、 ν 、 α) 确定的前提下,通过优化结构尺寸形状以提高 $\psi(\xi)$ 值,从而提高结构的承受温差能力。

7 结 论

(1) 在定常温度场下,对 PBX 厚壁球结构件进行了热弹性分析,并利用不同强度准则分析了热应力对特定结构的影响,分析了其可能的破坏点及所能承受的最大温差,并给出了计算公式。对比发现,Drucker-Prager 准则更适用于描述 PBX 炸药,能描述 PBX 双轴拉伸强度比单轴拉伸强度略低的现象。为下一步研究 PBX 结构件在非定常温度场中,或者以热能方式传导等具体状况的热应力研究奠定了基础。

(2) 通过研究特殊结构 PBX 厚壁球结构件的承受温差能力,经过无量纲分析和分离乘式因子,获知了 PBX 普通结构件承受温差能力与材料性能参数及结构系数之间的公式关系。根据该关系,获知 PBX-A 的承受温差能力是 PBX-C 的 5.6 倍,PBX-E 的承受温差能力是 PBX-C 的 4.4 倍;可以对材料结构尺寸进行优化,从而提高其承受温差能力。给出了 PBX 结构件承受温差能力的估算公式,为工程上的 PBX 炸药及其结构生产设计应用提供参考。

参考文献:

[1] 罗景润. PBX 的损伤、断裂及本构关系研究[D]. 绵阳: 中国工

程物理研究院, 2001.

LUO Jing-run. Damage, fracture and constitutive relation of PBX [D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 2001.

- [2] 颜熹琳, 李敬明, 周阳, 等. 高聚物粘结炸药温湿度载荷加速老化试验研究[J]. 含能材料, 2009, 17(4): 412-414.
YAN Xi-lin, LI Jing-ming, ZHOU Yang, et al. Temperature and humidity load accelerated ageing test of polymer bonded explosive[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2009, 17(4): 412-414.
- [3] 韦兴文, 周筱雨, 涂小珍, 等. HMX 基 PBX 的温度环境适应性[J]. 火炸药学报, 2012, 035(1): 15-18.
WEI Xing-wen, ZHOU Xiao-yu, TU Xiao-zhen, et al. Temperature environmental adaptability of HMX based PBX[J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2012, 035(1): 15-18.
- [4] 屈均利, 刘向东. 低碳钢厚壁球壳热处理时的非正常应力分析[J]. 煤矿机械, 2010, 31(7): 102-104.
QU Jun-li, LIU Xiang-dong. Low carbon steel thick spherical shell structure unsteady stress analysis during heat treatment[J]. *Coal Mine Machinery*, 2010, 31(7): 102-104.
- [5] Thompson D G, Deluca R, Brown G W. Time-temperature analysis, tension and compression in PBXs[J]. *Journal of Energetic Materials*, 2012, 30: 299-323.
- [6] Ellis K, Leppard C, Radesk H. Mechanical properties and damage evaluation of a UK PBX[J]. *Journal of Materials Science*, 2005, 40: 6241-6248.
- [7] Drodge D R, Willianson D M, Palmer S J P et al. The mechanical response of a PBX and binder: combining results across the strain-rate and frequency domains[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2010, 43: 1-7.
- [8] Williamson D M, Palmer S J P, Proud W G and Govier R K. 2009 Brazilian disc testing of a UK PBX approaching the glass transition temperature [C] // Shock Compression of Condensed Matter; AIP Conf. Proc. (Nashville, TN) (New York: AIP) 1195.
- [9] 韦兴文, 周筱雨, 王培, 等. 温度对 HMX 基 PBX 炸药热膨胀系数和热导率的影响[J]. 火炸药学报. 2012, 35(3): 33-37.
WEI Xing-wen, ZHOU Xiao-yu, WANG Pei, et al. Effect of temperature to expansion coefficient and thermal conductivity of HMX based PBX [J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2012, 35(3): 33-37.
- [10] Gruau C, Picart D, Belmas R. Ignition of a confined high explosive under low velocity impact[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36: 537-550.
- [11] 唐维, 李明, 温茂萍, 等. 四种强度准则在高聚物粘结炸药强度分析中的适应性[J]. 固体力学学报, 2013, 34(6): 550-555.
TANG Wei, LI Ming, WEN Mao-ping, et al. Adaptability of four strength criteria in polymer bonded explosives strength analysis [J]. *Chinese Journal of Solid Mechanics*, 2013, 34(6): 550-555.
- [12] 唐维, 颜熹琳, 李明, 等. 间接三轴拉伸破坏试验分析某 TATB 基 PBX 强度准则适应性[J]. 含能材料, 2015, 23(6): 532-536.
TANG Wei, YAN Xi-lin, LI Ming, et al. Adaptability analysis of strength criterion on TATB Based PBX by indirect triaxial tensile collapse test [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2015, 23(6): 532-536.
- [13] 王鹏飞, 黄西成, 何颖波, 等. 基于线性 Drucker-Prager 模型的 PBX 准静态弹塑性变形分析[J]. 含能材料, 2015: 23(5): 464-471.

- WANG Peng-fei, HUANG Xi-cheng, HE Ying-bo, et al. Quasi-static elastoplastic deformation analysis of PBX : Applicability of Linear Drucker-Prager model [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2015; 23(5): 464-471.
- [14] 唐维, 颜嘉琳, 李明, 等. TATB 基 PBX 的单轴主特征破坏参数识别研究[J]. 含能材料, 2015; 23(8): 766-770.
TANG Wei, YAN Xi-lin, LI Ming, et al. Identification of uniaxial main characteristic failure parameter on TATB-based PBX [J]. *Chinese Journal of Energetic materials (Hanneng Cailiao)*, 2015; 23(8): 766-770.
- [15] 李维特, 黄保海, 毕仲波. 热应力理论分析及应用[M]. 北京: 中国电力出版社, 2004: 95-98.
LI Wei-te, HUANG Bao-hai, BI Zhong-bo. The theory analysis and application of thermal stress[M]. Beijing: Chinese Electric Power Press, 2004:95-98.
- [16] 徐芝纶. 弹性力学简明教程[M]. 北京: 高等教育出版社, 2008:152-155.
XU Zhi-lun. A concise course in Elasticity[M]. Beijing: High education press, 2008:152-155.

Failure Damage Analysis of HMX Based PBX Thick Wall Structure under Thermoelastic Environment

WANG Peng-fei, HUANG Xi-cheng, HE Ying-bo, GUO Hu

(Institute of Systems Engineering, CAEP, Mianyang 621999, China)

Abstract: Aiming at polymer bonded explosive (PBX) thick wall spherical shell structure in steady temperature field, a thermoelastic deformation analysis was launched and the failure damage status of the structure under the action of thermal stress was discussed. The temperature difference carrying capacity and first failure point position of thick wall spherical shell structure were analyzed by strength criteria including the maximum tensile stress criterion, von-Mises criterion, Mohr-coulomb criterion and Drucker-Prager criterion. The rule of the temperature difference carrying capacity of ordinary PBX structure was obtained via related structure shape and size parameters factors isolated by the dimensionless analysis. Results show that Drucker-Prager criterion is accurate to describe the failure damage status of PBX thick wall spherical shell structure. The failure damage status of PBX structure relates to the material characterization and structure size etc factors. Increasing the tensile strength of materials, decreasing the elastic modulus of materials and optimizing the structure size and shape can improve its temperature difference carrying capacity. The temperature difference carrying capacity of PBX structure at room temperature can be considered by tensile failure strain, improving the tensile failure strain of PBX structure can improve the temperature difference carrying capacity of PBX structure. The material properties of three kinds of PBX materials PBX9-A, PBX-E and PBX-C with same structure under thermal environment were compared, the temperature difference carrying capacity of PBX-A is 5.6 times that of PBX-C, and the temperature difference carrying capacity of PBX-E is 4.4 times that of PBX-C.

Key words: polymer bonded explosive(PBX) structures; temperature difference carrying capacity; thermal stress; strength criterion; tension failure strain

CLC number: TJ55; O34

Document code: A

DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2016.02.004