

双钟型喷管高度补偿特性的数值分析*

马宏瑞¹, 张扬军¹, 郑孟伟², 马继华³

(1. 清华大学 汽车工程, 北京 100084; 2. 北京航天动力机械研究所, 北京 100076;

3. 北京航空航天大学 热动力研究所, 北京 100083)

摘 要: 针对双钟型喷管流场中存在的激波、激波与附面层相互作用、大尺度分离流动等复杂的物理现象, 应用 RNG $k-\epsilon$ 湍流模型封闭二维粘性可压缩 N-S 方程组, 采用二阶迎风格式及隐式 Gauss-Seidel 迭代方法进行耦合求解, 对双钟型喷管流场进行数值模拟研究。结果表明, 双钟型喷管在低空出现壁面可控流动分离, 避免了过膨胀现象, 性能优于大面积比钟型喷管; 在高空下为完全附着流动, 性能优于小面积比钟型喷管, 实现了高度补偿特性。

关键词: 双钟型喷管⁺; 数值分析; 高度特性; 流动分布; 数值分析

中图分类号: V435.23

文献标识码: A

文章编号: 1001-4055 (2003) 06-0505-04

Numerical analysis on the performance of dual-bell nozzle

MA Hong-rui¹, ZHANG Yang-jun¹, ZHENG Meng-wei², MA Ji-hua³

(1. Dept. of Automotive Engineering, Tsinghua Univ., Beijing 100084, China;

2. Inst. of Beijing Aerospace Power Mechanics, Beijing 100076, China;

3. Thermal Power Inst., Beijing Univ. of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083, China)

Abstract: To gain insight into the performance and flow behavior of dual-bell nozzles, extensive numerical simulations at different ambient pressures were performed. Due to the complex flow characteristics such as shocks and flow separation, the RNG $k-\epsilon$ turbulence model is selected to solve the 2D compressible N-S equations. Comparing with two conventional bell nozzles, the dual-bell nozzle has shown significant performance gains resulting from the altitude adaptation of the exhaust flow to the ambient pressure. Forced flow separation at sea level mode and full flow at altitude mode are observed as expected.

Key words: Dual-bell nozzle⁺; Numerical analysis; Altitude characteristic; Flow distribution; Numerical analysis

1 引 言

采用双钟型喷管的火箭发动机具有推重比高、高度补偿能力, 特别是结构简单、系统可靠、关键技术和传统钟型喷管的相容性、技术难度较气动塞式喷管发动机小等一系列优点。在美国 X-33/RLV 计划调整的背景下, 双钟型喷管可能成为可重复使用运载器推进动力的首选方案, 将得到优先发展^[1~4]。

复杂的激波、分离流动控制是高性能双钟型喷管设计和实现高度补偿特性的主要难点。20 世纪 90 年代以来德国、美国等进行了大量研究, 取得较大进展。近年来双钟型喷管研究在我国也受到高度重视。本文建立了计算双钟型喷管流场的数学模型及相应

的计算方法, 对双钟型喷管的复杂流场结构和高度补偿特性进行了数值研究, 为双钟型喷管的性能分析和结构设计打下较好基础。

2 数学物理模型

2.1 控制方程组与湍流模型

控制方程组为粘性可压缩 N-S 方程组:

$$\begin{cases} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \Delta \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \\ \frac{\partial}{\partial t} (\rho \mathbf{v}) + \Delta \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\Delta p + \Delta \cdot (\tau) \\ \frac{\partial}{\partial t} (\rho H) + \Delta \cdot (\rho \mathbf{v} H) = \frac{\gamma R}{\gamma - 1} \frac{\mu}{Pr} \Delta^2 T + \frac{\partial p}{\partial t} + \Phi \end{cases}$$

* 收稿日期: 2002-11-15; 修订日期: 2003-06-16。基金项目: 国家“八六三”资助项目 (2002AA722020-02)。

作者简介: 马宏瑞 (1981—), 男, 研究领域为计算流体力学及其工程应用。

式中 $p, T, v, \rho, t, \gamma, \mu$ 分别为静压、静温、速度、密度、时间、等熵系数和粘度。应变张量 $\tau = \mu[(\Delta v + \Delta v^T) - 2/3 \Delta \cdot v]I$, I 为单位矩阵。总焓 $H = c_p T + 1/2(u^2 + v^2)$, Φ 为粘性耗散阵, Pr 为普朗特数, $\mu/Pr = K/c_p$, K 为热传导率。

RNG $k-\epsilon$ 模型应用重新化群方法, 对分离流动模拟精度较高, 采用该湍流模型:

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \Delta \cdot (\rho k v) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\alpha_k \mu_{\text{eff}} \frac{\partial k}{\partial x} \right) + \\ \frac{\partial}{\partial y} \left(\alpha_k \mu_{\text{eff}} \frac{\partial k}{\partial y} \right) + G_k - \rho \epsilon - Y_M \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \Delta \cdot (\rho \epsilon v) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\alpha_\epsilon \mu_{\text{eff}} \frac{\partial \epsilon}{\partial x} \right) + \\ \frac{\partial}{\partial y} \left(\alpha_\epsilon \mu_{\text{eff}} \frac{\partial \epsilon}{\partial y} \right) + C_{1\epsilon} G_k \frac{\epsilon}{k} - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} - R_\epsilon \end{cases}$$

式中 k 为湍流功能, ϵ 为湍流动能耗散率, x, y 分别为轴向和径向坐标。 $\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_T$, 在高雷诺数流动中, 湍流粘度 $\mu_T = \rho C_\mu k^2 / \epsilon$, $C_\mu = 0.0845$, 常数 $\alpha_k = \alpha_\epsilon = 1.393$ 。 G_k 代表由于速度梯度导致的湍流动能产生项, 即单位体积内 k 的产生率, Y_M 代表在可压缩湍流中扩张耗散项, R_ϵ 代表平均应变率对 ϵ 的影响, 常数项 $C_{1\epsilon} = 1.42$, $C_{2\epsilon} = 1.68^{[4]}$ 。

2.2 数值方法

本文采用有限体积法把微分方程离散到贴体坐标网格系统, 空间上采用二阶迎风格式对 N-S 方程进行耦合求解, 进而求解湍流输运方法; 时间上采用隐式 Gauss-Seidel 方法迭代推进, 得到全场气动函数分布。同时为加快耦合方程的收敛, 采用了 AMG (algebraic multigrid) 方法^[5]。

根据流场结构的不同, 对喷管壁面、喉部、出口以及轴线等区域网格进行不同程度的加密。

2.3 物理模型及定解条件

双钟型喷管由收敛段、基弧段和延伸段构成。收敛段与基弧段构成基喷管, 相当于小面积比钟型喷管。延伸段与基弧段之间通过壁面转折点连接, 转折点两侧形线切线的夹角为偏折角 θ 。本文计算用双钟型喷管及钟型喷管收敛段和喉部采用传统设计方法, 喉部以后形线均依据最大推力理论采用抛物线近似的方法设计^[6]。双钟型喷管示意图及计算域如图 1 所示。

a-b: 进口边界, 给定 v, T, k, ϵ , 静压 p 直接由内场外推。

b-c-d: 远场边界, 给定 p, T , 其余全部直接外推。

d-e: 出口边界, 给定 p, T , 其余直接外推。

a-e: 给定二维轴对称条件。

b-f: 壁面边界, 给定无滑移条件 $v=0$ 。

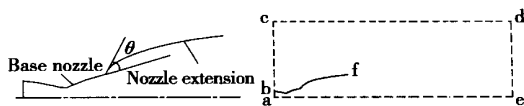


Fig 1 Sketch of the dual-bell nozzle and simulation domain

3 结果分析

双钟型喷管基弧段和延伸段面积比分别为 6:1 和 43:1, 同时进行对比的传统钟型喷管面积比分别为 6:1 和 43:1, 进口条件为总压 4.0 MPa, 总温 773K, 工作气体 γ 取 1.4。给定不同的环境压强 (0.1 MPa ~ 0.001 MPa), 在 0 ~ 32 km 飞行高度范围内对喷管流场进行详细的数值计算。

图 2 为双钟型喷管在环境压力 $p_a = 0.1$ MPa 即海平面状态下的流场分布图。从图中可以看出, 流动在壁面转折点出现大尺度分离, 基弧段出口主流边界是受环境压强影响的自由边界。此时双钟型喷管有效面积比与小面积比钟型喷管近似, 理论上具有与之相近的良好性能。气体沿喷管内壁经基弧段发展到壁面转折点时, 由于存在偏折角 θ 通道突然扩张, 相当于一个很大的负压力梯度作用于流动上, 从而迫使流动分离, 在主流边界与延伸段间形成一个回流区。该区内压力低于环境压力, 造成负推力, 即吸入阻力。其流场结构对整个流场有十分重要的影响, 因而对双钟型喷管的性能起着至关重要的作用。建立计算用物理模型的过程中发现, 型面偏折角过小会导致双钟型喷管低空不发生大尺度分离, 从而无法实现其高度补偿特性。

图 3 为单钟型喷管在环境压力 $p_a = 0.1$ MPa 下流场分布图。小面积比钟型喷管流动完全附着壁面, 表现出良好的低空性能。而大面积比钟型喷管则出现过膨胀现象, 导致流动分离, 由于其分离不像双钟型喷管那样是可控和对称的, 将引起侧向力, 影响喷管性能和飞行稳定性。

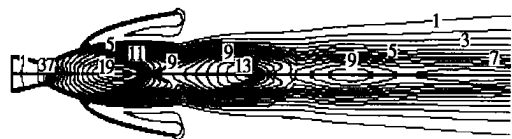
图 4 给出双钟型喷管在 $p_a = 0.054$ MPa 和 $p_a = 0.026$ MPa 即飞行高度分别为 5 km 和 10 km 下的流场分布图。计算结果表明, 在两个状态之间双钟型喷管流场经历了一个过渡过程。在 $p_a = 0.054$ MPa 之前喷

管延伸段始终发生大尺度分离, 气流并未完全附着于壁面, 喷管工作在低空模式^[1]; 随高度的增加, 环境压强逐渐降低, 当基弧段出口流压强高于环境压强, 即在 $p_a=0.026\text{MPa}$ 之后, 流动膨胀至完全附着延伸段壁面, 此时双钟型喷管工作在高空模式^[1], 其延伸段全部面积比得到有效利用, 性能接近大面积比钟型喷管。低高空工作模式的转换是双钟型喷管设计中分离流动控制的关键。

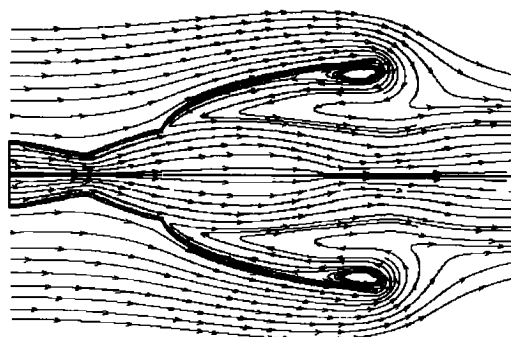
图 5 为 $p_a=0.001\text{MPa}$ 即飞行高度为 32km 下钟型喷管流场分布图。小面积比钟型喷管出现欠膨胀现象, 大面积比钟型喷管壁面分离现象消失, 表现出良好的高空性能。

图 6 为计算得出的双钟型喷管和钟型喷管比冲 I 随高度 H 变化曲线。结果表明双钟型喷管在低空和高空的推力性能分别超过相应的大面积比和小面积比钟型喷管, 从而表现出良好的高度补偿特性。

Level 1 3 5 7 9 11 13 15 17 19
Mach number: 0.24 0.72 1.20 1.68 2.16 2.64 3.12 3.60 4.08 4.56



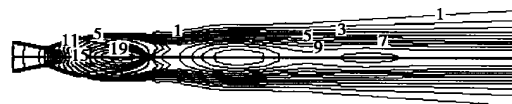
(a) Mach number distribution



(b) Stream lines

Fig 2 Dual-bell nozzle at 0.1MPa ambient pressure

Level 1 3 5 7 9 11 13 15 17 19
Mach number: 0.24 0.73 1.22 1.71 2.20 2.68 3.17 3.66 4.15 4.64



(a) Small area ratio nozzle

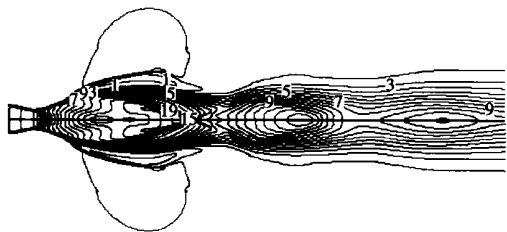
Level 1 3 5 7 9 11 13 15 17 19
Mach number: 0.26 0.78 1.31 1.83 2.35 2.88 3.40 3.92 4.45 4.97



(b) Big area ratio nozzle

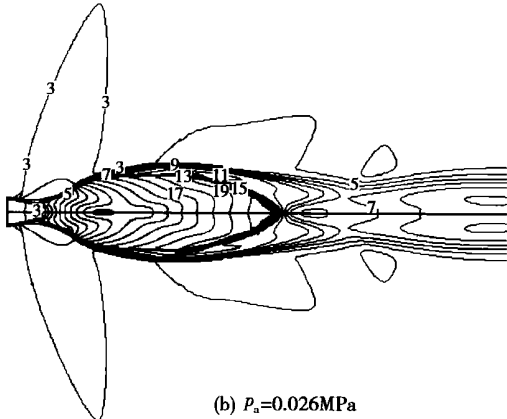
Fig 3 Mach number distribution of the bell nozzle at 0.1MPa ambient pressure

Level 1 3 5 7 9 11 13 15 17 19
Mach number: 0.27 0.80 1.34 1.87 2.41 2.94 3.47 4.01 4.54 5.09



(a) $P_a=0.054\text{MPa}$

Level 1 3 5 7 9 11 13 15 17 19
Mach number: 0.35 1.04 1.74 2.43 3.12 3.82 4.51 5.21 5.90 6.60



(b) $P_a=0.026\text{MPa}$

Fig 4 Mach number distributions of the dual-bell nozzle

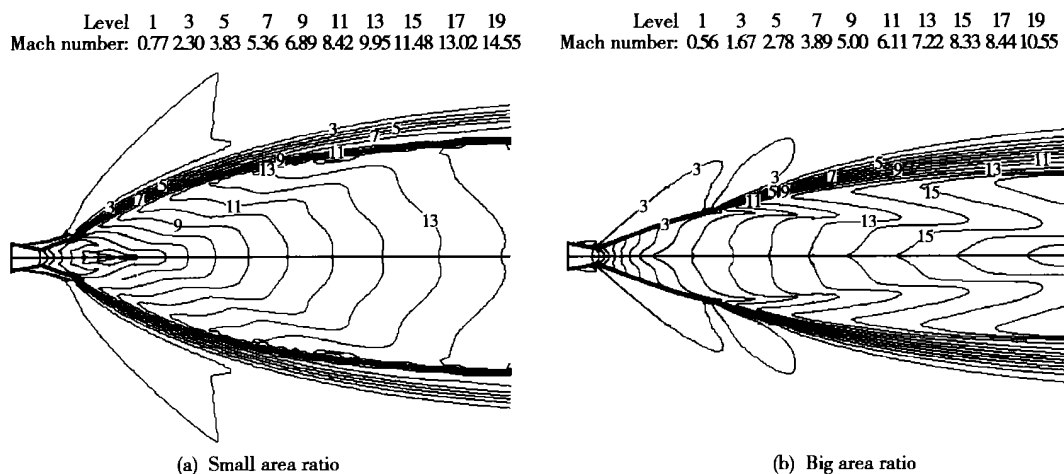


Fig 5 Mach number distribution of the bell nozzle at 0.001MPa ambient pressure

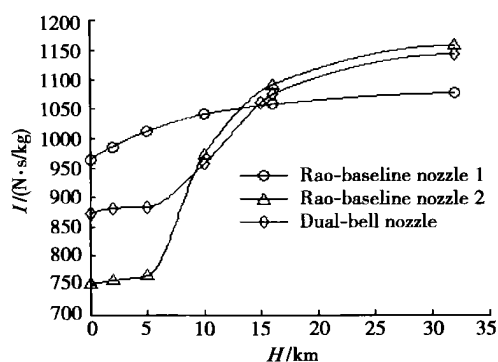


Fig 6 Performance of a dual-bell and two conventional nozzles as function of flight altitude

4 结 论

(1) 双钟型喷管在壁面转折点的控制下能够随环境压强的变化调整工作模式。低空模式出现大尺度流动分离, 高空模式出口流膨胀完全附着延伸段壁面, 通过高低空模式的转换实现高度补偿特性。通过数值计算和对比分析, 验证了双钟型喷管相比大面积比和小面积比钟型喷管分别在低空和高空获得更好的性能。

(2) 本文为数值研究双钟型喷管流场结构及优化设计的第一步, 许多重要的影响因素还待进一步研究。

如基弧段面积比、基弧段长度、延伸膨胀段型面及其相对基弧段的偏折角等都是双钟型喷管性能和分离流动控制的关键所在, 在喷管优化设计过程中必须重点考虑。另外, 高低空工作模式的转换为非定常过渡过程, 对双钟型喷管工作稳定性有重要影响, 应作为下一步工作的重点测试和研究对象。

参考文献:

- [1] Frey M, Hagemann G. Critical assessment of dual-bell nozzles [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 1999, 15(1).
- [2] Haidinger F A, Gorgen J, Haeseler D. Numerical prediction of flow separation for advanced nozzle concepts [C]. *AIAA 98-3368*.
- [3] Horn M, Fisher S. Dual-bell altitude compensating nozzles [R]. *NASA-CR-194719* 1994.
- [4] 刘 斌. 双钟型高度补偿喷管设计方案 [D]. 北京: 清华大学, 2002.
- [5] Weiss J M, Maruszewski J P, Smith W A. Implicit solution of preconditioned Navier-Stokes equations using algebraic multi-grid [J]. *AIAA Journal*, 1999, 37(1).
- [6] 朱宁昌. 液体火箭发动机设计 (上、下) [M]. 北京: 宇航出版社, 1994.

(编辑: 王居信)