

减小半球锥柱型药柱残药率的研究

相升海¹, 杨艳羽^{1,2}, 李世鹏³, 闫利伟², 刘瑞东¹, 于兵¹

(1. 沈阳理工大学 装备工程学院, 沈阳 110159;

2. 中国兵器工业集团有限公司 辽宁北方华丰特种化工有限公司, 辽宁 抚顺 113003;

3. 北京理工大学 宇航学院, 北京 100081)

摘 要: 为了减小半球锥柱型药柱的残药量, 分别采用 UG NX 和 MATLAB 软件进行了建模和编程计算, 得到了药柱燃烧规律和残药率与设计参数的函数关系图, 进行了算例分析。计算结果表明, 环向槽圆弧半径的取值越大, 残药率越小, 且残药率减少幅度增加; 残药率与内孔半径呈现负相关关系; 残药率与环向槽圆弧圆心旋转半径呈现近似抛物线关系, 旋转半径值变大时, 残药率先增大后减小; 残药率与圆柱段长度呈现近似线性关系。计算结果与实际数据的最大相对误差为 0.084%。

关 键 词: 半球锥柱型药柱; 残药率; 燃烧规律; 固体火箭发动机; 几何燃烧

中图分类号: V435

文献标志码: A

Study on reduction of waste grain rate for semi-spherical conic-column grain

XIANG Shenghai¹, YANG Yanyu^{1,2}, LI Shipeng³,

YAN Liwei², LIU Ruidong¹, YU Bing¹

(1. School of Equipment Engineering,

Shenyang Institute of Technology, Shenyang 110159, China;

2. Huafeng Special Chemistry and Industry Company of Northern Special Energy Group, China North Industries Group Corporation Limited, Fushun Liaoning 113003, China;

3. School of Aerospace Engineering,

Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

Abstract: In order to reduce the waste grain of the semi-spherical conic-column grain, a model was built with the UG NX software and the calculations were programmed with the MATLAB software, the relations between the waste grain rate and the design parameters were obtained. The calculated results showed that the larger radius of circular groove meant the smaller waste grain rate and the decrease of waste grain rate. There was a negative correlation between the waste grain rate and the radius of the inner hole, the larger value meant the smaller waste grain rate. There was an approximate parabola relation between the waste grain rate and the radius of the circular center of the circular groove. When the value became big, the waste grain rate increased first and then decreased. The waste grain rate is approxi-

收稿日期: 2018-09-20

基金项目: 国家自然科学基金(11272055)

作者简介: 相升海(1960—), 男, 教授, 博士, 研究方向为固体火箭发动机设计。E-mail: xiangshenghai@qq.com

通讯作者: 杨艳羽(1993—), 女, 硕士生, 研究方向为发动机内弹道设计。E-mail: 930285831@qq.com

引用格式: 相升海, 杨艳羽, 李世鹏, 等. 减小半球锥柱型药柱残药率的研究[J]. 航空动力学报, 2019, 34(6): 1389-1398. XIANG Shenghai, YANG Yanyu, LI Shipeng, et al. Study on reduction of waste grain rate for semi-spherical conic-column grain [J]. Journal of Aerospace Power, 2019, 34(6): 1389-1398.

mately linear with the length of the cylinder, the larger value meant the higher residual rate. The maximum relative error between the calculated result and the actual data was 0.084%.

Key words: semi-spherical conic-column grain; waste grain rate; burning law; solid rocket motor; geometric combustion

固体火箭发动机一直是地面压制兵器的一个重要组成部分,同时,它还广泛地应用于各种航天器和运载工具上。因为固体火箭发动机的性能优势,所以众多导弹的动力装置都采用固体火箭发动机^[1]。内弹道计算对固体火箭发动机设计有着重要的作用,装药设计是内弹道计算的重要环节,并且在很大程度上决定了发动机内弹道性能^[2]。

目前在发动机中采用的药形有很多,常见的复杂药柱主要有开槽型、锥柱型、翼柱型、球型等^[3-7]。文献[8]给出了开槽管型药柱的燃面计算公式。文献[9]是基于单纯形法,同时改变内径、槽深、端面弧槽半径和槽长,对开槽管型药柱进行了优化。文献[10]研究了翼柱型药柱恒面燃烧规律。文献[11]研究了翼柱型药柱的参数设计和燃烧面积变化过程。文献[12]是基于三维参数化建模对翼柱形药柱形状进行了优化。文献[13]以药柱燃面与燃去肉厚的曲线方差值为约束条件,考虑了药柱结构完整性,对固体火箭发动机翼柱形药柱参数进行了优化。文献[14]提出了固体火箭发动机球形星孔药柱燃烧面积变化规律的近似解析计算方法。文献[15]通过残值函数来记录燃烧面积的位置,从而实现固体火箭发动机药柱的燃面计算。文献[16]给出了具有减面燃烧规律的药柱选用的依据。文献[17]对于环形旋流燃烧室模型点火过程进行了实验研究。文献[18]研究了双环燃烧室的反应特性。文献[19]提出了燃烧室凹腔长度、凹腔直径、收敛角和平直段直径是影响燃

烧室燃烧的主要因素。文献[20]应用上下素线和上下圆弧半径变化规律的半经验剖切造型的计算方法,对环管型燃烧室燃气导管进行了计算。锥柱型药柱是在圆柱型基础上发展起来的,在满浇铸的圆柱型药柱头部或尾部开有环向槽,环向槽由二维面构成,故取名为锥柱型药柱^[21]。锥柱型药柱具有燃面可调范围大、结构完整性好、体积装填系数高的优点^[21]。但实际应用锥柱型药柱时,发现其存在残药,而残药造成能量损失,增加推力曲线的拖尾现象,残药过多会使药柱利用率降低,造成资源浪费。本文主要是对半球锥柱型药柱燃烧规律和残药率进行研究。

1 半球锥柱型药柱

按照封头种类的不同,锥柱型药柱可分为平底锥柱型药柱、半球锥柱型药柱、椭球锥柱型药柱和碟形锥柱型药柱等。本文研究外表面包覆后的半球锥柱型药柱,如图 1 所示。

半球锥柱型药柱的主要设计参数有:外径 D , 长度 L , 前段内孔长度 L_1 , 前段内孔半径 R_1 , 圆柱段长 L_2 , 圆柱段内孔半径 R_2 , 环向槽圆弧半径 r , 环向槽圆弧圆心旋转半径 R_3 , 半球形半径 R , 环向槽锥面倾角 α_1 和 α_2 (文中的倾角参数采用弧度单位)。图 1 中的虚线表示与燃去肉厚 e 对应的燃面变化轮廓,且环向槽圆心的轴向位置与半球的球心轴向位置相同。

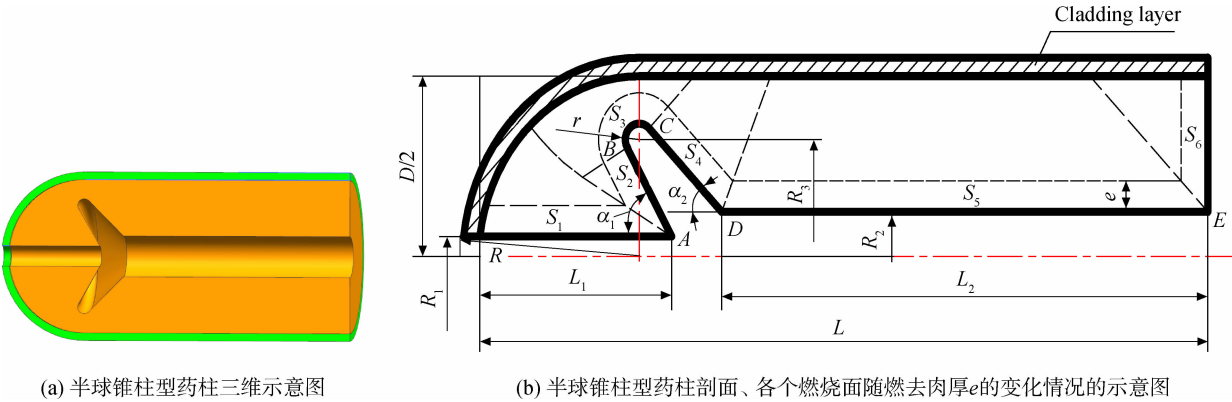


图 1 半球锥柱型药柱示意图
Fig. 1 Schematic of semi-spherical conic-column grain

2 半球锥柱型药柱燃烧

2.1 几何燃烧规律

本文采用几何燃烧规律,参见文献[22]。

2.2 燃烧过程中燃去肉厚特征点的确定

半球锥柱型药柱在整个燃烧过程中共有 5 个燃去肉厚特征点(见图 2)

1) 环向槽圆弧分裂点的 e_1

e_1 为环向槽燃烧到侧面使环向槽圆弧分裂时的燃去肉厚,由此可以得到 e_1 与环向槽圆弧半径、环向槽圆弧圆心旋转半径和外径之间的关系为 $e_1 + r + R_3 = \frac{D}{2}$,即

$$e_1 = \frac{D}{2} - r - R_3 \tag{1}$$

2) 环向槽前锥面消失点的 e_2

e_2 为线段 $A'B'$ 绕药柱轴线旋转所形成的锥面消失时的燃去肉厚,此时动点 A' 与动点 B' 的坐标重合,因此可以得到 $R_1 + e_2 = R_3 - (r + e_2) \cdot \cos\alpha_1$,即

$$e_2 = \frac{R_3 - R_1 - r\cos\alpha_1}{1 + \cos\alpha_1} \tag{2}$$

3) 环向槽圆弧右段消失点的 e_3

e_3 为圆弧 $B'C'$ 绕药柱轴线旋转所形成的环向槽圆弧面燃烧至侧面时的燃去肉厚,由于 e_1 所在的直线垂直于线段 $C'F'$ 的延长线,且 e_1 与 e_3 的夹角是 α_2 ,可得 $(e_3 + r)\cos\alpha_2 = r + e_1$,即

$$e_3 = (r + e_1)/\cos\alpha_2 - r \tag{3}$$

4) 环向槽与前段燃完点的 e_4

e_4 为线段 $A'G'$ 绕轴线旋转所形成圆柱面和圆弧 $B'C'$ 绕药柱轴线旋转所形成的环向槽圆弧面同时消失至侧面时的燃去肉厚。以半球球心 O 为圆心建立直角坐标系 xOy ,则

半球投影在直角坐标系的方程为

$$x^2 + y^2 = \left(\frac{D}{2}\right)^2 \tag{4}$$

环向槽投影在直角坐标系的方程为

$$x^2 + (y - R_3)^2 = (r + e)^2 \tag{5}$$

联立式(4)~式(5)并代入 $y = R_1 + e$ 可得

$$\left(\frac{D}{2}\right)^2 + R_3^2 - 2R_3(R_1 + e) = (r + e)^2, \text{ 即}$$
$$e_4 = \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 + 2R_3^2 + 2(r - R_1)R_3} - R_3 - r \tag{6}$$

5) 药柱完全燃完点的 e_5

e_5 为药柱全部燃完时的燃去肉厚,也是药柱的最大燃去肉厚。

$$e_5 = \frac{D}{2} - R_2 \tag{7}$$

由式(7)可知,当 R_2 取值为零时,最大燃去肉厚的极限值为 $D/2$ 。

2.3 药柱燃烧面积计算

根据回转体侧表面积计算原理分别推导了各个燃烧面积的公式,其具体位置参见图 3。其中点 A' 的运动轨迹为 $\angle BAG$ 的角平分线,点 D' 的运动轨迹是 $\angle CDE$ 的角平分线,点 E' 的运动轨迹是 $\angle DEF$ 的角平分线。 $BB' \perp AB, CC' \perp CD, FF' \perp EF$ 。

1) 前段内孔侧表面积 S_1

S_1 为图 3 中的 I 区燃面,该区燃面为线段 $A'G'$ 绕轴线旋转所形成圆柱表面积。求出线段 $A'G'$ 的运动方程,即可求出 S_1 。

以半球球心为圆心建立直角坐标系 x_1Oy_1 ,由于动点 G' 的运动轨迹在半球上,则动点 G' 的运动轨迹方程为 $x_1^2 + (R_1 + e)^2 = \left(\frac{D}{2}\right)^2$ 。求得 GG' 的坐标差为 $x_{G'} - x_G = \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - R_1^2} - \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - (e + R_1)^2}$ 。由于动点 A' 的运动轨迹为 $\angle BAG$ 的角平分线,则 AA' 的

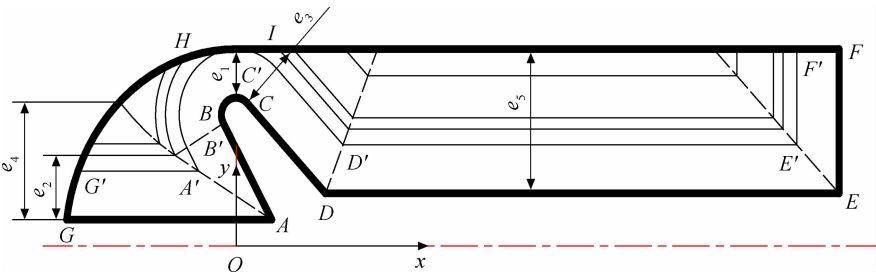


图 2 燃烧过程中的燃去肉厚特征点

Fig. 2 Characteristic point of burning meat thickness in the combustion process

$$S_3 = 2\pi l_2 \left\{ R_3 + (r + e) \left[\sin \alpha_2 - \cos \left(\arcsin \frac{D/2 - R_3}{r + e} \right) \right] / l_2 \right\} \quad (13)$$

当 $e > e_2$ 时, 圆弧 $B'H$ 的弧长 $l_3 = (r + e) \cdot \left[\arcsin \frac{R_3 - R_1 - e}{(r + e)} + \arcsin \frac{(D/2)^2 - R_3^2 - (r + e)^2}{2R_3(r + e)} \right]$ 。
圆弧 $B'H$ 绕药柱轴线旋转所形成的圆弧面面积为

$$S_3 = 2\pi l_3 \left\{ R_3 + (r + e) \left[\cos \left(\arcsin \frac{R_3 - R_1 - e}{r + e} \right) - \cos \left(\arcsin \frac{D^2/4 - R_3^2 - r^2 - e^2 - 2re}{2R_3r + 2R_3e} \right) \right] / l_3 \right\} \quad (14)$$

圆弧 $B'I$ 绕药柱轴线旋转所形成的圆弧面面积公式不变。

4) 环向槽后锥面面积 S_4

S_4 为图 3 中 IV 区燃面, 该区燃面为线段 $C'D'$ 绕药柱轴线旋转所形成的锥面面积。

$$y_{C'} = R_3 + (r + e) \cos \alpha_2$$
$$y_{D'} = R_2 + e$$

$$S_4 = \pi (y_{C'} + y_{D'}) \frac{y_{C'} - y_{D'}}{\sin \alpha_1} = \frac{\pi \{ [R_3 + (r + e) \cos \alpha_2]^2 - (R_2 + e)^2 \}}{\sin \alpha_2} \quad (15)$$

5) 后圆柱段内侧表面积 S_5

S_5 为图 3 中的 V 区燃面, 该区燃面为线段 $D'E'$ 绕药柱轴线旋转所得到的圆柱段表面积。

$$S_5 = 2\pi (R_2 + e) \left[L_2 - e \left(1 + \tan \frac{\alpha_2}{2} \right) \right] \quad (16)$$

6) 后端面面积 S_6

S_6 为图 3 中的 VI 区燃面, 该区燃面为线段 $E'F'$ 绕药柱轴线旋转所得到的端面面积。

$$S_6 = \pi \left[\left(\frac{D}{2} \right)^2 - (R_2 + e)^2 \right] \quad (17)$$

综上, 可以得到半球锥柱型药柱总燃烧面积 S

$$S = \sum_{i=1}^6 S_i = f(e) \quad (18)$$

2.4 约束条件

1) 由于选用的是半球锥柱型药柱, 所以

$$R = \frac{D}{2} \quad (19)$$

2) 为了尽可能地减少残药, 以燃去肉厚特征点重合为约束条件, 使其对应燃面同时消失。令

$$e_1 = e_2, \frac{D}{2} - r - R_3 = \frac{R_3 - R_1 - r \cos \alpha_1}{1 + \cos \alpha_1}, \text{ 即}$$

$$R_1 = R_3 - r \cos \alpha_1 - \left(\frac{D}{2} - r - R_3 \right) (1 + \cos \alpha_1) \quad (20)$$

令 $L_1 = \sqrt{\left(\frac{D}{2} \right)^2 - R_1^2} - \frac{L_2}{1 + \tan(\alpha_2/2)} \cot \frac{\alpha_1}{2} + \sqrt{\left(\frac{D}{2} \right)^2 - \left[\frac{L_2}{1 + \tan(\alpha_2/2)} + R_1 \right]^2} = 0$, 即

$$L_1 = \varphi_1 L_2 + \varphi_2 \quad (21)$$

其中 $\varphi_1 = \frac{\cot(\alpha_1/2)}{1 + \tan(\alpha_2/2)}, \varphi_2 = \sqrt{\left(\frac{D}{2} \right)^2 - R_1^2} - \sqrt{\left(\frac{D}{2} \right)^2 - \left[\frac{L_2}{1 + \tan(\alpha_2/2)} + R_1 \right]^2}$ 。

2.5 长径比对燃面变化规律的影响

为了找到更接近恒面燃烧的药柱参数, 选取了 5 组长径比不同的药柱进行研究 (见图 4)。

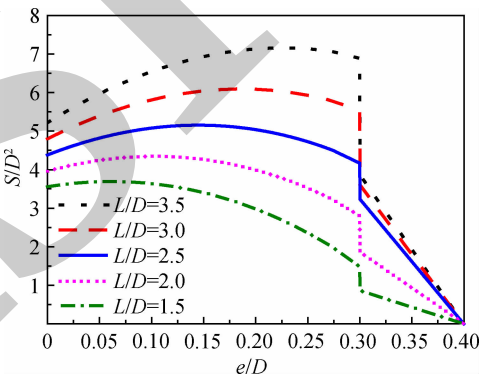


图 4 不同长径比的药柱燃面随燃去肉厚 e 变化曲线
Fig. 4 Relation of the burning area and the changes of e in different aspect ratios

对比图 4 中的 5 条曲线可以发现: 药柱都具有先增面性后减面性的燃烧规律, 但当长径比为 2.5 时, 曲线相对平缓, 更接近恒面燃烧。因此, 将选取长径比为 2.5 的药柱进一步研究其燃烧规律。对图 4 的横坐标与纵坐标进行了无量纲处理, 以下皆如此。

2.6 角度对燃面变化规律的影响

由燃去肉厚特征点的式(1)~式(7)可知, 角度的改变会影响到燃去肉厚特征点的位置, 为了确保燃去肉厚的特征点从 e_1 到 e_5 是由内到外排列的, 需要考虑当环向槽锥面倾角 α_1 和 α_2 在 $(0, \pi/2)$ 区间内, 燃去肉厚的特征点随角度的变化关系 (见图 5)。

由图 5 可以看出, 当 e_1 与 e_2 重合时, 角度取得最小值 $\alpha_{\min}$ 。当 e_3 与 e_4 重合时, 角度取得最大

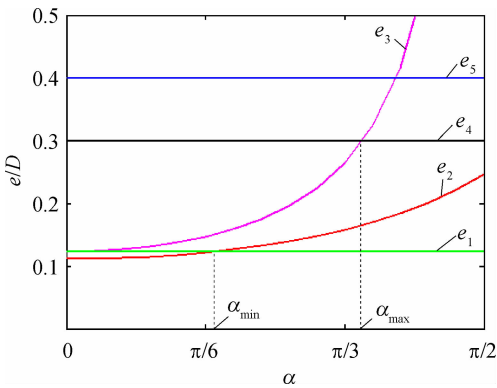


图 5 燃去肉厚的特征点与角度的变化关系
Fig. 5 Relative relationship between the characteristic point of burning meat thickness and angle

值 $\alpha_{\max}$ 。当环向槽锥面倾角 α_1 和 α_2 的取值在 $\alpha_{\min}$ 与 $\alpha_{\max}$ 之间时,燃去肉厚特征点能够按照从里到外的顺序排列,即 $\alpha_{\min} < \alpha_1 < \alpha_{\max}, \alpha_{\min} < \alpha_2 < \alpha_{\max}$ 。其中 $\alpha_{\min}$ 和 $\alpha_{\max}$ 的计算公式如下:

$$\alpha_{\min} = \arccos\left(\frac{4R_3 + 2r - 2R_1 - D}{D - 2R_3}\right)$$
$$\alpha_{\max} = \arccos\left[\frac{\frac{D}{2} - R_3}{\sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 + 2R_3^2 + 2(r - R_1)R_3 - R_3}}\right]$$

2.7 燃烧规律

1) 燃烧面积对燃去肉厚求导得

$$\frac{df(e)}{de} \approx \left[2\pi(\sin\alpha_1 + \sin\alpha_2 - 1) - 4\pi\left(1 + \cot\frac{\alpha_1}{2} + \tan\frac{\alpha_2}{2}\right) - \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - R_1^2} \right] e + 2\pi(\csc\alpha_1 + \csc\alpha_2 + \sin\alpha_1 + \sin\alpha_2)r + 2\pi[(\pi - \alpha_1 + \alpha_2) + (\cot\alpha_2 - \cot\alpha_1)]R_3 - 2\pi(\csc\alpha_2 + \tan\frac{\alpha_2}{2} + 2)R_2 + 2\pi\left[L_1 + L_2 - \frac{2 + \cos\alpha_1}{\sin\alpha_1}R_1 - \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - R_1^2} - \frac{R_1}{\sqrt{(D/2)^2 - R_1^2}}\right] \quad (22)$$

本文共有 11 个设计参数,通过采用以外径为基准的无量纲单位和选取长径比 2.5,以及施加 3 个约束条件措施,还剩余 $r, R_2, R_3, L_2, \alpha_1$ 和 α_2 等 6 个设计参数。

在 $(\alpha_{\min}, \alpha_{\max})$ 区间内,取 $\alpha_1 = \frac{\pi}{3}, \alpha_2 = \frac{\pi}{4}$ 时,联立式(19)~式(22),可得 $df(e)/de$ 与 r, R_2, R_3, L_2 的关系图(见图 6~图 9)。图中 Z 表示 $df(e)/de=0$ 的平面。

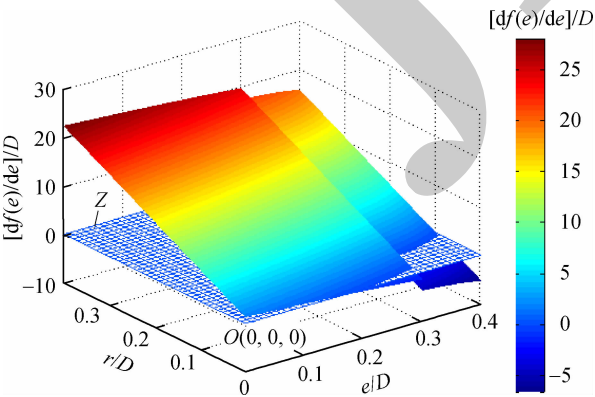


图 6 燃烧过程 $df(e)/de$ 与 r 的变化关系
Fig. 6 Relative relationship between $df(e)/de$ and r

图 6 表示在燃烧过程中, $df(e)/de$ 对环向槽圆弧半径 r 的变化关系。由图 6 可知,当 $0 < r < 0.1D$ 时,药柱燃烧呈现先增面性后减面性;当 $0.1D < r < 0.4D$ 时, $df(e)/de > 0$,药柱燃烧呈单增面性。 r 值越大,燃烧初期增面性越强烈,随后

下降。图 7 表示在燃烧过程中, $df(e)/de$ 对圆柱段内孔半径 R_2 的变化关系。由图 7 可知,当 $0 < R_2 < 0.03D$ 时, $df(e)/de > 0$,药柱燃烧呈单增面性;当 $0.03D < R_2 < 0.4D$ 时,药柱燃烧呈现先增面性后减面性。 R_2 值越大,减面性越强烈。

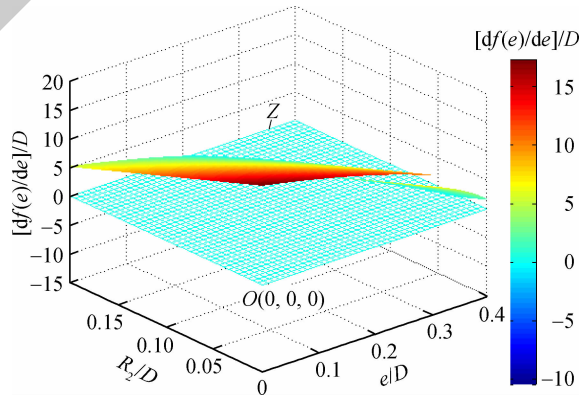


图 7 燃烧过程 $df(e)/de$ 与 R_2 的变化关系
Fig. 7 Relative relationship between $df(e)/de$ and R_2

图 8 表示在燃烧过程中, $df(e)/de$ 对环向槽圆弧圆心旋转半径 R_3 的变化关系。由图 8 可知,当 $R_2 < R_3 < 0.42D$ 时,药柱燃烧呈现先增面性后减面性;当 $0.42D < R_3 < 0.5D$ 时, $df(e)/de > 0$,药柱燃烧呈单增面性。 R_3 值越大,增面性越强烈。

图 9 表示在燃烧过程中, $df(e)/de$ 对圆柱段长度 L_2 的变化关系。由图 9 可知,当 $D < L_2 <$

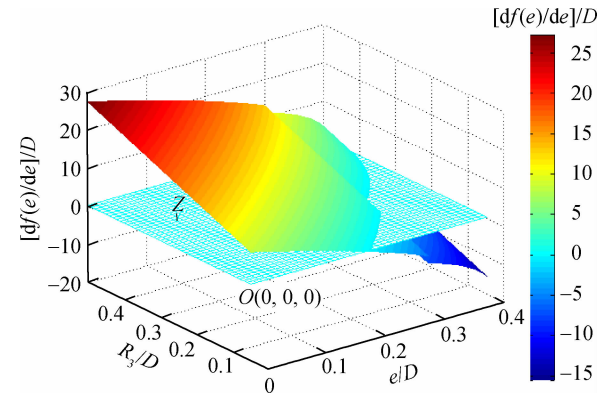


图 8 燃烧过程 $df(e)/de$ 与 R_3 的变化关系
Fig. 8 Relative relationship between $df(e)/de$ and R_3

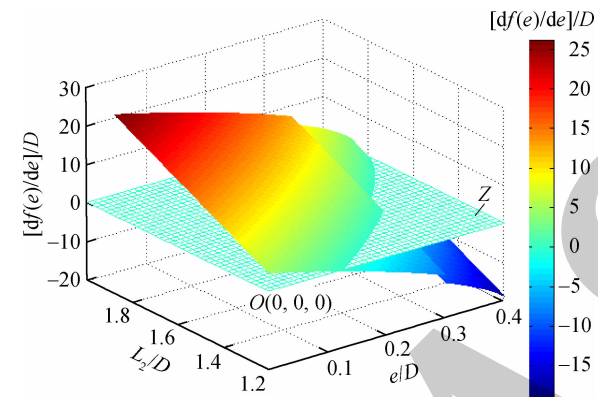


图 9 燃烧过程 $df(e)/de$ 与 L_2 的变化关系
Fig. 9 Relative relationship between $df(e)/de$ and L_2

1. $8D$ 时,药柱燃烧呈现先增面性后减面性;当 $L_2 > 1.8D$ 时, $df(e)/de > 0$,药柱燃烧呈单增面性。

2) 残药率的计算

装药总体积 $V_0 \approx \frac{\pi}{12}D^3 + \pi\left(\frac{D}{2}\right)^2\left(L - \frac{D}{2}\right) - \pi L_1 R_1^2 - \pi L_2 R_2^2 - \pi(R_3 + r \cos \alpha_1 - R_1)[(R_3 + r \cos \alpha_1)^2 + R_1^2 + (R_3 + r \cos \alpha_1)R_1]/(3 \tan \alpha_1) - \pi(R_3 + r \cos \alpha_2 - R_2)[(R_3 + r \cos \alpha_2)^2 + R_2^2 + (R_3 + r \cos \alpha_2)R_2]/(3 \tan \alpha_2) - 2\pi r(R_3 + r)^2$, 残药体积 $V_r = \pi\left(\frac{D}{2}\right)^2\left(L - \frac{D}{2} - e\right) - \pi(R_2 + e)^2 [L_2 - e\left(1 + \tan \frac{\alpha_2}{2}\right)] - \pi\{[R_3 + (r + e) \cos \alpha_2 - R_2 - e][(R_3 + (r + e) \cos \alpha_2)^2 + (R_2 + e)^2 + [R_3 + (r + e) \cos \alpha_2](R_2 + e)]/(3 \tan \alpha_2)\}$ 。

残药率为

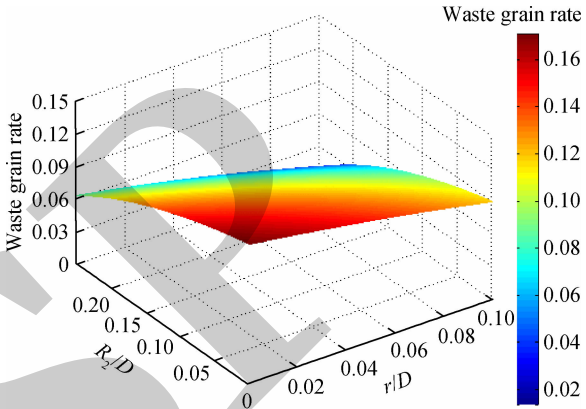
$$\eta = \frac{V_r}{V_0} \quad (23)$$

根据图 6~图 9 所示,图中曲线存在突变,即不可导点,定义其为突变点(也就是文中环向槽与前段燃完点 e_4)。突变点之后生成的药量的定义

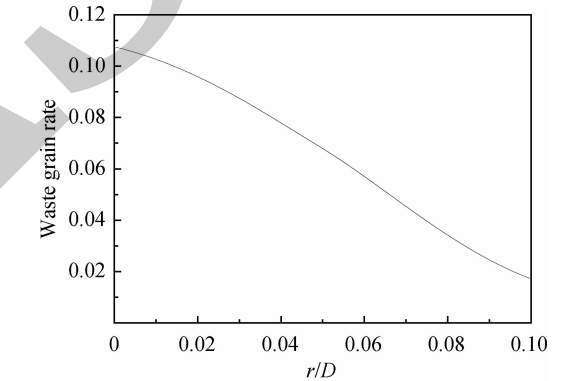
为残药。

图 10 和图 11 给出了残药率与设计参数的关系。

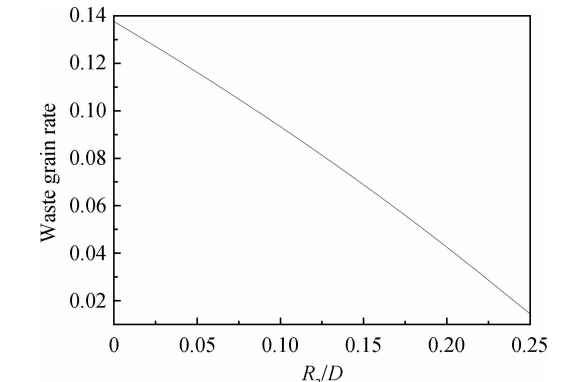
图 10(a)表示残药率与环向槽圆弧半径 r 和圆柱段内孔半径 R_2 的变化关系。图 10(b)表示当圆柱段内孔半径为 $0.1D$ 时,残药率与环向槽圆弧半径 r 的变化关系。 r 的取值越大,残药率越小。随着 r 值的增加,残药率减少幅度增加。图 10(c)表示当环向槽圆弧半径为 $0.023D$ 时,残



(a) 残药率与 r 、 R_2 的变化关系



(b) 当 $R_2=0.1D$ 时,残药率与 r 的变化关系



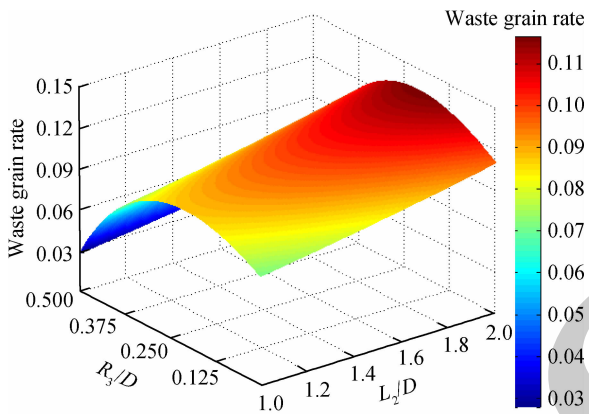
(c) 当 $r=0.023D$ 时,残药率与 R_2 的变化关系

图 10 残药率与 r 、 R_2 的变化关系

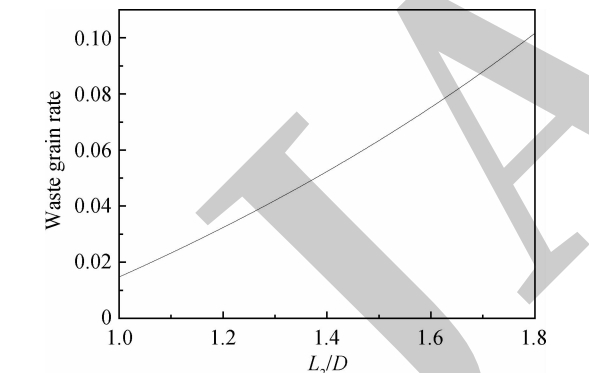
Fig. 10 Relative relationship between waste grain rate, r and R_2

药率与圆柱段内孔半径 R_2 的变化关系。残药率与 R_2 呈现负相关关系, R_2 取值越大, 残药率越小。由于圆柱段内孔半径与最大燃去肉厚之和等于外径, 即 $e_{\max} = \frac{D}{2} - R_2$, 则 R_2 取值越大, 最大燃去肉厚越小。根据残药率与 R_2 可以推出, 最大燃去肉厚值越小时, 残药率越小。

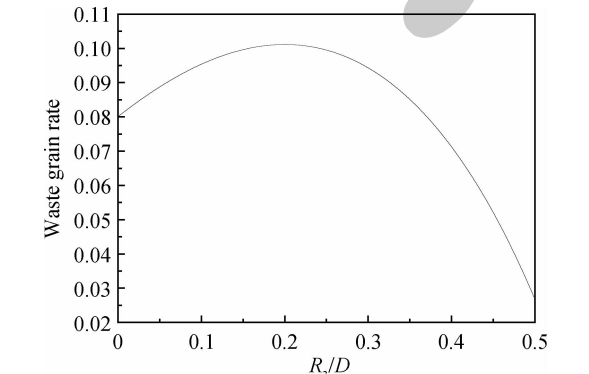
图 11(a) 表示残药率与圆柱段长度 L_2 和环向槽圆弧圆心旋转半径 R_3 的变化关系。图 11



(a) 残药率与 R_3 、 L_2 的变化关系



(b) 当 $R_3=0.27D$ 时, 残药率与 L_2 的变化关系



(c) 当 $L_2=1.73D$ 时, 残药率与 R_3 的变化关系

图 11 残药率与 R_3 、 L_2 的变化关系

Fig. 11 Relative relationship between waste grain rate, L_2 and R_3

(b) 表示当环向槽圆弧圆心旋转半径为 $0.27D$ 时, 残药率与圆柱段长度 L_2 的变化关系。残药率与 L_2 呈现近似线性关系, L_2 取值越大, 残药率越大。图 11(c) 表示当圆柱段长度为 $1.73D$ 时, 残药率与环向槽圆弧圆心旋转半径 R_3 的变化关系。残药率与 R_3 呈现近似抛物线关系。当 $0 < R_3 < 0.208D$ 时, 残药率随着 R_3 取值增大而增大; 当 $0.208D < R_3 < 0.5D$ 时, 残药率随着 R_3 取值增大而减小。

3 算 例

选取半球锥柱型药柱的设计参数: 外径为 300 mm, 长度为 750 mm, 前段内孔长度为 180 mm, 前段内孔半径为 10 mm, 圆柱段长为 520 mm, 圆柱段内孔半径为 30 mm, 环向槽圆弧半径为 7 mm, 环向槽圆弧圆心旋转半径为 80 mm, 半球形半径 150 mm, 环向槽锥面前倾角和后倾角分别为 $\pi/3$ 和 $\pi/4$ 。

运用 UG 软件对半球锥柱型药柱进行建模, 选择 6 个位置提取其对应的燃烧面积与公式计算求得的燃烧面积数据进行对比, 如表 1 所示。表 1 说明, 公式计算结果与实际数据的最大相对误差为 0.084%, 证明了公式的正确性。

表 1 计算燃面积与 UG 提取燃面积数据对比

Table 1 Data comparison between calculate and extract from UG

e	UG 提取的面积/ mm^2	公式计算的面积/ mm^2	相对误差/%
0	245 975. 99	245 980. 12	0. 002
e_1	353 571. 13	353 869. 64	0. 084
$(e_1 + e_2)/2$	310 465. 56	310 689. 26	0. 072
e_2	288 479. 22	288 320. 25	0. 055
$(e_2 + e_3)/2$	273 118. 15	273 213. 78	0. 035
e_3	260 587. 49	260 374. 33	0. 082

以药柱外径为基准, 环向槽圆弧半径 r 为 $0.023D$, 圆柱段内孔半径 R_2 为 $0.13D$, 环向槽圆弧圆心旋转半径 R_3 为 $0.27D$, 圆柱段长度为 $1.73D$ 。根据图 10 和图 11 中设计参数与残药率之间的关系可知, 将 r 的数值增大, R_2 的数值增大, R_3 的数值增大, L_2 的数值减小, 可以减少残药率。因此, 对 r 、 R_2 、 R_3 和 L_2 的数值进行调整 (见表 2)。如表 2 所示, 残药率从调整前的

9.72%减少到 4.55%。

表 2 给出的环向槽圆弧半径 $r \in (0.023D, 0.07D)$, 内孔半径 $R_2 \in (0.1D, 0.18D)$, 环向槽圆弧圆心旋转半径 $R_3 \in (0.27D, 0.43D)$, 圆柱段长度 $L_2 \in (1.44D, 1.73D)$ 时, 根据图 6~图 9 给出的关系图, 燃烧药柱应该呈现先增面性后减面性。

根据表 2 中给出 5 组参数, 代入式(18)中, 得到燃烧面积随燃去肉厚的变化曲线(见图 12)。从图 12 中可以看出, 燃烧药柱呈现先增面性后减面性, 与给出的燃烧规律吻合。

表 2 设计参数的变化过程

Table 2 Change process of design parameters

调整过程	r	R_2	R_3	L_2	残药率/%
初始	$0.023D$	$0.1D$	$0.27D$	$1.73D$	9.72
调整 r	$0.07D$	$0.1D$	$0.27D$	$1.73D$	7.73
调整 r, R_2	$0.07D$	$0.18D$	$0.27D$	$1.73D$	7.26
调整 r, R_2, R_3	$0.07D$	$0.18D$	$0.43D$	$1.73D$	6.31
调整 r, R_2, R_3, L_2	$0.07D$	$0.18D$	$0.43D$	$1.44D$	4.55

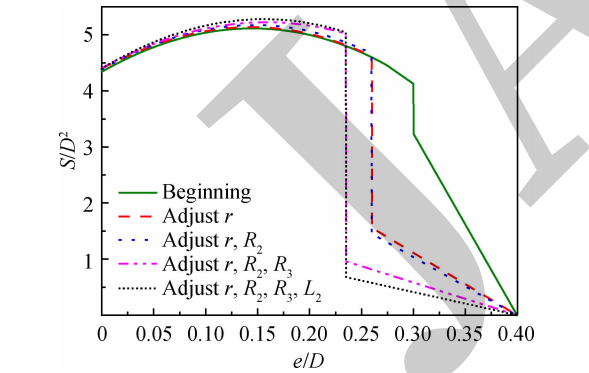


图 12 燃面随燃去肉厚 e 变化曲线

Fig. 12 Relation of the burning area and the changes of e

4 结 论

- 1) 长径比为 2.5 时, 更接近恒面燃烧。
- 2) 符合研究燃烧规律的环向槽锥面倾角 α_1 和 α_2 的取值范围必须在 $(\alpha_{\min}, \alpha_{\max})$ 区间内。
- 3) 以药柱外径为基准, 当环向槽圆弧半径 $r \in (0, 0.1D)$, 圆柱段内孔半径 $R_2 \in (0.03D, 0.4D)$, 环向槽圆弧圆心旋转半径 $R_3 \in (R_2, 0.42D)$, 圆柱段长 $L_2 \in (D, 1.8D)$ 时, 药柱燃烧呈现先增面性后减面性。

- 4) 环向槽圆弧半径 r 的取值越大, 残药率越小, 且残药率减少幅度增加。
- 5) 残药率与圆柱段内孔半径 R_2 呈现负相关关系, R_2 取值越大, 残药率越小。
- 6) 最大燃去肉厚值越小, 残药率越小。
- 7) 残药率与圆柱段长度 L_2 呈现近似线性关系, L_2 取值越大, 残药率越大。
- 8) 残药率与环向槽圆弧圆心旋转半径 R_3 呈现近似抛物线关系, R_3 取值变大时, 残药率先增大后减小。

9) 算例证明燃烧面积计算准确, 燃烧规律与实际相符。

参考文献:

[1] 曹军伟, 徐东来, 蔡选义, 等. 面向 21 世纪的空空导弹动力装置[J]. 航空兵器, 1999(5): 27-31.
CAO Junwei, XU Donglai, CAI Xuanyi, et al. Air-to-air missile power plant facing the 21st century[J]. Aviation Weaponry, 1999(5): 27-31. (in Chinese)

[2] 王元有. 固体火箭发动机设计[M]. 北京: 国防工业出版社, 1984.

[3] 李昊. 基于装药结构强度分析的药形优化设计研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2016.
LI Hao. Optimal design of propellant grain shape based on structural strength analysis[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2016. (in Chinese)

[4] KAMRAN A, LIANG G Z, SIDDIQUI M Z. Burning regression analysis for 3D grain configurations[J]. Computer Aided Drafting Design and Manufacturing, 2010, 20(1): 39-45.

[5] SOE H T, XIANG Hongjun. Star grain regression analysis under spin effect and chamber pressure effect[J]. Computer Aided Drafting Design and Manufacturing, 2010, 20(2): 54-58.

[6] ALI K, LIANG Guozhu. Design and optimization of solid rocket motor Finocyl grain using simulated annealing[J]. Journal of Aerospace Power, 2011, 26(4): 917-923.

[7] KHURRAM N, LIANG Guozhu, QASIM Z. Finocyl grain design and optimization using sequential quadratic programming[J]. Computer Aided Drafting Design and Manufacturing, 2008, 18(1): 2-11.

[8] XIANG S H, WEI K X, LI S P, et al. Study on burning law of slotted tube grain[J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2013, 34(10): 1383-1386.

[9] XIANG Shenghai, WEI Kaixin, LI Shipeng, et al. Study on constant burning law for slotted tube grain based on simplex method[J]. Journal of Propulsion Technology, 2013, 34(10): 1383-1387.

[10] HU Daning, HE Guoqiang, LIU Peijin, et al. Study on instable combustion of solid rocket motor with finocyl grain[J]. Journal of China Ordnance, 2011, 7(1): 24-28.

[11] KHURRAM N, LIANG Guozhu, QASIN Z. A hybrid optimization approach for SRM finocyl grain design[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2008, 21(6): 481-487.

[12] 张维星, 唐国金. 基于三维参数化建模的翼柱形发动机药形优化[J]. 固体火箭技术, 2014, 37(4): 490-495.
ZHANG Weixing, TANG Guojin. Optimization of finocyl grain based on the three-dimensional parameterized modeling[J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2014, 37(4): 490-495. (in Chinese)

[13] 夏冰戈, 鲍福廷, 惠卫华, 等. 考虑燃烧恒面性和结构完整性的翼柱形药柱形状优化[J]. 固体火箭技术, 2013, 36(5): 620-625.
XIA Bingge, BAO Futing, HUI Weihua, et al. Shape optimization of SRM finocyl grain considering neutral burning and structure integrity[J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2013, 36(5): 620-625. (in Chinese)

[14] 周海清. 复杂星孔球形药柱燃面近似解析计算方法[J]. 固体火箭技术, 2015, 35(5): 85-91.
ZHOU Haiqing. Approximate solution to combustion area of the spherical grain with complex star pore[J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2015, 35(5): 85-91. (in Chinese)

[15] 褚佑彪, 张岗, 苑博, 等. 固体火箭发动机装药燃面计算方法[J]. 固体火箭技术, 2016, 39(4): 488-502.
CHU Youbiao, ZHANG Gang, YUAN Bo, et al. Burning surface computing method for solid rocket motor grain[J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2016, 39(4): 488-502. (in Chinese)

[16] 詹君彪, 相升海, 李世鹏, 等. 减面燃烧规律的药柱选用准则[J]. 弹箭与制导学报, 2015, 35(5): 86-91.
ZHAN Junbiao, XIANG Shenghai, LI Shipeng, et al. Study on grain of regressive burning law selection criteria[J]. Journal of Projectiles, Rocket Missiles and Guidance, 2015, 35(5): 86-91. (in Chinese)

[17] 令狐昌鸿, 王高峰, 钟亮, 等. 环形旋流燃烧室模型点火过程的实验[J]. 航空动力学报, 2018, 33(7): 1767-1778.
LINGHU Changhong, WANG Gaofeng, ZHONG Liang, et al. Experiment on ignition process in annular swirling combustor model[J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(7): 1767-1778. (in Chinese)

[18] 刘爱斌, 朱悦, 陈保东, 等. 航改型双环燃烧室燃烧反应特性试验[J]. 航空动力学报, 2017, 32(8): 1793-1800.
LIU Aiguo, ZHU Yue, CHEN Baodong, et al. Experiment on combustion characteristics of aeroderivative gas turbine twins annular combustor[J]. Journal of Aerospace Power, 2017, 32(8): 1793-1800. (in Chinese)

[19] 迟鸿伟, 魏志军, 李彪, 等. 燃烧室构型对固体燃料超燃冲压发动机自点火的影响[J]. 航空动力学报, 2016, 31(8): 1985-1994.
CHI Hongwei, WEI Zhijun, LI Biao, et al. Influence of combustor shape on self-ignition in solid fuel scramjet[J]. Journal of Aerospace Power, 2016, 31(8): 1985-1994. (in Chinese)

[20] 李长林, 姚吉先, 刘伟. 环管形燃烧室燃气导管造型计算方法[J]. 航空动力学报, 1992, 7(1): 43-46.
LI Changlin, YAO Jixian, LIU Wei. Numerical modelling for gas duct in tuboannular combustor[J]. Journal of Aerospace Power, 1992, 7(1): 43-46. (in Chinese)

[21] 杨月诚, 艾春安, 宁超, 等. 火箭发动机理论基础[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2010.

[22] 余永刚. 发射药燃烧学[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2016.

[23] 张香伟. 曲线弧的质心与旋转体侧面积的关系[J]. 河南教育学院学报(自然科学版), 2012, 21(3): 8-10.
ZHANG Xiangwei. Relationship between curve segment's centroid and lateral area for body of rotation[J]. Journal of Henan Institute of Education (Natural Science Edition), 2012, 21(3): 8-10. (in Chinese)

(编辑: 李岩梅、张 雪)