

文章编号: 1000-8055(2009)12-2828-06

圆喷嘴气动谐振性能研究

俞南嘉, 蔡国飙, 张国舟

(北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100191)

摘 要: 对不同尺寸的圆喷嘴的自由射流尾迹的流场结构进行了分析, 得到了激波位置随喷嘴直径以及喷嘴入口压力与环境压力之比的变化关系. 其与圆柱形谐振管以及锥柱形谐振管组成的喷嘴-谐振管系统的数值模拟结果表明: 喷嘴-谐振管系统能够产生强烈谐振的条件是谐振管入口的位置处于喷嘴自由射流流场的膨胀波区域内, 若处于激波区内则无法产生谐振, 与试验结果相吻合. 通过对不同直径的喷嘴的谐振性能的比较, 得到了最佳的喷嘴与谐振管的匹配.

关 键 词: 气动谐振; 谐振管; 喷嘴; 数值模拟

中图分类号: V434

文献标识码: A

Gas dynamic resonance performance of circle injector

YU Nanjia, CAI Guo-biao, ZHANG Guo-zhou

(School of Aerospace,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: By means of analysis of the trailing flow field structure of different circle injectors, the relationship between the position of shock wave specific to injector diameter, and the pressure of inlet flow/pressure of environment was determined. From numerical simulation of circle injector with cylinder resonance tube and cone resonance tube, it is concluded that the necessary condition the intense resonance can occur within resonance tube lies in the position of resonance tube's entrance in the expand wave field; and if the position is in shock wave field, the resonance can not occur within resonance tube. Now the region where resonance occurs can be gained from free jet flow field by means of numerical simulation. The best matching between injector and resonance tube was obtained by analyzing the resonance heating performance variation with different diameter injectors.

Key words: gas dynamic resonance; resonance tube; injector; numerical simulation

气动谐振点火是基于谐振管热效应的一种新型点火方式^[1]. 通过建立特定的气动谐振条件, 使气动谐振管的管内、外流动耦合形成管口的自激振荡界面, 依靠管外来流的能量维持, 气动谐振管内将产生周期性的高频($> 3\,000\text{Hz}$)激波振荡. 当该频率接近谐振管的固有自激振荡频率时, 谐振管端面的压力和温度振幅显著加大, 在谐振管端部圆柱段, 通过不可逆的熵增过程, 压缩气体能量不可逆的转化为热量, 产生超过管内气流滞止温

度数倍的谐振管端部温升, 这就是气动谐振管的热效应. 气动谐振加热现象涉及到一系列复杂的流动过程, 完整的气动谐振加热过程是喷嘴射流与谐振管内流动相互耦合作用而形成的复杂的非定常流动过程, 只能借助于计算流体动力学的理论和方法才能获得详细的流场特征^[2-4].

在之前进行的针对气动谐振加热性能的研究主要采用试验的方法^[5], 通过气动谐振加热试验获得了一些初步的规律, 并基于气动谐振加热热

收稿日期: 2008-11-22; 修订日期: 2009-05-19

作者简介: 俞南嘉(1974-), 男, 浙江镇海人, 副教授, 博士, 主要从事航空宇航推进理论与工程方面的研究.

验设计了气动谐振点火器. 但是由于影响气动谐振加热性能的参数比较多, 包括谐振管的形状以及尺寸, 喷嘴与谐振管的尺寸匹配, 喷嘴与谐振管之间的间距, 喷嘴与谐振管连接腔排气孔面积, 谐振气体的压力等参数, 这些影响因素都会对谐振性能产生影响, 而且这些影响因素之间还会相互耦合, 因此无法完全通过实验手段获得完整的气动谐振加热规律, 因此需要对喷嘴-谐振管系统的谐振加热性能进行数值模拟研究, 以期获得比较完整的气动谐振加热规律. 在已经开展的数值模拟研究中, 仅对不同谐振管的形状对气动谐振加热效应的影响进行了研究^[6], 而其它参数的影响并未开展. 本文的研究工作是在此基础上, 主要研究喷嘴直径与谐振管入口直径之比, 喷嘴与谐振管之间的间距以及喷嘴入口总压与环境压力的比值对气动谐振加热性能的影响, 由于文章中的模型采用了二维轴对称结构, 未考虑喷嘴与谐振管之间的连接腔体以及排气孔, 因此希望通过研究喷嘴入口总压与环境压力的比值来研究压力对气动谐振加热性能的影响.

文中采用二阶 NND (non oscillatory and non free parameter dissipation difference scheme, 简称无波动、无自由参数的耗散的差分格式)^[7-8] 对 Navier-Stokes (N-S) 方程求解, 研究喷嘴入口总压, 喷嘴-谐振管间距等对谐振加热性能的影响. 对二维轴对称圆喷嘴-谐振管系统的气动谐振机理进行数值模拟是为了揭示气动谐振过程中复杂的流场特征和流场结构、谐振加热规律和产生强烈热效应的谐振条件, 在二维数值模拟的基础上可以进一步开展三维的数值模拟研究. 以及传热的研究, 希望通过数值模拟认识各参数对气动谐振加热的影响规律, 也可以为气动谐振加热基础试验研究提供理论基础.

1 数值模拟方法

1.1 基本方程

考虑到气动谐振加热现象与激波振荡加热作用及黏性附面层的耗散作用两方面因素有关, 而气动谐振加热装置的大多数结构形式均是轴对称结构, 因此数值模拟研究中采用轴对称的雷诺平均 N-S 方程组. 非定常流动问题中, 激波的强度和位置是随着时间变化的, 这就要求控制方程能准确地描绘间断面的物理特性, 由于非守恒型方程在求解间断面时会带来较大的误差, 因此在求解非定常问题时一般采用守恒型的控制方程. 对

于不考虑质量力和热辐射以及化学反应的绝热体系, 柱坐标形式轴对称可压缩气体的雷诺平均 N-S 方程组的守恒型矢量形式可表示为

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{G}}{\partial r} = \mathbf{H} + \frac{\partial \mathbf{F}_v}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{G}_v}{\partial r}$$

1.2 差分格式

N-S 方程由对流项和黏性项两部分组成, 前者反映流动过程的对流特性, 后者反映流动过程的耗散特性. 目前在可压缩流的数值模拟中, 应用最广而且富有成功经验的数值方法仍然是有限差分法. 对于黏性项多采用常规的二阶精度中心差分格式离散. 对于对流项, 近年来发展了各种高精度高分辨率的差分格式. 本文采用 NND 格式对流项进行离散, 显式时间步进法求解.

在任意曲线坐标系下, 对 N-S 方程的 NND 格式离散形式如下^[7]:

$$\frac{\tilde{U}_{i,j}^{n+1} - \tilde{U}_{i,j}^n}{\Delta \tau} + \frac{1}{\Delta \xi} (\hat{F}_{i+\frac{1}{2},j}^{(\xi)} - F_{i-\frac{1}{2},j}^{(\xi)}) + \frac{1}{\Delta \eta} (\hat{G}_{i,j+\frac{1}{2}}^{(\eta)} - G_{i,j-\frac{1}{2}}^{(\eta)}) = \tilde{H} + \delta_\xi \tilde{F}_v + \delta_\eta \tilde{G}_v$$

式中 δ_ξ 和 δ_η 是中心差分算子, $\hat{F}_{i\pm\frac{1}{2},j}^{(\xi)}$ 和 $\hat{G}_{i,j\pm\frac{1}{2}}^{(\eta)}$ 分别表示 ξ 和 η 方向的 NND 通量表达式.

1.3 初边值条件

1.3.1 初场

气动谐振加热过程是复杂的周期性的非定常气动过程, 为了能反映谐振过程的时间历程, 提高数值模拟的时间准确性, 本文以喷嘴-谐振管系统谐振开始时流场的初始状态作为计算的初场.

1.3.2 边界条件

计算中所用的边界条件如下:

1) 喷嘴进口边界

喷嘴进口处气流是亚声速的, 根据特征线理论, 应指定 3 个参数. 计算中指定入口气流的总温 T_0 、总压 p_0 和来流方向, 认为气流平行轴向进入, $v = 0$; 轴向速度 u 采用一阶外推, 即 $\frac{\partial}{\partial \xi} = 0$; 其他参数由气动关系式求出.

$$u_{1,j} = u_{2,j}, \quad T_{1,j} = T_0 - \frac{\gamma - 1}{2} \frac{1}{\gamma R} u_{1,j}^2,$$

$$p_{1,j} = p_0 \left(\frac{T_{1,j}}{T_0} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}}, \quad \rho_{1,j} = \frac{p_{1,j}}{RT_{1,j}}.$$

2) 外流进/出口边界

由于谐振过程的复杂性, 外部边界既可能是亚声速进口边界, 也可能是亚声速或超声速出口

边界: 对于亚声速入流, 给定 3 个参数, 环境压力、温度、入流方向, 另一速度一阶外推; 亚声速出流, 给定环境压力, 其余参数外推; 超声速出流时, 所有参数均外推。

3) 轴对称边界

在轴对称边界上没有通量传递, 径向速度为零, 其它 3 个边界参量在亚声速区由一阶外推给出, 在超声速区根据二阶泰勒展开外推得到。

4) 固体壁面边界

由于考虑流场的黏性, 壁面边界为无滑移无穿透边界条件, 并假定壁面是绝热壁面, 具体给定为

$$u_w = v_w = 0, \left[\frac{\partial T}{\partial n} \right]_w = 0, \left[\frac{\partial p}{\partial n} \right]_w = 0$$

其中 n 表示壁面的法线方向, 下标 w 表示壁面, 温度和压力梯度用一阶差分离散计算。

2 圆喷嘴模型

进行数值模拟采用的圆喷嘴-谐振管系统模型如图 1 所示, 与试验中的圆喷嘴-谐振管系统的主要差别在于, 试验中的喷嘴与谐振管之间有连接腔体, 通过几个排气孔将来流气体排出, 而在数值模拟中采用的系统模型中喷嘴与谐振管之间是没有连接腔的, 因此在数值模拟中研究喷嘴入口压力/环境压力之比对谐振加热性能的影响。

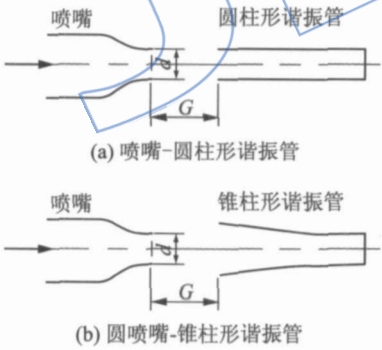


图 1 圆喷嘴-谐振管系统模型

Fig. 1 System model of circle injector resonance tube

喷嘴直径分别取为 d_1, d_2, d_3 和 d_4 . 其中令 d_3 为参考喷嘴直径, 则有 $d_1/d_3 = 0.8, d_2/d_3 = 0.9$ 和 $d_4/d_3 = 1.1$. 谐振管分别为圆柱形谐振管和锥柱形谐振管, 基本参数为圆柱形谐振管入口直径/参考喷嘴直径为 1, 谐振管长径比为 7; 锥柱形谐振管的入口直径/参考喷嘴直径为 1.4, 长度与圆柱形谐振管相同, 谐振管厚度均为 1 mm. 无

量纲间距(即喷嘴与谐振管之间的间距/参考喷嘴直径)的变化范围为 $G/d_3 = 1 \sim 5$, 谐振气体为空气, 来流总压与总温分别用 p_0 和 T_0 表示, 环境压力用 p_b 表示, 计算中环境压力取为 101 325 Pa.

在数值模拟过程中, 对于不同直径的圆喷嘴-谐振管系统进行数值模拟的目的是研究不同喷嘴直径对谐振加热性能的影响, 以及其它影响参数如喷嘴入口压力、喷嘴与谐振管之间的间距等与喷嘴直径之间的耦合关系。

3 不同直径圆喷嘴自由射流比较

由于气动谐振加热过程是利用欠膨胀喷流激励而成, 因此首先要了解声速喷嘴欠膨胀流场的特征. 对 4 种不同直径的圆喷嘴计算了喷嘴入口压力/环境压力为 4~20 的自由射流流场, 其马赫数分布计算结果如图 2 所示。

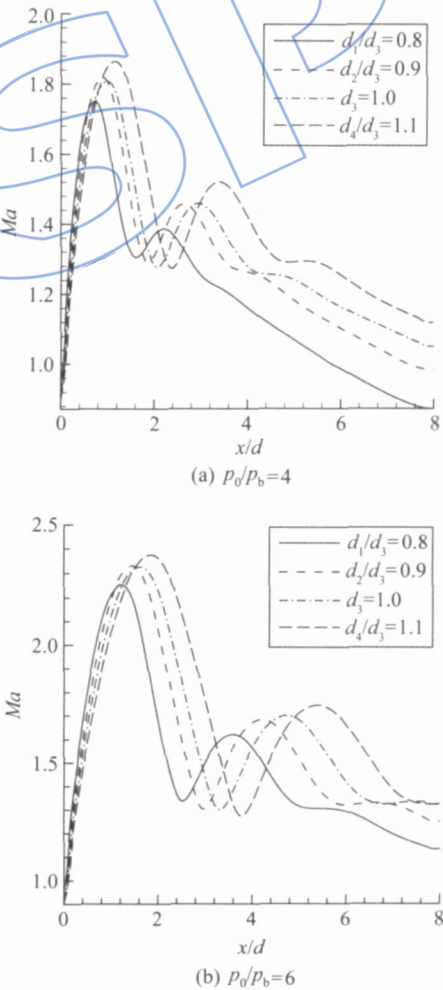


图 2 不同喷嘴直径在不同压比下自由射流的比较

Fig. 2 Compare of free jet with different injectors in different pressures

从图 2 中可以看出, 随着喷嘴直径的增大, 射流中的激波单元离喷嘴的距离会随之增加, 激波强度也逐渐加强. 当喷嘴直径为 d_2 和 d_3 时, 虽然激波单元与喷嘴的距离不同, 但激波的强度基本相同. 随着压比 p_0/p_b 的增加, 射流中激波单元离喷嘴的距离也越来越远, 而根据谐振管发生强烈谐振的条件, 也可以推论出, 随着压比的增加产生谐振的喷嘴-谐振管之间的间距也逐渐加大.

根据图中喷嘴直径为 d_2 和 d_3 两种情况下的激波强度相近, 而且喷嘴直径为 d_2 时其激波单元的位置与喷嘴的距离小于直径为 d_3 的喷嘴, 而由于在相同压比下其所需气体流量小, 因而具有更好的性能.

4 不同直径圆喷嘴谐振加热性能

在对不同直径的喷嘴进行自由射流的数值模拟的基础上, 选择喷嘴直径分别为 d_1 和 d_3 两种喷嘴进行喷嘴-谐振管系统的数值模拟, 以期获得对气动谐振加热基础试验以及点火器的工程设计有益的结论. 计算过程中对谐振管分别采用了圆柱形谐振管和锥柱形谐振管, 这是为了了解这两种谐振管除了在最高谐振加热温度方面有差异外, 在其它谐振性能方面的差别. 计算过程中喷嘴入口压力与环境压力之比的变化范围为 2~20, 间距的变化范围分别为 $G/d_1 = 1.25 \sim 6.25$, $G/d_3 = 1 \sim 5$. 在相同入口压力和喷嘴-谐振管间距条件下, 圆柱形谐振管与锥柱形谐振管的谐振加热曲线如图 3 所示.

喷嘴直径为 d_1 , 当 $G/d_1 < 1.25$ 时不会有明显的谐振现象产生, 从自由射流模拟的结果中也可以得到相同的结论, 由于在此间距内射流不能获得充分的膨胀, 不满足在谐振管内产生谐振的条件. 当 $G/d_1 = 2$ 时圆柱形谐振管内未产生谐振现象, 锥柱形谐振管在 $p_0/p_b = 2 \sim 5$ 时谐振管底均有温度和压力的振荡产生. $G/d_1 = 2.5$, $p_0/p_b = 4 \sim 6$ 时, 在圆柱形谐振管和锥柱形谐振管内均产生了明显的谐振, 其中锥柱形谐振管的温度和压力值均高于圆柱形谐振管的温度和压力值, 而且相比于圆柱形谐振管, 锥柱形谐振管也更易产生谐振, 但其最佳的压比范围与圆柱形谐振管略有不同, 圆柱形谐振管的最佳压比位置为 $p_0/p_b = 5$, 而锥柱形谐振管的最佳压比位置为 $p_0/p_b = 6$. 当喷嘴与谐振管的间距与喷嘴直径的比值增加时, 能够产生强烈谐振现象的压比值逐渐增大, 即随着间距的增大, 能够产生谐振的喷嘴入

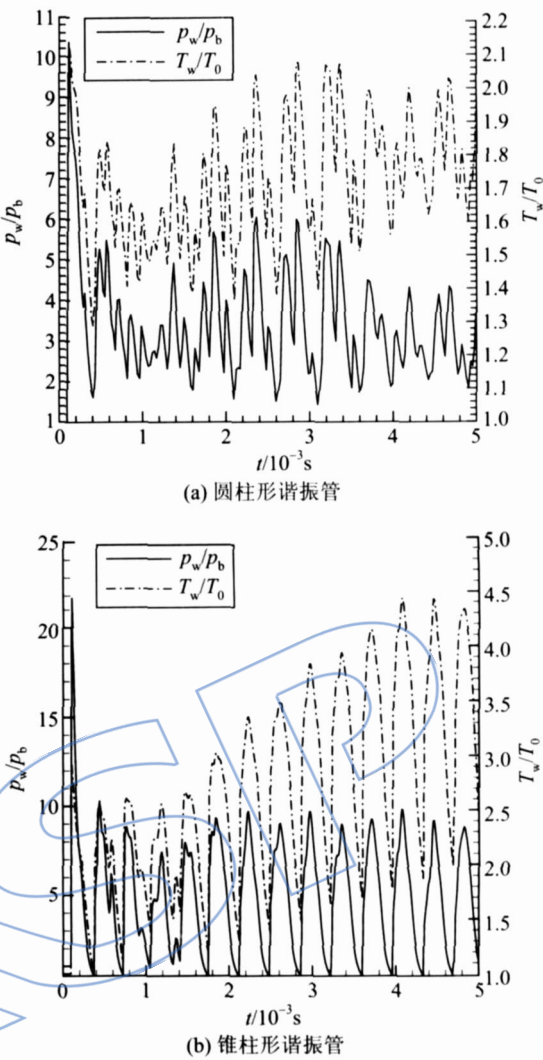


图 3 不同谐振管谐振性能比较
Fig. 3 Resonance performance of different resonance tubes

口压力值的范围也逐渐增大. 当喷嘴直径为 d_3 , $G/d_3 = 5$ 时, 能够产生谐振的压力比的范围为 7~9, 与喷嘴直径为 d_1 时的压力比的范围略有不同. 造成这种差别的原因是喷嘴直径不同, 在相同压比情况下气体的流量不同. 当间距与喷嘴直径之比为 6.25 时, 能够产生谐振的压比范围为 9~12. 通过对喷嘴直径分别为 d_1 和 d_3 , 谐振管分别为圆柱形和锥柱形的喷嘴-谐振管系统进行数值模拟可以看出, 圆柱形谐振管与锥柱形谐振管在能够产生谐振的压比范围与间距与喷嘴直径之比的匹配上具有相似的规律, 对于圆柱形谐振管, 其谐振频率以及谐振管底的温升均明显小于锥柱形谐振管. 为了进一步研究喷嘴直径与压力以及间距之间的关系, 选取了喷嘴直径在 d_1 与 d_3 之间的 d_2 进行数值模拟, 考虑到圆柱形谐振管与锥

柱形谐振管有相似的谐振加热规律, 因此仅用锥柱形谐振管进行计算。

喷嘴直径为 d_2 , 当 $G/d_2 = 1.11$ 时不会产生明显的谐振。当 $G/d_2 = 2.22$, $p_0/p_b = 4$ 和 5 时会产生明显的谐振, 但仅当 $p_0/p_b = 5$ 时谐振管底会有温升。当 $G/d_2 = 3.33$, 在 $p_0/p_b = 5 \sim 8$ 时均有明显的谐振, 谐振管底的温升最高点在 $p_0/p_b = 6$ 时。当 $G/d_2 = 4.44$ 时, 在 $p_0/p_b = 7 \sim 10$ 的范围内均有明显的谐振, 且在谐振管底均伴有温度的上升。在 $G/d_2 = 5.56$ 时, 产生谐振的范围为 $p_0/p_b = 9$ 和 10。

综合比较 3 种直径喷嘴所得的计算结果, 当间距与喷嘴直径之比小于 1.25 时, 不会在谐振管内产生明显的谐振现象。而随着间距与喷嘴直径的比值的不断增大, 能够在谐振管内产生谐振的喷嘴入口压力与环境压力的比值也逐渐加大。总结以上的计算结果, 得到 p_0/p_b 与 G/d 之间的关系如表 1。

表 1 不同压下能够产生谐振的 G/d 值
(锥柱形谐振管)

Table 1 G/d of better resonance performance
in different pressures
(cone cylinder resonance tube)

p_0/p_b	G/d_1	G/d_2	G/d_3
4		2.22	2
5	2.5	2.22, 3.33	3
6	2.5, 3.75	3.33	3, 4
7	3.75	3.33, 4.44	4
8	3.75, 5	3.33, 4.44	4, 5
9	3.75, 5	4.44, 5.56	5
10	3.75, 5, 6.25	4.44, 5.56	
12	6.25		

通过对表 1 中的数据与不同直径喷嘴的自由射流的模拟结果相比较发现, 能够产生明显的谐振现象的 G/d 的范围是在膨胀波区内。由于有黏性的存在, 在激波过后能量会衰减很快, 因此在第二个激波区后, 气流的能量已经不足以在谐振管内产生谐振。在以前所进行的大量气动谐振加热试验中, 能够产生好的谐振加热效应的 G/d 的值在 2 附近, 在试验中所采用的气动谐振加热装置的喷嘴与谐振管之间有连接腔体, 但在试验中未对喷嘴与谐振管间的连接腔体进行测压, 而是以排气面积与喷嘴面积的比值来近似代替压力的比值, 则所得最佳的比值范围约为 $6 \sim 8$, 这与计算

结果有差别, 主要是由于: 一方面, 排气面积与喷嘴面积的比值并不能精确表示喷嘴入口与出口的压力比值; 另一方面, 在计算中喷嘴与谐振管之间是没有连接腔的开放系统, 而实际试验中是存在连接腔体的, 模型上的差异也使得最终的计算结果与试验结果有所差别。但数值模拟中各参数对气动谐振加热性能的影响规律与试验结果是一致的。

5 结 论

1) 对 4 种直径的圆喷嘴进行的自由射流研究并对 3 种尺寸的圆喷嘴进行圆柱形谐振管和锥柱形谐振管的谐振性能进行数值模拟发现, 喷嘴-谐振管系统中能够产生强烈谐振现象的条件是谐振管入口的位置处于喷嘴自由射流流场中的膨胀波区域内, 而处于激波区内是无法产生谐振的, 这与气动谐振产生的机理相吻合。在第二道激波后, 由于气体能量衰减很快, 不会有强烈的谐振产生。当谐振管与喷嘴间的间距与喷嘴直径之比小于 1.25 时, 由于气体还未得到充分的膨胀, 因此不会有谐振现象发生。研究与试验结果在规律上相吻合。这样就可以通过对喷嘴自由射流尾迹流场结构的分析, 确定出能够产生谐振的间距范围。

2) 通过对 3 种尺寸的圆喷嘴谐振性能的数值模拟得到, 对于锥柱形谐振管, 最佳的喷嘴直径/谐振管入口直径为 0.64, 这与气动谐振加热基础试验结果一致, 数值计算结果为点火器的喷嘴与谐振管结构参数的选择提供了理论依据。

3) 在本文二维数值模拟所得气动谐振加热规律的基础上可以进一步进行三维仿真研究, 从而实现数值仿真结果直接应用于气动谐振点火器的工程设计, 减少气动谐振加热基础试验的工作量, 节约试验成本。

参考文献:

[1] Rocketdyne Engineering. Advanced ignition systems final report [R]. N7F 35152. 1972

[2] Thompson P A. Jet-driven resonance tube [J]. AIAA J., 1964, 2(7): 1230-1233

[3] Przirembel C E G, Fletcher L S. The aerothermodynamics of a simple resonance tube [R]. AIAA 75-0687

[4] Shapiro A H. Shock waves and dissipation in a resonance tube [J]. Journal of the Aerospace Sciences, 1959: 684-685

[5] 俞南嘉, 张国舟, 宋雅娜. 气动谐振加热基础试验 [J]. 航空动力学报, 2005, 20(2): 323-327

YU Nanjia, ZHANG Guozhou, SONG Yana. Experimenter

tal investigation of gas dynamic resonance heating [J].
Journal of Aerospace Power, 2005, 20(2): 323-327. (in Chinese)

[6] 童晓艳, 梁国柱, 张国舟. 圆锥形谐振管的谐振性能研究 [J]. 航空动力学报, 2003, 18(4): 570-573.
TONG Xiaoyan, LIANG Guozhu, ZHANG Guozhou. Investigation of resonance characteristics of conical resonance tube. [J]. Journal of Aerospace Power, 2003, 18(4): 570-573. (in Chinese)

[7] 张涵信. 无波动、无自由参数的耗散差分格式 [J]. 空气动力学学报, 1988, 6(2): 143-164

ZHANG Hanxin. Non oscillatory and non free parameter dissipation difference scheme [J]. Acta Aerodynamic, 1988, 6(2): 143-164. (in Chinese)

[8] 郑敏, 张涵信. 无波动、无自由参数的耗散差分格式 (NND) 在喷管计算中的应用 [J]. 空气动力学学报, 1989, 7(3): 273-281

ZHENG Min, ZHANG Hanxin. Application of non oscillatory and non free parameters dissipative finite difference scheme to the calculation of free jet flows [J]. Acta Aerodynamic, 1989, 7(3): 273-281. (in Chinese)

