

文章编号: 1000-8055(2023)03-0596-11

doi: 10.13224/j.cnki.jasp.20210499

无水甲醇质量比对紧凑型预冷器的结霜和抑霜性能的影响

韦 宏¹, 杨学森¹, 李治达¹, 郭晓峰¹, 唐中富², 付 超², 董 威¹

(1. 上海交通大学 机械与动力工程学院, 上海 200240;

2. 北京航空航天大学 航空发动机研究院, 北京 100191)

摘 要: 在主流来流的速度值、湿度值和温度值分别为 10 m/s、6.4 g/kg 和 50 ℃ 的实验条件下, 对微管式紧凑型预冷器的结霜和抑霜性能进行了实验研究。在抑霜实验工况中, 采用无水甲醇作为抑霜的有机溶剂, 且在抑霜实验过程中喷射了三个不同质量比(0.75、1.0 和 1.25)的无水甲醇对预冷器进行抑霜。对不同实验工况的结霜和抑霜性能、压力损失系数、预冷器管束的壁面温度和预冷器的换热率进行了详细地分析。实验结果表明, 在进行结霜实验时, 当低温冷却剂流经预冷器的微细管束内部时, 在预冷器的外侧会快速地凝结霜层, 且霜层随着实验时间的增长而逐渐累积。然而, 一旦向主流来流中喷射了三个不同质量比的无水甲醇之后, 会产生非常明显的抑霜效果, 主流的压力损失系数显著下降且预冷器的换热率明显提高。此外, 预冷器微细管束的壁面温度也显著的增大了, 其壁面温度均高于水的冰点, 这是喷射无水甲醇能够产生抑霜效果的直接原因。在向主流喷射三个不同质量比的无水甲醇的抑霜实验中, 当喷射的无水甲醇的质量比为 1.0 时的抑霜效果最佳。此外, 根据对抑霜实验结果进行分析, 可以进一步地推测: 实现最优抑霜性能的最佳无水甲醇质量比可能介于 1.0~1.25 之间。

关 键 词: 微细管式紧凑型预冷器; 无水甲醇的抑霜性能; 结霜; 压力损失系数; 壁面温度; 换热率

中图分类号: V231.1

文献标志码: A

Effects of mass ratio of anhydrous methanol on frosting and defrosting performance of compact precooler

WEI Hong¹, YANG Xuesen¹, LI Zhida¹, GUO Xiaofeng¹, TANG Zhongfu²,

FU Chao², DONG Wei¹

(1. School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;

2. Research Institute of Aero-Engine, Beihang University, Beijing 100191, China)

Abstract: The frosting and defrosting performance of the microtubule compact precooler was studied under the experimental conditions of the flow velocity, the humidity value and the temperature of the main flow of 10 m/s, 6.4 g/kg and 50 ℃, respectively. Under the defrosting experimental conditions, anhydrous methanol was utilized as the solvent for defrosting, and anhydrous methanol with three different mass ratios (0.75, 1.0 and 1.25) was sprayed into the main flow for defrost the precooler during the defrosting experiments. The frosting and defrosting performance, the pressure loss coefficient, the wall surface temperature of the precooler tube bundles, and the heat transfer rate of the precooler were analyzed in detail. The experimental results revealed that when the cryogenic coolant flowed through the inside of

收稿日期: 2021-09-08

基金项目: 中国民用飞机专项研究基金 (MJ-2016-D-35)

作者简介: 韦宏(1988—), 男, 博士, 主要从事航空发动机热端部件冷却技术及高超声速飞行器预冷器等方面的研究。

通信作者: 董威(1970—), 男, 教授, 博士, 主要从事飞机及气动加热及热防护、发动机结冰与防冰等方面的研究。E-mail: wdong@sjtu.edu.cn

引用格式: 韦宏, 杨学森, 李治达, 等. 无水甲醇质量比对紧凑型预冷器的结霜和抑霜性能的影响[J]. 航空动力学报, 2023, 38(3): 596-606. WEI Hong, YANG Xuesen, LI Zhida, et al. Effects of mass ratio of anhydrous methanol on frosting and defrosting performance of compact pre-cooler[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(3): 596-606.

the microtubule bundles of the precooler, the frost later quickly condensed on the outside of the precooler, and the frost layer gradually accumulated with the experimental time. However, once anhydrous methanol of three different mass ratios was sprayed into the main flow, the defrosting effect was obviously improved, the pressure loss coefficient of the main flow was significantly decreased and the heat transfer rate of the precooler was evidently increased. In addition, in the defrosting experiments, the wall surface temperatures of the precooler tube bundles were also significantly increased higher than the freezing point of water, making the spraying anhydrous methanol produce defrosting effect. Among three different mass ratios of the sprayed anhydrous methanol, the best defrosting performance was obtained when the mass ratio of the sprayed anhydrous methanol was 1.0. Moreover, based on analysis of the defrosting experimental results, it can be further inferred that the optimal mass ratio to achieve the best defrosting performance may be between 1.0 and 1.25.

Keywords: microtubule compact precooler; defrosting performance of anhydrous methanol; frosting; pressure loss coefficient; wall surface temperature; heat transfer rate

在高超声速吸气式联合预冷循环发动机中, 为了提高发动机的推力和比冲, 通常采用的方法是增大来流气体的质量流量。然而为了增大来流气体的质量流量, 可以通过提高来流气体的密度的方法来实现这个目标。在维持来流速度不变的前提下, 尽可能地降低来流的温度, 不失为一种增大来流密度的最简单、最有效的方法。在高超声速飞行器上完成这个操作过程的部件通常被称为“预冷器”或“换热器”, 由此会使得来流气体中的水蒸气在预冷器外侧会直接凝结成霜层或者冰层, 从而导致了流道堵塞和来流气体的压力损失系数急剧增大, 同时还造成了预冷器后方的流场发生畸变和预冷器的换热性能急剧恶化, 使得发动机的性能急剧下降。因此, 在预冷器工作时需要采取一定的措施对其进行抑霜操作。对此, 日本的 ATREX 发动机^[1]和英国的 SABRE 发动机^[2]作为研究得最广泛的两种发动机, 分别设计和制造了两种不同类型的预冷器用于实验研究。

在国外方面, Varvill 等人^[2]总结了“Reaction”发动机公司改进预冷器的制造技术和霜层控制技术的方法, 而且“Reaction”发动机公司已经将结霜控制技术应用于稳态条件下运行的预冷器。此外, 他们还进一步介绍了制造各种换热器的可行性和合适的焊接技术。Sato 等人^[3-4]对一个回流环形燃烧室进行了实验研究, 他们还利用气球操纵的飞行器(BOV), 基于航空发动机部件级进行了高空实验。Fujita 等人^[5]介绍了 BOV 的设计理念和现状, 并且详细地介绍了预冷涡喷发动机的飞行模型和 S 型发动机的设计和现状。Tsuchiya 等人^[6]提出了一种跨学科的优化方法, 以完成安

装了先进吸气式发动机的高超声速飞行器的概念设计。他们利用多学科优化的方法, 得到了设计的高超声速飞行器的必要尺寸和最小高度。Harada 等人^[7]对 ATREX 发动机的预冷系统进行了总结, 他们还发现了影响预冷器性能的两个重要因素, 即来流的压力损失系数和预冷器的换热率。

为了解决预冷器结霜的问题, Harada 等人^[8-9]和 Sato 等人^[1]提出了一种方法, 即向来流空气中喷射一定质量流量的可冷凝的有机溶剂, 他们还对该方法进行了一些实验研究, 实验结果表明甲醇具有非常好的抑霜性能。此外, Harada^[10]还指出当换热器的壁面温度介于 $-53\sim-23\text{ }^{\circ}\text{C}$ 之间时, 在换热器外侧凝结的霜层比壁面温度介于 $-193\sim-113\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时凝结的霜层更加致密和牢固。除此之外, 还有一些研究人员采用一些新式方法对换热器进行了除霜实验, 如 Fukiba 等人^[11]采用射流冲击的方法对低速($\leq 3\text{ m/s}$)流动条件下的换热器进行除霜。他们的实验结果表明, 当自由来流的流速为 3 m/s 时的射流冲击除霜效果明显低于自由来流的流速为 1 m/s 时的射流冲击除霜效果。但是在没有使用射流冲击除霜的实验条件下, 当自由来流的流速为 3 m/s 时, 实验流道在 500 s 的实验时间内不会出现堵塞; 然而当自由来流的流速为 1 m/s 时, 实验流道会在 250 s 的实验时间内出现堵塞。

为了对预冷器或换热器进行除霜或抑霜, 一些学者采用了一些新的除霜方法。例如, 基于已建立的带有磁场发生器的可视化系统, Qin 等人^[12]通过实验的方法研究了磁场对冷表面霜层的形成和生长的影响。实验结果表明, 磁力在冰冻过程

中起重要作用。随着磁通量强度的增加,霜层覆盖率逐渐降低。说明磁场对冰冻过程有显著影响,磁通量密度增大导致相变力减小。Amer等人^[13]实验地研究了超声波振动对自由对流环境中结霜的影响。实验结果表明,霜层厚度随着湿度的增加而增加,霜层的性能也受到湿度的影响。与非接触振动相比,接触振动比非接触振动更有优势。且强烈的间歇接触振动是抑制霜层生长的最有效方法。对于具有密集翅片的微通道换热器, Kim等人^[14]的实验结果表明,霜层的生长主要集中在换热器正面,导致了换热器正反面霜层明显不均匀,且换热性能迅速下降。在前几次结霜/除霜循环实验中,与自然对流相比,强制对流除霜减少了翅片间的残留水,从而提高了换热器的热性能。但是经过多次结霜/除霜循环实验,强制对流除霜的相对改善效果变小,自然对流与强制对流的差异也变小了。

在国内,也有一些学者对预冷器或者紧凑型换热器进行了相关实验研究,但是对微细管或紧凑型换热器/预冷器的结霜和抑霜方面的研究仍然较少。例如,清华大学的贾云涛等人^[15-16]通过实验的方法对单排管束的结霜以及抑霜性能进行了研究,其管径为2 mm,其研究工作仍然是偏重结霜和抑霜机理方面的研究。此外,北京航空航天大学邹正平和刘火星等人^[17-20]先后对高超声速飞行器预冷器的换热机理、预冷器的内部流动机理以及高超声速航空发动机强预冷技术开展了大量的实验和数值研究。

在飞行高度较低时,由于大气的环境温度较高,使得大气环境中的含水量通常较大,当主流来流流经预冷器时,会在预冷器的微细管束外侧凝结成霜层,随着霜层覆盖面积的增大,会逐渐导致流道堵塞和流阻增大,进而导致了预冷器的换热性能下降。因此,为了减小由于霜层凝结而引起的流道堵塞和流阻增大,并且改进预冷器的换热性能,必须要采取一定的方法对预冷器进行抑霜或除霜处理。由于以往的绝大多数研究都是基于管径较大的单个管或者单排管进行实验研究,而鲜有针对多排微细管式紧凑型预冷器的结霜和抑霜的实验研究。因此,在本文中对排数为20且管束外径仅为1 mm的微细管式紧凑型预冷器在较小来流速度和中等气流湿度条件下进行了结霜和抑霜实验研究。

为了在更加真实的来流湿度条件下对紧凑型预冷器在低海拔条件下工作时开展结霜和抑霜实

验研究,并且尽可能地接近 Harada 等人^[9]和 Sato 等人^[1]的实验工况,因此,本实验中的主流来流湿度值设定为6.4 g/kg。在当前的结霜和抑霜性能实验中,自由来流的速度和温度分别为10 m/s和50 ℃,使用罐装低温液氮作为预冷器的冷却剂。在结霜实验过程中只向主流热气中喷射水雾增加湿度;而在抑霜实验过程中,除了向主流热气中喷射水雾增加湿度之外,还向主流热气中喷射了三个质量比分别为0.75、1.0和1.25的无水甲醇作为抑霜的有机溶剂。

在本文中揭示了喷射的无水甲醇质量比对在预冷器管束外侧凝结物结构形态的演变过程的影响。为了研究霜层凝结对流动特性影响,在文中还对结霜和抑霜实验工况的压力损失系数进行了分析,建立了压力损失系数和抑霜性能之间的对应关系。此外,为了分析霜层或者冰层凝结的原因,还进一步对预冷器微管束的壁面温度和预冷器的换热率以及两者之间的相互影响进行了详细地分析。揭示了无水甲醇质量比与抑霜的关联机制以及凝结物结构形态随着无水甲醇质量比发生变化的根本原因。最后,根据对抑霜实验结果和压力损失系数进行分析,进一步得到了喷射无水甲醇对预冷器进行抑霜时,实现最优抑霜性能的无水甲醇-水质量比的大致范围。此外,基于现有的结霜和抑霜实验结果,阐述了无水甲醇作为强预冷换热器的抑霜溶剂的优点和缺点,并且进一步明确了未来研究工作的研究目标和研究方向。

1 实验设备

整个预冷器的结霜和抑霜实验的实验流道以及所有实验工况均为自主设计。主流从主流道左侧入口处进入整个流道内,然后依次流经Y型过滤器、入口收缩段、温度控制段、喷雾段、稳定段、实验段和出口段,然后从主流道的右侧出口处排出。最后,经过预冷器冷却之后的主流直接排入大气中。而低温冷却剂则从瓶装液氮中压出,流经各段连接的304不锈钢管道,进入预冷器的微细管束中,在与主流热气进行热交换之后,通过另一段连接的304不锈钢管直接排出。

1.1 预冷器三维结构

真实的微细管式紧凑型预冷器结构如图1所示,预冷器的进出口连接管、上下两侧的容腔以及微细管束的材料均为304不锈钢。预冷器的整体三维尺寸为100 mm×70 mm×32 mm,中间管束

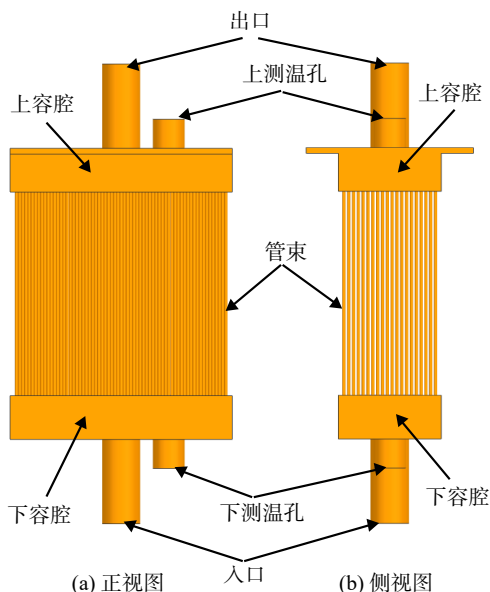


图1 微细管式预冷器三维视图

Fig. 1 Three-dimensional view of the microtube pre-cooler

的迎风面积为 $70\text{ mm} \times 68\text{ mm}$ 。微细管束的外径 $D=1\text{ mm}$, 内径 $d=0.8\text{ mm}$, 壁厚为 0.1 mm 。预冷器管束采用叉排布置的方式, 展向管间距为 $2D$, 流向排间距为 $1.5D$, 每排微细管的数量为 33 或 34, 共设置了 20 排管束, 共有 670 根微细管。

1.2 实验段和实验件的组合结构

将预冷器插入实验段之后, 必须将上下两侧盖板分别固定在实验段的上下侧壁面上, 并且密封预冷器与实验段壁面之间的间隙, 防止在实验过程中出现主流泄漏。预冷器与实验段的三维组合装配图如图2所示。另外, 从图2中还可以清楚地看出, 在实验段的前侧和下侧壁面上开有几个直径为 2 mm 的小孔, 用于测量沿着流道宽度和高度方向的温差以及预冷器上下游之间的压差。

在将预冷器插入实验段中之后, 预冷器上下两侧腔室的壁面分别与实验段的上下两侧壁面保持平齐, 只有管束直接暴露在流道中。实验过程中, 微细管束与主流热气直接接触, 冷却剂与主

流热气之间通过预冷器的微细管束壁面进行热交换, 从而达到降低主流温度的目的。此外, 在图2中, 左右两侧分别为实验段的入口和出口。主流的流速和湿度根据实验工况进行设置。主流热气经过预冷器进行冷却之后直接排入大气中。

1.3 实验设备的不确定性分析

在对预冷器进行结霜和抑霜实验之前, 需要对实验过程中所采用的相关实验设备进行不确定性分析。在本实验中, 影响实验测量精度的因素主要包括实验段内主流的流量、温度、压力和湿度的测量以及冷流的温度、压力和流量的测量。

在实验段内, 主流来流的温度主要使用热电偶和铠装热电偶进行测量, 其测量误差均为 $\pm 0.3\text{ }^{\circ}\text{C}$; 压力使用压力传感器进行测量, 其测量误差为 $\pm 0.5\%$; 主流的湿度采用湿度传感器进行测量, 其测量的相对误差为 $\pm 0.3\%$; 主流热气的流量采用热式流量计进行测量, 其测量精度为 $\pm 1.5\%$ 。

对于冷流, 其进出口的温度测量均采用铠装热电偶进行测量, 其测量误差均为 $\pm 0.3\text{ }^{\circ}\text{C}$; 预冷器管束的壁面温度测量采用 T 型热电偶进行测量, 其测量误差为 $\pm 0.3\text{ }^{\circ}\text{C}$; 冷流压力采用罗蒙斯特压力传感器进行测量, 其测量精度为 $\pm 0.15\%$; 冷流流量采用涡街流量计进行测量, 其测量精度为 $\pm 1.5\%$ 。

2 实验工况

在不同的实验工况下对紧凑型预冷器分别进行了结霜和抑霜实验, 并且在结霜实验工况完成之后进行相应的抑霜实验工况。在结霜和抑霜实验中, 主流来流的速度值、温度值和湿度值分别为 10 m/s 、 $50\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 6.4 g/kg ; 在抑霜实验工况中喷射的三个不同的质量比的无水甲醇, 三个质量比分别为 0.75 、 1.0 和 1.25 。其中无水甲醇-水的质量比 M_r 定义如下:

$$M_r = m_m / m_w \quad (1)$$

式中 m_m 为向主流中喷射的无水甲醇的质量; m_w 为主流中含有的水的质量。

主流流速根据主流的质量流量确定, 而主流流量由质量流量计直接测量得到, 它只是主流气体的质量流量, 并不包含喷射的无水甲醇和水的质量。但是在实验过程中, 主流的湿度中则包含了水的质量, 它是由两部分组成: 空气中已有的含水量和喷射水雾的量。经过向主流中喷射水雾加湿, 使得主流的湿度值达到 6.4 g/kg 的实验条

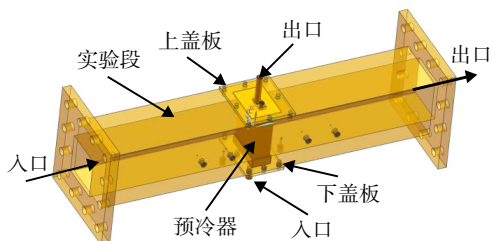


图2 预冷器和实验段的三维装配图

Fig. 2 Three-dimensional assembly drawing of the pre-cooler and the experimental section

件。此外,在所有的抑霜实验过程中,由于向主流中喷射的都是无水甲醇,因此主流的湿度中并不包含无水甲醇的质量,只包含了水的质量。

此外,为了便于描述,将微细管式紧凑型预冷

器的结霜实验工况记为 a-1,而向主流中喷射三个不同质量比(0.75、1.0 和 1.25)的无水甲醇的抑霜实验工况则分别记为 a-2、a-3 和 a-4。在表 1 中给出了相应的结霜和抑霜的实验工况及实验编号。

表 1 紧凑型预冷器结霜和抑霜实验工况

Table 1 Frosting and defrosting experiment condition of compact precoolers

实验工况 编号	实验	主流 温度/℃	主流速度/ (m/s)	主流湿度/ (g/kg)	是否喷射 甲醇	质量比 M_r
a-1	结霜	50	10	6.4	否	0
a-2	抑霜				是	0.75
a-3					是	1.0
a-4					是	1.25

3 实验结果分析

对于微细管式紧凑型预冷器的结霜和抑霜实验结果,在下文中将根据不同实验工况的结霜和抑霜性能、主流来流的压力损失系数随实验时间的变化情况、预冷器管束的壁面温度以及预冷器的换热率分别进行了详细的分析。

此外,通过对实验结果进行初步地分析发现,当主流热气流经预冷器微细管束时,能够被预冷器有效地冷却。通过对实验段出口处的温度进行实时监测发现,在主流来流温度为 50 ℃ 的实验条件下,当向主流中喷射质量比为 1.25 的无水甲醇时,当实验进行到第 600 s 时,实验段出口处主流的最低温度下降至 12 ℃,这表明通过使用预冷器对主流热气进行冷却,主流热气最大实现了 38 ℃ 的温降。

3.1 结霜和抑霜性能分析

在图 3 中给出了当结霜实验进行到第 600 s 时紧凑型预冷器微细管束壁面外侧的结霜情况;而在图 4、图 5 和图 6 中分别给出了当向主流来流中喷射三个质量比为 0.75、1.0 和 1.25 的无水甲醇进行抑霜实验时,在抑霜实验进行到第 600 s

时的抑霜实验结果。

由于在图 3 的结霜实验中只喷射了水雾进行结霜,因此在预冷器管束外侧凝结的霜层的覆盖面积非常大,且大于预冷器管束迎风面积的 1/3。此外,在图 3 中还可以直观地看出,凝结在预冷器微细管束外侧的霜层结构较为蓬松,类似于雪块。与图 3 中的结霜实验相比,从图 4~图 6 的抑霜实验结果中可以看出,当向主流来流中喷射了一定质量比的无水甲醇之后,对预冷器产生了明显的抑霜效果,在预冷器管束外侧凝结物的覆盖范围明显减少,这表明无水甲醇具有卓越的抑霜性

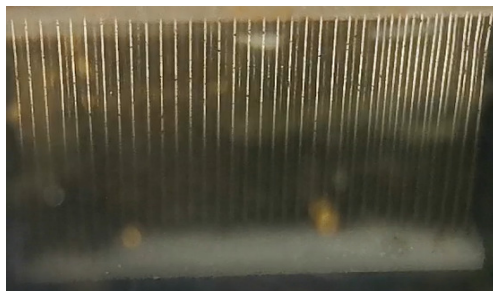


图 4 实验工况 a-2 在第 600 s 时的实验结果

Fig. 4 Results of experimental condition a-2 at 600 s

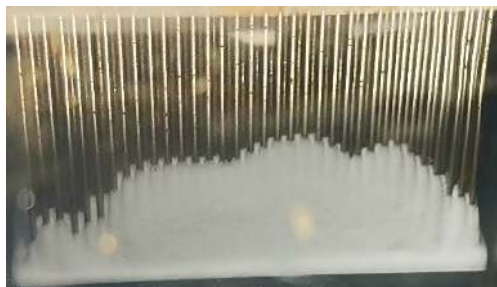


图 3 实验工况 a-1 在第 600 s 时的结果

Fig. 3 Results of experimental condition a-1 at 600 s

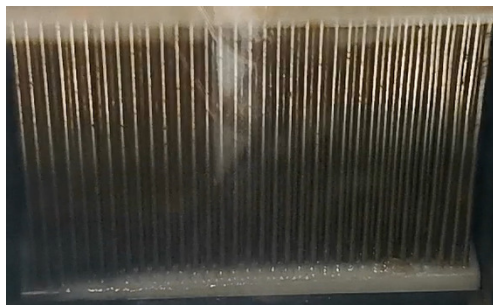


图 5 实验工况 a-3 在第 600 s 时的实验结果

Fig. 5 Results of experimental condition a-3 at 600 s



图6 实验工况 a-4 在第 600 s 时的实验结果

Fig. 6 Results of experimental condition a-4 at 600 s

能。从图4~图6中还可以进一步看出,当喷射不同质量比的无水甲醇进行抑霜实验时,在预冷器管束外侧的凝结物的量及结构形态都有一定的区别。

从图3~图6中均可以看出,虽然在结霜实验和抑霜实验中冷凝物的结构形态和凝结量有一定的区别。但是无论是结霜实验工况,还是抑霜实验工况,霜层或冰层均是凝结在预冷器的下侧。这主要是由于低温液氮首先从预冷器的下方管路流入到预冷器的下侧腔体内,从而在下侧腔体壁面上形成了低温环境;然后低温液氮再从下侧腔体流入到下侧的微细管束内部,进而在管束的下侧壁面形成低温环境。由于在预冷器的下侧腔体壁面上和管束的下侧壁面区域,能够形成并保持低温环境。因此,霜层或冰层能够在预冷器下侧的低温壁面上快速地凝结和累积。

但是在随着液氮逐渐由管束下侧流入到管束上侧的过程中,会通过管束壁面持续地与主流热气发生热交换。因此,冷却剂不能一直保持为低温状态,随着冷却剂与主流之间连续地进行热交换,使得冷却剂的温度逐渐升高。所以在管束的上侧位置和预冷器的上侧腔体不能形成和维持低温环境。因此在预冷器的上侧腔体壁面上和预冷器管束的上侧壁面上难以形成和累积霜层或冰层。

然而,在图4~图6中,在向主流中喷射了不同质量比的无水甲醇之后,由于无水甲醇具有优异的抑霜性能,并且改变了预冷器管束的壁面温度,使得凝结物在预冷器的管束外侧难以凝结。因此,对于三个抑霜实验工况,冰层均只能凝结和累积在预冷器下侧腔体的壁面上,且在图5和图6中尤为明显。

对于三个抑霜实验工况,从图4~图6中可以看出,当无水甲醇质量比为0.75时,在预冷器管束壁面外侧的凝结物的覆盖范围明显高于当无

水甲醇的质量比为1.0和1.25时凝结物的覆盖范围。此外,从图4中还可以直观地看出,在预冷器外侧的凝结物是一层冰霜混合物;然而,从图5和图6中可以看出,随着喷射的无水甲醇质量比的增大,凝结物由图4中的冰霜混合物逐渐演变为图5和图6中的冰层。

此外,比较图5和图6可知,当无水甲醇的质量比为1.0时,仅在预冷器的下侧容腔壁面外侧凝结了非常少的冰层,如图5所示。然而,当无水甲醇的质量比继续增大到1.25时,在预冷器下侧容腔壁面外侧凝结的冰层量反而有所增加。这表明在无水甲醇的质量比从0.75增大到1.0,然后再继续从1.0增大到1.25的过程中,在预冷器管束壁面外侧的凝结物的量,呈现为先显著减小然后再逐渐增大的趋势。但是,随着无水甲醇质量比的逐渐增大,在预冷器外侧的凝结物由最初蓬松的霜层逐渐演变为较为密实的冰霜混合物,并且最终发展为更加致密且更加牢固的冰层。

在喷射三个不同的无水甲醇的质量比分别为0.75、1.0和1.25的抑霜实验中,之所以会出现上述的几种抑霜结果,可以用如下的无水甲醇质量比与抑霜的关联机制进行解释。一方面,是由于无水甲醇本身具有非常低的凝固点,且其凝固点远远低于纯水的凝固点。因此,在向主流中喷射了一定质量比的无水甲醇之后,无水甲醇喷雾会与水喷雾相结合形成无水甲醇-水的混合物。然而,与单纯的水喷雾相比,无水甲醇-水的混合物的凝固点仍然远远低于水的冰点。因此,与单纯的水雾相比,当无水甲醇-水的混合物接触到预冷器管束的低温环境时,不再像单纯的水雾那样易于凝结在低温管束的壁面上。因而能够产生非常明显的抑霜效果,有效地抑制了霜层在预冷器管束外侧的凝结,从而使得凝结物的量急剧减小。另一方面,是由于当向主流中喷射了一定质量比的无水甲醇之后,导致了预冷器管束壁面的温度会出现明显的变化。即:与结霜实验工况相比,当向主流中喷射无水甲醇进行抑霜实验时,会导致预冷器管束的壁面温度明显上升(预冷器管束的壁面温度会高于水的冰点温度),从而进一步使得在预冷器管束外侧的凝结物的量急剧减少。

此外,由于向主流中喷射无水甲醇进行抑霜时,使得预冷器管束的壁面温度发生了明显的变化,从而改变了凝结物的结构形态。此外,Harada^[10]的研究结果已经表明如果预冷器管束的壁

面温度越低,则在管束外侧凝结的霜层更加蓬松且霜层密度更小,如图3中的结霜实验结果所示;而当预冷器管束的壁面温度相对较高时,在预冷器管束外侧凝结的凝结物的量虽然减少了,但是凝结物会变得更加密集且硬度更高,如图4~图6中抑霜实验结果所示。关于向主流中喷射一定质量比的无水甲醇会改变预冷器管束的壁面温度,进而改变了凝结物的结构形态,将会在后续的第3.3节中加以详细的分析。

实验结果表明,当向主流中喷射的无水甲醇质量比从0.75增大到1.0时,抑霜性能明显增大;但是当无水甲醇的质量比继续从1.0增大到1.25时,抑霜性能反而有所下降。因此根据实验结果推断可知,在无水甲醇质量比为1.0~1.25的区间内,可能存在一个实现最优抑霜性能最佳的无水甲醇-水的质量比。但是如果需要得到具体的最佳质量比,还需要进行进一步的抑霜实验研究。

3.2 压力损失系数分析

为了定量地分析预冷器外侧的结霜程度以及流道的堵塞程度,这里需要引入了一个重要的概念,即主流来流的压力损失系数。压力损失系数表示的是实验段的入口总压与出口总压之间的压差与实验段的动压之比,其具体的表达式为

$$\Delta C_p = \frac{P_{t,in} - P_{t,out}}{P_d} \quad (2)$$

式中 $P_{t,in}$ 和 $P_{t,out}$ 分别为实验段的入口总压和出口总压; P_d 为实验段内的动压,它又可以被表示为

$$P_d = \frac{1}{2} \rho_m u_m^2 \quad (3)$$

式中 ρ_m 和 u_m 分别为主流来流的密度和流速。

根据式(2)对结霜和抑霜实验工况下的主流的压力损失系数进行分析,得到了各个结霜和抑霜实验工况下的压力损失系数的分布曲线如图7所示。

从图7中可以看出,随着实验时间的增长,各个结霜和抑霜实验工况的压力损失系数均有不同程度的增长,但是不同实验工况的压力损失系数及其增长率均有所区别。与另外三个抑霜实验工况相比,结霜实验工况的压力损失系数及其增长率均为最大,且远远高于其他三个抑霜实验工况。

然而,当三个不同质量比的无水甲醇喷射到主流中之后,压力损失系数明显地减小。此外,从图7中还可以进一步看出,当无水甲醇的质量比从0.75增大到1.0,再从1.0继续增大到1.25时,

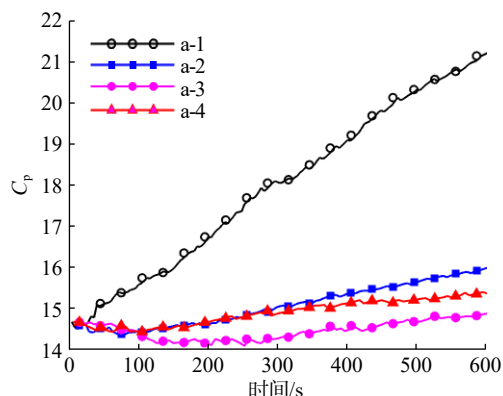


图7 结霜和抑霜实验工况的压力损失系数分布曲线
Fig. 7 Distribution curves of the pressure loss coefficient under the frosting and defrosting experimental conditions

压力损失系数并不随着无水甲醇质量比的增大而呈现为单调变化的趋势。当无水甲醇的质量比从0变化到0.75时,自由来流的压力损失系数及其增长率均急剧减小;当无水甲醇的质量比继续从0.75增大到1.0时,自由来流的压力损失系数及其增长率均继续明显减小;然而,当无水甲醇的质量比继续从1.0增大到1.25时,自由来流的压力损失系数及其增长率反而出现了一定程度的增长,但是仍然小于无水甲醇的质量比为0.75时自由来流的压力损失系数。

从图4~图6中可以看出,在喷射的0.75、1.0和1.25三个不同质量比的无水甲醇中,当无水甲醇的质量比为0.75时,在预冷器外侧的凝结物的量最多;当无水甲醇的质量比为1.25时,在预冷器外侧的凝结物的量次之;而当无水甲醇的质量比为1.0时,在预冷器外侧的凝结物的量最少。在抑霜实验工况中,自由来流的压力损失系数的分布也间接表明,抑霜性能并不随着无水甲醇的质量比的增大而单调上升,而是呈现为先明显增大后缓慢恶化的趋势。

此外,从图7还可以进一步看出,在三个抑霜实验中,当无水甲醇的质量比为0.75时,自由来流的压力损失系数及其增长率最大,即流道的堵塞程度最高,预冷器的通流性能最差;当无水甲醇的质量比为1.25时,自由来流的压力损失系数及其增长率次之,此时流道的堵塞程度次之;而当无水甲醇的质量比为1.0时,自由来流的压力损失系数及其增长率最低,这表明此时的流道的堵塞程度最低,预冷器的通流性能最好。因此,综合图3~图6中的抑霜实验结果和图7中抑霜实验工况的自由来流压力损失系数的分布情况可

知,当主流的湿度值和来流速度分别为 6.4 g/kg 和 10 m/s 时,当喷射 0.75、1.0 和 1.25 三个不同的质量比的无水甲醇进行抑霜实验时,当无水甲醇的质量比为 1.0 时,其抑霜性能最佳。

无论是根据图 3~图 6 中的结霜和抑霜实验结果,还是根据图 7 中抑霜实验工况的压力损失系数的分布情况均可以看出,当无水甲醇的质量比从 0 增大到 0.75 时,抑霜性能急剧增大;当无水甲醇的质量比从 0.75 增大到 1.0 时,抑霜性能继续增大。然而,当无水甲醇的质量比继续从 1.0 增大到 1.25 时,凝结物的量反而有所增大,且自由来流的压力损失系数也有所增加。因此,当无水甲醇的质量比从 1.0 继续增大到 1.25 时,抑霜性能有所下降。此外,综合比较两个质量比为 0.75 和 1.25 的抑霜实验结果,可以看出,当无水甲醇的质量比为 1.25 时的抑霜性能明显优于质量比为 0.75 时的抑霜性能。因此,根据对抑霜实验结果进行分析可知,在三个质量比中,当无水甲醇的质量比为 1.0 时,抑霜性能最佳,质量比为 1.25 时的抑霜性能次之,而当质量比为 0.75 时,抑霜效果最差。基于上述分析,可以推断实现最佳抑霜性能的无水甲醇的质量比可能介于 1.0~1.25 之间,但是对于不同的主流来流速度、湿度和温度,具体的最佳质量比可能略有差异。

3.3 预冷器微管束的壁面温度

在所有的结霜和抑霜实验工况中,预冷器微管束的壁面温度均使用一根直径为 0.5 mm 的 T 型热电偶进行实时监测,这根细热电偶固定在预冷器最后一排管束的中间位置。在整个结霜和抑霜实验过程中,预冷器管束的壁面温度的实时变化曲线如图 8 所示。在结霜实验工况下,预冷器管束的壁面温度持续下降,且当结霜实验进行到第 600 s 时,预冷器管束的壁面温度低至 -133.5 °C。根据结霜实验工况的壁面温度连续下降的趋势,可以做出进一步预测的是,如果结霜实验的时间继续延长,预冷器管束的壁面温度将会继续下降,直到它接近于流经预冷器管束内部的低温冷却剂的温度为止。

然而,在向主流气体中喷射了三个不同质量比的无水甲醇之后,从图 8 中可以看出,三个抑霜实验工况的预冷器微细管束的壁面温度显著增大。在三个抑霜实验工况中,当无水甲醇的质量比为 1.25 时,预冷器管束的壁面温度最低,且在第 600 s 时约为 4 °C;当无水甲醇的质量比为 0.75 时,预

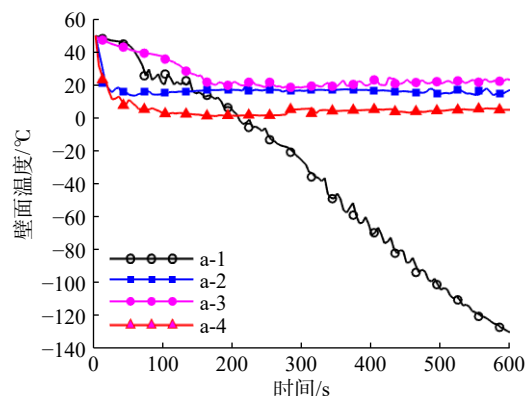


图 8 结霜和抑霜实验工况的壁面温度分布情况

Fig. 8 Distributions of wall surface temperature under the frosting and defrosting experimental conditions

冷器管束的壁面温度次之,当无水甲醇的质量比为 1.0 时,预冷器管束的壁面温度最高,且在第 600 s 时约为 23.5 °C。与结霜实验工况时预冷器微细管束的超低温壁面温度相比,抑霜实验工况的壁面温度都较为接近,且三个抑霜实验工况的壁面温度均高于水的冰点。因此,当一定质量比的无水甲醇喷射到主流中之后,预冷器管束的壁面温度能够被保证高于水的冰点,从而使得霜层或者冰层难以在预冷器的管束外侧凝结和累积,这是向主流中喷射无水甲醇能够对预冷器进行抑霜的根本原因。

此外,从图 8 还可以看出,当无水甲醇的质量比为 1.0 时,预冷器管束的壁面温度最高,因此在图 5 中显示在预冷器管束的外侧凝结和累积的冰层的量最少,且当无水甲醇的质量比为 1.0 时,在图 7 中显示主流来流的压力损失系数及其增长率均为最小。此外,虽然当无水甲醇的质量比为 1.25 时的预冷器管束壁面温度低于当无水甲醇的质量比为 0.75 时预冷器管束的壁面温度,但是由于无水甲醇的质量比为 1.25 时的抑霜性能明显高于当无水甲醇的质量比为 0.75 时的抑霜性能;因此,当无水甲醇的质量比为 0.75 时,在预冷器管束外侧的凝结物的量和自由来流的压力损失系数均高于当无水甲醇的质量比为 1.25 时的结冰量和自由来流的压力损失系数,如图 7 所示。

3.4 预冷器的换热率

为了研究预冷器对主流热气的冷却性能及其换热能力,需要进一步对预冷器的另一个重要指标——换热率进行分析。换热率具体的表达式为

$$Q = c_p \dot{m}_m \Delta t_t = c_p \rho_m u_m A (t_{t,in} - t_{t,out}) \quad (4)$$

式中 c_p 为比定压热容; $\dot{m}_m$ 为主流的质量流量; Δt_i 为实验段入口总温和出口总温之间的总温差; ρ_m 为主流气体的密度; A 为实验段的横截面积; $t_{i,in}$ 和 $t_{i,out}$ 分别为实验段的入口总温和出口总温。

根据式(4)求得的结霜和抑霜实验工况的预冷器换热率随着实验时间变化的曲线如图9所示。从图中可以看出,结霜实验工况的换热率最低,远远低于其他三个抑霜实验工况的换热率。约在200 s之后,随着实验时间的继续增长,结霜实验的换热率逐渐减小。这是由于在结霜实验中,凝结的霜层在预冷器管束外侧逐渐累积,而且由于霜层的热阻非常大,从而导致了预冷器与主流热气之间的热交换被霜层抑制。随着结霜实验时间的增长,凝结在预冷器管束外侧的霜层的覆盖面积逐渐增大,从而使得霜层对主流热气和预冷器之间的热交换的抑制效应逐渐增大,导致了结霜实验的换热率逐渐下降。

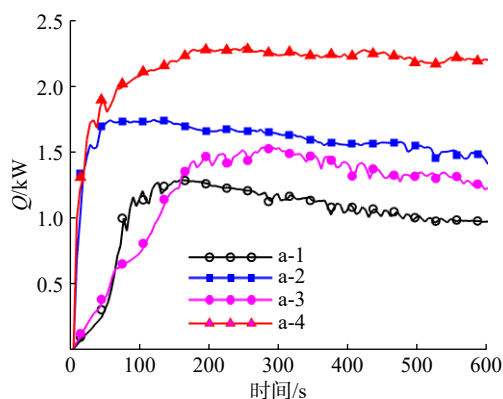


图9 结霜和抑霜实验工况的换热率分布曲线

Fig. 9 Distribution curves of the heat transfer rate under the frosting and defrosting experimental conditions

然而,对于三个抑霜实验工况,由于向主流中喷射了一定质量比的无水甲醇,因此,进一步增加了主流气体的潜热,从而有利于进一步减少在预冷器管束外侧霜层的凝结。此外,由于无水甲醇的抑霜效果,在预冷器管束外侧凝结的霜层的覆盖范围急剧减小,导致了霜层的热阻显著减小,从而使得主流热气与预冷器之间的热交换能够顺利地进行。因此,从图9中可以看出,相比较于结霜实验工况,向主流来流中喷射三个不同质量比的无水甲醇进行抑霜实验时,均有利于提高预冷器的换热性能和换热率。

此外,在图9中还可以看出,在喷射三个不同质量比的无水甲醇的抑霜实验中,当无水甲醇的

质量比为1.0时,预冷器的换热率最低;当无水甲醇的质量比为0.75时,预冷器的换热率次之;而当无水甲醇的质量比为1.25时,预冷器的换热率最高。其主要原因是由于在向主流来流中喷射了一定质量比的无水甲醇之后,在预冷器管束外侧凝结的霜层或冰层的量明显减少,从而使得霜层或冰层的热阻明显降低。因此,在这三个抑霜实验工况中,影响预冷器换热率的主要因素不再是霜层或冰层的热阻,而是预冷器管束的壁面温度。

3.5 预冷器结霜和抑霜实验结果的对比较分析

虽然本文中的主流来流湿度值与Harada等人^[9]和Sato等人^[1]实验中的主流来流湿度值相同,但是由于本文中预冷器的具体结构与Harada等人^[9]和Sato等人^[1]的预冷器结构和尺寸均存在较大的差异(在本文中,结霜和抑霜实验采用的预冷器为20排的微细管式预冷器,且流道尺寸为70 mm×70 mm;而Harada等人^[9]和Sato等人^[1]的结霜和抑霜实验采用的预冷器为单排粗管式预冷器,且其流道尺寸为60 mm×60 mm);本实验中的主流来流速度和温度分别为10 m/s和50 ℃,与Harada等人^[9]和Sato等人^[1]的具体实验条件也不相同;此外,本实验中所采用的用于抑霜的有机溶剂种类以及相应的质量比,均与Harada等人^[9]和Sato等人^[1]存在一定的差别。因此,无法将本文中的实验结果与Harada等人^[9]和Sato等人^[1]的实验结果进行定量的对比分析。但是,可以从定性的角度对两组的结霜和抑霜实验结果进行对比分析。

Harada等人^[9]和Sato等人^[1]的结霜和抑霜实验结果表明,无水甲醇具有比无水乙醇更加优异的抑霜性能。此外,在仅仅喷射水雾加湿时,流道约在结霜实验进行到第20 s左右时出现堵塞;当喷射无水甲醇的质量比为0.8时,流道会在抑霜实验进行到第65 s左右时出现堵塞现象;但是,当喷射的无水甲醇质量比为1.1时,流道在整个抑霜实验进行到第300 s时仍然没有出现堵塞现象。这表明对于喷射无水甲醇作为抑霜的有机溶剂的抑霜实验,相比较于无水甲醇的质量比为0.8,当无水甲醇的质量比为1.1时具有更加优异的抑霜性能。

而在本实验中,对于只喷射水雾的结霜实验,由于预冷器对主流的冷却作用,如图3所示,霜层会在预冷器管束外侧快速地凝结,并且迅速地累积,从而导致了流道逐渐堵塞,自由来流的压力损失系数急剧增大,如图7所示,且使得预冷器的

换热率呈现为先增大后逐渐减小的趋势。当无水甲醇质量比为 0.75 时, 抑霜性能虽然有一定程度的改善, 但是仍然有一定量的霜层凝结和累积在预冷器管束外侧, 且此时自由来流的压力损失系数仍然较大, 分别如图 4 和图 7 所示。然而, 当无水甲醇的质量比增大到 1.0 和 1.25 时, 凝结在预冷器管束外侧的冷凝物的覆盖面积急剧减小, 且远远小于当无水甲醇的质量比为 0.75 时的霜层的覆盖面积。因此, 当无水甲醇的质量比为 1.0 和 1.25 时, 自由来流的压力损失系数明显低于当无水甲醇的质量比为 0.75 时自由来流的压力损失系数, 确保了实验流道的通流性能。这表明当喷射的无水甲醇的质量比为 1.0 和 1.25 时, 具有比当喷射的无水甲醇质量比为 0.75 时更加优异的抑霜性能。

因此, 根据上述分析, 可以定性地看出本文中的结霜和抑霜实验结果与 Harada 等人^[9]和 Sato 等人^[1]的结霜和抑霜实验结果具有较好的吻合度。

4 结论与展望

基于主流来流的速度、湿度和温度分别为 10 m/s、6.4 g/kg 和 50 °C 的实验条件, 分别对微细管式紧凑型预冷器的结霜和抑霜性能进行了实验研究。在结霜实验工况中, 采用向主流来流喷射水雾的方法来增加主流来流的湿度; 而在抑霜实验中, 除了采用向主流来流中喷射水雾的方法来增加主流气体的湿度之外, 还向主流气体中喷射无水甲醇作为抑霜的有机溶剂用于抑霜操作。在抑霜实验过程中, 依次地向主流中喷射了三个不同质量比(0.75、1.0 和 1.25)的无水甲醇。对各个实验工况的结霜和抑霜实验结果、自由来流的压力损失系数、预冷器管束的壁面温度和预冷器的换热率分别进行了详细地分析。在实验研究的参数范围内, 主要得到了如下几点重要结论:

1) 在进行结霜实验时, 当低温冷却剂流经预冷器管束内部时, 会在预冷器管束外侧逐渐凝结成霜层, 并且霜层的覆盖范围和厚度均随着实验时间的增长而逐渐增大, 但是随着结霜实验时间的增长, 霜层的增长率有逐渐下降的趋势。随着结霜实验时间的增长, 预冷器管束的壁面温度持续下降, 且远远低于冰点; 自由来流的压力损失系数急剧增长, 而预冷器的换热率逐渐下降。

2) 在抑霜实验中, 当向主流来流中喷射了一定质量比的无水甲醇之后, 能够明显地改善预冷

器的抑霜性能。此时, 预冷器管束的壁面温度显著增大, 且高于水的冰点; 预冷器的换热率得以明显改善且自由来流的压力损失系数明显减小。

3) 当向主流中喷射了三个不同质量比的无水甲醇之后, 抑霜性能和压力损失系数并不随着无水甲醇质量比的增大而呈现为单调变化的趋势。在三个不同质量比的无水甲醇中, 当无水甲醇的质量比为 1.0 时, 抑霜性能最优且自由来流的压力损失系数最低; 当无水甲醇的质量比为 1.25 时, 抑霜性能和自由来流的压力损失系数次之; 而当无水甲醇的质量比为 0.75 时, 抑霜性能最差, 且自由来流的压力损失系数最高。

4) 当向主流来流中喷射无水甲醇进行抑霜时, 为了实现最优的抑霜性能, 喷射的无水甲醇-水的最佳质量比可能介于 1.0~1.25 之间。

5) 当向主流中喷射无水甲醇进行抑霜时, 在一定范围内增大无水甲醇的质量比, 有利于改善预冷器的抑霜效果。但是, 随着无水甲醇质量比的逐渐增大, 会出现一个不利的现象。即在预冷器管束外侧的凝结物由较为蓬松的霜层逐渐演化为冰霜混合物, 并且最终发展成为密实且牢固的冰层。

6) 如果向主流中喷射的无水甲醇的质量比从最佳的抑霜质量比继续增大时, 在预冷器管束外侧反而会凝结更多的且更加致密的冰层, 由此反而会不利于对预冷器进行除霜和抑霜。

无水甲醇作为抑霜溶剂有一定的优点。具体表现为: 相比较于其他的可用于抑霜的有机溶剂而言, 无水甲醇作为抑霜溶剂, 它具有卓越的抑霜性能。因此在同等的湿度条件下, 对强预冷换热器进行抑霜时, 使用的无水甲醇的量必然要少于可以用于抑霜的其他有机溶剂的量。因此, 从飞行经济性和增大飞行器航程的角度而言, 应尽可能地减小飞行质量, 所以飞行器所携带的抑霜溶剂质量越小越好。此外, 当向自由来流中喷射了一定质量比的无水甲醇之后, 会明显增大预冷器的壁面温度, 进一步使得霜层更加难以形成。因此, 无水甲醇是用于高超声速飞行器强预冷器抑霜的良好选择。

但是无水甲醇作为抑霜的有机溶剂, 它也有一定的缺点。从文中的实验结果可以看出, 随着无水甲醇质量比的逐渐增大, 在冷凝物的量发生变化的同时, 在预冷器管束外侧的凝结物的结构形态、密度和坚硬程度均发生了明显的变化。随

着无水甲醇质量比的逐渐增大,凝结物变得越来越密集且越来越坚硬。此外,当无水甲醇的质量比从最佳质量比继续增大时,冷凝物的量反而继续增大。如此一来,反而给除霜带来了难度,不利于对预冷器进行抑霜操作。因此,确定最佳的无水甲醇-水的质量比以实现最优的抑霜效果,显得尤为重要。

应当指出的是,由于本文中所研究的实验工况的限制,只在主流来流速度较小且主流来流湿度单一的条件下,在几种比较典型的无水甲醇质量比条件下对预冷器的结霜和抑霜性能进行了实验研究,所研究的实验工况不多。因此,根据已有的实验工况和本文中得出的实验结果,在今后的研究中,将会基于以下几个方面对微细管式紧凑型预冷器开展进一步的实验研究:①确定无水甲醇实现最优抑霜性能的具体最佳质量比;②研究主流来流的速度条件对预冷器结霜和抑霜性能的影响;③研究主流来流的湿度条件对预冷器结霜和抑霜性能的影响;④研究不同的抑霜有机溶剂对预冷器抑霜性能的差异;⑤在更加接近真实的工作环境(如更高的主流来流速度和更高的主流来流温度)下对预冷器进行结霜和抑霜实验研究,以模拟预冷器真实的工作环境;⑥对紧凑程度更高的紧凑型预冷器进行实验研究,以进一步地研究预冷器的紧凑度对换热性能和流阻特性的影响。

参考文献:

- [1] SATO T, TANATSUGU N, KOBAYASHI H, et al. Countermeasures against the icing problem on the ATREX precooler[J]. *Acta Astronautica*, 2004, 54(9): 671-686.
- [2] VARVILL R. Heat exchanger development at Reaction Engines Ltd[J]. *Acta Astronautica*, 2010, 66: 1468-1474.
- [3] SATO T, H, TAGUCHI H, KOBAYASHI T, et al. Development study of precooled-cycle hypersonic turbojet engine for flight demonstration[J]. *Acta Astronautica*, 2007, 61: 367-375.
- [4] SATO T, TAGUCHI H, KOBAYASHI H, et al. Development study of a precooled turbojet engine[J]. *Acta Astronautica*, 2010, 66: 1169-1176.
- [5] FUJITA K, SAWAI S, KOBAYASHI H, et al. Precooled turbojet engine flight experiment using balloon-based operation vehicle[J]. *Acta Astronautica*, 2006, 59: 263-270.
- [6] TSUCHIYA T, TAKENAKA Y, TAGUCHI H. Multidisciplinary design optimization for hypersonic experimental vehicle[J]. *AIAA Journal*, 2007, 45(12): 3021-3023.
- [7] HARADA K, TANATSUGU N, SATO T. Development study on precooler for ATREX engine[R]. AIAA 1999-4897, 1999.
- [8] HARADA K, TANATSUGU N, SATO T. Development study of a precooler for the air-turboramjet expander-cycle engine[J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2001, 17(6): 1233-1238.
- [9] HARADA K, KIMURA T, SATO T. Improvement of performance of the precooled cycle engine spoiled by icing[R]. AIAA 2001-1840, 2001.
- [10] HARADA K. Study on frost formation in heat exchanger using cryogenic coolant[D]. Tokyo: The University of Tokyo, 1999. (in Japanese)
- [11] FUKIBA K, INOUE S, OHKUBO H, et al. New defrosting method using jet impingement for precooled turbojet engines[J]. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 2009, 23(3): 1-10.
- [12] QIN Y, DONG B, LI W Z. Experimental study of the frosting characteristics of water on a cold surface in the magnetic field[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2020, 114: 110044.1-110044.12.
- [13] AMER M, WANG C C. Experimental investigation on defrosting of a cold flat plate via ultrasonic vibration under natural convection[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2020, 179: 115729.1-115729.16.
- [14] KIM K, KIM M H, KIM D R, et al. Thermal performance of microchannel heat exchangers according to the design parameters under the frosting conditions[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2014, 71: 626-632.
- [15] JIA Y T, XU X H, LI Y L, et al. Experimental studies on frost and defrost of fine tube bundles under coolant temperature between -20 and -58 °C[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2018, 116: 617-620.
- [16] 贾云涛. 细管束低温冷却空气的流动换热与表面结霜的研究[D]. 北京: 清华大学, 2017.
- [17] JIA Yuntao. Researches on the flow, heat transfer and frosting for air cooling by mini-tube bundle at very low temperature[D]. Beijing: Tsinghua University, 2017. (in Chinese)
- [18] 邹正平, 刘火星, 唐海龙, 等. 高超声速航空发动机强预冷技术研究[J]. *航空学报*, 2015, 36(8): 2544-2562.
- [19] ZOU Zhengping, LIU Huoxing, TANG Hailong, et al. Precooling technology study of hypersonic aeroengine[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2015, 36(8): 2544-2562. (in Chinese)
- [20] 邹正平, 王一帆, 额日其太, 等. 高超声速强预冷航空发动机技术研究进展[J]. *航空发动机*, 2021, 47(4): 8-21.
- [21] ZOU Zhengping, WANG Yifan, ERI Qitai, et al. Research progress on hypersonic precooled airbreathing engine technology[J]. *Aero-engine*, 2021, 47(4): 8-21. (in Chinese)
- [19] 姚李超, 付超, 张俊强, 等. 非定常来流压力下基于DMD方法的预冷器换热特性[J]. *航空动力学报*, 2020, 35(10): 2064-2077.
- [20] YAO Lichao, FU Chao, ZHANG Junqiang, et al. Heat transfer performance of pre-cooler under unsteady inflow pressure condition using dynamic mode decomposition method[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2020, 35(10): 2064-2077. (in Chinese)
- [20] LI H, LIU H X, ZOU Z P. Experimental study and performance analysis of high-performance micro-channel heat exchanger for hypersonic precooled aero-engine[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2021, 182: 116108.1-116108.12.

(编辑: 陈越)