

双钟型喷管流场分析及设计方法

编译: 王拴虎

中国航天科技集团公司第十一研究所

摘 要: 用于未来运载器芯级发动机上的双钟型喷管较好解决了简化生产工艺和提高发动机综合性能之间的矛盾, 由于其扩张段型面不连贯性而具有两种最佳工作环境。然而要获得此性能必须深入研究以设计效率最高喷管型面, 并确保在两工作模式的过渡期间不会产生过大结构应力危险。流场计算是认识双钟型喷管气流特征的有效工具。文章介绍了流场分析时可能遇到的几个数学问题, 特别是网格划分方案及湍流模型对计算气流分离点位置的影响。此外分析了与喷管型面选择有关的几种流场物理特性。

关键词: 双钟型喷管 流场分析 设计

符号和缩略词说明:

ACN —— 高度补偿喷管

PR —— 膨胀压比

TPN —— 截短型理想喷管

MOC —— 特征参数法

RANSE —— 平均雷诺数 N-S 方程

1 引言

很多运载器如美国空间运载系统、欧洲阿里安 5 火箭以及日本 H2 火箭芯级的高性能液体火箭发动机从海平面起飞一直要工作到真空环境。如果主发动机在低空工作时避免了不可控制的喷管燃气分离, 发动机比冲就会免受燃气分离带来的限制, 从而整个运载器的综合性能会大大提高, 这就要求传统喷管面积比减小至低空工作时的满流 (attached flow) 最大值。另一方面, 有限的面积比制约了发动机的高空性能, 而高空工作占据了发动机大部分工作时间。

近来广泛研究了下面各种概念的喷管: 外膨胀喷管如塞式喷管和膨胀偏转喷管; 双模式喷管如三组元喷管和双膨胀喷管; 流场控制喷管如双钟型、排气和气流二次喷射喷管。

研究新型喷气系统的理论基准是理想发动机, 使用理想的高度补偿喷管 (ACN), 具有使燃气膨胀到不同环境压力的理论特性。传统喷管和

ACN 之间的折衷方案之一是双钟型喷管, 可在两个不同高度达到最佳工作状态, 该喷管扩张段是由两段不同出口面积的“钟型”在一个拐点 (inflection point) 连接而成 (如图 1)。从而实现了对应两个高度的两种工作模式: 在低空环境工作时, 喷管第一扩张段是满流的, 拐点产生气流分离; 在高空工作时, 整个喷管都是满流。与只适应一个最佳高度的传统单钟型喷管相比, 双钟型喷管减小了大面积比对低空性能的负面影响, 又可获得较高真空比冲。双钟型喷管主要优点是真空比冲高, 发动机没有添加额外的活动组件, 且可选用成本较低的绝热材料。

尽管目前对双钟型喷管优缺点有了一定了解, 要全面掌握这种喷管的特性仍需大量的研究, 数值模拟和试验分析会使喷管外形设计和工作特性更为完善。本文给出双钟型喷管研究、设计的例子, 特别结合讨论网格划分和湍流模型对模拟计算结果的影响, 介绍了最有意义工作条件下的流场分析, 以及喷管扩张段几何型面设计的替代方法。

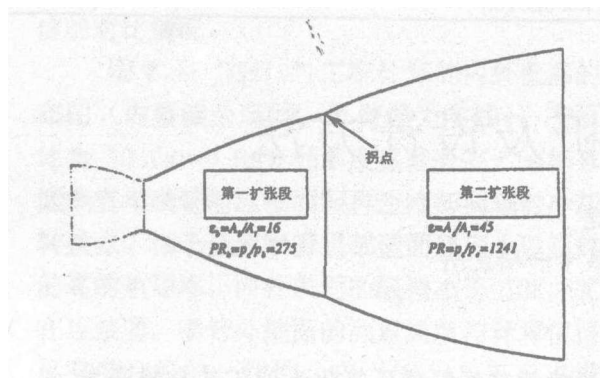


图1 双钟型喷管

2 基本流场特征

如图1所示，双钟型喷管的扩张段是由两部分组成，第一扩张段外形是典型钟型喷管（Rao Nozzle）或截短型理想喷管（TPN），第二扩张段起始张角比第一扩张段末端张角稍大，这样在喷管满流的情况下会在拐点处产生中心膨胀。下面将讨论拐点处张角以及其下游型面的设计要求。

典型设计方案是使第一扩张段末端壁压大于当地理论气流分离值，而第二扩张段末端壁压小于当地该值，燃气在第一扩张段内满流而在拐点和下游产生分离。这样可使分离点位置控制在拐点处且确保具有较小侧向应力，因而这种低空工作时的气流分离工况是可接受的。同理，当环境压力足够低时，要求分离点迅速从拐点转移到喷管出口处，为了达到上述目的，第二扩张段设计原则是不能在拐点下游出现位置稳定的分离驻点。

如果满足了上述设计原则，双钟型喷管不但具有较大面积比，而且可在低空环境安全工作。简单对比计算表明，对于和阿里安5主发动机特性相当的发动机，喷管面积比从45提高到80真空比冲可提高3%，意味着有效载荷质量比有较大提高，大可弥补非优化喷管带来的弊端。欧拉计算表明：对于给定的面积比和长度，双钟型喷管的真空比冲仅比Rao喷管小0.6~0.8%，比TPN小0.0~0.2%。

然而从理论分析到实际生产双钟型喷管仍有设计、使用等方面问题需要明确。从设计角度看，第一扩张段有Rao喷管和TPN等不同方案，第二

扩张段可设计为恒壁压、降壁压和升壁压型面。在使用方面，从分流到满流的过渡期间工作特性要根据缩尺冷调试确定，更深入分析要进行全尺寸热流试验。另外还有大量的课题有待探讨，如在分流工作时，富燃燃气会在回流区和环境中的氧反应燃烧引发的传热、冷却问题。

3 双钟型喷管流场计算

双钟型喷管流场计算包括以下三种工作模式：低空气流分离模式、高空满流模式及二者间的过渡模式。文章将讨论各工作模式的主要特点及模拟仿真结果，数值模拟和试验分析对象同是喷管缩尺模型，主要参数如下：

- 1) 第一扩张段的面积为16（膨胀比为 $PR=275$ ）；
- 2) 总面积比是45（膨胀比 $PR=1241$ ）；
- 3) 气体工质为 N_2 （比热比为1.4）；
- 4) 第一扩张段为截短型理想喷管；
- 5) 第二扩张段为恒壁压。

4 数值分析方法

作者使用N-S方程推导了双钟型喷管流场分析模型，其主要特点是用拟合法（fitting Technique）处理非连续流，通常来讲位于激波和网格交叉处的激波点可用Moretti处理非粘性流方法的推广形式较好拟合和模拟，该方法可不必引入人工粘性而能较准确估计出非连续项的位置和传播速度。当流场具有必须计算的分离区时这种方法有着重要意义。

分析方法是基于N-S方程的变换形式的时间二次积分，分离点位置用Moretti对流项 λ 方程精确解推导求得，粘性项进行中心差分，该方法在最近引入Spalart & Allmaras在湍流流场仿真计算中提出的方程模型后得到了进一步扩展。对比使用Spalart & Allmaras湍流模型气体分离流场计算结果和试验数据表明考虑到介质的压缩性要对最初的Spalart & Allmaras湍流模型加以修正，根据对流马赫数大小引入压缩性修正后最终获得了更为广泛的模型。

5 低空模式

在低空工作时, 较高的环境压力会使气流在第二扩张段发生附面层分离, 分离点位于扩张段拐点处(图2、图3)。膨胀比 $PR=70$ 计算出的流场马赫线和壁压分布显示气流在第一扩张段略现过膨胀且是满流的, 但高压环境使第二扩张段气体完全分离。尽管第一扩张段平均出口压力仅为 $P_c/\overline{P_b}=275$, 但壁压却比较高 ($P_c/P_w, b=125$), 即 $P_w, b/P_a=0.56$ 保证了第一扩张段满流(分流临界压力为 $P_w/P_a \approx 0.2-0.4$)。要说明的是, 拐点处的略微过膨胀引发的强压缩性迫使压力略微提高到略低于环境压力 P_a 值 ($P_w/P_a=0.84$), 而且产生了跨越整个流场的斜激波(图2)。

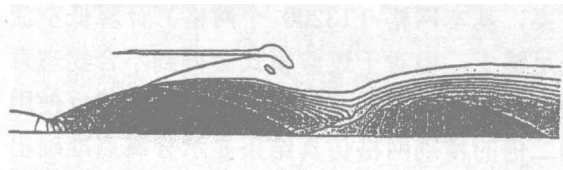


图2 低空工作 ($PR=70$) 等马赫线

分流工作模式有一定的环境压力范围, 随着环境压力减小, 当减小至满足整个喷管满流时, 双钟型喷管转入高空工作模式。另一方面, 在分析第二扩张段出现满流的膨胀比 $PR=350$ 流场壁压分布时发现(图3), 由于附面层的平滑效应, 压力线没有在拐点出现不连贯的跳跃, 而是平滑的压力突降区, 实际情况也如此。可以看到, 随着膨胀比的改变, 分离点在拐点附近移动, 且通常沿负压力梯度方向移动, 这一现象在后面讨论过渡工作模式时变得尤为重要。不管如何, 由于膨胀区是有限的, 膨胀环面的可能偏斜度很小, 当前的低空工作模式不会对侧向应力产生动态影响。此外, 如果没有考虑雷诺相似, 缩尺模型的膨胀区相对宽度会提高一点。实际上, 雷诺数升高最明显作用是降低附面层厚度从而减小拐点处膨胀区宽度。

6 数值仿真问题

选择能准确反映双钟型喷管低空工作流场特性的网格方案是有独特之处。实际上, 有意思的

是为了获得第二扩张段流场准确解, 在喷管出口采用了出乎意料的高密度网格, 尤其考虑到满流是计算初值, 喷管出口用非交错网格(unclustered grid)时, 在计算如 $PR=70$ 低膨胀比流场会出现不合乎物理现象的满流解, 因此低空模式流场计算使用了综合网格(integration grids), 在喷管拐点和出口使用了交错网格(clustered grid)。

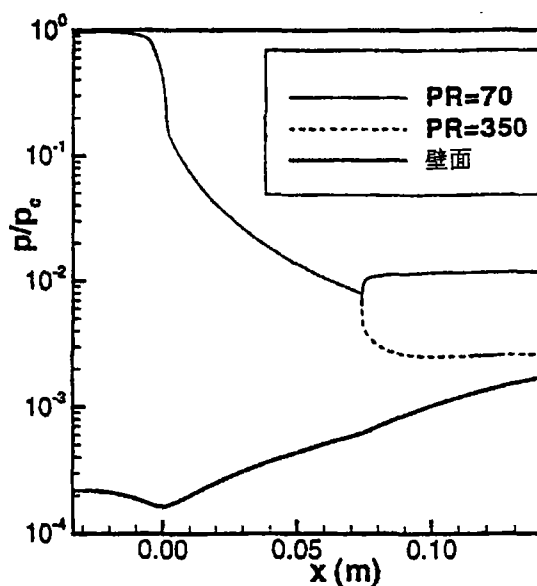


图3 低空工作 ($PR=70$) 和高空工作 ($PR=350$) 的壁压分布

为了评估网格, 对比 $PR=95$ 的喷管流场的基本网格(base grid 喷管内网格单元为 13200)解和双向两倍的四倍网格单元的精确网格(finer grid 网格单元为 52800)解, 结果显示尽管在分离点附近的数据定量上有不可忽略的差别, 定性上看两组结果基本重合。

7 高空模式

当环境压力足够低时双钟型喷管一、二扩张段都会出现满流现象。需要说明的是, 尽管此时第二扩张段出口壁压并非远小于环境压力, 平均出口压力却远远小于 P_a , 膨胀比 $PR=1241$ 的一维解也验证了这一点。因而可以认为整个喷管流场都过膨胀, 实际上穿越整个喷管尾部的斜激波使出口压力升到环境压力

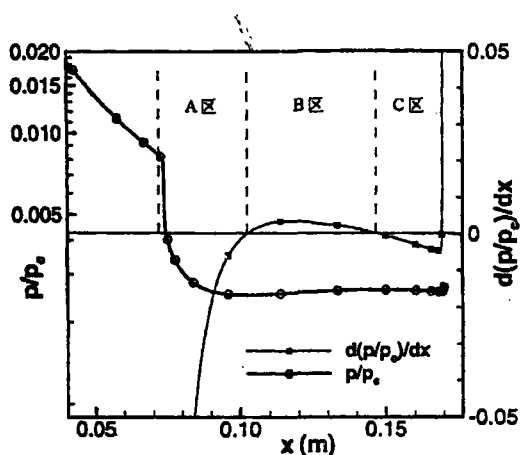


图4 第二扩张段壁压及压力梯度分布

8 数值模拟问题

由于喷管内没有气流分离区, 高空工作模式的流场计算比较简单。使用粗糙网格 (coarse grids) 的 Euler 解或 RANSE 解都能准确描述流场的壁压分布, 喷管内的网格是平行网格, 且网格单元也较少。

9 过渡模式与数值模拟

双钟型喷管气动分析的重点是获得低空到高空模式间的过渡工作特性。由于过渡期间是否会引发出大的破坏应力或性能损失会关系到喷管方案可行性, 过渡过程的工作质量十分关键,

影响过渡质量的关键因素是第二扩张段压力梯度, 要综合考虑对速度和性能的要求。最新研究表明恒壁压是一个优化方案, 但是按非粘性流方法设计出来的第二扩张段零壁压梯度型面的压力分布却和理论假设略有差别, 由于附面层的作用, 位于拐点附近下游第一区 (A 区, 如图 5) 的壁压梯度为负值, 第二区 (B 区) 略为正值, 喷管出口附近的第三区 (C 区) 为负值。

理论分析认为气流分离点应驻留在负壁压梯度区, 假设分离点出现在正壁压梯度区, 当环境压力略为升高就会把分离点推向上游, 而在此处的压力比较低但远未达到分流临界值, 因而分离点一直继续向上移动到具有稳定驻点的负压力梯度区; 同理环境的压力略为下降时分离点在下游

负压力梯度区找到稳定驻点的。

因而气流分离驻点只能位于 A 区或 C 区, 模拟数据也证实不同膨胀比的气流分离点都出现在这两个区域, 却没有数据显示可在正压力梯度区找到分离驻点。由于落入这两个区域的分离驻点转移形式和单钟喷管大致相同, 且根据不同计算结果分离驻点也总是出现在这两区, 因而真正的过渡发生在 A 区和 C 区。

对于初始条件上述的压力分布形式 (负-正-负) 导致出多个解, 即在拐点的附近可能既可能是分流也可能是满流。过渡工作期间的侧向应力有不确定性。

正压力梯度区的流场对数值计算来说也是相当关键的, 为了获得准确解, 就必须采用高密网格方案, 基本网格 (13200 个网格) 计算低空流场是足够了, 但对于过渡模式会得到不合物理意义的解, 即正压力梯度区出现分离点。相反使用双向二倍的精确网格仿真结果显示分离点准确出现在 A 区。

良好的网格解决方案不会产生误解, 如精确网格解绝不会在 B 区出现分流驻点。实际上对于不同的膨胀比或许仍会计算出 B 区分流驻点, 但计算证实一定膨胀比范围内随着网格精度的提高, 出现误解的几率不断降低, 分析表明: 基本网格出现误解的膨胀比范围为 $90 < PR < 120$, 而精确网格对应的数值缩小为 $105 < PR < 110$ 。

10 湍流模型的压缩修正

在文献中已得到广泛证实, 由于目前湍流模型的局限性在处理分离流场时计算值和试验值很难达到统一。而且作者注意力也集中在压缩性对 Spalart & Allmaras 湍流模型的影响。很多关于混流层及尾流研究表明如果湍流模型中忽略压缩性对产生涡流粘度的影响, 在估计分流区的压力分布时会产生很大的误差。判断是否可以忽略压缩性影响的关键参数是对流马赫数, 该参数与混流层里两侧的速度对比有关。

结果显示, 如果不考虑压缩性的影响, 分离点位置有很大的误差, 特别是使用 Spalart & Allmaras 基本湍流模型得到的分离点偏向下游, 这和试验数据完全不符, 也不同于压缩修正模型

的计算结果。

11 双钟型喷管的设计

双钟型喷管通常使用特征参数法(MOC)和最佳推力法(Rao)设计第一扩张段,使用MOC设计第二扩张段。不过值得提醒的是如果双钟型面按最佳推力设计,第二扩张段出现斜激波,而且第一扩张段也可能出现斜激波,如果激波过强,传统的MOC可能不是设计这种喷管的合适工具。

当MOC不适用时,设计第二扩张段有一个替代方法,即浮动不连续法。按照该方法喷管型面被一个活动边界代替,边界上设定的壁压分布由该界面条件确定,活动界面的初始位置和形状是人为设定的,且初始流场通常不是要求的压力分布。通过改变活动边界形状以改进整个流场,直到流场沿壁面的压力分布和设定要求相匹配。

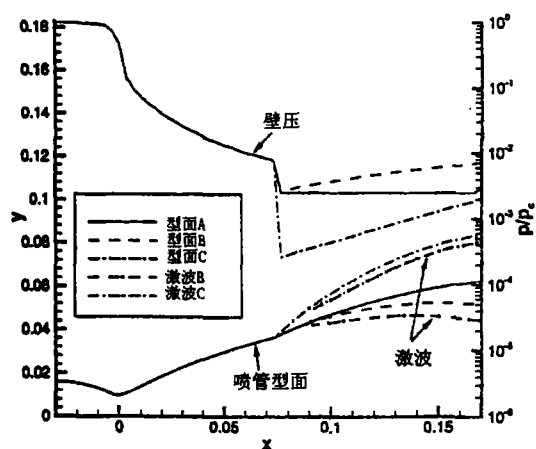


图5 喷管第二扩张段壁压分布

这种浮动壁面设计技术被认为是一种极端方法,只有在由于斜激波存在无法使用MOC情况下采用。图5给出根据不同壁压分布形式设计出的喷管流场对比,其中型面A拐点后是恒壁压,由于有用以维持轴向恒压的凹壁面,喷管中有激波。而MOC型面不因激波影响而改变。

恒壁压型面并不是唯一可能型面。图5给出

了B、C两种型面,为了保持完整性也给出了激波位置,型面B压力分布为线性升高;型面C压力分布为对数关系线性升高,后者被认为会在拐点处出现强膨胀,由于升压分布形式可加快低、高模式间的转换速度,使气流分离点高度不稳定,过渡模式工作安全快捷,这种升压行为得到了认可。相反的,降压分布喷管分离点转移形式和普通喷管大致相同。不同于型面A,型面B、C度产生了强激波,如果不引入激波拟合技术(shock fitting technique),传统的MOC设计型面和位置就不适用了。另外,目前的方法准许使用同一代码先进行Euler初始设计然后进行详细的粘性计算。

12 结论

文章讨论流场仿真计算时重点描述了气体分离工作模式、网格划分方案和湍流模型。计算结果表明使用非粘性方法设计出的双钟型喷管与考虑粘性影响特性略有差别,但如果不考虑粘性影响压力分布变化很大,特别是会形成负-正-负压力梯度,而不是零压力梯度,产生不想看到的无分离驻点区域的缩小现象。

这种差异同样影响到不同于理论设想的过渡模式。实际上过渡过程发生在正压力梯度区,即从第一负压力梯度区尾部到第二负压力梯度区的开始部分;而如果不考虑粘性影响会认为发生在整个喷管第二扩张段,即从拐点到喷管出口。因而使用非粘性方法设计双钟型喷管一定要细心。

网格研究表明,对高空工作模式使用低密网格也能获得准确解,但如果要准确获得低空模式和过渡模式的分离流场流场特征,要在流线方向使用高密网格,流场中有两个关键区域:喷管出口和正压力梯度区。尽管由于目前的湍流模型有局限性,不可能期望仿真结果和试验数据在定量上完全吻合,但是计算结果证实使用压缩性修正后的Spalart & Allmaras湍流模型单方程可以定性捕捉到流场特征,计算的分离点位置并没有远离试验模拟位置。如果湍流模式能被试验数据而不是经验值证实将是一个重要的进步。