

富氧燃气发生器液氧供应系统频率特性分析

刘 上, 刘红军, 王海燕
(西安航天动力研究所, 陕西 西安 710100)

摘 要: 为了研究富氧发生器液氧供应系统的动态特性, 详细考虑液氧头腔中的流动过程和喷嘴动力学环节, 建立了系统的传递矩阵模型。计算了系统在发生器室压扰动下的频率响应特性, 并分析液氧头腔体积、喷嘴压降、喷嘴惯性和发动机工况对液氧供应系统动态响应的影响。结果表明, 由于液氧头腔的容积较大, 液氧喷注导纳主要取决于头腔和喷嘴的动态特性, 出口流量幅值在很宽的频率范围内都较高。增大头腔体积, 则增大出口流量的幅值, 降低头腔中压力响应幅值。适当提高喷注压降或喷注单元的惯性, 都能降低液氧喷注导纳的幅值。在低工况下出口流量幅值在 300~800 Hz 之间增大, 不利于该频率范围的耦合稳定性。

关键词: 富氧燃气发生器; 液氧供应系统; 频率特性; 稳定性

中图分类号: V434.22-34 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374 (2013) 02-0012-07

Frequency characteristic analysis for LOX feed system of oxidizer-rich preburner

LIU Shang, LIU Hong-jun, WANG Hai-yan
(Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China)

Abstract: In order to investigate the dynamical characteristics of LOX feed system for the oxidizer-rich preburner, the transfer matrix models were established by detailedly considering the flow progress in LOX manifold and the injector dynamic component. The frequency response characteristics of the system under the gas generator pressure disturbance were computed. The influence of LOX manifold volume, injection pressure drop, injection inertia and engine thrust level on dynamic response of the LOX feed system were analyzed. The results indicate that, due to the large volume of LOX manifold, the LOX injection admittance is mainly depended on the dynamic characteristics of manifold and injector, and outlet flow rate has high response amplitude in wide frequency range. If the manifold volume is enlarged, the outlet flow rate amplitude is increased and the pressure response amplitude is reduced. If appropriately improving the injection pressure drop or the injection inertia, the amplitude of LOX injection admittance can be decreased. At the low thrust level, the outlet flow rate amplitude enlarges at 300~800 Hz, which is a disadvantage to the coupled stability within the fre-

收稿日期: 2012-11-19; 修回日期: 2012-12-22

基金项目: 中国航天科技集团公司支撑项目 (2009JY13)

作者简介: 刘上 (1984—), 男, 博士研究生, 研究领域为液体火箭发动机系统动力学

quency range.

Keywords: oxidizer-rich preburner; LOX feed system; frequency characteristics; stability

0 引言

富氧燃气发生器及其供应系统是液氧煤油补燃发动机一个重要子系统^[1]。发生器燃气温度较低, 声波波长短, 燃气纵向声学固有频率处于几百赫兹的中频范围, 该频率范围下可引起足够大的推进剂流量脉动响应^[2]。另外发生器室压高, 液氧喷嘴压降相对较小, 发生器中小的压力波动, 就会对喷注压降产生较大影响, 形成液氧喷注流量波动, 对发生器产生反馈作用。由于发生器中液氧流量占整个推进剂流量的绝大部分, 液氧流量的变化会对发生器内压力产生较大影响。当发生器内压力脉动与液氧流量脉动相互作用, 可能会影响发生器系统的稳定性。因此有必要研究液氧供应系统对发生器压力脉动的频率响应特性。

由于 POGO 问题研究的需要, 国内外对发动机供应系统动态特性的研究取得了不少的成果^[3-5]。Holster^[3]对发动机供应系统建立传递矩阵模型, 研究供应系统在入口压力扰动下的动态特性。张黎辉^[4]分别利用集中参数模型和分布参数模型对氢氧补燃发动机输送系统进行了频率特性分析, 对比了 2 种模型的计算结果。陈琪锋^[5]利用分布参数模型对氢氧发动机的频率特性进行分析, 得到由液氢路和液氧路引起的 2 个谐振频率。但上述工作是以推进剂输送系统为重点, 局限在低频范围内, 对发动机泵后供应系统在中高频范围内的动态特性研究得不多。

喷嘴在供应系统与燃烧室的相互作用中, 是一个非常重要的传递环节^[6]。燃烧室压力扰动产生的喷嘴出口流量振荡, 是耦合不稳定的主要反馈机制^[7]。参考文献 [8-9] 通过 CFD 手段精确模拟燃烧室压力振荡下喷注器的声学响应, 通过分析喷注导纳的谐振频率和幅值大小来评判耦合

稳定性。杨立军^[10]针对理想的挤压式发动机供应系统, 通过传递函数分析室压扰动下喷前压力的幅频响应特性。参考文献 [11] 推导出传递矩阵形式的喷嘴模型可以方便地与供应系统环节相联系, 可以用于复杂供应系统的动态特性分析。

本文对发生器液氧供应系统划分传递矩阵模块, 建立频域模型, 定量分析供应系统在不同条件下宽频范围内的动态响应特性, 为工程设计提供一定的参考。

1 系统结构及数学模型

发生器液氧供应系统位于氧主泵与燃气发生器之间, 见图 1。从离心泵流出的液氧经主管路和液氧主阀, 进入发生器身部环形液氧头腔。头腔中液氧流动通道较复杂, 液氧分两路流至喷嘴入口, 其中大部分液氧直接由顶盖处的圆孔到达喷嘴入口, 另一部分通过发生器身部的冷却通道进入喷嘴入口。在每个喷嘴单元中, 部分液氧通过离心喷嘴进入缩进室与煤油燃烧, 大部分液氧经过二次喷注孔进入发生器。因此该液氧供应系统中管路部分结构简单, 但在液氧头腔中流动复杂, 存在并联的通道, 建模过程较为复杂。因此液氧头腔的特性是该流路动态特性分析的重点。

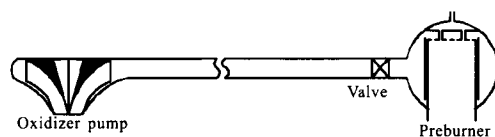


图 1 液氧供应系统示意图

Fig. 1 Schematic sketch of liquid oxygen feed system

液氧主管路沿程流阻较小, 相对局部阻力损失可以忽略, 故可视为理想光滑管, 对分布参数直管路建立无量纲化的 4 端网络模型如下:

$$\begin{bmatrix} \delta P_2 \\ \delta Q_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} ch\left(\frac{sl}{a}\right) & -\alpha sh\left(\frac{sl}{a}\right) \\ -\frac{1}{\alpha} sh\left(\frac{sl}{a}\right) & ch\left(\frac{sl}{a}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta P_1 \\ \delta Q_1 \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中: l 为管路长度; a 为声速, $\alpha = \rho a u / p$ 为无量纲的波动阻力。

液氧主阀开启后, 作为一个局部阻力元件, 联系 2 端参数的无量纲关系式为:

$$\begin{bmatrix} \delta P_2 \\ \delta Q_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{p_1}{p_2} & -\frac{2(p_1 - p_2)}{p_2} \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta P_1 \\ \delta Q_1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

发生器燃气腔外围的液氧头腔由于体积较大, 只考虑其压缩性, 作为集中容腔, 联系进出口端参数的无量纲矩阵为:

$$\begin{bmatrix} \delta P_2 \\ \delta Q_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -\frac{p}{q_m} \frac{V}{a} s & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta P_1 \\ \delta Q_1 \end{bmatrix} \quad (3)$$

液氧离心喷嘴为敞口型离心喷嘴, 由参考文献 [11], 离心喷嘴动力学的传递矩阵模型为:

$$\begin{bmatrix} \delta P_2 \\ \delta Q_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{p_1}{p_2} & -\frac{p_1 - p_2}{p_2} \frac{1}{\Pi_{in}} \\ 0 & \Pi_{kn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta P_1 \\ \delta Q_1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

其中

$$\Pi_{in} = \Pi_{\Sigma} / \Pi_{kn}$$

$$\Pi_{\Sigma} = \frac{\bar{R}_{in}^2}{a} \frac{\Pi_{kn} \Pi_T}{2(\Pi_{k2} + \Pi_{k3}) \Pi_T + 1}$$

$$\Pi_{kn} = e^{-\Phi_{ki} - \nu \Phi_k / 2\pi}$$

式中: Π_{in} , Π_{kn} 为喷嘴中间环节传递函数, 传递函数中具体参数的含义和计算过程见文献 [11]。

喷注单元的二次喷注孔按照直流喷嘴建模, 其长度远小于液体波长, 可视为具有集中参数的惯性元件。由 Bazarov 喷嘴动力学理论^[2,6], 推导出直流喷嘴的无量纲传递矩阵为:

$$\begin{bmatrix} \delta P_2 \\ \delta Q_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{p_1}{p_2} & -\left(\frac{\rho l u s}{p_2} + 2 \frac{p_1 - p_2}{p_2}\right) \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta P_1 \\ \delta Q_1 \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中: l 为直流喷嘴长度; \bar{u} 为喷嘴中平均流速。

液氧头腔中存在并联通道, 在动态建模中需充分考虑。对于图 2 所示的并联通道, 三通节

点之间无量纲化压力和无量纲化流量脉动满足如下关系:

$$\delta P_1 = \delta P_3 = \delta P_5, \quad \delta P_2 = \delta P_4 = \delta P_6$$

$$\bar{q}_1 \delta Q_1 = \bar{q}_a \delta Q_3 = \bar{q}_b \delta Q_5, \quad \bar{q}_2 \delta Q_2 = \bar{q}_a \delta Q_4 = \bar{q}_b \delta Q_6$$

总的稳态流量满足:

$$\bar{q}_1 = \bar{q}_2 = \bar{q}_a + \bar{q}_b$$

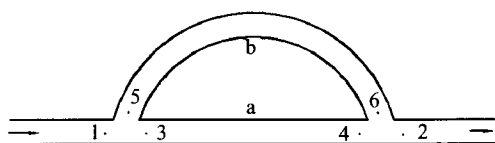


图 2 并联通道示意图

Fig. 2 Diagram of parallel flow paths

假设每条通道的无量纲传递矩阵分别为:

$$\begin{bmatrix} \delta P_4 \\ \delta Q_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta P_3 \\ \delta Q_3 \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \delta P_6 \\ \delta Q_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} \\ b_{21} & b_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta P_5 \\ \delta Q_5 \end{bmatrix}$$

根据节点所满足的条件, 可以推导并联通道前后 2 端的无量纲脉动量满足传递矩阵:

$$\begin{bmatrix} \delta P_2 \\ \delta Q_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{a_{11} b_{12} \bar{q}_a + a_{12} b_{11} \bar{q}_b}{b_{12} \bar{q}_a + a_{12} \bar{q}_b} \\ \frac{\bar{q}_a \bar{q}_b (b_{22} - a_{22}) (a_{11} - b_{11})}{\bar{q}_1 (b_{12} \bar{q}_a + a_{12} \bar{q}_b)} + \frac{a_{21} \bar{q}_a + b_{21} \bar{q}_b}{\bar{q}_1} \\ \frac{a_{12} b_{12} \bar{q}_1}{b_{12} \bar{q}_a + a_{12} \bar{q}_b} \\ \frac{b_{12} a_{22} \bar{q}_a + b_{22} a_{12} \bar{q}_b}{b_{12} \bar{q}_a + a_{12} \bar{q}_b} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta P_1 \\ \delta Q_1 \end{bmatrix} \quad (6)$$

按照图 1, 将液氧供应系统进行传递矩阵模块划分, 如图 3。

按照图 3 划分的传递矩阵模块, 将泵出口至发生器喷注面之间各串联环节的传递矩阵进行连乘, 形成联系泵出口端和发生器喷注面处脉动参数的总关系式如下:

$$\begin{bmatrix} \delta P_g \\ \delta Q_g \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} \delta P_i \\ \delta Q_i \end{bmatrix}, \quad T = T_n \cdots T_1 \quad (8)$$

式中: $T_n \cdots T_1$ 为各环节传递矩阵; T 为总矩阵。

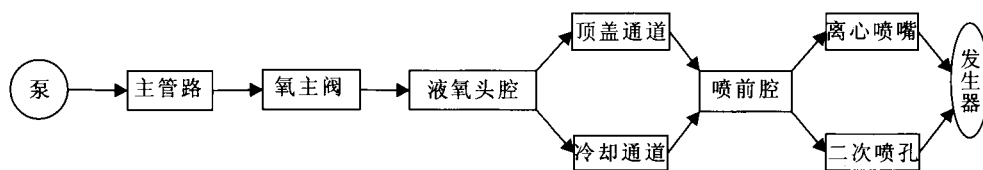


图 3 液氧供应系统的传递矩阵模块

Fig. 3 Transfer matrix modules of liquid oxygen feed system

离心泵作为供应系统的入口边界, 当泵后的管路中扰动压力波向上游传至泵端, 便被离心泵的叶片硬反射回来, 因此泵出口可近似为下游扰动波的声学闭端, 即 $\delta Q_i = 0$ 。发生器中燃气的压缩性远大于液体, 因此可以将出口作为声学开端。燃气发生器在工作中可能存在多种压力脉动, 因此在分析频率特性中把出口压力作为主动扰动源。发生器喷注面处压力脉动引起液氧出口流量脉动的传递函数就可以表示为:

$$\delta Q_o / \delta P_g = \frac{T(2,1)}{T(1,1)} \quad (9)$$

同理可进一步推导出供应系统中各点处压力或流量响应的传递函数, 如液氧头腔中压力响应的传递函数 $\delta Q_o / \delta P_g$ 。通过传递函数的性质, 可以分析出口压力扰动下系统的频率响应特性。

2 结果分析

2.1 频率响应特性

计算液氧出口流量相对发生器室压扰动的频率响应, 即喷注导纳, 如图 4 所示。计算结果表明, 液氧喷注导纳幅值在很宽的频率范围内都较高, 随着扰动频率的增大, 整体趋势是先增大后降低。在 100~1 000 Hz 的中等频率范围内, 对发生器都能形成较大的液氧流量反馈。这是由于液氧头腔的容积较大, 供应系统的频率特性主要取决于头腔和喷嘴的动态特性。主阀前的管路对液氧喷注导纳的影响不大, 只是在各阶谐振频率附近, 在喷注导纳的幅频曲线上形成局部的“褶皱”, 而且谐振频率的阶数越高, 管路对液氧喷注导纳的影响越弱。

在发生器压力扰动下, 计算出液氧头腔中压力脉动的响应特性, 如图 5 所示。

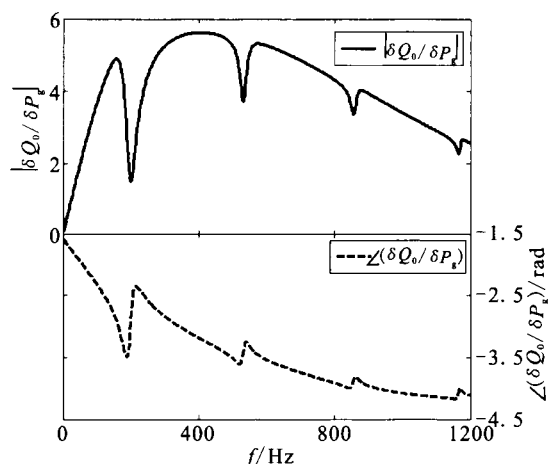


图 4 液氧出口流量的响应

Fig. 4 Response of liquid oxygen flow rate at outlet

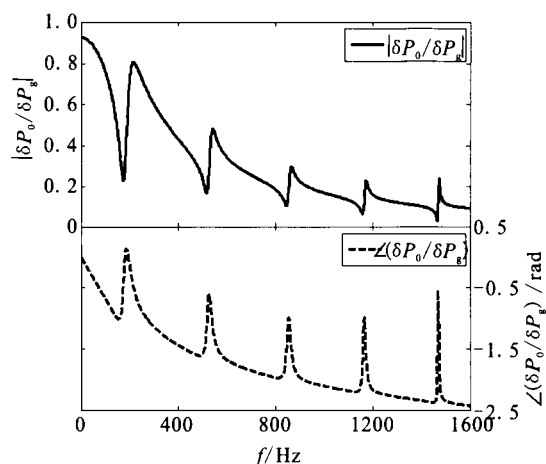


图 5 液氧头腔压力的响应

Fig. 5 Response of liquid oxygen manifold pressure

结果表明, 当扰动频率很低时 (<100 Hz), 液氧头腔的压力脉动幅值较高, 但随着发生器压力扰动频率的增大, 头腔的压力脉动幅值整体上不断降低, 同时头腔中压力脉动的滞后相位角整体趋势上逐步增大。这是因为头腔的容积较大, 压缩性较强, 降低了头腔处的压力脉动, 也改变了压力响应的相位角, 而且频率越高, 压缩性表

现越明显,从而幅值越低,滞后相位角越大。其中液氧头腔压力响应幅频曲线的多个极小值对应的频率表征了液氧主管路的谐振频率,这是由于喷注面作为管路的声学开端,在管路谐振的情况下,头腔中压力脉动幅值达到局部极小。

供应管路沿程的压力响应三维幅频特性,如图 6。在管路的前三阶谐振频率处,管路上各点处的压力响应幅值如图 7。

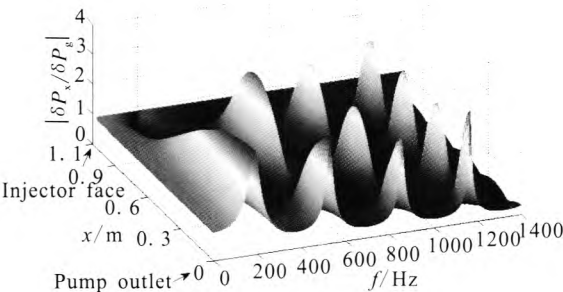


图 6 液氧管路沿程压力响应

Fig. 6 Response of pressure along liquid oxygen feed pipe

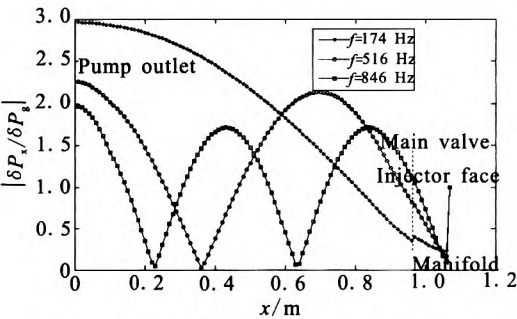


图 7 谐振频率下液氧管路上压力响应幅值

Fig. 7 Response amplitude of pressure along liquid oxygen feed pipe at resonant frequencies

结果表明,在管路谐振的情况下,管路上整体压力响应幅值很高,特别在压力波腹位置,无量纲压力幅值是发生器喷注面处压力幅值的 1.8 倍以上。而在扰动频率偏离管路各阶谐振频率的情况下,液氧管路上的压力响应幅值都很小。在一阶谐振频率下,管路呈 1/4 个波长,液氧头腔处压力幅值大大低于喷注面处压力幅值,但该频率下整个管路上压力脉动幅值都很高,在泵出口附近的压力波腹更是大大超过了喷注面处的压力幅值。同样,在二、三阶谐振频率下,液氧头腔处的压力响应很小,而管路整体上的压力响应很

高。这反映了该液氧管路谐振的特点。

在某次试车中,发生器中产生 750 Hz 左右的振源,在该频率下计算了液氧管路中沿程的压力响应。结果表明在该频率下,整个管路上的压力响应幅值都大大低于喷注面处的压力脉动幅值。这与试车中液氧头腔和管路上测点的压力脉动幅值较低的现象相一致。

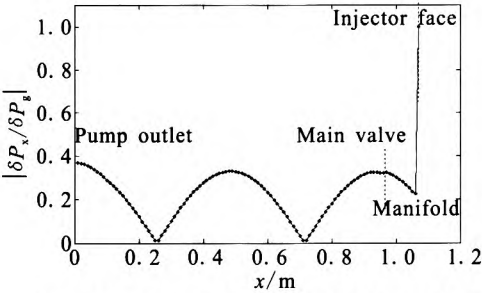


图 8 750 Hz 下液氧管路上沿程压力响应幅值

Fig. 8 Response amplitude of pressure along liquid oxygen feed pipe at 750 Hz

2.2 影响因素分析

为了进一步分析液氧头腔前供应管路对整个供应系统动态特性的影响,在不考虑该管路的条件下,只计算液氧头腔和喷嘴部分的液氧供应路的频率特性,并与原供应系统进行比较,如图 9。

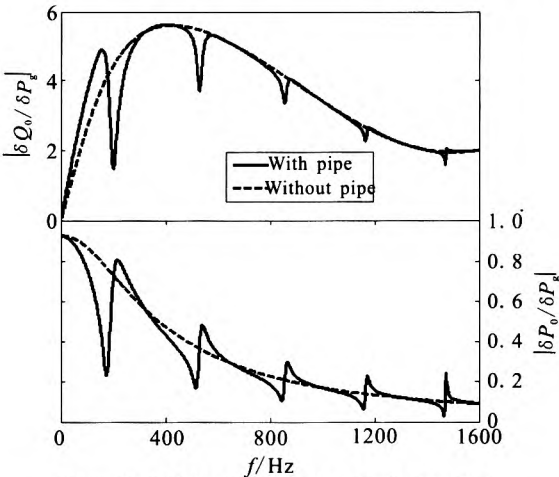


图 9 供应管路对液氧供应系统动态的影响

Fig. 9 Influence of feed pipe on liquid oxygen feed system dynamics

结果表明,在不考虑供应管路后,出口流量和液氧头腔压力脉动的幅频曲线整体上光滑,没有管路谐振形成的局部极值点,整体趋势与原供

应系统的频率特性相吻合。在 400 Hz 附近出口流量幅值达到最大值,这是由于集中容性的液氧头腔和集中惯性的喷嘴形成了类似于 Helmholtz 谐振腔,在 400 Hz 附近达到该谐振腔的谐振频率。管路对供应系统的影响只在一、二阶谐振频率附近较为明显,更高的频率下,其影响可以忽略。这是由于液氧头腔的容积较大,具有低通滤波特性,阻碍了管路的高阶谐振对喷嘴出口流量的影响。根据分析可以得出,液氧头腔及喷嘴部分决定了整个液氧供应系统的频率特性,供应管路只在低阶谐振频率附近产生附加的影响。

上述分析表明液氧头腔和喷嘴主要决定了供应系统的频率特性,因而在不同的液氧主头腔容积下,计算液氧出口流量和头腔中压力脉动的幅频响应,如图 10 所示。

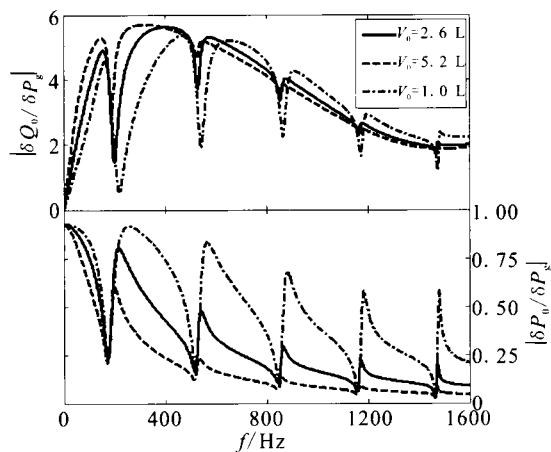


图 10 液氧头腔容积的影响

Fig. 10 Influence of oxygen manifold volume

结果表明,液氧头腔体积增大,则出口流量幅值的最大值向低频方向移动,在低频部分增大了出口流量的幅值,而液氧头腔中压力响应幅值整体上显著降低,供应管路对液氧出口流量的影响更加减弱。当液氧头腔体积减小,则规律反之。这是由于液氧头腔体积增大,则增加了其容性,低通滤波作用更明显,液氧头腔和集中惯性的喷嘴形成 Helmholtz 谐振腔的谐振频率降低,对低频部分的稳定性有不利的影响。

在液氧头腔容积较大时,喷嘴出口流量在很大程度上取决于喷嘴和头腔的特性,通过改变二次喷注孔的长度,即改变喷注单元的惯性,以分

析喷嘴惯性对出口流量的影响,如图 11。结果表明喷嘴惯性增大,出口流量幅值的最大值向低频方向移动,在大于 400 Hz 以上的高频部分,液氧出口流量的脉动幅值显著降低,液氧头腔的压力脉动幅值也明显减小。说明对于实际的喷注单元,在不增大喷注压降的情况下,适当地增大其惯性,也能明显地降低喷注流量的响应幅值。

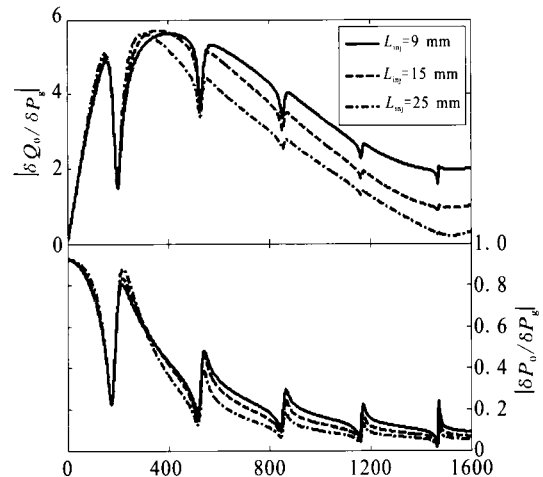


图 11 喷嘴惯性长度的影响

Fig. 11 Influence of injector inertia length

通常喷嘴压降对供应系统出口流量脉动影响很大,故在不同的喷注压降下比较出口流量和液氧头腔压力脉动,如图 12 所示。

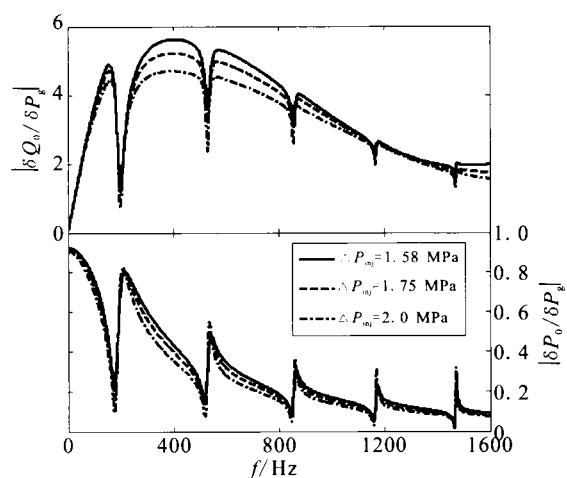


图 12 液氧喷注压降的影响

Fig. 12 Influence of oxygen injection pressure drop

结果表明提高喷注压降,在整个频率范围都降低了出口流量的幅值,尤其在 300~800 Hz 范

围内降低更明显。这是由于喷嘴作为供应系统流量脉动的波腹,增大喷嘴压降,直接在流量波腹位置增大了系统的阻尼,有助于供应系统与发生器的耦合稳定性。另一方面,喷注压降的增大,也增大了喷嘴中的平均流速,也能起到提高喷嘴惯性的作用。

发动机存在 2 个推力工况。在低工况下,供应系统的压力、液氧喷注压降和流量都有所降低。对于液氧路喷注压降增加后的供应系统,比较在额定和低工况下液氧出口流量的幅频响应,如图 13。结果表明,工况降低,在 300~800 Hz 之间,液氧喷注导纳幅值有明显的增大,对发生器的流量脉动反馈作用增强。

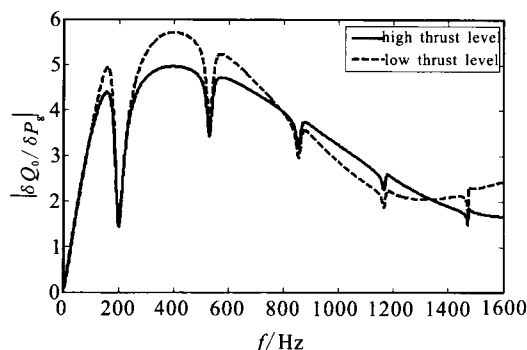


图 13 发动机推力工况的影响

Fig. 13 Influence of engine thrust level

3 结论

本文针对富氧发生器液氧供应系统,详细考虑了液氧头腔中的流动过程和喷嘴动力学环节,讨论了供应系统在发生器室压扰动下的频率响应特性,得出:

1) 由于液氧头腔的容积较大,液氧喷注导纳受管路的影响不大,主要取决于头腔和喷嘴的动态特性,液氧喷注导纳幅值在很宽的频率范围内都较高。液氧头腔的压缩性较强,在中高频范围内降低了头腔处的压力响应幅值,增大压力响应的滞后相位角。

2) 在管路谐振的情况下,管路上整体压力响应幅值很高,特别在压力波腹位置,无量纲压力幅值是发生器喷注面处压力幅值的数倍。而在扰动频率偏离管路各阶谐振频率的情况下,液氧

管路上的压力响应幅值都很小。

3) 增大液氧头腔体积,出口流量幅值最大值向低频方向移动,增大了低频部分出口流量幅值,而液氧头腔中压力响应幅值整体显著降低。

4) 适当提高液氧喷注压降和喷注单元的惯性,均能降低液氧喷注流量的响应幅值。在低工况下,液氧喷注导纳幅值在 300~800 Hz 之间增大,不利于该频率范围的耦合稳定性。

参考文献:

- [1] 张贵田. 高压补燃液氧煤油发动机[M]. 北京: 国防工业出版社, 2005.
- [2] BAZAROV V G. Design of injectors for self-sustaining of combustion chambers stability, AIAA 2006-4722 [R]. USA: AIAA, 2006.
- [3] HOLSTER J L. Analytical model for liquid rocket propellant feedline dynamics [J]. Journal of Spacecraft, 1973, 11(3): 180-187.
- [4] 张黎辉, 张振鹏. 补燃循环液体火箭发动机输送系统的频率特性[J]. 推进技术, 2000, 21(1): 5-7.
- [5] 陈琪锋, 刘昆. 基于分布参数线性化模型的分级燃烧循环液体火箭发动机频率特性计算[J]. 航空动力学报, 2001, 16(1): 44-48.
- [6] YANG V, BAZAROV V G. Liquid-propellant rocket engine injector dynamics[J]. Journal of Propulsion and Power, 1998, 14(5): 797-806.
- [7] BENEDICTIS M D. High frequency injection coupled combustion instabilities study of combustion chamber/feed system coupling, AIAA 2006-4721[R]. USA: AIAA, 2006.
- [8] AITHAL S M, LIU Zhi-ning, JENSEN R J. Nonlinear injection transfer function simulations for liquid propellants, AIAA 2008-4742[R]. USA: AIAA, 2008.
- [9] LIN R-S, BERTOLOTTI F P, ECKETT C A. A study of the application of a finite element model to the predictions of the injection-coupled response of a LOX post, AIAA 2010-6563[R]. USA: AIAA, 2010.
- [10] 杨立军, 富庆飞. 由喷嘴连接的燃烧室到供应系统压力振荡传递过程研究[J]. 航空动力学报, 2009, 24(5): 1182-1186.
- [11] 刘上, 刘红军. 液体离心喷嘴动力学特性理论分析[J]. 火箭推进, 2012, 38(3): 1-6.

(编辑: 马 杰)