

风兜面积对气冷喷油杆性能影响的数值研究

刘友宏, 王晓博

(北京航空航天大学 能源与动力工程学院
航空发动机气动热力国家级重点实验室, 北京 100191)

摘 要: 以某型涡扇发动机加力燃烧室气冷喷油杆为研究对象,在梯形截面的风兜下底和高度不变的情况下,通过改变上底长度得到一系列不同风兜面积的几何模型,综合考虑外流场对气冷喷油杆内部流动和换热特性的影响,对其在巡航状态下进行了流/热/固耦合三维数值模拟研究,获得了不同风兜面积对气冷喷油杆引气率、冷却空气喷口流量分布、壁面平均冷却效果、壁面最高温度的影响规律.结果表明:引气率随风兜面积增大线性增大;喷油嘴凸台周围冷却空气喷口的流量沿气冷喷油杆内冷却空气流向呈二次曲线规律变化,且随风兜面积增大分布趋于均匀;随风兜面积增大,喷油杆、隔热套壁面平均冷却效果线性增大,壁面最高温度降低;有效抑制内涵高温燃气倒灌进入隔热套是避免喷油杆局部高温的关键.

关 键 词: 气冷喷油杆; 风兜; 流/热/固耦合; 流量分布; 冷却效果; 壁面最高温度

中图分类号: V231.1 **文献标志码:** A

Numerical analysis on effect of cooling air pocket area on performance of air-cooled fuel injector

LIU You-hong, WANG Xiao-bo

(National Key Laboratory of Science and Technology on Aero-Engine Aero-thermodynamics,
School of Power and Energy Engineering,
Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: Based on an air-cooled fuel injector in an afterburner of turbofan engine, geometric models cooling air pocket areas with different were obtained by changing the the upper bottom length of trapezoidal section cooling air pocket, but with the constant down bottom and height. Considering the effect of the external flow field on the internal flow and heat transfer characteristics of air-cooled fuel injector comprehensively, its conjugate heat transfer three-dimensional numerical simulation was conducted on the cruise flying state, so as to get an effect laws of different cooling air pocket areas on the entraining rate of air-cooled fuel injector, the mass flow rate of cooling air nozzle, the average cooling effectiveness and the maximum wall temperature. Results shows that, the entraining rate increases linearly with the increasing of cooling air pocket area; the mass flow rate of cooling air nozzle around the fuel nozzle convex platform changes by conic rule along the air-cooled fuel injector axis, firstly increases and then decreases; the mass flow rate tends to be uniform with increasing of cooling air pocket area; the fuel injector's and insulated jacket's average cooling effectiveness increases linearly and the maximum wall temperature decreases with the increasing of cooling air pocket area; inhibiting effectively the backflow of the hot gas into the insulated jacket is the key to avoid a partial high wall temperature.

收稿日期: 2014-06-23

作者简介: 刘友宏(1963—),男,江苏东台人,教授、博士生导师,博士,主要从事发动机气动热力等方面研究.

Key words: air-cooled fuel injector; cooling air pocket; conjugate heat transfer; mass flow rate distribution; cooling effectiveness; maximum wall temperature

在航空燃气涡轮发动机的发展历程中,为提高发动机的推质比,加力燃烧室进口温度越来越高^[1-2]. 过高的来流温度会导致喷油杆结构故障、燃油结焦、分解、沸腾等问题^[3-7], 因此,必须采取有效的冷却措施控制喷油杆及其内部燃油的温度.

外涵引气冷却加力燃烧室喷油杆,即气冷喷油杆,是在传统喷油杆的外侧设计隔热套. 气冷喷油杆的冷却效果好坏取决于其所处环境的气动热力参数和自身的结构参数,其设计原则是希望在保证冷却效果的前提下,引气尽可能少、流阻尽可能小^[8-10]. 关于此类气冷喷油杆流动和换热特性研究,作者尚鲜检索到国外相关研究报告,国内有少量初步的研究^[11-13],研究模型将气冷喷油杆简化为圆筒形的套筒结构. 本文从工程实际应用出发,以未简化的某型气冷喷油杆为研究对象,同时考虑气冷喷油杆外侧加力燃烧室内流场对其内部流动和换热特性的影响,建立了气冷喷油杆内外流场流/热/固耦合计算模型,在相同气动热力参数下,保持梯形截面风兜的高度和下底长度不变,

改变上底长度,从而改变风兜面积,结合引气率、冷却空气喷口流量分布、壁面平均冷却效果、壁面最高温度性能指标,定量研究了风兜面积对气冷喷油杆内部流动和换热特性的影响规律^[14-15].

1 物理模型和计算方法

1.1 计算模型

由于气冷喷油杆具有周期性对称结构,以周向含有 1/2 个气冷喷油杆所对应的区域为计算域. 图 1 是气冷喷油杆安装位置和计算模型示意图. 加力燃烧室主、次流入口均为环形通道,风兜垂直于来流方向,截面为梯形,进入风兜的冷却空气沿截面积减缩的隔热套(GRT)冷却喷油杆,然后从与喷油嘴同心的隔热套上开孔的环型间隙冷却空气喷口沿加力燃烧室周向喷出. 加力燃烧室机匣外径为 D , 外涵内径 D_{wn} 为 $0.8571D$, 内涵外径 D_{nw} 为 $0.8206D$, 中心锥直径 D_{plug} 为 $0.5236D$, 隔热套下端前缘距入口截面 $0.2236D$, 下端尾缘距入口截面 $0.2683D$. 在图 1 中,加力燃烧室沿周向共有 8 个双管气冷喷油杆,每个气冷喷油杆内

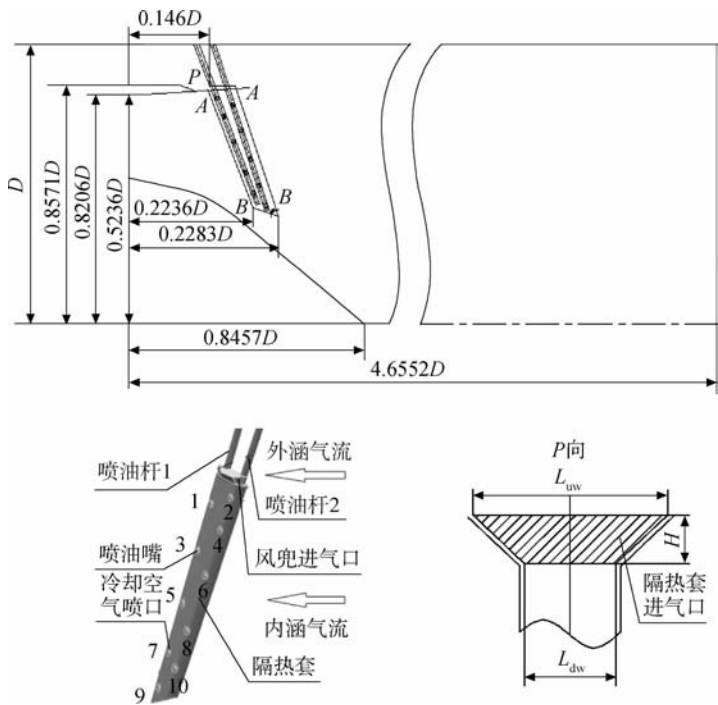


图 1 计算模型及气冷喷油杆结构

Fig. 1 Structure of calculation model and air-cooled fuel injector

部包含 2 根流通燃油的喷油杆,分别为喷油杆 1 (PYG-1)和喷油杆 2(PYG-2)。喷油杆壁厚 δ_{pyg} 为 $9.52 \times 10^{-4} D$, 喷油嘴壁厚 δ_{grt} 为 $2.10 \times 10^{-3} D$, 隔热套壁厚 δ_{grt} 为 $6.72 \times 10^{-4} D$, 风兜入口截面下底长度 L_{dw} 为 $0.0143D$, 高 H 为 $0.0076D$ 。本文在上述加力燃烧室尺寸的基础上,对风兜截面上底长度为 L_{uw} 分别为 $0.0152D, 0.0229D, 0.0305D, 0.0381D, 0.0458D$ 的一组模型进行了流/热/固耦合数值计算研究,模型具体几何参数如表 1 所示,表中 M3 为基准模型。

为区别起见,本文中喷油杆特指传统不带气冷的供油喷油杆,气冷喷油杆特指本文的双油路喷油杆和隔热套组成的整体。

表 1 不同计算模型尺寸

Table 1 Geometry size of different models

模型编号	上底长度 L_{uw}	下底长度 L_{dw}	风兜面积 $S_{fd}/10^{-5}$
M1	$0.0152D$	$0.0143D$	$5.4758D^2$
M2	$0.0229D$	$0.0143D$	$6.9297D^2$
M3	$0.0305D$	$0.0143D$	$8.3810D^2$
M4	$0.0381D$	$0.0143D$	$9.8322D^2$
M5	$0.0458D$	$0.0143D$	$11.2830D^2$

1.2 控制方程

流动的控制方程包括:连续性方程、动量方程、能量方程、湍流方程以及气体状态方程,加力燃烧室中,气体的主要控制方程为

$$\nabla(\rho u) = 0$$

$$\nabla(\rho uu) = -\nabla p - \nabla\left(\frac{2}{3}\rho\kappa\right) + \nabla\sigma + \rho g$$

$$\nabla(\rho uI) = -p\nabla u - \nabla J + \rho\epsilon$$

式中 ρ 为气体密度,遵循理想气体状态方程; u 为气体速度矢量; p 为气体静压; κ 为湍流脉动动能; g 为重力加速度; ϵ 为湍能耗散率; J 为热流矢量; σ 为黏性应力张量,其表达式为

$$\sigma = \mu[(\nabla u) + (\nabla u)^T] + \lambda(\nabla u)I$$

式中 μ, λ 分别为第一黏度、第二黏度, $\lambda = 2\mu/3$; I 为单位应力张量;上标 T 表示转置; ∇u 的表达式如下:

$$\nabla u = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial w}{\partial x} \\ \frac{\partial u}{\partial y} & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{\partial w}{\partial y} \\ \frac{\partial u}{\partial z} & \frac{\partial v}{\partial z} & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix}$$

1.3 网格划分

带外流场的三维气冷喷油杆模型尺寸跨度大(最大、最小尺寸相差 4 000 倍),加之内部结构复杂,因此采用混合网格进行计算域离散,在包含气冷喷油杆的小区域内采用非结构化网格,其它结构相对简单的区域采用结构化网格。对机匣壁面、隔热套内外壁面、风兜内外壁面、喷油杆内外壁面、内外涵隔板壁面、中心锥壁面均采用 5 层 Prism 边界层网格加密。进行了网格无关解研究,对比分析了网格总数分别为 229 万、332 万、484 万、721 万的计算结果,最终确定网格总数为 332 万,网格划分结果和局部放大如图 2 所示。

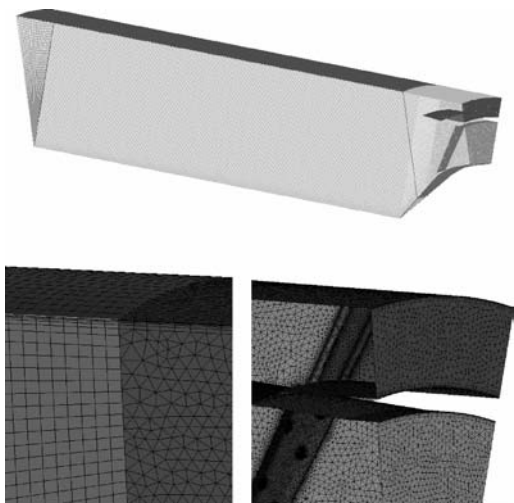


图 2 计算区域的三维网格及其局部放大

Fig. 2 Three-dimensional mesh of calculation domain and its local magnification

1.4 边界条件

加力燃烧室主流为内涵燃气,次流为外涵空气,燃气和空气中各组分质量分数如表 2 所示。主、次流流动马赫数较大,为可压流动。为了保证涵道比,内、外涵均设定为质量流量(后文简称为流量)入口,出口为压力出口边界条件。机匣、内外涵隔板、尾锥壁面设置为绝热无滑移边界条件。因为本文以巡航状态为研究工况,加力燃烧室不工作,所以喷油杆内部没有燃油流动。对称面设置为对称边界条件。隔热套内、外壁面,风兜内、外壁面,喷油杆内、外壁面均设定为耦合传热面(conjugate heat transfer),固体材料物性参数随温度以二次多项式规律变化。

表 2 内、外涵气体各组分质量分数
Table 2 Mass fraction of gas components on the core and bypass flow

位置	质量分数			
	O ₂	N ₂	CO ₂	H ₂ O
内涵	0.143 4	0.776 6	0.077 0	0.003 0
外涵	0.232 0	0.768 0	0	0

1.5 计算方法

李瑞明等^[11]采用标准 $k-\epsilon$ 湍流模型对单管气冷喷油杆简化模型的冷却特性进行了初步数值研究,得到与试验较为吻合的结果.对本文双油路气冷喷油杆,由于隔热罩内部回流、分离流等流动特征较为明显,在比较标准 $k-\epsilon$, RNG(re-normalization grop), SST(shear stress transport) $k-\epsilon$ 三种湍流模型计算结果后,发现 RNG $k-\epsilon$ 最能反映本文的流动机理和工况,故本文采用 RNG $k-\epsilon$ 湍流模型,壁面附近采用 Scalable 壁面函数.由于 3 阶 MUSCL(monotonic upstream centered scheme for conversation laws)格式对非结构化网格具有更高的精度,所以流动方程对流项采用 3 阶 MUSCL 格式进行离散,其他方程采用 2 阶离散格式.流动和压力的耦合采用 SIMPLE(semi-implicit method for pressure-linked equations)算法.收敛精度标准为 10^{-6} .

2 结果与讨论

2.1 流场分析

各个计算模型中速度分布变化趋势相似,为节省篇幅在此仅给出了基准模型 M3 对称面(如无特殊说明,本文特指含有气冷喷油杆的对称面)

上加力燃烧室轴向速度(V_x)分布,如图 3 所示.整体来看,在中心锥的尾部出现明显回流;经由喷油嘴凸台周围的冷却空气喷口周向喷出的高速空气横向射流进入加力燃烧室主流,干扰了主流轴向速度,导致冷却空气喷口横向射流下游附近主流轴向速度明显降低,随着流动发展,主流轴向速度逐渐恢复.

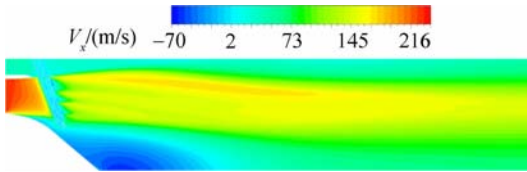


图 3 M3 对称面 x 方向速度分布
Fig. 3 Distribution of velocity at symmetry plane of M3 along x direction

隔热套内部冷却空气沿流向速度(V_z)分布如图 4 所示,由图可见,随着风兜面积的增大,内部速度分布更加均匀,同时遏制内涵高温燃气倒灌进入隔热套的效果不断增强,这是由于随着风兜面积的增加,风兜的引气量也不断增加,说明气冷风兜设计参数的选取非常重要.

2.2 质量分数场分析

不同模型对称面上 O_2 质量分数分布及其在隔热套内部的局部放大等值线云图如图 5 所示.整体来看,主次流在交界面处发生质量传递,进行掺混;另外部分次流冷却空气经由风兜进入隔热套,由冷却空气喷口横向射流喷入主流.经由隔热套进入主流的次流空气量随风兜面积的增大而增大,表现为图 5 中气冷喷油杆附近下游区域中较高 O_2 质量分数区域面积随风兜面积的增大而增大.

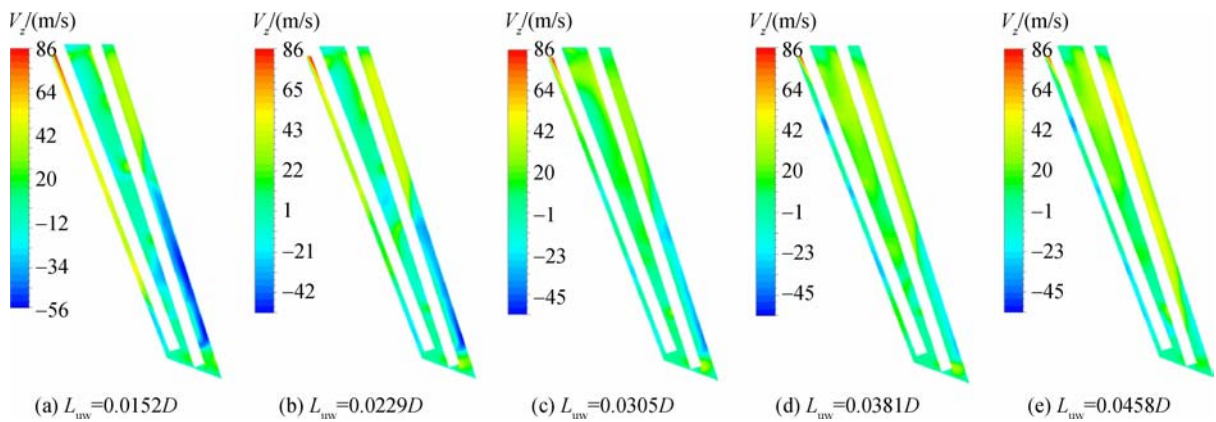


图 4 隔热套内部冷却空气沿流向速度分布
Fig. 4 Distribution of velocity along the flow direction cooling-air inside the GRT

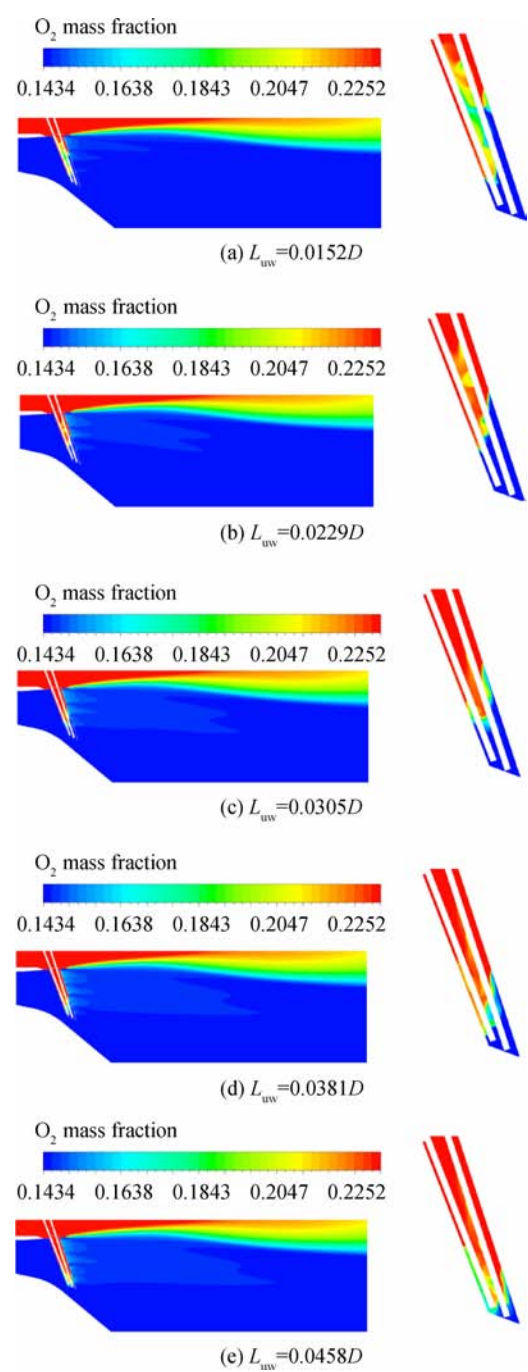


图 5 对称面及隔热套内部 O₂ 质量分数分布
Fig. 5 Distribution of O₂ mass fraction at symmetry plane and local magnification inside the GRT

由图 5 可见,在本文研究参数范围内,5 个计算模型中均出现了燃气倒灌进入隔热套的现象,表现在气冷喷油杆下端局部视图中存在非常低的 O₂ 质量分数区域,但由图可见,随着风兜面积的增大,O₂ 质量分数非常低的区域面积减小,即燃气倒灌量逐渐减小,在风兜面积最大的 $L_{uw} = 0.0458D$ 工况内涵高温燃气倒灌进入隔热套得到了有效遏制。

2.3 温度场分析

5 个模型对称面温度分布及在隔热套内部的局部放大图,如图 6 所示,由图可见,5 个模型温度分布规律基本一致,主流在交界面处与次流发生热交换;经由隔热套进入主流的次流空气流量随风兜面积的增大而增大,表现为图 6 中气冷喷油杆附近下游区域中较低温度区域面积随风兜面积的增大而增大。

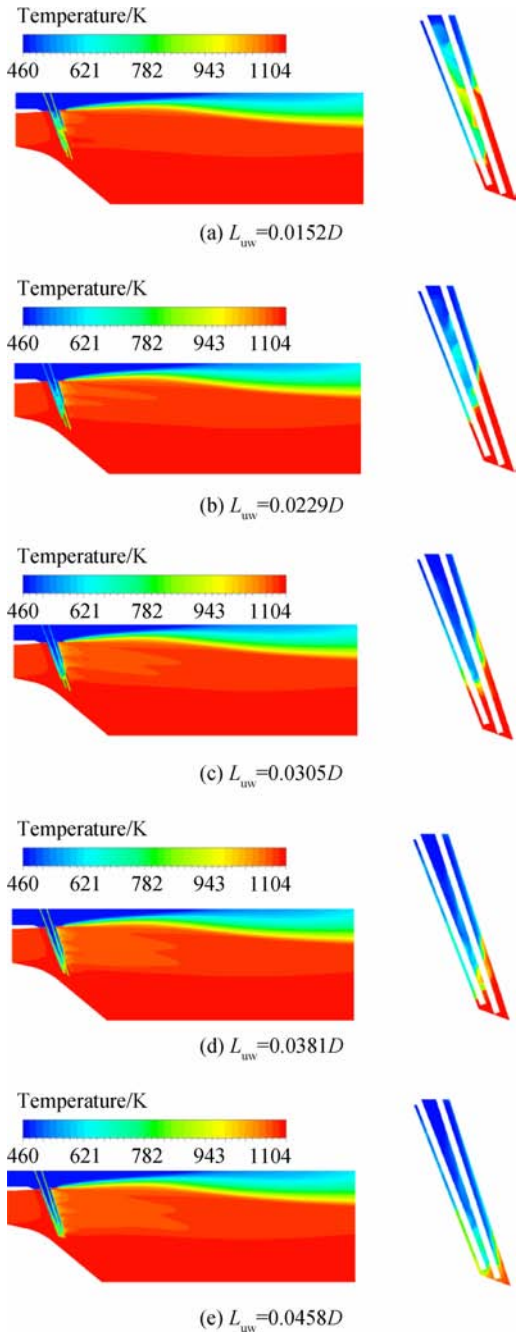


图 6 对称面及隔热套内部温度分布
Fig. 6 Distribution of temperature at symmetry plane and local magnification inside the GRT

由于主流倒灌进入隔热套,影响了隔热套的冷却效果.由图 6 可见,在气冷喷油杆下端高温燃气倒灌区域内,气冷喷油杆壁温很高,反之,没有被倒灌高温燃气包围的气冷喷油杆壁面温度很低,可见隔热套的热防护效果非常明显,说明在设计中有效抑制内涵高温燃气倒灌进入隔热套是避免喷油杆局部高温的关键.高温燃气倒灌进入隔热套的原因是由于气冷喷油杆下端为封闭结构,在下端附近隔热套内空气流速低,该区域内对流换热很小,不利于冷却,需要进一步改进研究.

2.4 引气率变化规律

定义引气率

$$\tau = \frac{\dot{m}_{id}}{\dot{m}_{wh}} \tag{1}$$

其中 $\dot{m}_{id}$ 为风兜引气流量, $\dot{m}_{wh}$ 为外涵空气流量,单位均为 kg/s.即引气率表示风兜引气量占外涵气流量的比例.

合理的引气率是气冷喷油杆设计成功的重要标志.引气率太小不能达到冷却效果,引气率大则要以牺牲推力为代价.

本文 5 个模型计算得到的引气率的变化规律如图 7 所示,引气率随风兜面积(S_{id} ,此处为无量纲量)的增大而呈线性增大,最小、最大引气率分别为 0.3331%,1.0139%.

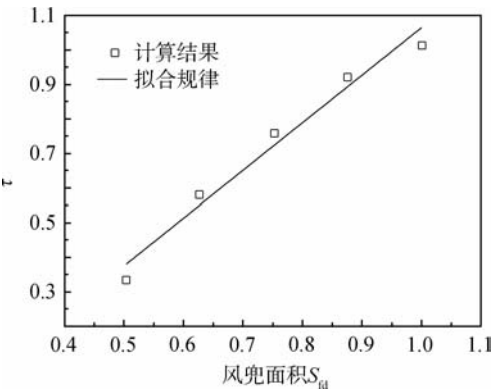


图 7 引气率随风兜面积的变化规律

Fig. 7 Variation law of entraining rate with cooling air pocket area

2.5 冷却空气喷口流量分布规律

冷却空气喷口流量分布直接影响气冷喷油杆的换热特性.定义喷气率

$$\beta = \frac{\dot{m}_{pk}}{\dot{m}_{id}} \times 100\% \tag{2}$$

式中 $\dot{m}_{pk}$ 为外涵空气在不同冷却空气喷口的喷射

流量,单位为 kg/s.即喷气率表示冷却空气喷口喷射流量占风兜引气流量的比例.

计算得到的不同冷却空气喷口的喷气率分布规律如图 8 所示,在气冷喷油杆内部冷却空气沿流向相同轴向位置的两根喷油杆上同等位置冷却空气喷口的喷气率,呈此消彼长的态势,表现为图中曲线的波动.

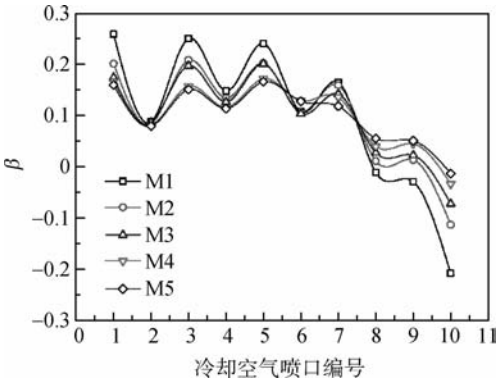


图 8 不同冷却空气喷口的喷气率分布规律

Fig. 8 Distribution law of different cooling air nozzle spray rates

将隔热套内沿流向同等位置的不同喷油杆上两个冷却空气喷口喷气率相加,作为一个整体(图 1 中 1+2,3+4,...,分别称为第 1 组、第 2 组,...依次类推),发现其沿流向呈二次函数规律分布,如图 9 所示.由图可见,第 2 组冷却空气喷口(图 1 中 3+4)的喷气率达到峰值,之后沿隔热套内冷却空气流向逐渐减小,说明不是愈接近风兜,冷却空气喷口的喷气率愈大;当风兜面积较小时,由于引气率很小,导致气冷喷油杆下端附近燃气通过冷却空气喷口倒灌进入隔热套内部,表现为图中部分计算模型中冷却空气喷口喷气率出现负值;

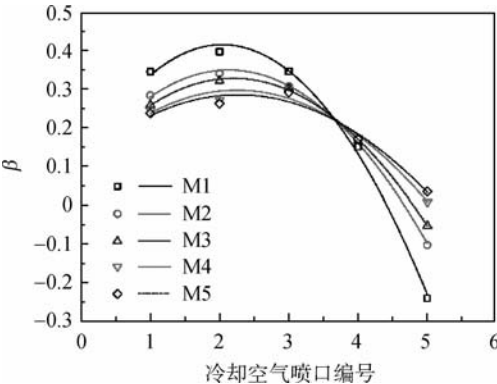


图 9 喷气率随喷口轴向位置的变化规律

Fig. 9 Variation law of spray rate with nozzle axial location

随着风兜面积的增大,冷却空气喷口喷气率分布趋于均匀,从图 8 单孔的喷气率分布规律来看,M1 中第 1 个和第 10 个冷却空气喷口的喷气率相对变化为 180.85%,而 M5 中第 1 个和第 10 个冷却空气喷口的相对变化为 108.81%。

2.6 冷却效果变化规律

冷却效果是反映冷却系统整体性能的重要指标,其定义为

$$\eta = \frac{T_h - T_w}{T_h - T_c} \tag{3}$$

式中 T 表示温度,下标 h 代表热流(主流), c 代表冷流(次流), w 代表壁面。即冷却效果为热流和壁面温差与热流和冷流温差之比。

图 10 为喷油杆、隔热套外壁面平均冷却效果的变化规律。由图可见,壁面平均冷却效果随风兜面积的增大而线性增大,这是因为随着风兜面积的增大,引气量增大,隔热套内冷却空气平均 Re 增大,壁面平均冷却效果提高。处于燃气外流下游的喷油杆气冷效果明显高于处于上游的喷油杆。

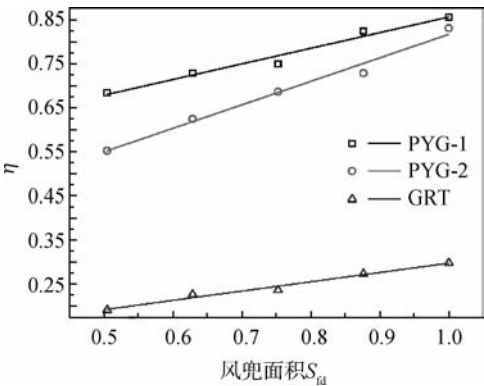


图 10 壁面平均冷却效果随风兜面积变化规律
Fig. 10 Variation law of average wall cooling effectiveness with cooling air pocket area

2.7 壁面最高温度变化规律

壁面最高温度是反映换热特性的另一个重要指标,对于预测部件是否局部过热具有重要意义。计算得到的 5 个模型喷油杆和隔热套壁面最高温度(T_{max})如图 11 所示,由图可见,隔热套壁面最高温度始终高于喷油杆;喷油杆和隔热套壁面最高温度均随风兜面积增大而呈下降趋势,但隔热套壁面最高温度随风兜面积增大降低平缓(降低绝对值为 12.25 K,相对降幅为 1.06%);喷油杆壁面最高温度降低幅度相对较大,特别是图中风兜面积大于 0.65 以后,两个喷油杆壁面最高温度都出现骤降,其中喷油杆 1 壁面最高温度相对基

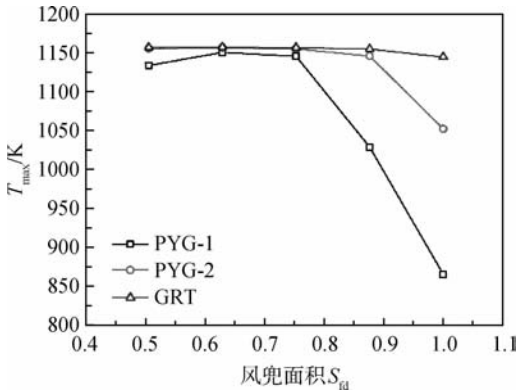


图 11 壁面最高温度随风兜面积变化规律
Fig. 11 Variation law of maximum wall temperature with cooling air pocket area

准模型降低了 280.431 K,降幅达 24.48%,喷油杆 2 壁面最高温度相对基准模型降低了 102.67 K,降幅为 8.89%。骤降的原因是因为随着风兜面积的增大,风兜引气率增大,有效阻止了主流高温燃气倒灌进入隔热套,避免其与喷油杆的直接接触,从而有效降低壁面温度。

3 结 论

本文在梯形截面风兜下底长度和高度不变的情况下,通过改变上底长度,分别研究了不同风兜面积对气冷喷油杆流动和换热性能的影响,在本文研究范围内可以得到如下几点结论:

- 1) 随着风兜面积的增大,引气率由 0.3331% 到 1.0139% 线性增大。
- 2) 冷却空气喷口喷气率沿气冷喷油杆内冷却空气流向呈二次曲线规律变化,先增大后减小,在第 2 组冷却空气喷口处达到峰值。
- 3) 随着风兜面积的增大,冷却空气喷口喷气率分布更加均匀。
- 4) 喷油杆、隔热套壁面平均冷却效果随风兜面积的增大而线性增大。
- 5) 喷油杆、隔热套壁面最高温度随风兜面积的增大而降低,有效抑制内涵高温燃气倒灌进入隔热套,对避免喷油杆出现局部高温至关重要。在设计中保持合理的内外涵静压比,采取合理的隔热套结构设计显得非常重要。

参考文献:

[1] Carrier D, de Champlain A. Direct fuel injection for bluff body flame stabilization[J]. AIAA 96-3032, 1996.
[2] Shinbo K, Koide T, Kashiwagi T, et al. Research of heat transfer of a liner for an afterburner[J]. AIAA 97-3005, 1997.

[3] 徐志刚,刘贵才.某型发动机加力燃油总管喷油杆断裂分析[J].宇航材料工艺,2002,32(4):58-61.
XU Zhigang, LIU Guicai. Failure analysis of main fluid pipe in one aero-engine[J]. Aerospace Materials and Technology, 2002, 32(4): 58-61. (in Chinese)

[4] Peat A E. Thermal decomposition of aviation fuel[R]. ASME Paper 82-GT-27, 1982.

[5] 郭成富,王勇,曹康.加力燃烧室喷油杆结焦试验研究[J].燃气涡轮实验与研究,1997(1):26-31.

[6] Branstetter J R. Afterburner performance of circular V-gutters and a sector of parallel V-gutters for a range of inlet temperatures to 1255K[R]. NASA-TN-D-7212, 1995.

[7] XIAO Yumin, Amano R S. A study on effective heat transfer characteristics in an afterburner with ceramic stabilizer[J]. AIAA-2003-338, 2003.

[8] 王俭,顾善建,杨茂林,等.直射式喷嘴跨流喷射的雾化特性实验研究[J].航空学报,1990,11(4):157-164.
WANG Jian, GU Shanjian, YANG Maolin, et al. Study on atomization features of a plain injector in high speed transverse air stream[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 1990, 11(4): 157-164. (in Chinese)

[9] 孙雨超,张志学,李江宁,等.一体化加力燃烧室方案设计 & 数值研究[J].航空科学技术,2011(4):71-74.
SUN Yuchao, ZHANG Zhixue, LI Jiangning, et al. Design and numerical research of integrated rear frame and afterburner[J]. Aeronautical Science and Technology, 2011 (4): 71-74. (in Chinese)

[10] 白兴艳,张频捷,岳连捷,等.加力用气冷与气动雾化喷油杆的性能研究[J].航空动力学报,2000,15(4):391-396.
BAI Xingyan, ZHANG Pinjie, YUE Lianjie, et al. Experimental study on performance of air cooling/atomizing fuel injector bar in afterburner[J]. Journal of Aerospace Power, 2000, 15(4): 391-396. (in Chinese)

[11] 李瑞明,岳明,樊未军,等.加力用气冷与气动雾化喷油杆冷却性能数值模拟[J].航空发动机,2005,31(2):38-41.
LI Ruiming, YUE Ming, FAN Weijun, et al. Numerical simulation of the cooling performance of an afterburner air blast spray bar[J]. Aeroengine, 2005, 31(2): 38-41. (in Chinese)

[12] 杨威荣.加力喷油杆冷却方案研究[D].北京:北京航空航天大学,2005.
YANG Weirong. Study on the afterburner fuel injector cooling scheme[D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2005. (in Chinese)

[13] 闫宝华,樊未军,杨茂林.加力燃烧室双层喷油杆内冷却气流特性[J].航空动力学报,2008,23(7):1182-1188.
YAN Baohua, FAN Weijun, YANG Maolin. Cooling air flow performance of an afterburner fuel injector with double-wall construction[J]. Journal of Aerospace Power, 2008, 23(7): 1182-1188. (in Chinese)

[14] 张勃,李继保,吉洪湖,等.冲击-多斜孔壁复合冷却中冲击孔与多斜孔面积比对换热特性的影响[J].航空动力学报,2009,24(10):2235-2240.
ZHANG Bo, LI Jibao, JI Honghu, et al. Effect of area ratio of impingement hole to effusion hole on heat transfer characteristics of impingement-effusion composite cooling[J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(10): 2235-2240. (in Chinese)

[15] 吴博,张靖周,单勇,等.加遮挡罩二元喷管红外辐射特性数值研究[J].航空动力学报,2011,26(10):2287-2292.
WU Bo, ZHANG Jingzhou, SHAN Yong, et al. Numerical research on infrared radiation characteristics of two-dimension nozzle with shelter covering[J]. Journal of Aerospace Power, 2011, 26(10): 2287-2292. (in Chinese)

(编辑:王碧琚)