DOI: 10.3901/JME.2020.23.239

栅板密封对流道侧壁变形的随动模型

李鸿举¹ 刘莹¹ 黄伟峰¹ 李国志¹ 米洁² 赖汉荣²

(1. 清华大学摩擦学国家重点实验室 北京 100084;

2. 北京信息科技大学机电工程学院 北京 100192)

摘要: 针对可变流道栅板密封,以外凸变形的流道侧壁为边界条件,建立了栅板密封在弹性元件预紧力作用下适应流道侧壁变形的理论分析模型。基于合理假设,通过分析桥接元件和栅板工作状态,指出栅板密封存在泄漏间隙和悬浮间隙;提出了工作状态下栅板密封间隙大小及分布的计算方法,为研究栅板密封流固热耦合问题提供了几何边界条件;分析了栅板厚度、桥接元件刚度和弹簧参数等对栅板密封随动效果的影响,指出泄漏间隙随栅板厚度减小而单调减小,悬浮间隙随桥接元件弹性模量和截面惯性矩减小而减小,并随弹簧刚度或数量的增加而线性减小。

关键词: 栅板密封; 变形; 随动模型; 间隙

中图分类号: TK49

Wafer Seal Servo Model under Distorted Engine Panel

LI Hongju¹ LIU Ying¹ HUANG Weifeng¹ LI Guozhi¹ MI Jie² LAI Hanrong²

(1. State Key Laboratory of Tribology, Tsinghua University, Beijing 100084;

2. School of Mechanical and Electrical Engineering, Beijing Information Science & Technology University, Beijing 100192)

Abstract: Aimed at wafer seal developed for removable engine panel and restricted with distorted engine panel condition, theoretical servo model under spring force is established in consideration of real panel distortion. Based on reasonable assumption, working conditions of bridge element and wafers are analyzed, the exist of leakage gap and suspension gap is proved. The computing method of size and distribution of wafer seal gap are obtained under working conditions mentioned above, geometry boundary conditions can be provided to fluid-thermal-solid interaction research of wafer seal. Influence factors of wafer seal servo effect, such as thickness of wafers, stiffness of the bridge element and parameters of springs are discussed, it is pointed out that leakage gap decreases monotonically with the decrease of the thickness of wafer, the suspension gap decreases with the decrease with the elastic modulus and the moment of inertia of the section, and decreases linearly with the increase of the stiffness and number of springs.

Key words: wafer seal; distortion; servo model; gap

0 前言

飞行速度达音速 5 倍以上的高超音速飞行器在航空航天和国防军事等领域有重要战略价值。高超音速飞行器发动机普遍通过流道结构的不断调节来实现全飞行阶段的高性能,而变流道结构的动密封是亟待解决的核心问题之一^[1-4]。流道动密封的工作条件苛刻,密封工作温度预计高达 1 093~1 371 °C,密

封两侧压差约 0.7 MPa^[5]。

栅板密封结构紧凑,如图 1 所示^[6],在可移动控制面的凹槽中堆叠若干陶瓷栅板片,后置高温弹簧通过桥接元件薄板将预紧力分配给各栅板,使栅板与侧壁保持贴合以密封流道中的高温燃气流。20 世纪 80 年代末, NASA Glenn Research Center(GRC)开发了陶瓷栅板密封^[7-8],以实现高温高压动密封。本世纪以来, GRC 对栅板密封的泄漏特性以及磨损特性和疲劳特性等进行了一系列试验^[5-6,9]。结果表明,栅板密封的室温泄漏量仅为编织绳密封的三分

之一,同时弹簧的疲劳特性和栅板的磨损特性均满足 2 200°F 下的使用要求^[6],且可靠性高,实用潜力巨大。

图 1 栅板密封结构原理图

1. 发动机可移动控制面 2. 流道中的热气流 3. 泄漏间隙
4. 主动冷却气流 5. 流道侧壁 6. 陶瓷栅板 7. 增压腔
8. 高温弹簧 9. 桥接元件

NASA 也研究了装配条件、几何条件对密封效果的影响^[10],结果表明泄漏量随栅板厚度减小而减小,但如果将厚度与长度、宽度等比例缩小,则泄漏反而增大,在侧壁为平面时,圆弧顶栅板比平顶栅板造成更大泄漏量。

近年来,国内对栅板密封也给予了关注^[11-15],但以综述为主。对于栅板密封所使用的陶瓷基复合材料,国内具有一定研究基础^[16-18],已具备制备 SiC/SiC、C/SiC 陶瓷复合材料栅板、高温弹簧的技术基础,对 SiC/SiC、C/SiC 陶瓷复合材料的快速制备和失效机理也进行了研究^[19-22],有望进一步开展栅板密封的相关试验研究。

1 问题描述

NASA 将图 1 中的流道侧壁简化为平板,在试验中通过平移平板来模拟间隙。国内学者通过对高超音速发动机结构的有限元分析和试验研究表明^[23-24],流道侧壁在工作状态下将产生外凸变形,达毫米量级,将严重影响封热的效果,如图 2 中 F 曲线所示。外凸变形下,栅板密封随动特性及其对密封性能影响的相关研究在已有的文献中尚未检索到。

图 2 流道侧壁不同轴向位置变形趋势图

为描述栅板结构与侧壁变形之间的随动关系,首先依据图 1 所示结构,将初始状态下的栅板密封简化为如图 3 所示的结构示意图。

图 3 栅板密封结构示意图

装配结构中,32 块栅板为一组,由 4 根弹簧等间距布置,通过一体化桥接元件向栅板片提供预紧力。如图 3 所示建立坐标系,取栅板堆叠方向为 x 轴,栅板长度方向为 y 轴,宽度方向为 z 轴,将侧壁视为平板时,弹簧预紧力将使栅板端面平行移动且始终与侧壁保持平面接触,可忽略侧壁沿 z 轴的变形。

桥接元件通过刚体运动位移和变形位移叠加,追随侧壁变形位移。作为假设,限定桥接元件方程的上下界,如图 4 所示。

图 4 桥接元件上界下界示意图

当桥接元件充分位移而与侧壁形状相同,使所有栅板被两者压紧时为上界。桥接元件处于上界状态时,形状方程为平移后的侧壁方程 $g_1(x)$ 。

当桥接元件只作刚体运动而无变形,只有两端栅板和侧壁压紧时为下界。桥接元件处于下界状态时,形状方程为直线 $g_2(x)$ 。

本文的目标即是以图 3 所示栅板密封结构为研究对象,以文献[23-24]给出的侧壁变形作为侧壁方程,研究合理假设条件,建立栅板密封工作状态下的实际间隙物理和数学模型,分析栅板与侧壁之间、栅板与桥接元件之间间隙大小和分布规律,重点阐明栅板机构与侧壁变形时的随动关系,分析影响间隙的主要因素,进而为改进设计提供理论依据。

桥接元件形状对密封间隙有重要影响,所以首先需求解桥接元件形状方程 $g(x)$,满足

$$g_2(x) \leq g(x) \leq g_1(x) \quad (1)$$

其次需要确定栅板位置, 可用顶部坐标 $h_1(x)$ 和底部坐标 $h_2(x)$ 代表, 记栅板长度为 l_w , 满足

$$h_1(x) \leq y(x) \quad (2)$$

$$h_2(x) \geq g(x) \quad (3)$$

$$h_1(x) - h_2(x) = l_w \quad (4)$$

最后由侧壁方程、桥接元件形状方程和栅板位置共同确定密封间隙。

2 假设条件分析

2.1 桥接元件刚体运动位移和变形位移分析

桥接元件采用 SiC/SiC 陶瓷复合材料制成, 材料相关参数如表 1 所示。

表 1 SiC/SiC 材料参数表^[25]

参数	数值
弹性模量取值范围 E/GPa	400~455
泊松比 ν	0.2
基体密度 $\rho/(\text{g/cm}^3)$	3.21
基体强度 σ/MPa	655
使用温度 $T/^\circ\text{C}$	<2 700

本文计算所用主要几何和力学特性参数如表 2 所示^[1]。

表 2 栅板密封计算用部分参数

参数	数值
桥接元件长度 l_e/mm	96
桥接元件宽度 b_e/mm	12
桥接元件厚度 h_e/mm	1.5
栅板长度 l_w/mm	20
栅板宽度 b_w/mm	12
栅板厚度 h_w/mm	3
弹簧刚度 $k/(\text{N/m})$	10 000
弹簧预紧量 x_0/mm	3

如图 2 所示, 侧壁有 3 种特征形状, 斜率非负(I 区域, 或对称位置的斜率非正区域)、斜率由正而负(II 区域)和斜率由负而正(III 区域)。此部分将分析在不同侧壁形状下桥接元件的随动位移, 即求解桥接元件形状方程。

在 I、II 和 III 区域上各取若干点, 如图 2 所示, 使用最小二乘法求得回归曲线方程, 拟合为二次曲线时, 三个区域的拟合优度 R^2 分别为

0.999 5、0.996 和 0.994 1。为简化模型, 可将侧壁简化为二次曲线。

对于 I 区域侧壁, 简化为二次曲线, 其方程为

$$y_1(x) = -\frac{1}{4\,608}x^2 + \frac{1}{24}x + 20 \quad (5)$$

则桥接元件上下界方程为

$$g_{11}(x) = -\frac{1}{4\,608}x^2 + \frac{11}{256}x - \frac{65}{512} \quad (6)$$

$$g_{12}(x) = \frac{11}{512}x - \frac{33}{512} \quad (7)$$

首先假设桥接元件处于下界状态, 视为简支梁, 通过材料力学方法可计算变形, 将刚体位移和变形位移叠加得到桥接元件方程, 如图 5 为不同弹性模量下的桥接元件形状曲线。

图 5 斜率非负侧壁下桥接元件形状曲线

此情况下, 桥接元件形状方程与上界接近, 当弹性模量较小时甚至超过上界, 代表桥接元件对侧壁随动特性较好。

对于 II 区域侧壁, 其简化方程为

$$y_2(x) = -\frac{1}{2\,304}x^2 + \frac{1}{24}x + 20 \quad (8)$$

其上下界方程为

$$g_{21}(x) = -\frac{1}{2\,304}x^2 + \frac{1}{24}x - \frac{31}{256} \quad (9)$$

$$g_{22}(x) = 0 \quad (10)$$

同理可得桥接元件形状, 如图 6 所示。

图 6 斜率由正而负侧壁下桥接元件形状曲线

对于III区域侧壁,其简化方程为

$$y_3(x) = \frac{1}{2304}x^2 - \frac{1}{24}x + 21 \quad (11)$$

其上下界方程为

$$g_{31}(x) = \frac{1}{2304}x^2 - \frac{1}{24}x + \frac{255}{256} \quad (12)$$

$$g_{32}(x) = 0 \quad (13)$$

同理可得桥接元件形状,如图7所示。

图7 斜率由负而正侧壁下桥接元件形状曲线

可见斜率由正而负或由负而正侧壁下,桥接元件形状方程总与上界方程间存在明显差值,随动位移不足。

综上,桥接元件的刚体运动位移和变形位移均不可忽略,叠加总位移近似于二次曲线。

2.2 压差分析

由第2.1节分析可知,产生随动位移后的桥接元件往往无法达到上界位置,则桥接元件和侧壁间距将大于栅板长度,即栅板在y方向存在自由度,这将使栅板处于不稳定状态,无法提供稳定密封。而栅板位置可能受栅板前后压差的影响,因此需要对此压差进行分析。

NASA 研究发现栅板密封存在“自密封”效应^[26],如图8a所示,初始29.670 s时,令栅板和侧壁间存在间隙。在流道和控制面背后,即图3中z轴方向上存在0.6 MPa压差时,y轴方向上,栅板后方(桥接元件端)压强将大于栅板前方(侧壁端)压强。31.440 s时,压差将栅板推至与侧壁接触,如图8b所示。即栅板可不完全借助弹性元件,在压差作用下追随侧壁变形。

实际上,栅板密封存在两条泄漏通道,如图9所示。栅板顶部和侧壁间隙为主泄漏通道,栅板和控制面凹槽间为次泄漏通道。

(a) 29.670 s 状态

(b) 31.440s 状态

图8 “自密封”效应过程图

图9 泄漏通道示意图

如图10所示,在主泄漏通道中,流道(高压区)和控制面后方(低压区)之间形成从高到低的压力分布;次泄漏通道中,栅板后方与流道相通而全部充满高压。由于压差影响,栅板具有向y与-z方向压紧的趋势,即为“自密封”效应的原理。

图10 “自密封”效应原理图

2.3 摩擦分析

栅板在追随侧壁变形的过程中会产生相对滑动进而摩擦耗能, 系统随动所需驱动能由弹簧释放弹性势能和压差做功提供, 摩擦耗能和驱动能的大小关系将影响栅板随动位移。为确定栅板坐标, 还需分析摩擦耗能的大小。

此部分计算所用主要数据如表 3 所示。

表 3 摩擦分析计算用部分参数

参数	数值
弹簧最终压缩量 x_1/mm	2.059
弹簧最终压缩量 x_2/mm	1.406
弹簧最终压缩量 x_3/mm	1.083
栅板前后压强差 $\Delta p/\text{MPa}$	0.35
栅板端面面积 A/mm^2	36
桥接元件最大倾角 $\theta_{\max}/(^{\circ})$	2.385 9
栅板间最大相对滑动距离 $\Delta y_{\max}/\text{mm}$	0.123
栅板间滑动摩擦因数 μ	1
栅板数量 n	32

以 I 区域侧壁下 $E=455 \text{ GPa}$ 的桥接元件位移数据确定弹簧变形量, 计算弹性势能为

$$E_t = \frac{1}{2} k \left[(x_0^2 - x_1^2) + (x_0^2 - x_2^2) + (x_0^2 - x_3^2) \right] =$$

$$\frac{1}{2} \times 10\,000 \times \left[(3^2 - 2.059^2) + (3^2 - 1.406^2) + (3^2 - 1.083^2) \right] \times$$

$$10^{-6} = 98.054 \text{ mJ} \quad (14)$$

式中, x_1 、 x_2 、 x_3 为根据式(5)计算的各弹簧最终压缩量, 见表 3。 k 为弹簧刚度、 x_0 为弹簧预紧量, 见表 2。

当所有 $n=32$ 块栅板全部运动至上界时, 压差做功为

$$W_y = \Delta p A \sum_{i=1}^{n-1} y_i =$$

$$= 0.35 \times 10^6 \times 36 \times 10^{-6} \times 39.658 \, 2 \times 10^{-3} = 499.693 \text{ mJ} \quad (15)$$

设弹簧最大总预紧力 $F=4kx_0$ 被均匀分配到 $n=32$ 块栅板, 为保守计算, 桥接元件各位置斜率倾角 θ 、栅板间相对滑动距离 y 和滑动摩擦因数 μ 均取最大值, 则栅板间摩擦功

$$W_f = \sum_{i=1}^{n-1} i \frac{F}{n} \cos \theta_{\max} \sin \theta_{\max} \Delta y_{\max} \mu =$$

$$\frac{n-1}{4} F \Delta y_{\max} \sin 2\theta_{\max} \mu =$$

$$\frac{32-1}{4} \times 120 \times 0.123 \times 10^{-3} \times \sin 4.7718^{\circ} \times 1 =$$

$$9.516 \text{ mJ} \quad (16)$$

计算结果表明, 摩擦功只占弹簧与压差做功的

1.59%, 说明驱动能在克服摩擦做功后, 仍能保留绝大部分动能, 使栅板可运动至与侧壁接触。摩擦的影响可以忽略。

3 物理模型

3.1 假设条件

根据前述分析, 为简化栅板追随壁面变形能力的分析, 提出以下假设。

(1) 弹性体假设: 由第 2.1 节, 假设桥接元件的变形为弹性变形, 桥接元件视为弹性体。

(2) 无回弹假设: 由第 2.2 节, 假设所有栅板均与侧壁接触, 且碰撞时全部能量转化为内能, 在压差作用下不发生回弹。

(3) 无摩擦假设: 由第 2.3 节, 假设栅板间摩擦可忽略不计, 各表面视为光滑。

(4) 无偏斜假设: 假设弹簧只沿 y 方向伸缩, 不会绕 x 、 z 轴弯曲, 使得桥接元件受力点的 x 轴坐标不变。

(5) 初始态假设: 假设初始状态侧壁为平面, 桥接元件与侧壁平行, 栅板整齐排列其中。

3.2 物理与数学模型

基于上述假设, 取图 3 原点处的弹簧、8 块栅板以及对应的侧壁和桥接元件作为一个单元, 阐明栅板密封的物理模型, 如图 11 所示。各栅板均与侧壁接触。但由于侧壁变形, 栅板顶部和侧壁间存在近似三角形的间隙, 栅板和侧壁间为线接触。在栅板后方, 由第 2.1 节可知, 桥接元件的位移在弹性模量较大的情况下不能达到和侧壁位移近似相等, 两者位移差大于栅板长度, 栅板后方也存在间隙。

图 11 栅板密封物理模型

栅板顶部中点和侧壁距离近似代表栅板顶部间隙的平均值, 记为泄漏间隙 $\delta(x)$

$$\delta(x) = y(x) - h_1(x) \quad (17)$$

栅板底部端点和桥接元件间的距离代表栅板可

以浮动的范围, 记为悬浮间隙 $\varepsilon(x)$

$$\varepsilon(x) = h_2(x) - g(x) \quad (18)$$

4 分析与讨论

4.1 泄漏间隙

栅板顶部可看作以若干离散的柱状条来逼近连续曲线, 以 Δx 代表栅板厚度, 泄漏间隙 $\delta(x)$ 即为侧壁方程上相距 $\frac{\Delta x}{2}$ 的两点值之差。当侧壁斜率 $y'(x) > 0$ 时, 泄漏间隙 $\delta(x)$ 的计算公式为

$$\delta(x) = y(x) - y\left(x - \frac{\Delta x}{2}\right) \quad (19)$$

若通过近似微分

$$y(x) = y\left(x - \frac{\Delta x}{2}\right) + y'\left(x - \frac{\Delta x}{2}\right) \frac{\Delta x}{2} \quad (20)$$

并且将横坐标表示为栅板厚度的整数倍

$$x = i\Delta x \quad (21)$$

则对于二次曲线型侧壁有

$$\delta(x)_+ = \frac{2i-1}{2} a(\Delta x)^2 + \frac{b}{2} \Delta x \quad (22)$$

同理可得侧壁斜率 $y'(x) \leq 0$ 时, 泄漏间隙 $\delta(x)$ 的大小和分布计算公式为

$$\delta(x)_- = -\delta(x)_+ \quad (23)$$

并且存在泄漏间隙最小值

$$\delta(x) \geq \frac{1}{2} |a| (\Delta x)^2 \quad (24)$$

式中, a 为侧壁曲线固有属性, 其绝对值 $|a|$ 越小, 侧壁越平缓, 则泄漏间隙越小; 减小栅板厚度 Δx , 也可减小泄漏间隙。

对于斜率非负侧壁, 由式(19), 可以计算泄漏间隙大小和分布

$$\delta(x) = -\frac{1}{1536} x + \frac{129}{2048} \quad (25)$$

计算结果如图 12 所示。

图 12 斜率非负侧壁泄漏间隙分布图

可见在斜率非负段(I 区域), 泄漏间隙呈线性分布。同理可知在斜率非正段, 泄漏间隙呈正斜率线性分布。在上凸或下凹段, 泄漏间隙呈两段线性分布。计算得到最小泄漏间隙仅为 $1.46 \mu\text{m}$, 但最大间隙达 $62 \mu\text{m}$, 若栅板厚度能达到 2 mm , 则最大间隙将降低至 $41 \mu\text{m}$; 若栅板厚度达到 1.5 mm , 则最大间隙降低至 $31 \mu\text{m}$, 可见减小栅板厚度是减小泄漏间隙的主要途径。

4.2 桥接元件材料及结构特性对悬浮间隙的影响

当侧壁斜率 $y'(x) > 0$ 时, 悬浮间隙 $\varepsilon(x)$ 的计算公式为

$$\varepsilon(x) = y(x - \Delta x) - g(x) - h \quad (26)$$

由式(26), 可以计算斜率非负侧壁下悬浮间隙大小和分布, 如图 13 所示。

图 13 斜率非负侧壁(I区域)悬浮间隙分布图

将桥接元件变形后的形状拟合为二次曲线, 则上界与桥接元件方程之差, 即悬浮间隙, 仍为二次曲线分布, 且随着桥接元件弹性模量增大而增大。对于 SiC/SiC 陶瓷复合材料, 其范围约为 $10 \sim 30 \mu\text{m}$ 。假设悬浮间隙出现负值时, 负值部分视为和上界平行, 则其他部分亦由边界条件约束而与上界平行, 故视为桥接元件与上界完全平行, 悬浮间隙消除。

同理, 可计算斜率由正而负侧壁(II区域)下的悬浮间隙大小和分布, 如图 14 所示。

图 14 斜率由正而负侧壁(II区域)悬浮间隙分布图

可见对于 SiC/SiC 陶瓷复合材料, 在材料弹性模量范围内悬浮间隙始终大于零, 范围约为 0~0.4 mm, 即栅板在 y 方向上有最大 0.4 mm 的移动空间, 会造成泄漏间隙增大。

同理, 可计算斜率由负而正侧壁(III区域)下的悬浮间隙大小和分布, 如图 15 所示。

图 15 斜率由负而正侧壁(III区域)悬浮间隙分布图

可见对于 SiC/SiC 陶瓷复合材料, 在所取范围内悬浮间隙始终大于零, 范围约为 0~0.5 mm。

根据上述分析, 可知减小桥接元件弹性模量 E 有利于改善其追随效果。对于斜率非负侧壁(I区域), 当弹性模量减小至 425 GPa 时即出现负值, 可认为与侧壁完全平行。但对于斜率由正而负(II区域)和由负而正侧壁(III区域), 悬浮间隙最大可达 0.4 mm 以上, 且随弹性模量下降不明显。由材料力学知识可知, 减小截面惯性矩也可增大桥接元件随动位移。若将栅板厚度由 1.5 mm 减至 1 mm, 则 I 由 $3.375 \times 10^{-12} \text{ m}^4$ 减至 $1 \times 10^{-12} \text{ m}^4$, 其悬浮间隙如图 16 所示。

图 16 $I=1 \times 10^{-12} \text{ m}^4$ 时悬浮间隙分布图

此时悬浮间隙基本均为负值, 可视为桥接元件与侧壁完全平行。可见通过减小桥接元件厚度, 可显著提升追随效果。但桥接元件减薄在材料工艺上难以实现, 且会造成强度、韧性下降, 所以在斜率有正负变化的侧壁处可采用分段桥接元件设计, 使其成为多段斜率非负和非正侧壁下的桥接元件, 再通过降低弹性模量更容易提升随动效果。

4.3 弹簧刚度对悬浮间隙的影响

由于弹簧安装空间和自身结构影响, 可通过调整材料参数来改变弹簧刚度, 进而改变预紧力。以斜率非负侧壁为例, 分析弹簧刚度 k 对悬浮间隙的影响, 悬浮间隙分布如图 17 所示。

图 17 不同预紧力下悬浮间隙分布图

可见当刚度为 10 000 N/m 时, 模量为 455 GPa 的桥接元件已接近上界, 即悬浮间隙已接近消失; 当刚度 12 000 N/m 时, 悬浮间隙为负值, 因此可视为桥接元件与侧壁完全平行, 栅板与桥接元件和侧壁均压紧, 悬浮间隙为 0。

悬浮间隙的最大值随弹簧刚度的变化如图 18 所示, 可见最大悬浮间隙随弹簧刚度增加线性减小。

图 18 不同弹簧刚度最大悬浮间隙变化图

由于栅板密封使用温度在 1 200 ℃ 以上, 高温密封中常用的高温合金弹簧将发生蠕变而刚度下降, 悬浮间隙将随弹簧刚度的下降而显著增大, 因此开发以 SiC/SiC、C/SiC 陶瓷复合材料为代表的抗软化超高温弹簧材料和制备工艺是栅板密封

的关键技术。

4.4 弹簧数量对悬浮间隙的影响

除改变各弹簧刚度外,也可以通过增加弹簧数量来增大预紧力以减小悬浮间隙,以斜率由正而负侧壁为例,分析弹簧数量对悬浮间隙的影响,悬浮间隙随弹簧数量的变化如图 19 所示。

图 19 不同弹簧数量斜率由正而负侧壁悬浮间隙分布图

可见随着弹簧数量的增加,悬浮间隙显著下降,当弹簧数量达到 6 根时,模量 455 GPa 的桥接元件也已和侧壁近似平行。

悬浮间隙的最大值随弹簧数量的变化如图 20 所示,可见最大悬浮间隙随弹簧数量增加线性减小。

图 20 不同弹簧数量下最大悬浮间隙变化图

在空间条件允许的情况下,适当增加弹簧数量可改善追随效果。

5 结论

(1) 通过分析主要假设条件的合理性,给出了栅板密封物理和数学模型,指出存在泄漏间隙和悬浮间隙。

(2) 给出了泄漏间隙和悬浮间隙的计算方法并得出了两种间隙的大小和分布,为后续栅板密封的流固热耦合研究提供初步的几何边界条件。

(3) 分析了栅板厚度对泄漏间隙的影响,指出随着栅板厚度的减小,泄漏间隙单调减小。

(4) 分析了桥接元件材料和结构、弹簧刚度和数量对悬浮间隙的影响,指出减小桥接元件弹性模

量和截面惯性矩可减小悬浮间隙,增加弹簧刚度和数量也可减小悬浮间隙,且悬浮间隙随弹簧刚度或数量的增加线性减小。

参 考 文 献

- [1] 姜鹏,匡宇,谢小平,等. 国外高超声速飞行器研究现状及发展趋势[J]. 飞航导弹, 2018(7): 19-24.
JIANG Peng, KUANG Yu, XIE Xiaoping, et al. Research status and development trend of hypersonic vehicle abroad[J]. Aerodynamic Missile Journal, 2018 (7): 19-24.
- [2] 廖龙文,曾鹏,陈军燕,等. 高超声速飞行器发展困境分析[J]. 飞航导弹, 2019(12): 22-27.
LIAO Longwen, ZENG Peng, CHEN Junyan, et al. Analysis of development dilemma of hypersonic vehicle[J]. Aerodynamic Missile Journal, 2019(12): 22-27.
- [3] 刘晓伟,李永洲,张蒙正,等. RBCC 进气道双流道变几何方案研究[J]. 航空动力学报, 2016, 31(11): 2659-2664.
LIU Xiaowei, LI Yongzhou, ZHANG Mengzheng, et al. Investigation of variable geometry RBCC inlet with double passage[J]. Journal of Aerospace Power, 2016, 31(11): 2659-2664.
- [4] 郭荣荣,金志光,李猛,等. 二元外并联 RBCC 进气道变几何方案研究[J]. 推进技术, 2017, 38(3): 481-488.
GUO Rongrong, JIN Zhiguang, LI Meng, et al. Investigation of a 2D variable geometry over/under type inlet for RBCC[J]. Journal of Propulsion Technology, 2017, 38(3): 481-488.
- [5] PATRICK H D, BRUCE S, JEFFREY J D. Further investigations of hypersonic engine seals[R]. NASA/TM—2004-213188, AIAA-2004-3887, August 2004.
- [6] JEFFREY J D, PATRICK H D, BRUCE M, et al. An evaluation of high temperature airframe seals for advanced hypersonic vehicles[R]. NASA/TM—2007-215043, AIAA-2007-5743, October 2007.
- [7] BRUCE M S. Evaluation of an innovative high temperature ceramic wafer seal for hypersonic engine applications[R]. NASA Technical Memorandum 105556, February, 1992.
- [8] JEFFREY H M, BRUCE M S, PAUL J, et al. Hot dynamic test rig for measuring hypersonic engine seal flow and durability[R]. NASA Technical Memorandum

- 106507, February 1994.
- [9] DUNLAP P H, DEMANGE J J, STEINETZ B M. Performance evaluations of ceramic wafer seals[R]. NASA/TM-2006-214416, AIAA-2006-4934, November 2006.
- [10] PATRICK H D, JEFFREY J DeMange, BRUCE S. Design study of wafer seals for future hypersonic vehicles[R]. NASA/TM-2005-213858, AIAA-2005-4153, October 2005.
- [11] 彭祖军. 高温动密封结构设计与分析[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2011.
- PENG Zujun. Structure design and analysis of high temperature dynamic seal[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2011.
- [12] 张婕, 蒋军亮, 任青梅, 等. 美国高温密封试验技术研究[J]. 液压气动与密封, 2015, 35(10): 7-9.
- ZHANG Jie, JIANG Junliang, REN Qingmei, et al. The review of test technology for the american high temperature structural seals[J]. Hydraulics Pneumatics & Seals, 2015, 35(10): 7-9.
- [13] 薛俊川. 高超声速飞行器陶瓷栅板式密封设计研究[J]. 飞机设计, 2016, 36(2): 48-52.
- XUE Junchuan. Research of ceramic wafer seals for hypersonic vehicles[J]. Aircraft Design, 2016, 36(2): 48-52.
- [14] 王立研, 王菁华, 杨炳尉. 高超声速飞行器控制面动密封技术[J]. 宇航材料工艺, 2016, 46(3): 1-6.
- WANG Liyan, WANG Jinghua, YANG Bingwei. Dynamic seal technology for control surface of hypersonic vehicles[J]. Aerospace Materials & Technology, 2016, 46(3): 1-6.
- [15] 李凡, 王树浩, 陈江涛, 等. 飞行器典型热密封结构[J]. 宇航材料工艺, 2013, 43(1): 20-25.
- LI Fan, WANG Shuhao, CHEN Jiangtao, et al. Typical high-temperature seal structure of reusable and hypersonic vehicles[J]. Aerospace Materials & Technology, 2013, 43(1): 20-25.
- [16] 张立同, 成来飞, 徐永东. 新型碳化硅陶瓷基复合材料的研究进展[J]. 航空制造技术, 2003(1): 24-32.
- ZHANG Litong, CHENG Laifei, XU Yongdong. Progress in research work of new CMC-SiC[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2003 (1): 24-32.
- [17] 金华, 孟松鹤, 解维华, 等. 超高温陶瓷复合材料抗热冲击性能影响因素的实验研究[J]. 固体火箭技术, 2013, 36(2): 255-260.
- JIN Hua, MENG Songhe, XIE Weihua, et al. Experimental study on the influence factors of thermal shock resistance of ultra-high temperature ceramic composite materials[J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2013, 36(2): 255-260.
- [18] 周印佳, 孟松鹤, 解维华, 等. 高温氧化对超高温陶瓷材料耦合传热的影响[J]. 复合材料学报, 2016, 33(5): 1079-1085.
- ZHOU Yinjia, MENG Songhe, XIE Weihua, et al. Effects of oxidation on coupled heat transfer of ultra-high temperature ceramic materials at high temperature[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(5): 1079-1086.
- [19] 曹建国, 张勤俭. 碳化硅陶瓷超声振动辅助磨削材料去除特性研究[J]. 机械工程学报, 2019, 55(13): 205-211.
- CAO Jianguo, ZHANG Qinjian. Material removal behavior in ultrasonic assisted grinding of SiC ceramics[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(13): 205-211.
- [20] 王欢. 快速成型 SiC 陶瓷基复合材料及其性能研究[D]. 西安: 西安理工大学, 2019.
- WANG Huang. Research on rapid prototyping SiC ceramic matrix composites and their properties[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2019.
- [21] 吴重军, 李蓓智. 碳化硅磨削微观损伤机理及其高性能磨削技术研究[J]. 机械工程学报, 2019, 55(6): 232.
- WU Chongjun, LI Beizhi. Research on micro-damage mechanism in grinding of silicon carbide and its high performance grinding technology[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(6): 232.
- [22] 刘洋. SiC/SiC 陶瓷复合材料损伤失效机理研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2019.
- LIU Yang. Study on damage failure mechanism of SiC/SiC ceramic matrix composites[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2019.
- [23] 王昊辰. 几何可调超声速燃烧室热环境及热结构研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2017.
- WANG Haochen. The study on the thermal environmental and thermal structure of ramjet variable geometry combustor[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2017.
- [24] 王利和. 固体燃料超燃冲压发动机燃烧室工作过程理论与实验研究[D]. 北京: 北京理工大学, 2014.
- WANG Lihe. Theoretical and experimental study on the working process of the solid fuel scramjet combustor[D].

Beijing: Beijing Institute of Technology, 2014.

- [25] 成来飞, 殷小玮, 张立同. 复合材料原理[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2016.

CHENG Laifei, YIN Xiaowei, ZHANG Litong. Principle of composite materials[M]. Xi'an : Northwestern Polytechnical University Press, 2016.

- [26] BRUCE M S. Seal technology for hypersonic vehicle and propulsion systems: An overview[R]. Short Course on

Hypersonics Structures and Materials, February 26-28, 2008, National Institute of Aerospace, Hampton, VA.

作者简介: 李鸿举, 男, 1995 年出生, 博士研究生。主要研究方向为流体密封技术。

E-mail: hj-li18@mails.tsinghua.edu.cn

刘莹(通信作者), 女, 1965 年出生, 博士, 副教授/特别研究员, 博士研究生导师。主要研究方向为机械设计及理论、流体密封技术。

E-mail: liuying@mail.tsinghua.edu.cn