

## 2.5 m 级太阳望远镜主镜热控技术研究

朱冉<sup>1,2,3\*\*</sup>, 顾伯忠<sup>1,2\*</sup>, 徐洁倩<sup>1,2,3</sup>, 张志永<sup>1,2</sup>, 袁祥岩<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>中国科学院国家天文台南京天文光学技术研究所, 江苏 南京 210042;

<sup>2</sup>中国科学院天文光学技术重点实验室, 江苏 南京 210042;

<sup>3</sup>中国科学院大学, 北京 100049

**摘要** 大口径太阳望远镜主镜直接暴露在空气中, 主镜与环境的温差会引起视宁度效应。为降低视宁度效应, 研究了主镜底部制冷空气的温度、风速及气刀风速对视宁度的影响。结合南京大学 2.5 m 多功能望远镜 ISMAT 的主镜进行热控技术研究, 并以 0.02 arcsec 的主镜视宁度为优化目标。数值求解结果表明: 没有气刀时, 满足优化目标的制冷空气温度为 283.15 K, 进口风速为 3.5 m/s; 有气刀时, 满足优化目标的制冷空气温度为 283.15 K, 进口风速为 3 m/s, 气刀风速不小于 3 m/s。

**关键词** 成像系统; 温度场; 视宁度; 全场数值求解; 气刀

中图分类号 P111.21

文献标识码 A

doi: 10.3788/AOS201838.1112001

## Thermal Control Technology of Primary Mirror of 2.5 m Class Solar Telescope

Zhu Ran<sup>1,2,3\*\*</sup>, Gu Bozhong<sup>1,2\*</sup>, Xu Jieqian<sup>1,2,3</sup>, Zhang Zhiyong<sup>1,2</sup>, Yuan Xiangyan<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>Nanjing Institute of Astronomical Optics & Technology, National Astronomical Observatories,  
Chinese Academy of Sciences, Nanjing, Jiangsu 210042, China;

<sup>2</sup>Key Laboratory of Astronomical Optics & Technology, Chinese Academy of Sciences,  
Nanjing, Jiangsu 210042, China;

<sup>3</sup>University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China

**Abstract** The primary mirror of large aperture solar telescope is directly exposed to the air, the temperature difference between the primary mirror and the environment causes the mirror seeing. In order to decrease the mirror seeing, we study the influences of the temperature and the velocity of the cooling air as well as the velocity of the air knife on the mirror seeing. Combined with the primary mirror of 2.5 m called Imaging and Spectroscopic Multi-Application Telescope (ISMAT) of Nanjing University, thermal control technology is studied, and the optimization goal is mirror seeing of 0.02 arcsec. The results of numerical solution show that: the cooling air temperature and the inlet velocity satisfied the optimization goal are 283.15 K and 3.5 m/s without the air knife; the cooling air temperature, the inlet velocity, and velocity of air knife satisfied the optimization goal are 283.15 K, 3 m/s and greater than or equal to 3 m/s.

**Key words** imaging systems; temperature field; mirror seeing; numerical solution of the whole domain; air knife  
**OCIS codes** 110.6770; 120.6780; 220.4830

## 1 引 言

随着对太阳物理领域研究的不断深入, 尤其是对太阳表面活动现象与太阳磁场之间联系的研究的不断深入<sup>[1]</sup>, 研制更高分辨率的太阳望远镜成为研究人员的迫切需要。根据物理光学衍射理论, 望远镜的主镜口径越大, 其分辨率就越高。由于太阳

望远镜的主镜直接暴露在空气中, 直接接收来自太阳的热辐射, 主镜反射面受热会造成周围空气紊流, 从而使主镜与环境产生温差而引起视宁度效应(以下简称“主镜视宁度”), 大大提高了对大口径太阳望远镜主镜的热控难度。对太阳望远镜进行热控, 就是通过主动温控技术尽量降低主镜反射面和周围环境的温差, 以达到减小主镜视宁度的目的。因此, 本

收稿日期: 2018-05-22; 修回日期: 2018-05-29; 录用日期: 2018-06-04

\* E-mail: bzhu@niaot.ac.cn; \*\* E-mail: rzhu@niaot.ac.cn

文主要从如何使主镜视宁度达到优化目标的角度,对太阳望远镜的主镜进行热控研究。

德国 GREGOR 太阳望远镜主镜采用背板吹风的方式进行主动温控,控制主镜的最高温度低于环境温度 2 K;美国 DKIST 太阳望远镜主镜采用对面板后表面直接吹风的方式进行主动温控,主镜视宁度控制在 50% 环境能量不超过 0.05 arcsec,主镜最高温度不高于环境温度 1 K;欧洲 EST 太阳望远镜主镜采用对面板后表面吹风和镜面气刀的组合方式进行主动温控,控制主镜的最高温度不高于环境温度 2 K;美国 NST 太阳望远镜主镜配备了主动温控系统(但尚未见关于该系统的进一步报道),提出镜面温度应控制在不高于环境温度 1 K<sup>[2-6]</sup> 范围内。

中国科学院云南天文台的 1 m 新真空太阳望远镜 NVST 采用真空式镜筒,从根本上消除了主镜镜面视宁度效应;中国科学院光电技术研究所研制的中国大型地基太阳望远镜 CLST 采用对蜂窝镜面板背部吹风的方式进行主动温控,当主镜反射面风速为 2 m/s 时,镜面视宁度不超过 0.05 arcsec,镜面的最高温度高于环境温度不足 1 K;中国科学院长春光学精密机械与物理研究所研制的 4 m SiC 轻量化主镜采用对面板背部直接吹风的方式进行主动温控,控制主镜视宁度为 0.1 arcsec,主镜反射面的温度与周围环境的温差控制在 -1~0.5 K 之间<sup>[7-8]</sup>。

综上,大口径太阳望远镜主镜的主动温控方式主要是对主镜背部吹风,以及背部吹风和镜面气刀结合的方式。因此,主镜背部制冷空气的温度(以下简称“制冷空气温度”)、主镜背部制冷空气的风速(以下简称“进口风速”),以及气刀风速将成为影响

主镜视宁度的重要因素。

目前,国际上还没有建成 2.5 m 级太阳望远镜。因为口径不同、台址环境不同,其他已建成或正在研制的太阳望远镜的研究成果无法直接应用于 2.5 m 级太阳望远镜。一般台址的最佳视宁度约为 0.2 arcsec。为了得到更好的研究成果,应尽量减小由主镜与环境温差导致的视宁度。本文以最佳视宁度 0.2 arcsec 的 1/10(即 0.02 arcsec)作为优化目标,并结合南京大学 2.5 m 多功能望远镜 ISMAT 的主镜进行热控技术研究。本文通过稳态热分析得到了:传统平凹镜主镜反射面在自然对流工况下的视宁度;轻量化主镜反射面处于自然对流工况时,主镜反射面的平均温度、主镜视宁度分别在不同制冷空气温度下随制冷空气进口风速变化的曲线;轻量化主镜反射面处于强迫对流工况(气刀开启)时,在不同制冷空气温度、不同制冷空气进口风速下,主镜视宁度随气刀风速变化的曲线。

## 2 基本原理与初始热控模型

### 2.1 整场数值求解方法介绍

在计算流体动力学(CFD)过程中,将固体域和流体域中的热传递过程组合起来作为一个统一的传热过程来求解。这样,不同的区域都采用通用控制方程,而其中的流固耦合传热界面就成了计算区域的内部区域<sup>[9]</sup>。

有研究中指出<sup>[10]</sup>,在采用整场求解时,固体域与流体域中的热导率应采用各自的实际值,但是固体域的比热容值应采用流体域的比热容值,因为只有这样才能保证固体与流体耦合界面上热流密度的连续性。材料的物理属性如表 1 所示。

表 1 材料的物理属性

Table 1 Physical properties of materials

Material	Thermal conductivity /( $\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$ )	Specific heat /( $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ )	Density /( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	Thermal expansion coefficient / $\text{K}^{-1}$
Zerodur	1.64	1006.43	2530	-
Steel	16.27	1006.43	8030	-
PTFE	0.1	1006.43	2200	-
Al	202.4	871	2719	-
Air	0.0242	1006.43	1.225	0.0033

### 2.2 不同对流类型下的镜面视宁度效应分析

镜面视宁度效应的本质是过热的镜面同周围环境空气的对流过程。因此,镜面视宁度效应主要受自然对流和强制对流的影响。当主镜处于静止的空

气中时,镜面视宁度效应主要受空气浮力驱动的自然对流影响;当主镜镜面上方的空气由静止开始流动时,镜面视宁度效应开始逐渐受到风速的影响,影响镜面视宁度效应的因素由自然对流过渡为混合对

流;当主镜镜面上方风速较高时,镜面视宁度效应主要受主镜镜面上方风速驱动的强迫对流的影响。

Zago<sup>[11-12]</sup>指出,主镜在自然对流工况下的镜面视宁度效应可按如下公式计算:

$$\theta = 0.38\Delta T^{6/5}, \quad (1)$$

式中: $\theta$ 为镜面视宁度效应引起的系统点扩展函数的半峰全宽(arcsec); $\Delta T$ 为镜面平均温度与环境温度之差(K)。

主镜在混合对流工况(包括强制对流工况)下的镜面视宁度效应可按如下公式计算:

$$F_r = \frac{Tv^2}{\Delta TgL}, \quad (2)$$

$$\theta = 0.18F_r^{-0.3}\Delta T, \quad (3)$$

式中: $F_r$ 为格拉晓夫数; $T$ 为环境温度(K); $v$ 为镜面风速(m/s); $g$ 为重力加速度(m/s<sup>2</sup>); $L$ 为太阳望远镜的口径(m)。

### 2.3 主镜镀膜热传导仿真方法介绍

主镜表面镀有一层极薄的铝膜,厚度仅为100 nm左右,这就给整场数值仿真带来很大挑战。光的吸收定律可表示为

$$E = I_0 \exp(-\bar{\alpha}z), \quad (4)$$

式中: $E$ 为吸收后的光强度(W/m<sup>2</sup>); $I_0$ 为入射光强度(W/m<sup>2</sup>); $\bar{\alpha}$ 为物质的吸收系数(cm<sup>-1</sup>); $z$ 为光波进入介质的距离(cm)。

由(4)式可知,吸收系数 $\bar{\alpha}$ 在数值上等于光波强度因吸收而衰减到1/e时透过的物质厚度的倒数。各种物质的吸收系数差别很大,对可见光来说,金属的吸收系数约为10<sup>6</sup> cm<sup>-1</sup>。这就表明,极薄的金属片就能吸收通过它的光能<sup>[13]</sup>。铝具有很高的热导率,主镜表面的铝膜接收太阳的热辐射后,会在极短的时间内达到热平衡。因此,将铝膜看作是一种厚度为100 nm的体热源,就可以利用流体分析软件Fluent中自带的免划分网格技术进行仿真。主镜及主镜上方的空气通过热传导被铝膜体热源加热,这一点符合实际工况。

### 2.4 主镜热环境介绍

在模拟的主镜热环境中,主镜前表面是经过抛光镀膜的、反射率非常高的镜面。为了简化模型,假设主镜与其周围物体之间发射和吸收的辐射热量相抵消,忽略辐射传热,只考虑热传导和对流换热这两种换热形式<sup>[14-15]</sup>。

主镜表面铝膜接收到来自太阳的热辐射后,通过热传导同时加热主镜及主镜上方的空气,主镜反射面以及与其接触的空气面为流固耦合面。主镜反

射面受热对与其直接接触的空气薄层进行加热,空气受热膨胀上升,带走一定的热量,随之又有新的环境空气补充进来,直至最后达到稳态,完成自然对流换热。主镜侧面与周围空气完成同样的自然对流换热;主镜与阵列喷孔喷出的制冷空气直接接触,完成强迫对流换热。因此,可以近似地把问题看作是三维、稳态、常物性、有内体热源的导热和对流换热耦合问题。

由于温差引起了浮力,故而在数值计算中引入Boussinesq假设。对于许多自然对流问题,这样处理要比温度独立于密度的情况的收敛速度快得多,密度恒定的假设减小了控制方程的非线性性质<sup>[9]</sup>,提高了数值仿真的效率。这一假设由三部分组成:流体中的黏性耗散忽略不计;除密度外其他物性参数为常数;对密度仅考虑动量方程中与体积力有关的项,其余各项中的密度亦作为常数处理。将环境温度 $T_0$ 视为参考温度, $\rho_0$ 是环境温度为 $T_0$ 时的空气密度,则重力项中的密度可表示为

$$\rho = \rho_0[1 - \beta(T - T_0)], \quad (5)$$

式中: $\rho$ 为空气膨胀后的密度(kg/m<sup>3</sup>); $\beta$ 为空气膨胀系数(1/K); $T$ 为空气受热后的温度(K)。

### 2.5 初始热控模型

本研究所用主镜选用微晶玻璃材料,其膨胀系数低的特性可有效降低其自身热变形的影响。主镜采用平凹镜设计,有效外径为 $\Phi 2500$  mm,反射面圆周有10 mm宽压边,内径为 $\Phi 800$  mm,边缘厚度为300 mm,总质量为2878 kg。主镜剖面图如图1所示。

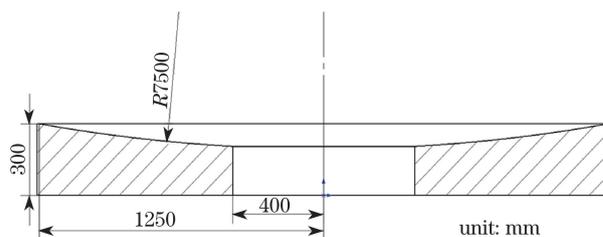


图1 主镜剖面图

Fig. 1 Primary mirror profile

整体物理模型包括固体域及流体域。固体域包括主镜M1、简化的主镜室(cell)、主镜底部制冷空气(以下简称“制冷空气”)喷孔(nozzle),以及制冷空气挡板(baffle);流体域包括冷区空气(airin)、主镜周围空气(airout 1,airout 2,airout 3)。固体域、流体域的具体模型分别如图2、3所示。完整的初始三维模型如图4所示。模型中所涉及物质的各项物理属性如表1所示。

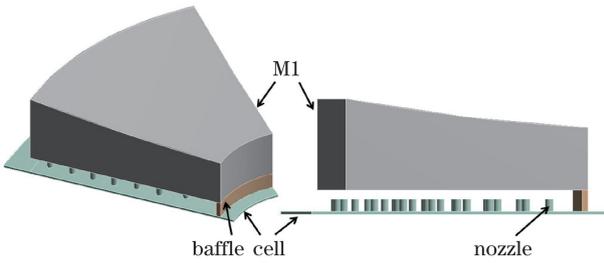


图 2 初始模型的固体域

Fig. 2 Solid domain of initial model

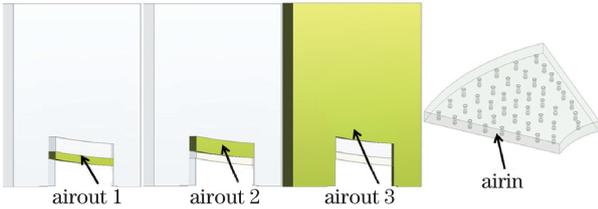


图 3 初始模型的流体域

Fig. 3 Fluid domain of initial model

制冷空气从喷孔中喷出,喷向主镜底部。由于主镜内侧有挡板,制冷空气沿蓝色箭头方向被吹到周围空气 airout 3 中,如图 4 所示。

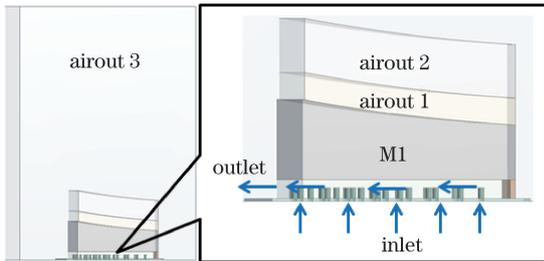


图 4 初始的完整三维模型

Fig. 4 Complete initial 3D model

### 3 初始热控模型数值求解与讨论

#### 3.1 边界条件

环境温度为 288.15 K,制冷空气进口风速为 3 m/s,制冷空气温度为 283.15 K。主镜反射面吸收的热功率为

$$Q = m_{AM}(S_{\text{mirror}} - S_{\text{shadow}})\alpha, \quad (6)$$

式中: $m_{AM}$ 为大气质量( $\text{W}/\text{m}^2$ ),取大气质量为 1 的状态; $S_{\text{mirror}}$ 为主镜受热面投影面积( $\text{m}^2$ ); $S_{\text{shadow}}$ 为主镜上方被遮挡的面积( $\text{m}^2$ ); $\alpha$ 为主镜铝膜对光强度的吸收率; $Q$ 为主镜反射面最终吸收的热功率。根据(6)式计算得到主镜反射面吸收的热功率为 381.4 W,数值计算时取 400 W。

根据传统平凹主镜支撑的分布情况,同时综合考虑数值计算效率,这里采用传统平凹主镜的最小制冷单元进行热分析(1/8 模型),主镜反射面吸收

热功率为 50 W,并用 2.3 节中介绍的方法对此热功率进行加载。所有固体与流体接触的面均设置为流固耦合面,空气域外边界为压力出口边界,压力设置为 1 个标准大气压。

#### 3.2 初始热控模型在自然对流工况下的数值求解

加载上述边界条件,得到主镜及主镜上方空气的温度场,如图 5 所示。

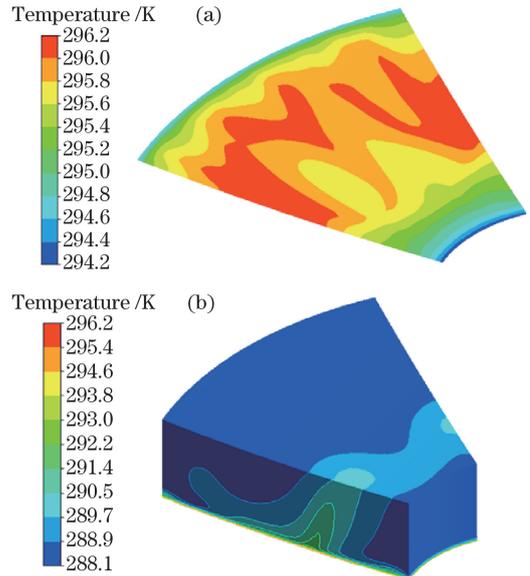


图 5 (a)主镜反射面的温度场;(b)airout 1、airout 2 的温度场

Fig. 5 (a) Temperature filed of primary mirror reflection plane; (b) temperature filed of airout 1 and airout 2

由图 5 可以看出:加载上述边界条件得到主镜的最高温度为 296.2 K,其与环境温度之差为 8.05 K,与反射面最低温度之差为 2 K;反射面的平均温度为 295.8 K,其与环境温度之差为 7.65 K,将其代入(1)式得到初始模型在自然对流情况下的视宁度为 4.35 arcsec,大大超出了 0.02 arcsec 的优化目标。主镜上方空气 airout 1、airout 2 的最高温度同样为 296.2 K,说明主镜反射面与 airout 1 完成了热流固耦合,即自然对流换热。

#### 3.3 轻量化主镜结构

由于主镜材料采用的是热导率低的微晶玻璃,且其厚度较大,因此导致主镜与环境温差很大;主镜厚度沿半径方向不一致、吹风不均匀,导致主镜受到太阳热辐射后,反射面上的温度分布不均,从而在热流固耦合作用下导致 airout 1、airout 2 中形成湍流。为了解决上述问题,可以采用高热导率的碳化硅作为主镜材料。考虑到我国目前已制成的最大口径的碳化硅主镜为 4 m 的拼接镜,而最大的单镜面碳化硅主镜口径为 2 m,试制一块 2.5 m 口径的单镜面碳化硅主镜存在时间和技术上的风险;

另外,EST 及 DKIST 主镜材料均采用微晶玻璃。因此,本研究涉及的 2.5 m 太阳望远镜主镜采用微晶玻璃材料。为了提高主镜反射面的温度均匀性,使主镜达到更好的热控效果,通过结构热设计得到轻量化主镜结构。在轻量化主镜结构中,主镜面板及筋板的厚度尽可能一致,制冷空气可以直接吹入主镜背部的制冷腔中,与主镜充分接触,从而达到提高主镜反射面温度均匀及快速冷却的目的。

主镜轻量化结构一般有开孔结构、蜂窝结构、扇形结构等。主镜采用开孔结构对其散热不利;采用蜂窝结构虽然可以得到较高的轻量化率,但却使支撑点的布置受到较大限制。考虑到本研究对主镜进行轻量化结构设计主要是为了改善其热控效果,而非是减轻其质量。因此,为了改善主镜的热控效果,同时兼顾其支撑效果,这里采用扇形轻量化主镜。其有效外径为  $\Phi 2500$  mm,反射面圆周有 10 mm 宽压边,内径为  $\Phi 800$  mm,上面板最薄处为 20 mm,筋板厚度为 20 mm,边缘厚度为 300 mm,总质量为 1064 kg,如图 6 所示。

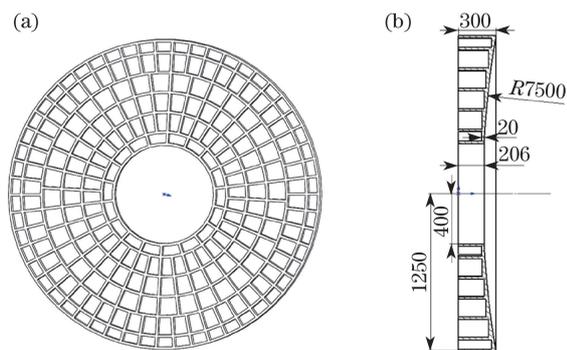


图 6 (a)轻量化主镜及(b)其剖面图

Fig. 6 (a) Light weighted primary mirror and (b) its profile

## 4 轻量化主镜反射面自然对流工况数值求解与讨论

### 4.1 轻量化主镜反射面自然对流工况数值求解与讨论

固体域、流体域的具体模型分别如图 7、8 所示;完整的三维初始模型如图 9 所示。

### 4.2 边界条件

根据主镜支撑的分布情况,同时综合考虑到数值计算效率,采用轻量化主镜的最小制冷单元进行热分析(1/18 模型),主镜反射面吸收的热功率为 22.22 W,使用 2.3 节介绍的方法对此热功率进行加载。所有固体与流体接触的面均设置为流固耦合

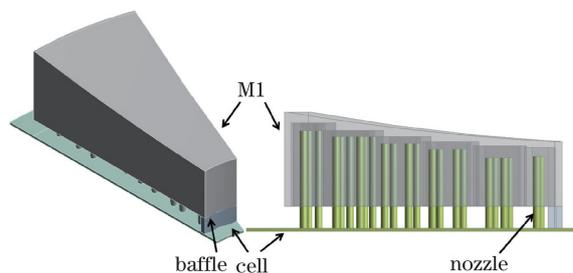


图 7 固体域三维模型

Fig. 7 3D model of solid domain

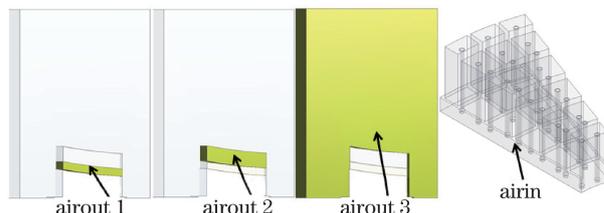


图 8 流体域三维模型

Fig. 8 3D model of fluid domain

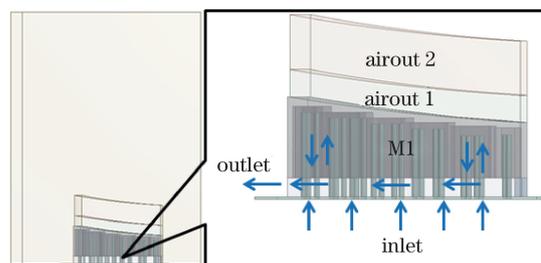


图 9 完整三维模型

Fig. 9 Complete 3D model

面,空气域外边界为压力出口边界,压力设置为 101.325 kPa。

### 4.3 数值求解与讨论

计算得到了当环境温度为 288.15 K,制冷空气温度分别为 283.15, 284.15, 285.15, 286.15, 287.15, 288.15 K(环境风温)时,主镜反射面的平均温度,再根据(1)式计算得到了到主镜反射面在自然对流工况下的视宁度效应,最终得到了主镜反射面平均温度、主镜视宁度随制冷空气进口风速变化的曲线,如图 10 所示。

由图 10(a)可以看出:无论制冷空气的温度高低,主镜反射面的平均温度都是随着进口风速增加而降低;当进口风速相同时,制冷空气温度越低,主镜反射面的平均温度就越低;当制冷空气温度为 283.15 K,进口风速大于 3.5 m/s 时,主镜反射面平均温度低于 288.15 K 的环境温度。

由图 10(b)可以看出:主镜视宁度基本上随着进口风速增加而降低;当进口风速相同时,制冷空气的温度越低,主镜视宁度越小;当制冷空气的温度为

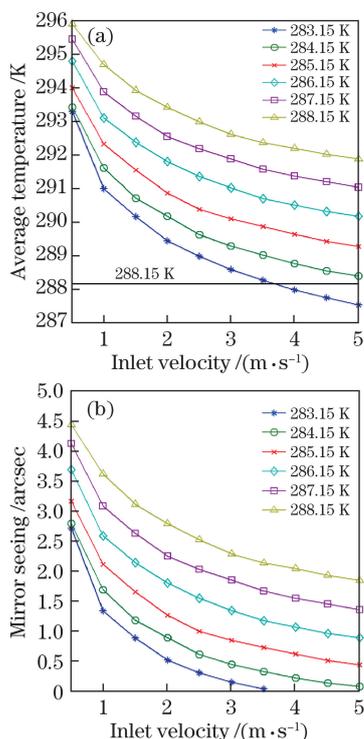


图 10 (a) 主镜反射面平均温度随进口风速变化的曲线；  
(b) 视宁度随进口风速变化的曲线

Fig. 10 (a) Average temperature of primary mirror reflection plane as a function of inlet velocity;  
(b) mirror seeing as a function of inlet velocity

283.15 K, 进口风速小于 3.5 m/s 时, 主镜视宁度随进口风速的增加而降低。结合图 10(a) 可知, 进口风速大于 3.5 m/s 时, 主镜反射面的平均温度已经低于环境温度, 而且进口风速越大, 主镜反射面的平

表 2 相关参数随进口风速的变化

Table 2 Variation of related parameters with inlet velocity

Inlet velocity / (m·s <sup>-1</sup> )	T <sub>max</sub> /K	ΔT /K	T <sub>ave</sub> /K	Heat 1 /W	Heat 2 /W	Heat 3 /W	Heat 4 /W	Error /%
0.5	293.985	2.679	293.28	3.2749	18.9544	22.2293	22.2222	0.0321
1.0	291.473	1.761	290.986	1.7663	20.4628	22.2291	22.2222	0.0310
1.5	290.554	1.371	290.156	1.2483	20.9816	22.2299	22.2222	0.0345
2.0	289.817	1.242	289.434	0.9119	21.3177	22.2296	22.2222	0.0334
2.5	289.344	1.191	288.965	0.4712	21.7583	22.2295	22.2222	0.0328
3.0	289.058	1.129	288.578	0.1718	22.0578	22.2296	22.2222	0.0332
3.5	288.744	1.117	288.248	0.0414	22.1882	22.2296	22.2222	0.0333
4.0	288.452	1.048	287.965	-0.0537	22.2843	22.2305	22.2222	0.0374
4.5	288.289	1.104	287.741	-0.1892	22.4186	22.2295	22.2222	0.0327
5.0	287.979	0.883	287.524	-0.2940	22.5224	22.2284	22.2222	0.0277

在表 2 中, T<sub>max</sub> 为主镜反射面的最高温度, ΔT 为主镜反射面温差, T<sub>ave</sub> 为主镜反射面的平均温度, heat 1 为 airout 1 中与主镜反射面耦合面的热功率(W), heat 2 为主镜反射面热功率, heat 3 为 heat 1、

均温度就越低, 与环境的温差越大。主镜视宁度的本质就是主镜平均温度高于环境温度后在主镜上方产生了热湍流。因此, 当主镜平均温度低于环境温度时, 将温差代入到(1)式就失去了意义。

当制冷空气温度为 283.15 K, 进口风速为 3.5 m/s 时, 得到主镜的最高温度为 288.744 K, 其与环境温度之差为 0.594 K, 反射面温差为 1.117 K; 反射面的平均温度为 288.23 K, 其与环境温度之差为 0.08 K, 将其代入(1)式就可得到主镜反射面处于自然对流工况下的最优视宁度为 0.0183 arcsec, 在满足优化目标的同时降低了反射面温差, 提高了主镜反射面的温度均匀性, 如图 11 所示。

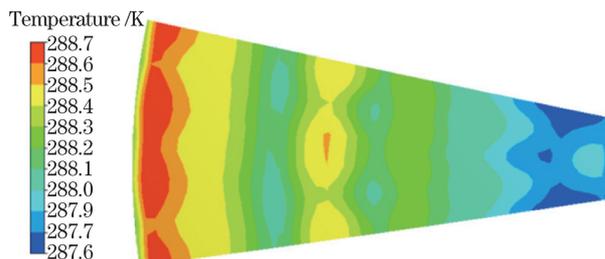


图 11 主镜反射面的温度场

Fig. 11 Temperature filed of primary mirror reflection plane

为了进一步阐明对主镜背部进行吹风制冷的意义, 在轻量化主镜反射面处于自然对流的工况下, 通过数值计算得到了主镜反射面在不同制冷空气温度下, 相关参数随进口风速的变化, 如表 2 所示。鉴于篇幅的原因, 这里仅以制冷空气温度为 283.15 K 的数据为例。

heat 2 之和, heat 4 为理论值 22.22 W, error 为 heat 3 相对于 heat 4 的误差。

从表 2 中可以看出: 主镜反射面的最高温度、反射面自身温差、平均温度都随着进口风速的增加而

降低,且降低的幅度趋于平缓;随着进口风速增加,heat 1 逐渐减小,heat 2 逐渐增加,heat 3 基本保持不变,这说明主镜反射面上的热量流入 airout 1 的部分减少,流入主镜的部分增多,根据能量守恒可知,制冷空气带走的热量增多;随着进口风速进一步增加,主镜反射面平均温度甚至低于环境温度,heat 1 变为负值,说明此时 airout 1 中的部分热量逆向流入到主镜,并被制冷空气带走。综上可见,进口风速越大,对主镜的制冷效果越好,从而阐明了主镜背部进行吹风制冷的意义。此外,由表 2 还可以看出,heat 3 相对 heat 4 的误差小于 0.04%,证明了数值计算的准确性。

### 5 轻量化主镜反射面强迫对流工况数值求解与讨论

气刀可以增加主镜表面与外界环境的对流换热系数,加快主镜与外界环境的热量交换,进一步降低主镜的最高温度及主镜反射面温差,并使主镜更快地趋近于外界环境温度。布置气刀后,希望在满足优化目标的同时降低进口风速,这一点具有重要的实际工程意义。因此,以下将结合气刀风速来重新优化制冷空气的进口风速,寻找最优方案。

#### 5.1 气刀结构参数

经初步研究后,在主镜边缘均匀布置 18 个环形气刀。为了不引入额外的空气湍流,设定气刀吹风的风温为环境温度,即 288.15 K,气刀有效吹风厚度  $t=1$  mm,气刀距主镜的距离  $d=10$  mm,气刀距主镜的高度  $h=10$  mm,气刀吹风方向  $\theta=-9.6^\circ$  (此时吹风方向与主镜反射面相切)。气刀结构及带气刀的完整三维模型分别如图 12、图 13 所示。

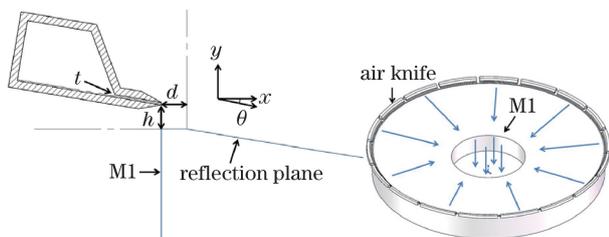


图 12 气刀结构

Fig. 12 Structure of air knife

#### 5.2 数值求解与讨论

代入与 4.2 节一致的边界条件,计算得到当环境温度为 288.15 K,制冷空气温度分别为 283.15, 284.15, 285.15, 286.15 K,制冷空气进口风速分别为 1, 2, 3, 4, 5 m/s 时,主镜反射面的平均温度随气刀吹风风速变化的曲线,再根据(2)~(3)式计算得到

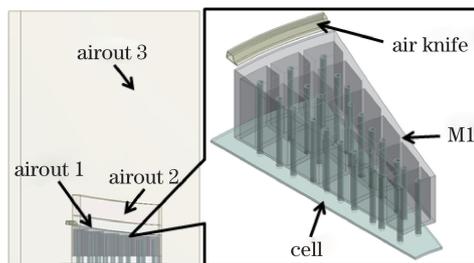


图 13 带气刀的完整三维模型

Fig. 13 Complete 3D model with air knife

不同制冷空气温度、不同制冷空气进口风速下,主镜视宁度随气刀风速变化的曲线,如图 14 所示。

由图 14 可以看出:当制冷空气温度相同时,主镜视宁度随气刀风速增加而减小;制冷空气温度越低,主镜视宁度越小,满足小于 0.02 arcsec 的制冷空气进口风速和气刀风速组合的范围越大,热控效果越好。在图 14 中,曲线斜率随气刀风速增加而减小,因此,气刀对改善主镜视宁度的作用与主镜背部制冷空气进口风速成反比,即进口风速越小,气刀作用越大。而进口风速决定了主镜反射面与环境的温差,温差越小,气刀作用越小。

由图 14(a)可知,当进口风速为 1~4 m/s 时(此时制冷空气温度为 283.15 K),气刀风速越大,主镜视宁度越小;当气刀风速相同时,进口风速越大,主镜视宁度越小。结合图 10(a)可知,当进口风速为 5 m/s 时,主镜反射面的平均温度已经低于环境温度,并且与环境温度之差最大。因此,进口风速为 4 m/s 时的主镜视宁度整体优于进口风速为 5 m/s 时的视宁度。由图 14(b)、(d)可知:气刀风速越大,主镜视宁度越小;当气刀风速相同时,进口风速越大,主镜视宁度越小。由图 14(c)、(d)可以看出,在对应的制冷空气温度下,均没有满足优化目标的进口风速及气刀风速组合,因此不再赘述。

在图 14(a)中,制冷空气温度为 283.15 K,满足优化目标的进风口风速及气刀风速组合为:进口风速为 3 m/s,气刀风速不小于 3 m/s;进口风速为 4 m/s,气刀风速不小于 2 m/s。在图 14(b)中,制冷空气温度为 284.15 K,满足优化目标的进口风速及气刀风速组合为:进口风速为 4 m/s,气刀风速不小于 8 m/s;进口风速为 5 m/s,气刀风速不小于 2 m/s。

4.3 节曾指出,在主镜反射面处于自然对流的工况下,满足优化目标的最优制冷空气温度为 283.15 K,进口风速为 3.5 m/s。希望在布置气刀后可以降低进口风速。因此,只有当制冷空气为 283.15 K,进口风速为 3 m/s,气刀风速不小于

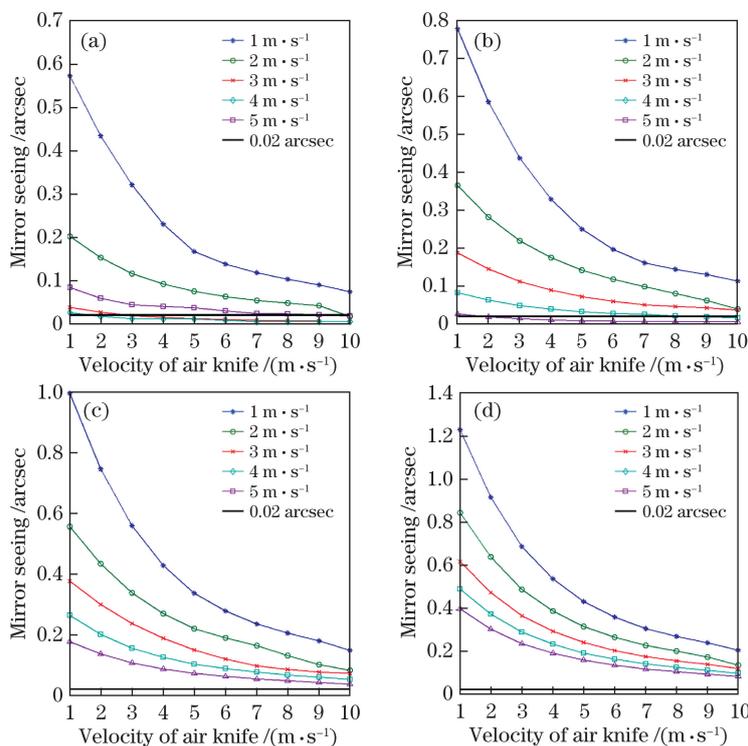


图 14 视宁度随气刀风速变化的曲线。(a)制冷空气温度为 283.15 K;(b)制冷空气温度为 284.15 K;  
(c)制冷空气温度 285.15 K;(d)制冷空气温度 286.15 K

Fig. 14 Mirror seeing as a function of velocity of air knife. (a) Temperature of cooling air of 283.15 K; (b) temperature of cooling air of 284.15 K; (c) temperature of cooling air of 285.15 K; (d) temperature of cooling air is 286.15 K

3 m/s时才在满足优化目标的同时,降低了进口风速。当制冷空气为 283.15 K,进口风速为 3 m/s,气刀风速为 3 m/s时,主镜的最高温度为 288.672 K,其与环境的温差为 0.522 K,反射面自身温差为 0.686 K,反射面平均温度为 288.404 K,其与环境温度之差为 0.254 K。将温差 0.254 K 代入(2)~(3)式得到主镜反射面处于强迫对流工况时的最优视宁度为 0.017 arcsec,在满足优化目标的同时进一步降低了反射面温差,提高了主镜反射面的温度均匀性,如图 15 所示。因此,当主镜反射面处于强迫对流工况时,满足优化目标的最优制冷空气温度为 283.15 K,进口风速为 3 m/s,气刀风速范围为不小于 3 m/s。

在气刀关闭和开启时,主镜反射面最高温度、主镜反射面自身温差、主镜视宁度的对比结果如表 3 所示。可见:气刀开启后,进口风速降低了 0.5 m/s,主镜最高温度降低了 0.072 K,主镜反射面自身温差降低了 0.431 K,主镜视宁度只降低了 0.0013 arcsec。气刀对改善 ISMAT 主镜视宁度并没有太大作用的原因在于,此时的主镜反射面与环境的温差很小,验证了上述主镜反射面与环境的温差越小气刀作用越小的说法。

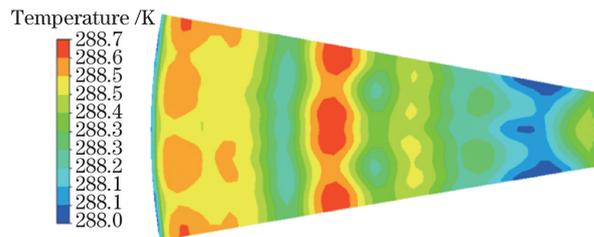


图 15 强迫对流工况下主镜反射面的温度场

Fig. 15 Temperature filed of primary mirror reflection plane at forced convection

为了进一步阐明采用气刀吹风制冷的意义,当轻量化主镜反射面处于强迫对流工况时,通过数值计算得到了不同制冷空气温度、不同进口风速下,主镜反射面相关参数随气刀风速的变化。鉴于篇幅的原因,这里仅以制冷空气温度为 283.15 K,进口风速为 3 m/s,气刀风速为 1~10 m/s 时的数据为例,如表 4 所示。

由表 4 可见,主镜反射面的最高温度、反射面自身温差、平均温度都随着进口风速的增加而降低,但降低的幅度很小;随着气刀风速增加,heat 1 逐渐增加,heat 2 逐渐减小,heat 3 基本保持不变。说明主镜反射面上的热量流入 airout 1 的部分增多,流入主镜的部分减少。根据能量守恒可知,由于气刀的

表 3 不同工况下主镜反射面相关参数的对比

Table 3 Comparison of related parameters of primary mirror reflection plane at different working conditions

Condition	Temperature of inlet /K	Inlet velocity / (m·s <sup>-1</sup> )	Velocity of air knife / (m·s <sup>-1</sup> )	Highest temperature /K	Temperature difference /K	Mirror seeing /arcsec
Air knife off	283.15	3.5	-	288.744	1.117	0.0183
Air knife on	283.15	3	3	288.672	0.686	0.017

表 4 不同气刀风速下主镜反射面相关参数的变化

Table 4 Variation trend of related parameters at different velocities of air knife

Velocity of air knife / (m·s <sup>-1</sup> )	T <sub>max</sub> /K	ΔT /K	T <sub>ave</sub> /K	Heat 1 /W	Heat 2 /W	Heat 3 /W	Heat 4 /W	Error /%
1	288.804	0.815	288.459	0.4261	21.8039	22.2301	22.2222	0.0353
2	288.723	0.730	288.428	0.4646	21.7655	22.2301	22.2222	0.0357
3	288.672	0.686	288.404	0.6098	21.6208	22.2306	22.2222	0.0377
4	288.647	0.680	288.389	0.6798	21.5510	22.2309	22.2222	0.0390
5	288.636	0.675	288.376	0.7355	21.4954	22.2310	22.2222	0.0396
6	288.635	0.668	288.358	0.8099	21.4208	22.2307	22.2222	0.0382
7	288.634	0.660	288.344	0.8622	21.3682	22.2303	22.2222	0.0367
8	288.629	0.648	288.339	0.8788	21.3515	22.2303	22.2222	0.0362
9	288.623	0.637	288.335	0.8898	21.3404	22.2302	22.2222	0.0359
10	288.621	0.633	288.327	0.8938	21.3364	22.2302	22.2222	0.0358

作用,热量被 airout 1 带走的增多,被制冷空气带走的减少。同时证明了开启气刀来降低主镜反射面温差的正确性。综上,气刀风速越大,对主镜制冷的效果越好,阐明了气刀吹风制冷的意义。此外,误差值小于 0.04%,证明了数值计算的准确性。

## 6 国内外研究成果对比

表 5 给出了本研究得到的数值计算结果与国内外同类文献所展示的数值计算结果,其中,ΔT<sub>1</sub>为主镜反射面最高温度与环境温度之差。可以看出,数值计算结果满足本研究所要求的优化目标。

表 5 国内外研究成果对比

Table 5 Comparison of domestic and foreign research

Telescope	ΔT <sub>1</sub> /K	Mirror seeing /arcsec
GREGOR	≤2	-
DKIST	≤1	≤0.05
EST	≤2	-
CLST	≤1	≤0.05
ISMAT	<0.6	<0.02

## 7 结 论

本课题组通过整场数值求解,对南京大学 2.5 m

多功能望远镜 ISMAT 的主镜进行热控技术研究,并对背部吹风和气刀的作用和意义进行了深入研究。数值求解结果表明:1)主镜采用传统的平凹镜设计,很难满足优化目标的需要,因此需要对主镜进行结构热设计以得到轻量化主镜;2)当主镜轻量化模型反射面处于自然对流工况时,满足优化目标的最优制冷空气温度为 283.15 K,进口风速为 3.5 m/s;3)当主镜轻量化模型反射面处于强迫对流工况时,满足优化目标的最优制冷空气温度为 283.15 K,进口风速为 3 m/s,气刀风速不小于 3 m/s。布置气刀后,主镜反射面温差降低的效果较为明显;当主镜反射面与环境温差较小时,主镜视宁度的改善效果不明显。

## 参 考 文 献

- [1] Sigwarth M. Advanced solar polarimetry-theory, observation, and instrumentation: the 20th NSO/Sacramento peak summer workshop[J]. Publications of the Astronomical Society of the Pacific, 2001, 113(780): 260-261.
- [2] Volkmer R, Eisenträger P, Emde P, *et al.* Mechanical design of the solar telescope GREGOR[J]. Astronomische Nachrichten, 2012, 333(9): 816-822.
- [3] Süß M, Volkmer R, Eisenträger P. GREGOR M1

- mirror and cell design: effects of different mirror substrates on the telescope design[J]. Proceedings of SPIE, 2010, 7739: 7739I.
- [4] Volkmer R, Manni F, Giannuzzi M, *et al.* EST telescope-primary mirror, support and cooling system[J]. Proceedings of SPIE, 2010, 7739: 7739I0.
- [5] Collados M, Bettonvil F, Cavaller L, *et al.* European solar telescope: project status[J]. Proceedings of SPIE, 2010, 7733: 77330H.
- [6] Angelo P, Carsten D. The thermal control of the new solar telescope at Big Bear Observatory[J]. Proceedings of SPIE, 2006, 6267: 62670M.
- [7] Liu Y Y. Active thermal control technology for large ground-based solar telescope[D]. Beijing: University of Chinese Academy of Sciences, 2016: 79.  
刘洋毅. 大口径地基太阳望远镜主动温控技术研究[D]. 北京: 中国科学院大学, 2016: 79.
- [8] Liu X Y. Research on thermal control system of 4 m SiC lightweight primary mirror[D]. Beijing: University of Chinese Academy of Sciences, 2015: 4.  
刘祥意. 4 m SiC 轻量化主镜的热控系统研究[D]. 北京: 中国科学院大学, 2015: 4.
- [9] Chen Q Y. Study for natural convection of the LED street lamp's heat sink[D]. Chongqing: Chongqing University, 2011: 26.  
陈启勇. LED 路灯散热器自然对流研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2011: 26.
- [10] Tao W Q. Numerical heat transfer[M]. 2nd ed. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2001: 486-487.  
陶文铨. 数值传热学[M]. 2 版. 西安: 西安交通大学出版社, 2001: 486-487.
- [11] Zago L. The effect of the local atmospheric environment on astronomical observations[D]. Lausanne: Swiss Federal Institute of Technology, 1995.
- [12] Zago L. An engineering handbook for local and dome seeing[J]. Proceedings of SPIE, 1997, 2871: 726.
- [13] Liang Q T. Physical optics[M]. 3rd ed. Beijing: Electronics Industry Press, 2008: 40-41.  
梁铨廷. 物理光学[M]. 3 版. 北京: 电子工业出版社, 2008: 40-41.
- [14] Zhang J, Xian H, Zhang C, *et al.* Telescope primary mirror seeing and air knife effect analysis based on theoretical calculation of temperature field[J]. Acta Optica Sinica, 2013, 33(8): 0811005.  
张俊, 鲜浩, 张程, 等. 基于温度场理论的望远镜主镜视宁度及“气刀”效应分析[J]. 光学学报, 2013, 33(8): 0811005.
- [15] Hao Y X, Chen P S, Zhou K P. Introduction to infrared astronomy[M]. 1st ed. Beijing: Peking University Press, 1993: 66.  
郝允祥, 陈培生, 周克平. 红外天文学导论[M]. 1 版. 北京: 北京大学出版社, 1993: 66.