

水击波压力尖峰产生的原因及其影响因素分析

周晨初, 张晨曦, 陈宏玉, 任孝文

(西安航天动力研究所 液体火箭发动机技术重点实验室, 陕西 西安 710100)

摘 要:液体火箭发动机及其试验台关机过程中水击波上叠加的压力尖峰是造成产品破坏的常见故障之一。为分析该压力尖峰产生的原因, 采用一维有限元法建立了发动机仿真模型, 考虑阀门前后流道、容腔的影响, 建立了主阀精细化仿真模型, 利用试验数据验证了模型的正确性。在此基础上开展压力尖峰仿真研究, 结果表明: 该压力尖峰是由于阀门固有结构使得阀芯前流道变窄造成的; 由于变窄后的流道一般较短, 该局部水击持续时间极短, 表现为尖峰状; 改变阀门入口窄流道的长度后, 水击曲线呈阶梯状, 其幅值与管径呈反相关, 持续时间与相应管路的长度呈正相关。

关键词:液体火箭发动机; 水击; 压力尖峰; 仿真

中图分类号:V430 **文献标识码:**A **文章编号:**1672-9374(2021)04-0059-05

Analysis on the causes of pressure spike superimposed on water hammer and its influencing factors

ZHOU Chenchu, ZHANG Chenxi, CHEN Hongyu, REN Xiaowen

(Science and Technology on Liquid Rocket Engine Laboratory,
Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China)

Abstract: During the shutdown of liquid rocket engine and its test bed, the pressure spike superimposed on the water hammer is one of the common faults that cause product damage. In order to analyze the reason of this pressure spike, an engine simulation model is established by using one-dimension finite element method, and a refined model of the main valve is established by considering the influence of the narrow flow channel in front of valve core. The correctness of the model is verified by the experimental data. On this basis, the further study on this pressure spike is carried out. The results show that the pressure spike is caused by the narrow flow channel in front of valve core due to the inherent structure of the valve. Because the narrow flow channel is generally shorter, the duration of the local water hammer is so short that it appears as a spike. By changing the length of the narrow flow channel, the water hammer curve is stepped and its amplitude is inversely correlated with the pipe diameter, and its duration is positively correlated with the length of the corresponding pipeline.

Keywords: liquid rocket engine; water hammer; pressure spike; simulation

收稿日期: 2021-02-25; 修回日期: 2021-03-23

基金项目: 国家自然科学基金(11602186)

作者简介: 周晨初(1990—), 男, 硕士, 研究领域为液体火箭发动机系统动力学仿真。

0 引言

发动机关机过程中,液体局部加速度过大引起管路中压强急剧变化形成水击^[1]。管路中水击是一个快速变化的脉动过程。水击所产生的压强通常可以达到管道稳态压强的几倍到几十倍不等,经常造成发动机及其试验台系统结构破坏。为评估发动机及其试验台关机水击可能产生的最大水击压力,国内外学者开展了大量研究工作。

在理论研究方面, Menabrea 最早开展水击理论研究,指出计算水击时应考虑波速的影响。经过李文勋等人的不懈努力,逐渐完善了水击理论^[2-3]。黎勤武等对空间发动机系统关机过程水击现象进行研究,分析了多推力室发动机系统工作状态、阀门响应特性等因素对水击现象的影响^[4]。刘洋等以某火箭发动机试验台冷却水系统为对象,借助系统流动特性瞬态仿真软件,建立了某试验台冷却水供应系统仿真模型,对试验台关机水击进行了研究^[5]。刘海飞等针对低温液体推进剂加注管路中水击现象进行研究,指出阀门的关闭速率影响着管路系统压力波动,并给出了低温液体推进剂加注管路中阀门的操作规则,为加注系统的设计与操作提供了理论依据^[6]。窦唯等建立了发动机水击压力试验系统,探讨了安装泄出阀对水击压力的影响及安装泄出阀后阀门关闭时间对水击压力的影响^[7]。文献[8]介绍了不带波纹管的液氢输送系统水击数值计算问题。文献[9]联合波动方程和阀方程进行了管路水击优化控制研究。陈勇建立输送硬管、波纹软管、液氧贮罐及控制阀的数学模型,对液氧输送管路阀门关闭和开启过程的瞬变过程进行研究,成功预测航天器液氧输送系统中阀控动作产生的水击压力^[10]。从研究对象上看,现有研究大多关注整个供应管路造成的水击。文献[11]针对推进剂流量、节流元件位置、管路直径、管路长度、阀门动作时间、推进剂含气率等因素对水击幅值和频率的影响进行系统性分析,获得了发动机关机水击的主要影响规律。鉴于当前水击理论研究已经相对成熟,该水击可通过水击理论公式计算得到,并在产品设计时可以给予考虑,从而避免水击可能造成的破坏。然而,实际工程过程中,发动机及其试验台系统关机后第一个水击波上经常伴随高幅值尖峰,

造成传感器或结构破坏,而国内外关于该压力尖峰的研究较少。

在研究方法方面,由于描述水击问题的非线性双曲型偏微分方程,一般情况下不存在解析解,随着计算机技术的发展,数值仿真成为研究复杂水击问题的常用手段,常用的求解方法有:特征线法^[12-14]、有限元法^[15-17]、无网格法^[18]和谱方法等^[19-21]。本文主要在文献[11]的工作基础上,针对其未能说明的水击波上叠加的压力尖峰现象,进行进一步研究,分析压力尖峰产生的原因及其敏感因素。

1 问题分析及模型修正

文献[11]系统性地分析了水击仿真的主要影响因素,水击仿真幅值和振荡频率与试验数据吻合较好,正确反映了氧化剂供应系统关机水击的形成和衰减过程,如图1所示。但也应当注意到,试验数据第一个水击波产生时,波峰上叠加有较大压力尖峰,峰值约为额定值的2倍,远高于正常水击压力(额定值的1.5倍),仿真结果未能正确反映该物理过程。发动机关机后第一个水击波上叠加尖峰的现象在试验中时有发生。该尖峰峰值远超管路水击公式计算结果,是造成试验系统及其传感器破坏的常见故障之一。

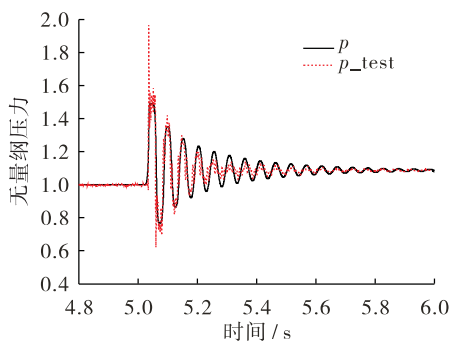


图1 氧化剂路阀前水击

Fig. 1 Water hammer in supply pipeline before oxidant valve

为分析上述叠加尖峰产生的原因。本文基于文献[12]研究成果,以氧化剂供应系统为对象,开展进一步深入研究。氧化剂供应系统由贮箱、截止阀、管路、和推力室前主阀组成,氧化剂管路长13 m,直径为32 mm,如图2所示。

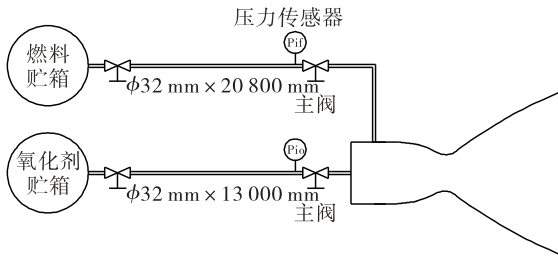


图 2 试验台系统组成

Fig. 2 Diagram of test system

经分析认为图 2 中虽然供应管路通径为 32 mm, 但进入主阀后, 阀芯前流道直径仅 18 mm。由于流道变窄, 流速增大, 造成水击压力陡然增大, 同时由于阀门流道极短, 导致该水击波持续时间极短, 故而表现为尖峰形态。即 1.5 倍于额定压力的水击波动是由于试验台供应系统管路造成的, 而 2 倍于额定压力的水击尖峰主要是阀门入口处流道局部结构造成的。图中我们还能观察到, 阀门流道造成的高频水击振荡在第一个尖峰后依然存在, 并叠加在供应管路产生的水击波上, 试验曲线中第一和第二个水击波波峰和波谷能明显观察到这种高频振荡现象。

为描述该物理过程, 本文对文献[11]中的主阀仿真模型进行了修正, 认为主阀由阀前后流道、容腔以及节流孔构成, 进口流道按直管路等效处理, 阀门一维有限元模型如式(1)~式(4)所示。

进口管道流体状态计算

$$l \frac{d\rho}{dt} = \rho_{in} u_{in} - \rho_{out} u_{out} \quad (1)$$

$$l \frac{dE}{dt} = (E_{in} + p_{in}) u_{in} - (E_{out} + p_{out}) u_{out} \quad (2)$$

进口管道流量计算

$$\frac{1}{A} \frac{dW}{dt} = (\rho_{in} u_{in}^2 + p_{in}) - (\rho_{out} u_{out}^2 + p_{out}) - fl \frac{\rho_{in} + \rho_{out}}{2} \quad (3)$$

阀门流量计算

$$\dot{m} = C_d A_t \sqrt{2\rho_{in}(p_{in} - p_{out})} \quad (4)$$

式中: ρ 为流体密度; u 为流体流速; l 为阀前后流道长度; p 为流体压力; E 为单位质量流体总能; W 为流体动量; A 为阀前管后流道流通面积; f 单位质量流体受到管壁摩擦阻力; A_t 分别阀芯流通面积; C_d 为阀门流量系数。

流体动量与质量流量换算关系为 $W = \dot{m}l$ 。其他组件数学模型及均与文献[11]保持一致。

在仿真模型中引入阀门结构后, 阀门动作时间取阀门电信号电压波动时间 2 ms, 阀门流道长度为 0.2 m (含管路到阀门的转接管路), 水击仿真与试验对比如图 3 所示。图 3 中可以看出, 考虑阀门前后流道结构后, 成功捕捉到氧化剂供应系统关机后第一个水击波上的压力尖峰, 仿真压力尖峰与试验值一致, 验证了前文分析的正确性。

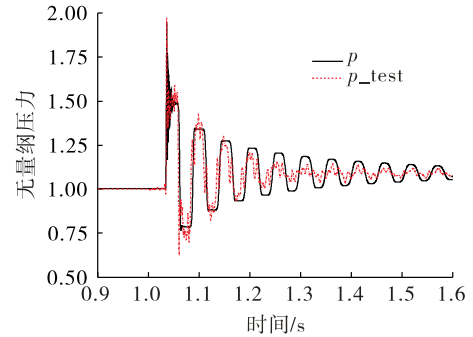


图 3 考虑阀前狭窄流道影响的仿真结果

Fig. 3 Simulation results considering the influence of narrow flow channel in front of valve

2 局部水击影响因素分析

为分析该水击尖峰形成的主要敏感因素, 改变阀门入口流道长度直径及阀门动作时间进行进一步分析, 为试验台系统及阀门设计提供指导。

2.1 改变阀门入口管长度直径

阀门动作时间、系统流量、贮箱到阀芯前管路总长及其他参数保持不变, 将阀门入口流道长度分别增大到供应管路总长的 20% 和 50%, 相应的供应管路长度分别缩短 20% 和 50%, 各工况下贮箱到阀前供应管路尺寸和阀前流道尺寸如表 1 所示, 无量纲仿真结果如图 4 所示。

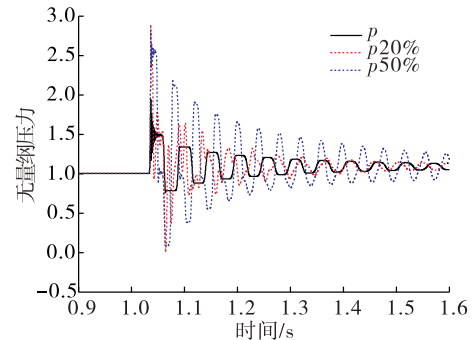


图 4 变截面管路对水击压力的影响

Fig. 4 Influence of variable cross-section pipeline on water hammer

表 1 各工况供应管路尺寸及阀前流道尺寸

Tab. 1 Dimensions of supply pipeline and flow channel in front of valve under various working conditions

工况	贮箱到阀前 管路长度/m	阀前流道 长度/m	贮箱到阀 芯总长度/m
固有设计	13.00	0.20	13.2
20% 工况	2.64	10.56	13.2
50% 工况	6.60	6.60	13.2

注:贮箱到阀前管路直径均为 $\phi 32$ mm, 阀前流道均为 $\phi 18$ mm。

图 4 中 p 、 $p_{20\%}$ 、 $p_{50\%}$ 分别为阀芯前窄流道长度保持不变、占供应管路总长的 20% 和 50% 时的仿真曲线, 对应的水击峰值分别为 1.6 倍、2.4 倍和 2.34 倍的稳态压力。其中阀芯前窄流道长度为 0.2 m 时水击较小是因为阀门流道太短, 对应水击周期为 0.57 ms, 小于阀门动作时间的 2 ms, 为不完全水击, 水击没来得及充分发展, 水击值较小, 而当阀芯前流道长度为 2.64 m 和 6.6 m 时为完全水击, 水击值较大(约 2.4 倍的稳态压力)。

图 5 为图 4 中第一个水击波局部放大图, 同时给出了不同直径管路产生的水击波持续时间。图中可以看出, 阀芯前窄流道长度为 0.2 m 时, 第一个水击尖峰持续时间极短, 仅不到 1 ms; 流道长度取供应管路总长的 20% 时, 水击表现为阶梯状, 第一段高幅值水击的半个水击周期持续时间为 6.9 ms, 占完整水击半个波长的 24% (28 ms); 流道长度取供应管路总长的 50% 时, 水击同样为阶梯状, 第一段高幅值水击的半个水击周期持续时间为 14.5 ms, 占完整水击半个波长的 51.2%。由此可以看出, 一方面由于管径变化导致推进剂流速变化, 造成水击幅值的改变, 该幅值的大小可以通过完全水击或不完全水击计算公式得到; 另一方面, 当供应管路直径发生变化时, 水击表现为阶梯状, 不同幅值水击的持续时间基本与该段管路在整个供应管路中的长度占比呈正比。考虑阀门前局部狭窄流道影响的水击过程可看作是变截面积管路水击的极端情况, 即阀前细管路极短, 造成局部水击持续时间短、频率高、收敛快, 最终阶梯状水击呈现为压力尖峰形态。因此, 在阀门及试验系统设计时, 应尽量避免阀芯前出现细管道, 以防止较大水击风险。

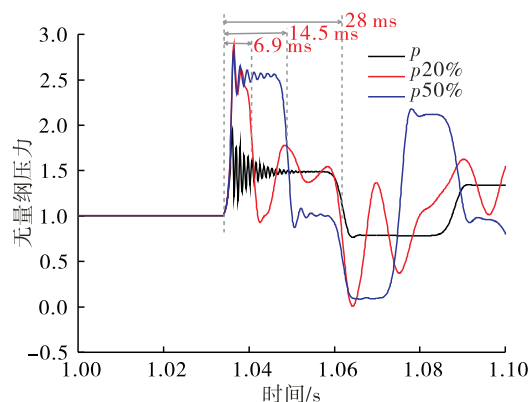


图 5 不同幅值水击持续时间对比

Fig. 5 Comparison of water hammer duration with different amplitudes

2.2 阀门动作时间影响

系统流量、及其他参数保持不变, 将阀门动作时间分别调整为 1 ms 和 3 ms, 无量纲仿真结果如图 6 所示。

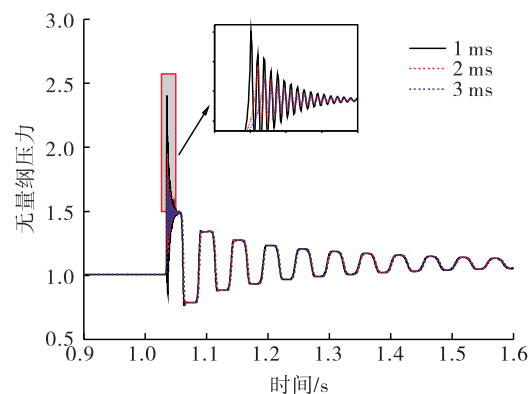


图 6 阀门动作时间的影响

Fig. 6 Influence of valve action time on water hammer

图中阀门动作时间为 1 ms、2 ms、3 ms 时, 水击压力峰分别为 2.0 倍、1.6 倍和 1.47 倍的稳态压力。如前文所述, 由于阀芯前细流道较短, 该局部水击为不完全水击, 水击幅值随着阀芯动作时间延长快速下降。因此, 在有条件的情况下延长阀门动作时间, 对降低水击风险是有利的。

3 结论

本文针对液体火箭发动机及其试验台系统关机过程中水击波上叠加的压力尖峰现象, 进行试验验证和仿真研究, 在文献[11]的基础上改进阀门模

型,成功复现了阀门水击波上叠加的压力尖峰现象。针对该水机压力尖峰的影响因素进行分析,主要结论如下:

1) 发动机及试验台关机初期,在水击波上叠加的压力尖峰是由于阀芯前局部流道变窄,推进剂加速,造成的大幅值水击。由于阀芯前细流道一般较短,导致该水击虽然幅值大,但频率高,收敛快,持续时间短,一般试验中仅能观测到一条极陡峭的压力尖峰。

2) 对于变管径供应管路而言,关机水击随管径变化呈阶梯状,水击增量幅值随管径(流速)变化而变化,管径越大,推进剂流速越低,水击增量越小;另一方面不同幅值水击波持续长短与相应管路在总的供应管路中的长度占比基本成正比。

3) 阀芯前细流道一般较短,局部水击造成的压力尖峰为不完全水击,因此在进行阀门或试验系统设计时,延长阀门动作时间,有利于降低该水击尖峰。

参考文献:

- [1] WYLIE E B, STREETER V L, SUO L S. Fluid transients in systems[M]. New Jersey: Prentice Hall Inc, 1993.
- [2] 李文勋. 水力学中的微分方程及其应用[M]. 韩祖恒, 郑开琪, 译. 上海: 上海科学技术出版社, 1982.
- [3] 李树慧, 蔡怀森. 浅析水击理论的发展及现状[J]. 科技信息, 2010(3): 422-423.
- [4] 黎勤武, 张为华, 王振国, 等. 空间发动机系统关机过程水击现象理论分析[J]. 推进技术, 1998, 19(3): 27-29.
- [5] 刘洋, 曹文庆, 唐斌运, 等. 试验台冷却水系统水击压力仿真研究[J]. 火箭推进, 2016, 42(1): 83-87.
LIU Y, CAO W Q, TANG B Y, et al. Simulation study on water hammer pressure in cooling water system of LRE test-bed[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2016, 42(1): 83-87.
- [6] 刘海飞, 陈虹, 王天祥, 等. 低温液体推进剂加注管路中水击现象研究[C]//第十三届全国水动力学学术会议暨第二十六届全国水动力学研讨会论文集. 青岛: 水动力学学术学会, 2014.
- [7] 窦唯, 胡长喜. 液体火箭发动机水击特性仿真及试验研究[J]. 火箭推进, 2013, 39(2): 40-45.
DOU W, HU C X. Simulation and testing research for water hammer characteristic of liquid rocket engine[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2013, 39(2): 40-45.
- [8] 刘照智, 丁鹏飞, 田青亚. 液氢加注系统水击问题数值分析[J]. 导弹与航天运载技术, 2010, (4): 10-12.
- [9] 曹慧哲, 贺志宏, 何钟怡. 有压管道水击波动过程及优化控制的解析研究[J]. 工程力学, 2008, 25(6): 22-26.
- [10] 陈勇, 李隆键, 程静. 液氧输送管路中阀控瞬变的数值计算[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2013, 45(9): 75-81.
- [11] 周晨初, 李舒欣, 陈宏玉, 等. 液体火箭发动机关机水击特性仿真[J]. 火箭推进, 2021, 47(1): 70-75.
ZHOU C C, LI S X, CHEN H Y, et al. Simulation on water hammer during liquid rocket engine shutdown[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2021, 47(1): 70-75.
- [12] SASSNICK H D, KRUELLE G. Numerical simulation of transients in feed systems for cryogenic rocket engines[C]//31st Joint Propulsion Conference and Exhibit. San Diego, CA: AIAA, 1995.
- [13] 林景松, 王平阳, 高红, 等. 液体火箭发动机关机水击的数值模拟[J]. 上海航天, 2008, 25(3): 53-57.
- [14] 张育林, 刘昆, 程谋森. 液体火箭发动机动力学理论与应用[M]. 北京: 科学出版社, 2005.
- [15] 刘昆, 张育林. 一维可压缩流的有限元状态空间模型[J]. 推进技术, 1999, 20(5): 62-66.
- [16] HELMICKI A J, JAWOED S, KOLCIO K. Propulsion system modelling for condition monitoring and control: a status report[EB/OL]. 1994.
- [17] KOLCIO K, HELMICKI A J, JAWOED S. Propulsion system modeling for condition monitoring and control: part II application to the SSME[R]. AIAA 94-3228.
- [18] TIJSESELING A S, BERGANT A. Meshless computation of water hammer[C]//Proceedings of 2nd IAHR International Meeting of the Workgroup on Cavitation and Dynamic Problems in Hydraulic Machinery and Systems. Timisoara, Romania: IAHR, 2007.
- [19] 陈宏玉, 刘红军, 刘上. 水击问题的 Fourier 谱方法计算[J]. 火箭推进, 2012, 38(3): 7-11.
CHEN H Y, LIU H J, LIU S. Spectral-Fourier method for water hammer[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2012, 38(3): 7-11.
- [20] 陈宏玉, 刘红军, 陈建华, 等. Chebyshev 超谱粘性法在推进剂供应管路非定常流动分析中的应用[J]. 推进技术, 2012, 33(5): 804-808.
- [21] GUO B Y. Spectral methods and their applications[M]. Singapore: World Scientific, 1998.