

0.3 m 低温风洞液氮供给系统研制

张 伟, 高 荣, 张双喜, 陈万华, 陈振华, 宋远佳
(中国空气动力研究与发展中心 设备设计及测试技术研究所, 四川 绵阳 621000)

摘 要: 基于系统级的一维热流体模拟分析,建立了适用于研究分析 0.3 m 低温风洞液氮供给系统的数学模型,并开展了系统漏热、两相流及缓冲罐中液氮容积等流体动力学分析;在系统现有控制策略及试验数据的基础上,基于该数学模型开展了系统压力动态响应分析,获得了在阀门动态调节过程中管网压力的瞬态响应,计算结果与试验值的总体误差控制在 10% 以内。喷射压力一致化改造避免了阀间干扰,添加的回流管道消除了供给末端的两相流现象,使喷射压力控制精度达到 1.1%,调节时间减少到 23 s,实现了风洞总温快速安全调节和精确控制。

关 键 词: 液氮供给系统; 低温风洞; 传热分析; 两相流; 动态模拟

中图分类号: V211 **文献标志码:** A

Development of liquid nitrogen supplying system of 0.3 m cryogenic wind tunnel

ZHANG Wei, GAO Rong, ZHANG Shuangxi, CHEN Wanhua,
CHEN Zhenhua, SONG Yuanjia
(Facility Design and Instrumentation Institute,
China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang Sichuan 621000, China)

Abstract: A numerical model was built to investigate the dynamic performance of the liquid nitrogen supplying system in the 0.3 m cryogenic wind tunnel. Based on one-dimensional thermal fluid analysis, the model was used to analyze heat leakage, level of the accumulator, two-phase flow and injection pressure. Combining the numerical model with control strategy and experiments, the dynamic pressure analysis for the injection rake was achieved. It showed that the relative error between numerical results and experimental data was below 10%. During experimental validation, the interference of the four regulating valves was avoided with universalization of the nominal working pressure of injection nozzles and convergence of pipes after these valves. The second recirculation pipe above the injection rake was used to eliminate the two-phase flow phenomenon of the terminal of the system, helping to make the control accuracy reach 1.1%, and adjust time to 23 s. With the numerical studies and reconstruction of the pipes and nozzles, the liquid nitrogen supplying system is able to meet the requirement of the total temperature control of the wind tunnel.

收稿日期: 2019-11-25
基金项目: 国家自然科学基金青年基金(51806234)
作者简介: 张伟(1988—),男,工程师,硕士,主要从事风洞结构设计。
通信作者: 陈万华(1975—),男,副研究员,硕士,主要从事风洞结构设计。E-mail: barener@126.com

引用格式: 张伟,高荣,张双喜,等. 0.3 m 低温风洞液氮供给系统研制[J]. 航空动力学报,2020,35(5):1009-1017. ZHANG Wei, GAO Rong, ZHANG Shuangxi, et al. Development of liquid nitrogen supplying system of 0.3 m cryogenic wind tunnel[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(5): 1009-1017.

Key words: liquid nitrogen supplying system; cryogenic wind tunnel;
heat transfer analysis; two phase flow; dynamic simulation

雷诺数表征气体惯性力与黏性力之比,是流动分型与演化的关键参数,影响边界层发展、转捩和分离。开展飞行雷诺数下的模拟试验对大型客机、运输飞机和远程作战飞机具有重要意义,雷诺数模拟能力不足会使常规风洞模拟试验结果偏离飞行器真实性能,导致设计方案更改,甚至发生严重事故^[1-2]。世界上仅有的两座生产型高雷诺数低温风洞——美国国家跨声速风洞(NTF)和欧洲跨声速风洞(ETW)在研发大型客机、大尺寸航空航天飞行器等高雷诺数飞行设备过程中发挥了举足轻重的作用,有效提升了大型客机、运输机、远程作战飞机的精细化设计水平,并有效保障其安全性、经济性和舒适性^[3]。

液氮供给系统是低温风洞的核心系统之一,它向洞体内喷射液氮实现洞体降温和低温持续运行^[4-5]。液氮喷射流量的精确控制和快速调节是风洞总温控制、有序降温的基础和前提^[6-7]。由于液氮饱和和温度低的特性,其管道输送过程中,不可避免地因漏热、汽蚀等作用,在管道内形成气液两相流,而非传统的单相流体输送,从而使管路压力特性发生非线性变化,阀门及喷嘴特性偏离设计值,最终影响系统的压力控制精度和响应时间^[8],从而对低温风洞按要求降温,试验总温控制和调节产生直接影响。ETW在调试时曾因不能有效控制液氮喷射量,大量液氮溅落在承压壳体上,对结构安全性产生影响^[9]。

NTF和ETW两座大型生产型低温风洞的液氮供给系统采用多台离心泵组合将液氮输送至风洞内部的喷射排架^[10]。由于风洞尺寸大,可容纳较多数量喷嘴,流量分辨率高,因此采用喷射压力不变,通过调节喷嘴开启的数量来实现喷射流量的调节^[8,11]。德国科隆低温风洞(KKK)风洞尺度较大,但由于流速较低(最大马赫数0.4),液氮喷射流量较小,最开始采用离心泵输送方式,后续采用储罐增压挤推方式^[12]。西北工业大学NF-6风洞是对原常温风洞进行雷诺数提高的改造,同样采用液氮储罐增压挤推方式,但设计的最低温度较高,约253 K,稳定段总温均匀性约 ± 2 K,低温试验时间较短(90 s)^[13]。张蓓乐等^[14]开发了用于座舱盖高空低温环境飞行疲劳试验考核的低温环境模拟测试试验台,该平台最低温度约243 K,对总温控制精度要求低。阮一逍、廖达

雄等^[15-16]开展了氮液滴在气流中的破碎、蒸发等模拟,但并未研究如何实现喷射压力控制。0.3 m连续式跨超声速低温风洞(简称为0.3 m低温风洞)技术指标要求相对更高:总温精度 ± 0.5 K,总压控制精度0.3%,最低试验温度110 K,试验时长可达数小时。同时由于喷嘴数量有限,流量调节需通过喷射压力和喷嘴开启数量相耦合的方式共同调节。这样的工作特点要求液氮供给系统喷射压力调节时间短,精度高。

本文以初始状态的0.3 m低温风洞液氮供给系统为研究对象,分析了初期液氮供给系统喷射压力控制精度差、响应慢的原因,在结合流动、结构和控制的基础上开展了喷射压力动态模拟,随后优化了设备配置,改进了工艺流程,提高了喷射压力控制精度和快速响应能力,最终实现了风洞总温精确控制和迅速调节,满足了风洞试验要求。

1 系统初始性能

1.1 工作原理

0.3 m低温风洞通过安装在4个液氮喷射排架上的共20只喷嘴向洞体内喷射液氮实现降温和低温运行,液氮喷射流量是通过启闭喷嘴的数量和调节喷嘴喷射压差共同作用实现精确控制,如图1所示。液氮供给系统的工作原理是通过两台回流调节阀PCV1801-1802调节液氮缓冲罐压力(第一级压力),使其保持在一个较高压力(2.6~3.5 MPa),再通过调节供液管路上的四台调节阀PCV1804-1807控制液氮喷射排架的喷射压力(第二级压力,0.9~3.0 MPa),同时控制喷嘴的开启数量,从而在工作流量范围内实现液氮喷射量的精确控制和连续调节。

1.2 初始性能

一级压力的稳定是液氮供给系统提供精确可调喷射压力的前提条件。由于柱塞泵工作原理,其出口压力呈周期性波动(幅值 ± 0.2 MPa),也即是缓冲罐的入口压力波动。在设定缓冲罐压力,下游工况不变,回流阀PCV1801-1802处于自动调节条件下,缓冲罐出口压力波动在180 s内压力稳定在 $\pm 3\%$,240 s内压力稳定在 $\pm 1.5\%$,最终压力控制精度可达 $\pm 0.5\%$ 。此时打开放空阀V1803,模拟喷嘴喷射流量变化。结果显示一级

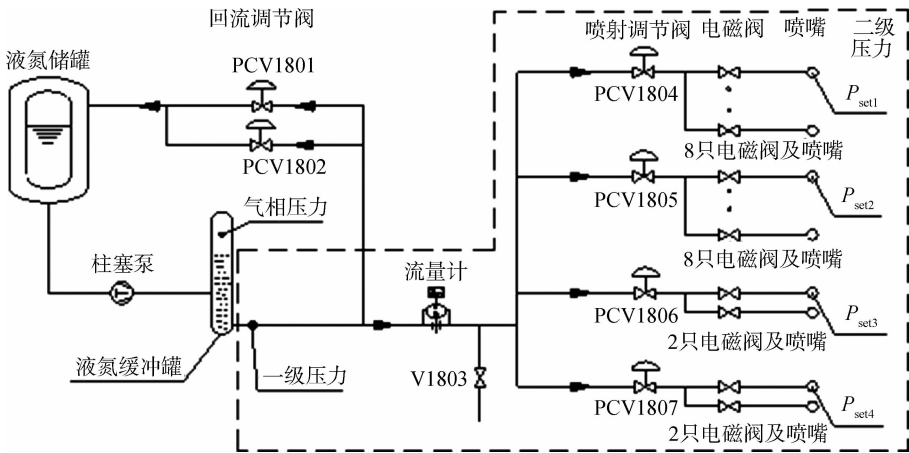


图 1 液氮供给系统初始状态原理图

Fig. 1 Schematic of original liquid nitrogen supplying system

压力稳定时间较长,到达±3%控制精度的时间约 180 s,试验表明在缓冲罐作用下一级压力控制精度虽较高,但响应时间过长,不能满足第二级快速调压要求,使风洞的总温控制时间远大于 60 s,部分试验结果如图 2 所示。作为对比,NTF 的引导风洞——0.3 m 跨声速低温风洞(0.3TCT)总温变化 15 K,响应时间仅需 18 s^[17]。

度约±1.72 kPa,总温控制精度±0.25 K^[18]。

2 模拟分析

为改善系统的调节性能,促进风洞调试进度,开展了系统级的一维建模分析,判断阀门调节过程中系统的压力响应特性,并探索系统工艺流程改进方案。

2.1 液氮状态分析

虽然液氮供给管路主要由真空绝热管路和发泡保温管路组成,但系统仍有微量漏热。考虑到泵后液氮处于过冷状态,缓冲罐内部压力较高,且自底部以单相状态排液,因此以缓冲罐出口至喷射排架间的管路(图 1 所示虚线框内)作为研究对象。并以缓冲罐底部的温度传感器和顶部的压力传感器测量值作为后续管路的液氮输入状态。

真空绝热管路的漏热包括辐射换热和残余气体导热,其中辐射漏热量 Q_1 可根据斯蒂芬-玻尔兹曼方程计算。

$$Q_1 = \pi d_{in} L_1 \epsilon \sigma (T_{w,out}^4 - T_{w,in}^4) \psi \quad (1)$$

$$\epsilon = \left[\frac{1}{\epsilon_{w,in}} + \frac{d_{in}}{d_{out}} \left(\frac{1}{\epsilon_{w,out}} - 1 \right) \right]^{-1} \quad (2)$$

式中 d_{in} 是内管外壁直径; L_1 是真空绝热管路长度; ϵ 是综合发射率; σ 是黑体辐射常数; $T_{w,out}$ 是真空管外管的温度; $T_{w,in}$ 是内管温度; ψ 是相对辐射的角系数; $\epsilon_{w,in}$ 是内管外壁面的发射率; $\epsilon_{w,out}$ 是外管内壁面的发射率; d_{out} 是外管外壁的直径。残余气体导热率 Q_2 可根据下式计算。

$$Q_2 = \pi d_{in} L_1 k \alpha p (T_{w,out} - T_{w,in}) \quad (3)$$

$$\alpha = \left[\frac{1}{\alpha_{in}} + \frac{d_{in}}{d_{out}} \left(\frac{1}{\alpha_{out}} - 1 \right) \right]^{-1} \quad (4)$$

$$k = \frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \sqrt{\frac{R}{8\pi M_{air} T_{air}}} \quad (5)$$

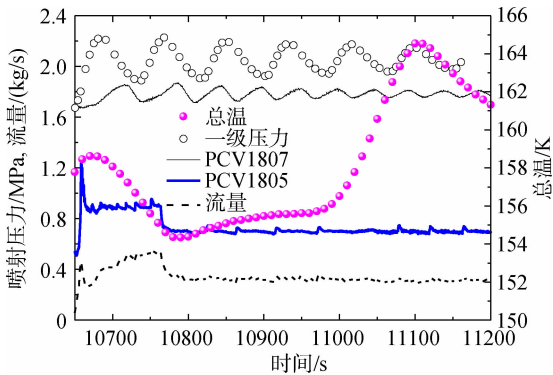


图 2 液氮供给系统初始状态性能

Fig. 2 Original performance of the liquid notrogen supplying system

图 1 中各调节阀后的喷嘴数量及型号不一致,各调节阀(PCV1804~1807)处于独立调节状态。以调压阀 PCV1807 为例,其管道末端连接的是 2 只流量最小的 P32 喷嘴。前期调试中,设定喷射压力 1.8 MPa 的试验结果如图 2 所示,可见此时喷射受第一级压力影响明显,阀后压力表现为低频波动,测量压力与设定值偏差约 3.3%。试验中其它设定压力下,阀后的压力控制精度约 2.7%~6.3% (峰值偏差)。这种低频波动和较大偏差不能满足风洞的总温调节需求(±0.5 K),同时也给风洞总压控制带来干扰。作为对比,0.3TCT 总压控制精

式中 k 是气体的自由分子导热系数; α 是综合热适应系数; $\alpha_{in}、\alpha_{out}$ 分别是残余气体对夹层内、外表面的热适应系数; p 是真空夹层压力; γ 是气体的比热容比; R 是通用气体常数; M_{air} 是空气相对分子质量; T_{air} 是夹层空气温度。

发泡保温管路由不锈钢内管、保温层和不锈钢蒙皮组成,其漏热量 Q_3 可通过下式计算。

$$Q_3 = \frac{2\pi L_2 (T_e - T_i)}{\frac{\ln(d_2/d_1)}{\lambda_1} + \frac{\ln(d_3/d_2)}{\lambda_2} + \frac{\ln(d_4/d_3)}{\lambda_3}} \tag{6}$$

式中 L_2 是发泡保温管路长度; T_e 是环境温度; T_i 是管路中液氮温度; $d_1、d_2、d_3、d_4$ 分别是内管内径、内管外径、发泡层外径、不锈钢蒙皮外径; $\lambda_1、\lambda_2、\lambda_3$ 分别是不锈钢内管(低温)、保温层和不锈钢蒙皮(常温)的导热系数。

忽略液氮输送过程中流阻产生的热量,输送管路总的漏热量 Q_t 如下。

$$Q_t = Q_1 + Q_2 + Q_3 \tag{7}$$

自缓冲罐流出时,液氮为过冷状态,在沿程管路漏热作用下,液氮温度逐渐增加,直至达到饱和温度。当漏热量超过临界热流量 Q_{cr} 时,液氮开始气化。液氮达到饱和状态需要的临界热流量如下。

$$Q_{cr} = q_m (H_{sat} - H_0) \tag{8}$$

式中 q_m 是液氮质量流量; H_0 是管路入口液氮的比焓; H_{sat} 是在喷射压力下饱和液氮的比焓,因为喷射压力处于动态调节中(0.9~3.0 MPa),为评估形成最恶劣工况下形成的气液两相流,此处喷射压力取 0.9 MPa。当总漏热量 Q_t 小于 Q_{cr} 时,液氮仍处于过冷状态,保持单相流动;当总漏热量 Q_t 大于 Q_{cr} 时,部分液氮气化,形成处于饱和温度下的气液两相流,并满足如下的能量守恒方程。

$$(q_m - m_g) H_i + m_g H_g = q_m H_0 + Q_t \tag{9}$$

式中 m_g 是气化形成的氮气质量, H_i 是管路出口液氮比焓, H_g 是出口氮气比焓。管路末端出口氮气的质量 m_g 和体积分数 α_g 分别如下。

$$m_g = \frac{q_m H_0 + Q_t - q_m H_i}{H_g - H_i} \tag{10}$$

$$\alpha_g = \frac{m_g / \rho_g}{(q_m - m_g) / \rho_l + m_g / \rho_g} \tag{11}$$

式中 ρ_l 和 ρ_g 分别是液氮和氮气密度。结合管路实际装置、某次试验流量的测试数据,可获得喷射末端氮气体积分数 α_g 随试验流量变化关系,如图 3 所示。可以发现试验中,大部分时间范围内流量大于 0.055 kg/s,为单相液氮流动。但在 15195~

18300 s 区间,风洞开展常温低马赫数试验,仅开启 1 只最小的喷嘴,最小流量仅 0.025 kg/s,氮气体积分数计算值可达 83%,形成明显的气液两相流,使阀门调节不稳定,非线性化,同时影响喷嘴的流量特性,对喷射压力控制精度和响应时间产生明显影响,这也是前期液氮供给系统难以为风洞总温控制提供前提条件的原因之一。

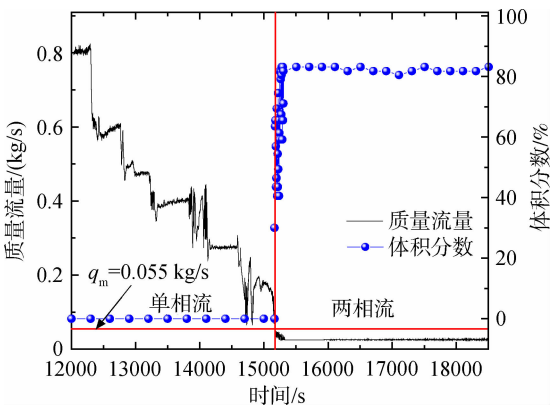


图 3 氮气体积分数和液氮质量流量变化

Fig. 3 Variation of gaseous nitrogen volume fraction and mass flow rate with time

2.2 缓冲罐液氮容积分析

缓冲罐初始状态为纯氮气,然后不断充注液氮形成稳定的液位高度。缓冲罐的液位高低对一级压力的控制精度及响应时间有着重要影响。液位越高,气相空间越小,压力响应时间变快,但对柱塞泵出口压力波动的消波作用越弱,控制精度变差;液位越低,则效果相反。

试验时回流阀 PCV1801-1802 作用下缓冲罐压力保持为 2.6 MPa(A)。若缓冲罐中介质为水——空气组合,则很容易知道空气体积为缓冲罐容积的 1/26(考虑空气真实物性则为 0.993/26)。而液氮由于气化相变,缓冲罐中氮气体积并非初始容积的 1/26。通过计算流体力学(CFD)可以建模分析缓冲罐从初始状态(内腔均为氮气)到形成稳定液位(压力 2.6 MPa)的瞬态连续变化过程,但由于需采用液氮沸腾相变模型及严格的边界条件,对经验系数要求较高,难以实现精确模拟,不能准确反映试验且计算周期较长。

注意到在试验完成、液氮泵停止工作后,缓冲罐不再有液氮补充。由于其压力高于液氮储槽及连接管路,其中的液氮将逐步排出,气相压力(位置如图 1)持续降低。通过对排液过程内腔气体膨胀降压开展数学建模,可获得液氮泵停止运行

瞬间液氮容积及气相空间大小。缓冲罐质量守恒方程如下。

$$q_{\text{pump}} = \sum_{i=1}^{1802} q_{\text{pcvi}} + q_{\text{m}} \tag{12}$$

式中 q_{pump} 是液氮泵的质量流量,此时为 0;各调节阀的质量流量 q_{pcvi} 可用下式计算。

$$q_{\text{pcvi}} = \frac{C_{\text{vi}} \rho_{\text{LN}_2}}{3600 \times 1.167 \sqrt{0.1 \rho_{\text{LN}_2} \Delta p_i}} \tag{13}$$

$$C_{\text{vi}} = f(k_i) \tag{14}$$

式中 ρ_{LN_2} 是液氮密度; Δp_i 是试验中调节阀工作压力差; ρ_{water} 是水的密度; C_{vi} 是调节阀 i 在不同开度 k_i 下的流量系数,具体值可通过 6 只调节阀特性曲线获得,如图 4 所示。

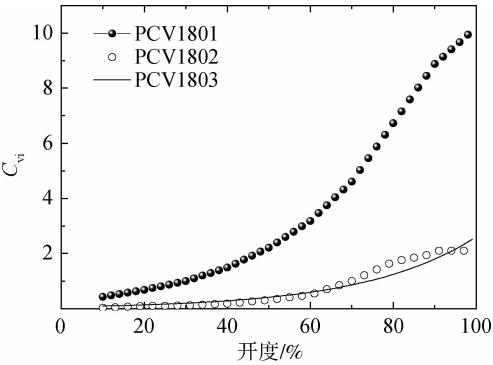


图 4 调节阀 C_{vi} 随开度变化

Fig. 4 C_{vi} of different control valves versus valve opening

缓存罐气相体积 v_{g} 和罐内初始氮气质量 m_0 分别为

$$v_{\text{g}} = v_{\text{tank}} - (v_{\text{l0}} - q_{\text{m}} t) \tag{15}$$

$$m_0 = \rho_0 (v_{\text{tank}} - v_{\text{l0}}) \tag{16}$$

式中 v_{tank} 是缓冲罐容积, 0.76 m^3 ; t 是时间; v_{l0} 是结束瞬间液氮容积; ρ_0 是初始状态氮气密度。排液过程也即是气体膨胀过程中,由于液氮(氮气)温度较低,且压力(约 2.6 MPa)大于临界压力(3.396 MPa)的一半,此时不宜再采用理想气体状态方程,而采用基于气液相平衡的 RKS(Redlich-Kwong-Soave)方程及绝热膨胀求解缓冲罐中氮气压力 p_{tank} 。

$$p_{\text{tank}} = \frac{RT}{v_{\text{m}} - b} - \frac{a}{v_{\text{m}}(v_{\text{m}} + b)} \tag{17}$$

$$v_{\text{m}} = \frac{M v_{\text{g}}}{m_0} \tag{18}$$

$$a = \frac{\Omega_{\text{a}} R^2 T_{\text{c}}^2 \alpha}{p_{\text{c}}} \tag{19}$$

$$b = \frac{\Omega_{\text{b}} R T_{\text{c}}}{p_{\text{c}}} \tag{20}$$

$$\alpha = \left\{ 1 + m \left[1 - \left(\frac{273.15}{T_{\text{c}}} \right)^{0.5} \right] \right\}^2 \tag{21}$$

$$m = 0.480 + 1.574 \omega - 0.176 \omega^2 \tag{22}$$

式中 a 、 b 、 α 、 m 是方程系数; T 是氮气温度; v_{m} 是氮气摩尔体积; M 是氮气摩尔质量; T_{c} 是氮气临界温度; p_{c} 是氮气临界压力; ω 是氮气的偏心因子,为 0.04; Ω_{a} 、 Ω_{b} 是方程常数,分别为 0.42748、0.08664。

结合上述方程(式(12)~式(22)),建立基于氮气温度 T 和初始液氮容积 v_{l0} 的数学模型,可描述试验结束时缓冲罐排液过程的压力变化。基于 4 月 17 日~5 月 4 日间的 5 次试验结束缓冲罐中氮气压力随时间变化的试验数据和最优化算法,数值求解可得初始液氮容积 v_{l0} ,如表 1 所示。图中 5 次试验求解获得的 v_{l0} 基本一致,平均值为 0.53 m^3 ,最大偏差为 3.3%。气相空间占比约 7.8/26,明显高于水——空气组合的 1/26。这是因为液氮气化成为气相空间氮气的一个重要来源,水——空气组合中缺乏相变,空气质量则保持恒定。同时,在缓冲罐侧面安装了 5 只温度传感器,各传感器所在液位对应容积及 5 月 10 日试验的测量温度如表 2 所示。温度传感器 T1-T4 温度较低,约 98 K,温度传感器 T5 明显增加,约 272.6 K,可知罐中液氮液位介于温度传感器 T4 和 T5 之间,也即 v_{l0} 在 0.51 m^3 至 0.59 m^3 之间,与表 1 中计算值相符。采用表 1 求解值的平均值(0.53 m^3)作为初始液氮容积,计算得到的缓冲罐氮气压力和 5 月 10 日的试验对比如图 5 所示。两者吻合较好,反映了液氮容积求解的准确性。

表 1 不同试验时计算的液氮容积

Table 1 Liquid nitrogen volume of different experiments

日期	体积/ m^3	日期	体积/ m^3
4 月 17 日	0.549	4 月 25 日	0.552
4 月 18 日	0.532	5 月 4 日	0.516
4 月 20 日	0.518		

表 2 不同传感器的对应位置体积及温度

Table 2 Position and temperature of different sensors

传感器序号	体积/ m^3	温度/K
T1	0.25	99.3
T2	0.34	98.9
T3	0.42	98
T4	0.51	97.2
T5	0.59	272.6

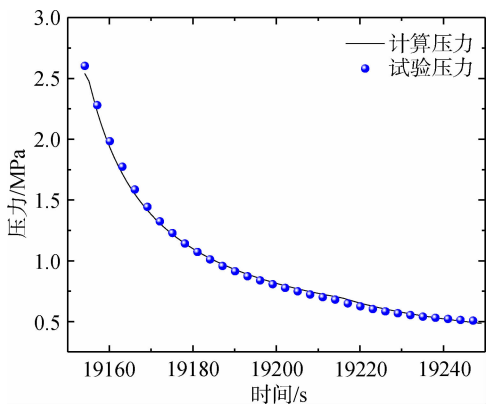


图 5 计算压力和试验压力对比

Fig. 5 Pressure comparison between calculations and experiments

2.3 喷射压力动态分析

在获得缓冲罐中液氮容积、气相空间大小的基础上,可开展完整的供给系统建模,模拟分析各调节阀在调节过程中系统的压力变化规律,为系统调试提供指导分析。结合试验中调节阀 PCV1804-1807 的开度,求解可得喷射压力 p_{in_cal} 。

$$p_{in_cal} = p_{tank} - \left[\frac{2.38 \times 10^{-4} q_{measured} \sqrt{\frac{0.1 \rho_{LN2}}{\rho_{water}}}}{\rho_{LN2} \sum_{1804}^{1807} C_{vi}} \right]^2 \tag{23}$$

以 5 月 10 日试验为例,试验值和计算值对比如图 6 所示,可见一级压力 p_{tank} 和试验值吻合比较好,总体相对误差在 2% 以内,最大相对误差 2.3%。喷射压力 p_{in_cal} 和试验值相比,总体相对误差在 10% 以内,局部点最大相对误差 13.6%,最小相对误差为 4.55%。可见所开展的系统级一维建模计算值与试验值吻合较好,动态变化一致,可以用于模拟在调节阀作用下系统的瞬态响

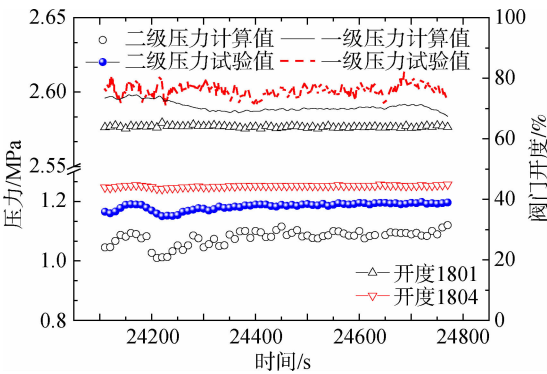


图 6 液氮供给系统压力动态模拟

Fig. 6 Dynamic pressure simulation of liquid nitrogen supplying system

应,为控制系统改进策略和程序参数提供指导,减少摸索试验次数。

3 装置优化

液氮供给系统初期喷射压力精度差,响应慢的试验现象及模拟分析表明设备及工艺流程难以满足风洞总温控制需求,需开展改进和优化以提高系统性能。

3.1 喷射压力一致化

0.3 m 低温风洞液氮喷射排架初始 20 只喷嘴包含 4 种型号,其中 TF10 和 TF6 的额定工作压差为 2 MPa,分别由调节阀 PCV1804 和调节阀 PCV1805 控制;喷嘴 P66 和 P32 的额定工作压差为 3 MPa,分别由调节阀 PCV1806 和调节阀 PCV1807 控制。为实现不同喷嘴额定工作压力,4 只调节阀为独立控制,如图 1 所示。但试验表明喷嘴喷射压力相差较大,且 4 只并联的调节阀距总管道较近,导致阀门调节存在相互干扰。尤其是调节阀 PCV1804 的 C_{vi} 值大幅高于其他阀门,所连接的 TF10 喷嘴组流量最大,其调节动作对总管路压力存在较大影响,也即是对其余调节阀入口压力产生干扰,从而难以实现 PCV1804-1807 独立调节并同时达到喷嘴不同的需求压力。

为减小阀间干扰及实现风洞喷射流量连续调节,对喷嘴组配置进行了优化。将原喷嘴更换为 3 种额定工作压差均为 1.2 MPa 的喷嘴,按流量分为 3 只小喷嘴,3 只中喷嘴,14 只大喷嘴,并将四只调节阀后的管路汇流,喷嘴组及电磁阀连接在汇聚管上,原理如图 7 所示。控制策略方面,4 只调节阀改为同时调节且开度始终一致。喷嘴喷射压力一致化和管路汇流避免了阀间干扰,降低了系统工作压力,提高了系统的稳定性,同时减少了柱塞泵的工作负荷,提高了管路安全性。

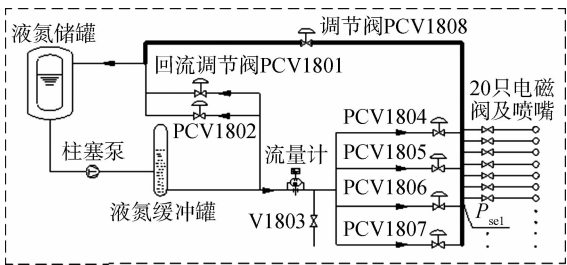


图 7 完成改进后的液氮供给系统原理图

Fig. 7 Schematic of improved liquid nitrogen supplying system

3.2 增加二次回流管路

在完成喷嘴更换、喷射压力一致化后,阀间干扰明显减弱,但喷射压力控制精度和响应时间仍难以满足风洞总温控制需求。尤其是在喷射流量较小时,喷射压力不能快速跟随控制系统设定值,响应时间长。图 3 所示的在输送流量小于 0.055 kg/s 时形成的气液两相流使喷嘴流量偏离正常流量特性曲线,同时增加了系统惯性,使喷射压力调节响应时间变长,控制精度降低。尤其是四只调节阀组与喷射电磁阀间的管路中液氮气化并集聚在排架顶部四只管路的汇接管中,使喷射压力调节响应慢,控制精度较差。另一方面,开启不同数量喷嘴,液氮流量的额定值和阀门理论开度如表 3 所示。在开启 3 只小喷嘴,3 只中等流量喷嘴时,液氮额定流量为 0.375 kg/s,阀门理论开度为 23.4%,而在此之前调节阀开度小于 20%,并非处于较优的调节区间内,调节能力受限。

表 3 不同喷嘴数量下的液氮流量和阀门开度

Table 3 Liquid nitrogen flow rate and valves opening under different nozzles

喷嘴数量	液氮流量/(kg/s)	阀门开度/%
1 小	0.025	1.8
2 小	0.05	3.6
3 小	0.075	5.4
3 小 1 中	0.175	12.4
3 小 2 中	0.275	19.4
3 小 3 中	0.375	24.3

针对管中气液两相流和非较优调节区间现象,对工艺流程进行了优化。在汇集管上增加了二次回流管道,且管路上安装有处于固定开度的调节阀 PCV1808,使即便喷嘴全部关闭的情况下供给管路中仍有约 0.25 kg/s 的液氮流量,阀门 PCV1804-1807 仍有 17.8% 的开度,使管路中始终保持为单相液氮,确保喷嘴正常工作。完成管路改进后的液氮供给系统原理如图 7 所示。

4 改进后性能研究

在完成模拟分析、喷嘴更换、管路工艺流程改进、控制策略优化^[19-20]后,开展了液氮供给系统性能调试和风洞联调。

在图 8 中,风洞处于降温阶段,马赫数从 0.19 逐渐增加至 0.29。喷射压力在 1.46~1.87

MPa 间周期性调节,耦合电磁阀开启数量,液氮流量从 0.28 kg/s 连续递增到 0.88 kg/s。稳定段总温试验值从 238 K 有序降低到 110 K,与设定降温曲线(−1.7 K/min)重合,期间温度控制最大偏差−0.49 K,相对误差 0.37%,不会因快速降温或温度失控带来明显热应力,保证了风洞结构的安全性。

图 9 所示是风洞总温设定 110 K 的试验测试。在矩形框所示的时间范围内,风洞总温及马赫数不变,喷嘴状态(数量及分布位置)未发生变化,喷射设定压力紧跟设定值,最大偏差约 1.1%。风洞测量总温最大偏差 0.14 K,满足设计指标(±0.5 K),并优于 0.3TCT 的 ±0.25 K^[18]。在图中椭圆框所示马赫数(Ma)从 0.5 调整到 0.58 时,电磁阀开启数量发生变化,喷射压力在 23 s 内调整到偏差小于 1%,风洞总温最大偏差小于 1 K,满足了风洞设计指标要求。

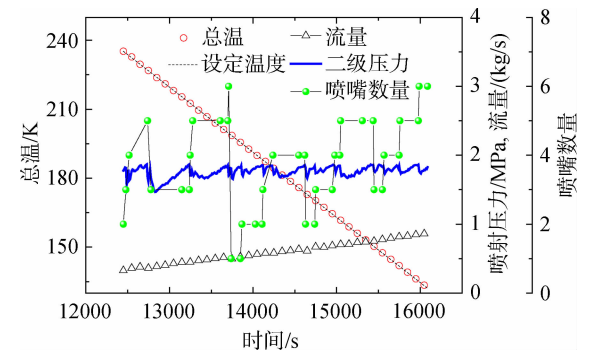


图 8 降温阶段风洞各参数变化

Fig. 8 Experimental data during wind tunnel's cooling-down process

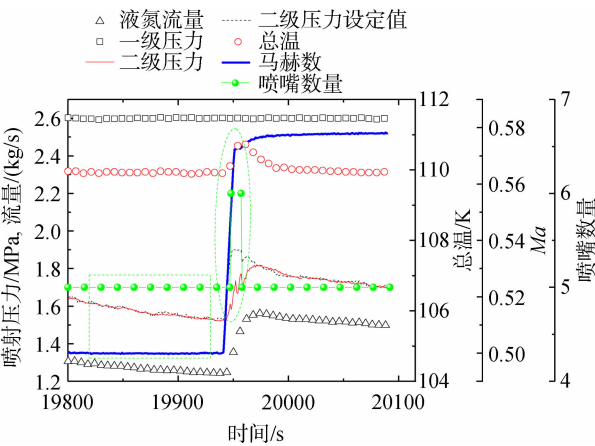


图 9 试验阶段风洞各参数变化

Fig. 9 Experimental data during wind tunnel experiment period

液氮供给系统与风洞多次联合调试试验结果和上述一致,表明工艺流程的改进减少了调节阀相互干扰,消除了供给末端的两相流现象,有效地解决了喷射压力控制精度低、响应慢难题,实现了风洞总温精确控制和快速调节。

5 结 论

基于气液两相流的液氮管网压力传热分析、动态模拟分析了 0.3 m 低温风洞液氮供给系统前期压力控制精度差,响应慢,难以满足风洞安全降温 and 总温控制的原因,并开展了相应的装置改进、工艺流程优化及试验验证。

1) 管网传热分析表明管路末端设计封闭、回流靠前导致的气液两相流是喷射压力难以实现精确控制和快速调节的主要原因;

2) 通过喷嘴喷射压力一致化及调节阀后管路汇流,避免了二级调压阀组阀门干扰,提高了压力调节的稳定性;

3) 基于气液两相流的液氮管网压力动态模拟计算结果与试验吻合较好,一级压力总体相对误差在 2% 以内,喷射压力总体相对误差在 10% 以内,表明了数学模型的准确性。但该方法存在简化较多,依赖试验数据的特点;

4) 在喷射末端增加二次回流管道后,提高了管网中最小液氮流量和阀门最小开度,使管路保持为单相流动,阀门处于较优调节区间。喷射压力控制精度和响应时间得到了较大提高,压力控制精度达到 1.1%,二级压力瞬态响应时间低于 23 s,使风洞总温控制在 ± 0.5 K 内,满足了风洞试验需求。

参考文献:

[1] ZHANG Zhen, NIU Ling. Current status and key technologies of cryogenic wind tunnel [J]. Cryogenics, 2015, 204(2):57-62.

[2] BOSNYAKOV S M, CHEVAGIN A F, VLASENKO V V. TsAGI's experience in numerical simulation of flow in cryogenic wind tunnel [C] // International Conference on the Methods of Aerophysical Research. Perm, Russia: 2016:020007.1-020007.13.

[3] 廖达雄,黄知龙,陈振华,等.大型低温高雷诺数风洞及其关键技术综述[J].实验流体力学,2014,28(2):1-6.

LIAO Daxiong, HUANG Zhilong, CHEN Zhenhua, et al. Review on large-scale cryogenic wind tunnel and key technologies[J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics, 2014, 28(2):1-6. (in Chinese)

[4] ADCOCK J B. Effect of LN₂ injection station location on

the drive fan power and LN₂ requirement of a cryogenic wind tunnel[R]. NASA-TM-X-74036, 1977.

[5] LI Jingfeng, WANG Kai, ZHANG Xiaobin, et al. A parametric sensitivity study by numerical simulations on plume dispersion of the exhaust from a cryogenic wind tunnel[J]. Journal of Zhejiang University-Science A (Applied Physics & Engineering), 2018, 19(10):746-757.

[6] KILGORE R A. Design features and operational characteristics of the Langley pilot transonic cryogenic tunnel[R]. NASA-N74-34676, 1974.

[7] 陈振华,张伟,高荣,等.液氮抽真空制冷的理论及试验[J].航空动力学报,2019,34(9):1971-1976.

CHEN Zhenhua, ZHANG Wei, GAO Rong, et al. Theoretical and experiment studies of vacuum cooling of liquid nitrogen[J]. Journal of Aerospace Power, 2019, 34(9):1971-1976. (in Chinese)

[8] GOBERT J L. ETW control system: design and first results[R]. AIAA 94-2514, 1994.

[9] SAUNDERS T B. The European transonic wind tunnel-testing at flight Reynolds numbers[R]. AIAA 96-0227, 1996.

[10] OWEN W, BISSETT C, MICHAEL H. Selected major modifications to the national transonic facility[R]. AIAA 2009-419, 2009.

[11] VENKI S, OWEN W, BISSETT R, et al. Reactivation of the NTF 3000 ton liquid nitrogen tank from ambient condition[R]. AIAA 2015-3009, 2015

[12] REBSTOCK R, ZHAI J N, SCHAFFARCZYK A. Experimental investigation of Reynolds number effect on wind turbine profiles in the cryogenic wind tunnel Cologne DNW-KKK[J]. Journal of Energy and Power Engineering, 2013, 7(10):1957-1965.

[13] 周廷波,高超,张正科,等. NF-6 风洞喷液氮降温系统研制[J].航空动力学报,2018,33(2):327-337.

ZHOU Tingbo, GAO Chao, ZHANG Zhengke, et al. Development of liquid nitrogen injection cooling system of NF-6 wind tunnel[J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(2):327-337. (in Chinese)

[14] 张蓓乐,陈小砖,薛绒,等.采用液氮喷雾技术的低温环路结构模拟系统研究[J].西安交通大学学报,2019,53(5):109-114.

ZHANG Beile, CHEN Xiaozhuan, XUE Rong, et al. Study on the low-temperature air loop simulation system based on liquid nitrogen spray technology[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2019, 53(5):109-114. (in Chinese)

[15] 阮一道,薛绒,赖欢,等.单液氮液滴在气流中的蒸发运动特性研究[J].西安交通大学学报,2017,51(6):147-152.

RUAN Yixiao, XUE Rong, LAI Huan, et al. Evaporation and movement characteristics of single liquid nitrogen droplet in high-speed gas flow[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2017, 51(6):147-152. (in Chinese)

[16] 廖达雄,张海洋,阮一道,等.氮液滴在气流中的破碎和碰撞模拟[J].哈尔滨工业大学学报,2018,50(7):185-191.

LIAO Daxiong, ZHANG Haiyang, RUAN Yixiao, et al. Numerical study on the breakup and collision of nitrogen droplets in high-speed gas flow[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2018, 50(7): 185-191. (in Chinese)

[17] THIBODEAUX J J, BALAKRISHNA S. Automatic control of a 0.3 m cryogenic test facility[J]. Journal of Guidance and Control, 1980, 4(4): 428-432.

[18] BALAKRISHNA S. Automatic control of a liquid nitrogen cooled, closed circuit, cryogenic pressure tunnel [R]. NASA-CR-162636, 1980.

[19] ZHU Rusong, YIN Guofu, TANG Gengsheng, et al. Temperature trajectory control of cryogenic wind tunnel with robust L_1 adaptive control[J]. Transactions of the Institute of Measurement and Control, 2018, 40(13): 3675-3689.

[20] ZHU Rusong, YIN Guofu, CHEN Zhenhua, et al. Temperature control of cryogenic wind tunnel with a modified L_1 adaptive output feedback control [J]. Measurement and Control, 2018, 51(9/10): 498-513.

(编辑:张 雪)