

燃烧室空气流量分配试验方法模拟分析与优化

刘重阳^{1,2}, 钟华贵², 宋文艳¹, 冯大强²

(1. 西北工业大学 动力与能源学院, 西安 710072;

2. 中国航空发动机集团有限公司 四川燃气涡轮研究院, 四川 绵阳 621300)

摘 要: 为了明确当前燃烧室流量分配试验采用的堵孔法的合理性,按照某单管燃烧室流量分配试验的实际流程进行数值模拟,分析了试验本身存在的方法误差和根源,据此提出了采用堵孔法和单侧积累式堵孔法相结合的优化试验方法,并进行了数值模拟验证。结果表明:采用堵孔法进行流量分配的测定存在一定的方法误差,该方法对火焰筒头部的测定影响较小,而对主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔的测定影响相对较大,主要原因在于未同时考虑被测孔排及其下游孔排的过流条件;采用堵孔法和单侧积累式堵孔法相结合的方式进行流量分配测量,能够大幅度降火焰筒上主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔的测量误差,降低幅度分别达到约 6%、12%和 9%,效果明显;试验方法优化前后,火焰筒上各孔排进出口截面的静压差的改变是试验方法误差一直存在的根本原因,但方法优化后这个压差的变化量及对测量结果的影响较优化前都更小。

关 键 词: 燃烧室; 空气流量分配; 堵孔法; 单侧积累式堵孔法; 方法误差

中图分类号: V231.2 **文献标志码:** A

Simulation analysis and optimization on test method of combustor airflow distribution

LIU Chongyang^{1,2}, ZHONG Huagui², SONG Wenyan¹, FENG Daqiang²

(1. School of Power and Energy,

Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China;

2. Sichuan Gas Turbine Establishment,

Aero Engine Corporation of China, Mianyang Sichuan 621300, China)

Abstract: In order to specify the rationality of the method of blocked holes in the current combustor flow distribution test, the numerical simulation was conducted according to the actual test procedure of a can combustor flow distribution, the test method error and the root of the generation were analyzed, the optimizational test method of associating blocked holes and accumulated blocked holes of single side was proposed, and the validation was carried out by numerical simulation. Results indicated that there were definite method errors in the flow distribution test using blocked holes method, the effects of this method on the measurement error of primary holes, dilution holes and film cooling holes on the liner were greater, while the effect on dome measurement error was smaller; the simultaneous neglect of passing flow condition of tested holes and downstream holes was the main reason; the measurement error can be reduced significantly by associating blocked holes and accumulated

收稿日期:2019-01-08

作者简介:刘重阳(1980—),男,高级工程师,博士生,主要从事航空发动机主燃烧室试验技术研究。

引用格式:刘重阳,钟华贵,宋文艳,等. 燃烧室空气流量分配试验方法模拟分析与优化[J]. 航空动力学报,2019,34(8):1652-1662.
LIU Chongyang, ZHONG Huagui, SONG Wenyan, et al. Simulation analysis and optimization on test method of combustor airflow distribution[J]. Journal of Aerospace Power, 2019, 34(8): 1652-1662.

blocked holes of single side for the flow distribution measurement of primary holes, dilution holes and film cooling holes, which can be reduced by about 6%, 12% and 9%, showing definite improvements; There was method error before and after the test method was optimized, the static pressure difference of import and export sections of each holes on the liner changed when some holes were blocked, which was the primary cause for the existing method error, but the variation of the static pressure difference and its influence on the measurement results were smaller after the test method was optimized.

Key words: combustor; airflow distribution; blocked holes method; accumulated blocked holes of single side; method error

航空发动机燃烧室空气流量分配是燃烧室气动热力设计的基础,对燃烧室点火、火焰稳定、燃烧效率、总压损失、火焰筒壁面冷却、出口温度分布和污染排放等燃烧性能都有重要的影响^[1-2]。设计阶段,燃烧室流量分配大都是基于半经验性的公式和流量系数关系式计算获得^[3-4],如面积法、流阻法、平均流量系数法等^[5],设计结果与实际有效流通面积需求存在一定的误差。此外加工过程中由于加工精度不足也会导致实际的流量分配与设计值存在偏差。因此,为向组织燃烧设计优化提供技术支撑,燃烧室流量分配必须要经过试验检验^[6]。

燃烧室流量分配的测定是相当复杂的问题,为找到一种比较简单的测量燃烧室流量分配的试验方法,国内外学者开展了大量的研究工作,采用的方法主要有环腔流量法和堵孔法。国内采用的方法主要是以堵孔法为主,包括积累式堵孔法^[7]、堵孔法(俗称“测谁堵谁”法)和孤立堵孔法(又称流量特性曲线法^[8])等。早期莫礼孝^[9]采用 90°扇形燃烧室试验件验证了环腔流量试验法的测量结果与经验关系式计算结果的吻合度。虞学矩^[10]采用流阻法、积累式堵孔法和堵孔法 3 种方法,对斯贝发动机燃烧室进行了流量分配试验对比研究,结果认为堵孔法是一种可以采取的方法,它比流阻法准确,比积累式堵孔法方便、可靠。范作民等^[11]在水流模拟试验器上,采用堵孔法对有机玻璃燃烧室试验件进行了流量分配试验,分析认为堵孔法基本上不能反映出火焰筒前后位置上不同孔排所对应的流量系数的不同,换言之,用堵孔法测量的流量分配实际上是按面积来分配的。由此来看,流量分配试验最大的难点就在于对所测孔排真实流动状态的模拟和流量的准确测量。受试验和测试条件限制,上述各种试验方法均存在一定的方法误差和测量误差,具体哪种方法更准确、更适于工程试验,目前尚没有形成定论,也鲜见有

相关报道。

近年来部分学者采用数值模拟方法开展了流量分配的计算研究工作,验证了该方法的工程适用性。Jiang 等^[12]通过数值模拟计算了某扇形单管燃烧室的空气流量分配,与改进的半经验流量系数计算结果吻合较好。Erdmann 等^[13]采用数值模拟堵孔测量方法,研究了燃气轮机燃烧室头部多级旋流器的流量分配问题,计算与试验结果吻合较好。徐丽等^[5,14]应用数值模拟结果对不同的流量分配理论计算方法的适用性进行了分析,认为数值模拟法能更精确获得流量分配结果,适用于结构确定后的验证工作。汤彬等^[15]通过数值模拟的方法初步确定了单双驻涡燃烧室各部分的空气流量分配,为燃烧室气流分配的后续优化做好铺垫。

为了明确当前航空发动机燃烧室流量分配试验采用的堵孔法的合理性,本文根据某单管燃烧室实际试验流程,采用数值模拟结合理论分析的方式,对堵孔法测量流量分配存在的问题和方法误差进行分析,明确产生误差的根源,同时提出了流量分配试验方法的优化方案,并进行了计算验证和分析,为下一步航空发动机燃烧室流量分配试验方法优化提供指导。

1 试验方法说明与统计分析

1.1 堵孔法简介

目前航空发动机燃烧室流量分配试验主要采用堵孔法。其流程是先进行燃烧室进出口不同压差条件下未堵孔时总流量的测量,然后再分别把要测的开孔区域堵上,调节燃烧室进口气流参数(温度和压力)和进出口压差值与未堵孔时一致,并分别测出不同压差状态下通过燃烧室的空气流量。最后进行数据处理:根据式(1),进行不同堵孔区域和不同压差条件下的流量线性拟合,所获

得的直线斜率即为各自开孔区域的有效流通面积 A_e ;或者直接计算出不同压差下的有效流通面积后再算术平均。式中 W 为测量的空气流量, $\Delta p=p_{t3}-p_{s4}$ 为燃烧室进口气流总压与出口静压的差值, p_{t3} 为燃烧室进口气流总压, p_{s4} 燃烧室出口气流静压, ρ 为空气密度。经验证两种处理方法所获得的结果基本相同。分别获得未堵孔和不同堵孔条件下的有效流通面积后,通过求其差值即可获得各被测开孔区域的有效流通面积,进而得到相对分配比例。

$$A_e = \frac{W}{\sqrt{2 \cdot \Delta p \cdot \rho}} \times 1000 \tag{1}$$

1.2 试验结果统计与分析

以下表1统计了近年来各型单管燃烧室的不同开孔区域(头部各级旋流器、头部直通道、头部冷却孔、主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔)流量分配比例的设计值和试验结果,表中 R_d 表示流量分

配比例设计值, R_t 表示流量分配比例试验结果。由于燃烧室的性能要求和应用需求不同,并不是所有的单管燃烧室都具备这些开孔区域,没有的部分表中并未标示。从表中数值可以看出:流量分配的试验测量值与设计值偏差最大的主要集中在火焰筒上的主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔区域,而头部旋流器、头部冷却孔和直通道的测量偏差相对较小,出现偏差较大的情况不多。

通常情况下,一般将这种问题归咎于设计时不准确的流量系数取值、加工误差和测试误差等因素。但对这种规律性的问题仍有疑问:一般试验过程中空气流量的测量误差在1%以内,设计参数选取或者加工的偏差不可能导致所有的大偏差都出现在火焰筒的主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔区域,那么采用堵孔法来测量流量分配是否存在方法不合理的问题呢?

表 1 不同单管燃烧室各开孔区域流量分配比例设计与试验数据统计

Table 1 Design and test data statistics of airflow distribution for different single tube combustor of each trepanning area									
开孔区域	单管燃烧室 1			单管燃烧室 2			单管燃烧室 3		
	$R_d/\%$	$R_t/\%$	差值/ $\%$	$R_d/\%$	$R_t/\%$	差值/ $\%$	$R_d/\%$	$R_t/\%$	差值/ $\%$
一级旋流器	8	9.91	1.91	8	7.85	0.15	7.48	7.62	0.14
二级旋流器	12	12.69	0.69	22	21.75	0.25	41.52	45.00	3.48
三级旋流器	15	16.33	1.33						
头部冷却	5	7.60	2.60	5	5.95	0.95	3.47	4.10	0.63
头部直通道				5	5.86	0.86			
主燃孔	25	21.52	3.48	20	17.4	2.60	11.06	10.28	0.78
掺混孔	15	10.92	4.38	10	8.21	1.79	8.47	8.52	0.05
火焰筒冷却	20	21.05	1.05	30	32.97	2.97	28.0	24.47	3.53

开孔区域	单管燃烧室 4			单管燃烧室 5			单管燃烧室 6		
	$R_d/\%$	$R_t/\%$	差值/ $\%$	$R_d/\%$	$R_t/\%$	差值/ $\%$	$R_d/\%$	$R_t/\%$	差值/ $\%$
一级旋流器	10.95	10.65	0.3	14.88	16.30	1.42	16	11.5	4.5
二级旋流器	50.28	52.45	2.17	55.32	56.34	1.02	13	12.0	1.0
三级旋流器									
头部冷却	2.62	4.29	1.67	4.89	5.59	0.7	4	1.7	2.3
头部直通道									
主燃孔							17	15.6	1.4
掺混孔	8.87	11.63	2.76				20	23.8	3.8
火焰筒冷却	27.28	20.98	6.3	24.92	21.77	3.15	30	35.4	5.4

文献[11]的作者认为:堵孔法基本上不能反映出火焰筒前后位置上不同孔排所对应的流量系数的不同。即是说这种方法是人为让被堵孔排均无过流条件,也就默认了它们之间的流量系数无差别。那是否正是因为这种操作导致了火焰筒上主燃孔、掺混孔和冷却孔的测量偏差较大呢?为此通过二维数值模拟对这一问题进行了初步验证。

图 1 所示为模拟火焰筒上主燃孔和掺混孔的

二维模型,前后孔径均为 13 mm,上层为二股通道气流,下层为火焰筒内高温燃气流,从图片左侧进气。按照进出口相对压降 $\Delta p/p_{t3}=5\%$ 、 3% 和 1% 三个状态,分别计算图 1 所示 3 种开孔状态下的流量分配。图 2 为计算获得的带流线的速度 V (m/s)分布云图,表 2 为不同状态下主燃孔和掺混孔的过流流量,其中 δ 为以未堵孔状态为基准计算的偏差。从模拟的结果来看:①未堵孔、堵前

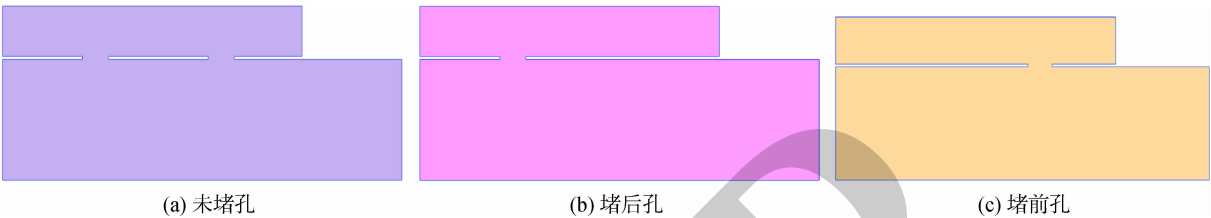


图 1 堵孔法对孔排流量分配的影响计算模型

Fig. 1 Computational model for the influence of blocked hole method on the airflow distribution

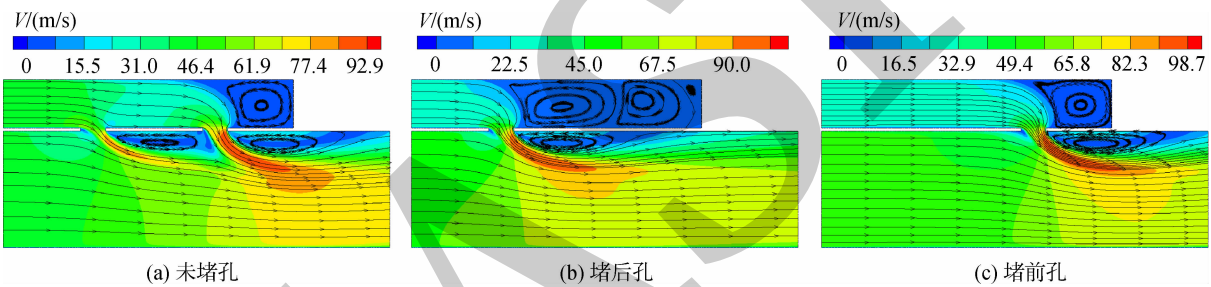


图 2 相对压降 5%条件下的速度场计算结果

Fig. 2 Computational results of velocity field at the condition of 5% relative pressure drop

表 2 堵孔法测流量分配二维模拟结果

Table 2 Two-dimensional simulation results of airflow distribution applied blocked hole method

位置	孔状态	$(\Delta p/p_{t3})/\%$	$W/(\text{kg/s})$	$\delta/\%$
前孔	未堵孔	5	0.937	
		3	0.724	
		1	0.407	
	堵后孔	5	1.259	34.3
		3	1.000	38.0
		1	0.539	32.7
后孔	未堵孔	5	1.239	
		3	0.960	
		1	0.537	
	堵前孔	5	1.248	0.8
		3	0.972	1.2
		1	0.563	4.8

孔和堵后孔三种情况下的的流场结构各不相同;②相同压降条件下,开前孔堵后孔时,通过前孔的流量较未堵孔时有较大的变化;同样条件下,堵前孔开后孔时,通过后孔的流量变化不大。由此可看出堵后孔对前孔的过流影响比堵前孔对后孔的影响大得多。

针对表 1 和表 2 中的问题,初步推断:①采用堵孔法来测量流量分配,实际上并没有模拟被测孔排的真实过流情况,单独将被测孔排堵住后,其过流都是零,不同孔排之间流量系数的差别没有体现出来,测量结果实际上是按进气面积分配的。②对于实际燃烧室火焰筒上的横向射流孔排,采用堵孔法来测其流量分配比例时,相邻孔排的过流情况(流量系数)发生变化,据此计算的流量分配比例有一定的偏差,尤其是下游掺混孔的测量偏差最大。为了证明这个结论,以下将借助数值模拟方法,以表 1 中单管燃烧室 2 试验件为研究对象,按照实际的试验流程来作进一步数值模拟

分析。

2 试验与数值模拟分析

2.1 单管燃烧室流量分配试验

燃烧室试验件结构如图 3 所示,主要由机匣、火焰筒、主旋流器、带主喷嘴的副级旋流器、独立副喷嘴等组成。火焰筒采用传统的带主燃孔和掺混孔的设计,各有主燃孔和掺混孔 4 个,采取平孔进气以及多斜孔发散冷却方式。

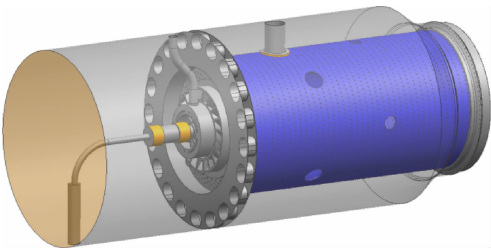


图 3 单管燃烧室试验件
Fig. 3 Test rig of single can combustor

流量分配试验采用堵孔法,按相对压降 $\Delta p/p_{t3}=1.5\%\sim5.5\%$,间隔 1% 测量火焰筒流量分配。直接测量参数为流量,根据式(1)求得每部分开孔区域的有效流通面积,即可测出火焰筒流量分配比,试验结果见表 1。

2.2 计算模型和方法

按照实际的燃烧室流量分配试验方法和流程进行模拟。首先进行不堵孔情况下的计算,建立试验件几何模型,原则是在保证计算网格划分质量的前提下,尽量保持模型与实际结构一致,网格模型如图 4 所示。选取 4 个试验工况参数(表 3)计算空气流量,并与试验结果对比。表中 T_{t3} 为试验件进口总温, p_{s3} 为进口平均静压, p_{t3} 为进口平均总压, p_{s4} 为出口平均静压, W_{3t} 为标准孔板测量的空气流量,测量精度为 $\pm 1\%$ 。

参考文献[16]的研究结果,选用 standard $k-\epsilon$ 和realizable $k-\epsilon$ 两种湍流模型分别进行计算,通

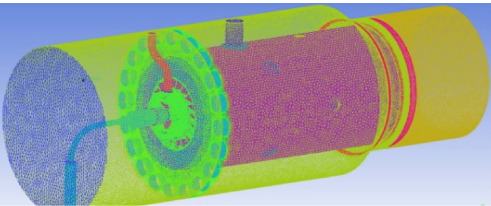


图 4 数值模拟计算网格模型
Fig. 4 Grid model of numerical simulation

表 3 流量分配试验工况参数
Table 3 Test condition parameters of airflow distribution

$(\Delta p/p_{t3})/\%$	T_{t3}/K	p_{s3}/kPa	p_{t3}/kPa	p_{s4}/kPa	$W_{3t}/(\text{kg/s})$
1.53	280.2	96.41	96.43	94.96	0.128
2.48	280.2	97.34	97.38	94.96	0.166
3.52	280.2	98.38	98.44	94.98	0.201
4.54	280.2	99.43	99.51	94.99	0.231

过与试验结果的对比来确定最优计算模型。模型进口和出口分别采用压力进口 (pressure inlet) 和压力出口 (pressure outlet) 边界;近壁区域采用标准壁面函数模拟;参考文献[17-18],压力-速度耦合采用 SIMPLEC (semi-implicit method for pressure-linked equation consistent) 算法。图 5 为 $\Delta p/p_{t3}=3.5\%$ 状态下的壁面 y^+ 数分布结果,全域数值在 0~125 之间,大部分处于 40~100 之间的理想范围内,模型网格尺寸和质量较合适[17]。

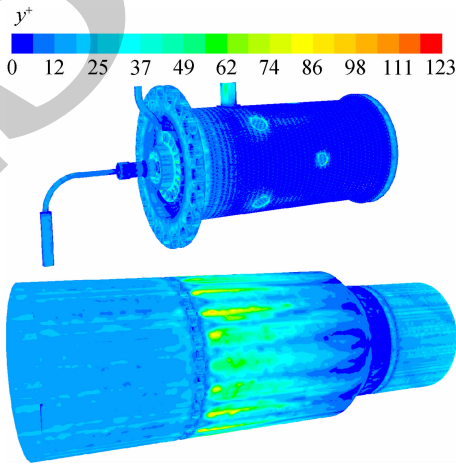


图 5 燃烧室壁面 y^+ 分布
Fig. 5 y^+ distribution of combustor wall

试验时直接测量参数是流量,因此数值模拟以流量计算为主。表 4 给出了未堵孔时不同 $\Delta p/p_{t3}$ 条件下空气流量的计算与试验结果。表中 W_{3c} 为空气流量计算值, σ 为计算相对于试验结果的偏差百分比。从数值来看:①不同 $\Delta p/p_{t3}$ 条件下,计算的空气流量均低于实测值,大部分误差在 7% 左右,原因主要有计算模型的精度不足,以及试验过程中试验件的局部连接处有漏气等。②standard $k-\epsilon$ 模型的计算误差略低于 realizable $k-\epsilon$ 模型。因此后续模拟计算采用 standard $k-\epsilon$ 湍流模型来完成。

表 4 未堵孔时空气流量计算与试验结果的对比

Table 4 Comparison of test result and computational result of airflow when un-blocked holes

$(\Delta p/p_{i3})/\%$	湍流模型	$W_{3c}/(\text{kg/s})$	$W_{3t}/(\text{kg/s})$	$\sigma/\%$
1.53	Standard $k-\epsilon$	0.119 4	0.128	−6.69
	Realizable $k-\epsilon$	0.118 1		−7.70
2.48	Standard $k-\epsilon$	0.154 7	0.166	−6.79
	Realizable $k-\epsilon$	0.152 8		−7.95
3.52	Standard $k-\epsilon$	0.186 6	0.201	−7.16
	Realizable $k-\epsilon$	0.186 9		−7.04
4.54	Standard $k-\epsilon$	0.214 8	0.231	−7.00
	Realizable $k-\epsilon$	0.211 8		−8.31

2.3 堵孔法模拟计算和分析

模拟实际的堵孔方法,分别将图 4 模型中的一级旋流器(记为 SW1)、二级旋流器(记为 SW2)、主燃孔(记为 PH)、掺混孔(记为 DH)和火焰筒冷却孔(记为 LH)堵住,并采用与未堵孔相同的网格尺寸划分方法和湍流模型进行建模计算。堵孔区域和方法如图 6 所示。由于计算量较大,仅选取压降比为 1.53 和 3.52 两个状态进行计算分析,计算和试验结果如表 5 所示。表中 W_{3cd} 为计算的流量, W_{3td} 为堵孔条件下测量的总流量。从表中数值来看,不同堵孔条件和不同压降比条件下计算的空气总流量均低于试验测量值,其中堵主燃孔时偏差最大,堵火焰筒冷却孔时两者基本无偏差。

对未堵孔条件下的数值模拟计算结果进一步处理,按图 7 所示,分别作出一级旋流器、二级旋流器、主燃孔和掺混孔的进出口或流通截面,并求

表 5 堵孔法空气流量计算与试验结果的对比

Table 5 Comparison of test result and computational result of airflow applied blocked hole method

堵孔区域	$(\Delta p/p_{i3})/\%$	$W_{3cd}/(\text{kg/s})$	$W_{3td}/(\text{kg/s})$
SW1	1.53	0.110 8	0.124
	3.52	0.173 3	0.191
SW2	1.53	0.094 2	0.103
	3.52	0.147 8	0.161
PH	1.53	0.094 2	0.110
	3.52	0.147 7	0.171
DH	1.53	0.106 8	0.121
	3.52	0.167 3	0.188
LH	1.53	0.087 1	0.088
	3.52	0.135 5	0.136

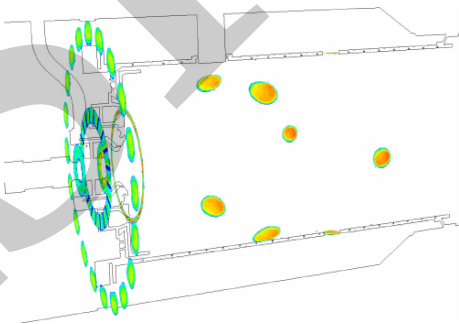


图 7 未堵孔条件下各孔排进气截面示意图

Fig. 7 Schematic diagram of inlet and outlet section when un-blocked holes

其通过的空气流量,火焰筒冷却孔的流量通过求二股环腔的总流量与主燃孔和掺混孔流量的差值来获得。模拟堵孔法计算获得的火焰筒上各开孔区域的流量通过 $W_{3c} - W_{3cd}$ 求得。将这些结果同时示于图 8 以作对比。

从图 8 中数值来看,模拟堵孔法的流量计算结果较未堵孔时,头部旋流器的偏差较小,而主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔的数值均低于未堵孔状态,在 $\Delta p/p_{i3} = 1.53\%$ 状态下的相对偏差分别为 10.1%、16.6% 和 9.4%;在 $\Delta p/p_{i3} = 3.52\%$ 状态下的相对偏差分别为 10.6%、16.5% 和 10.0%。其中掺混孔的偏差最大,与表 1、表 2 问题的推断基本一致。由此可说明:

1) 采用堵孔法测量流量分配存在一定的的方法误差。对于火焰筒头部进气方向与主流同向的旋流器,堵孔法的方法误差较小;对于进气方向与

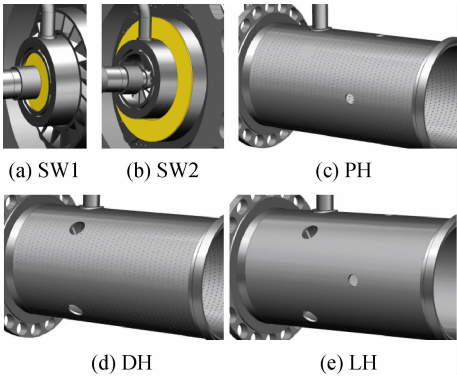


图 6 堵孔区域示意图

Fig. 6 Schematic diagram of blocked holes area

主流有较大夹角的主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔来说,方法误差则较大。原因一方面堵孔法并未真实模拟被测孔的过流条件,忽略了不同孔排间不同流量系数的影响;另一方面不同堵孔条件下,燃烧室内部的流场发生变化(如图 9 所示带流线的速度矢量场)是产生方法误差的直接原因。

2) 火焰筒上某一排进气孔的过流流量除了与自身过流条件有关以外,还受其下游各排进气孔过流条件的影响,而其上游的各排进气孔过流

情况对其影响不大。例如,对于不可压流,假设火焰筒上各排进气孔的射流速度变化不大,对于火焰筒最后一排孔 n ,有

$$\mu_n A_{jn} V_{jn} = A_{an} V_{an} \tag{2}$$

$$\mu_n = (A_{an} V_{an}) / (A_{jn} V_{jn}) \tag{3}$$

式中 μ_n 为第 n 排孔的平均流量系数, A_{jn} 为第 n 排孔总的几何面积, V_{jn} 为第 n 排孔的射流速度, A_{an} 为第 n 排孔前缘二股通道的流通面积, V_{an} 为第 n 排孔前缘二股通道的平均气流速度。

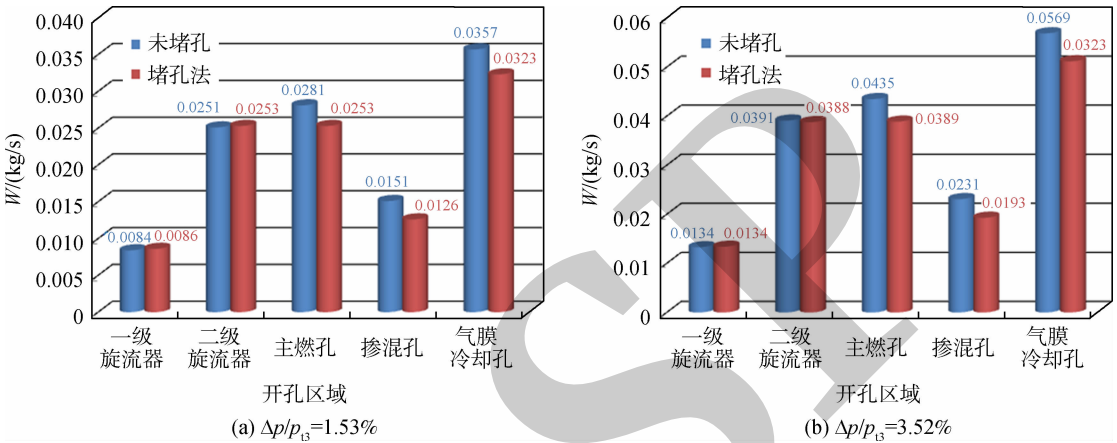


图 8 堵孔前后各开孔区域的空气流量计算结果

Fig. 8 Computational results of airflow before and after blocked holes of each trepanning area

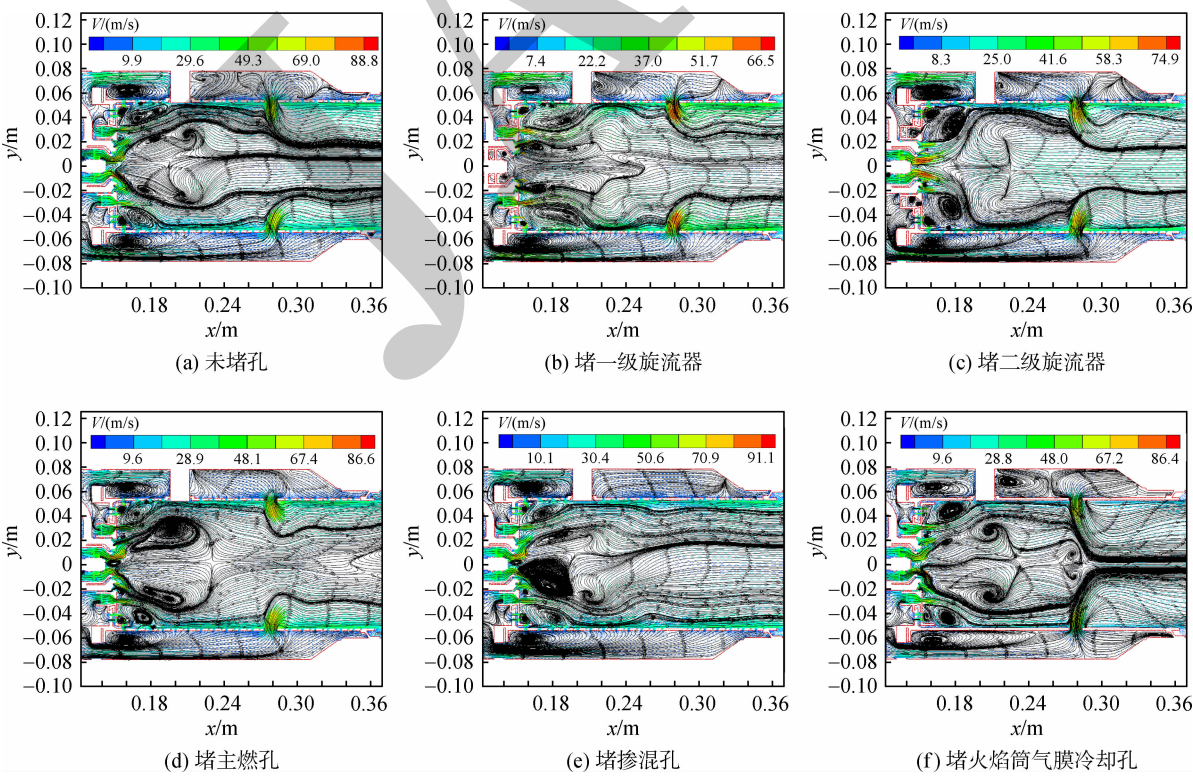


图 9 不同堵孔条件下火焰筒中心纵截面流场

Fig. 9 Flow field of flame tube center longitudinal section at different blocked hole conditions

对于倒数第 2 排孔 $n-1$ 有

$$\mu_{n-1} A_{jn-1} V_{jn-1} = A_{an-1} V_{an-1} - A_{an} V_{an} \tag{4}$$

将式(2)代入式(5),可得

$$\mu_{n-1} = \frac{A_{an-1} V_{an-1} - \mu_n A_{jn} V_{jn}}{A_{jn-1} V_{jn-1}} \tag{5}$$

当忽略前后排进气孔射流速度的变化时

$$\mu_{n-1} = \frac{A_{an-1} V_{an-1}}{A_{jn-1} V_{jn-1}} - \mu_n \frac{A_{jn}}{A_{jn-1}} \tag{6}$$

同理,对于倒数第 3 排孔 $n-2$ 有

$$\mu_{n-2} = \frac{A_{an-2} V_{an-2}}{A_{jn-2} V_{jn-2}} - \mu_{n-1} \frac{A_{jn-1}}{A_{jn-2}} - \mu_n \frac{A_{jn}}{A_{jn-2}} \tag{7}$$

依次类推可认为:火焰筒上某一排进气孔的流量系数(或实际过流流量)主要受自身和其下游各排孔的尺寸和进气参数的影响,其上游进气孔的几何和气动参数影响不大。当然,基于等射流速度的假设条件,该结论是近似的,但规律是正确的。因此可以说未同时考虑被测孔排及其下游孔排的过流条件是产生方法误差的主要原因。

3 试验方法优化与模拟分析

3.1 试验方法优化思路

针对上文分析的堵孔法给火焰筒上主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔的流量分配测量带来较大偏差的主要原因,进行流量分配试验方法优化。早期研究者提出了一种“单侧积累式堵孔法”的流量分配试验技术,即在每次堵孔时只把所要测定的那排进气孔以前的各排进气孔全部堵住,而这排进气孔及其以后的各排进气孔一个也不堵。这样被测孔排的过流流量就不再是零,同时也考虑了下游孔排的过流影响。据此进行试验方法优化,思路是:采用堵孔法(测火焰筒头部)和单侧积累式堵孔法(测主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔)相结合的方式流量分配测量优化。首先将火焰筒上的开孔区域分为 6 个部分,即:①头部旋流器、直通道和头部冷却孔;②尾段气膜孔(掺混孔前缘以后);③掺混孔;④中段气膜孔(主燃孔前缘至掺混孔前缘);⑤主燃孔;⑥前段气膜孔(主燃孔前缘以前)。然后第一步先进行未堵孔状态下总空气流量的测量,第二步采用传统的堵孔法来分别测量第①部分中各开孔区域的流量分配,第三步保持①流通,其余开孔部分先全部封堵,然后再按照序号顺序逐次打开,并分别测量对应的空气流量,直至第⑥部分封堵测完后,再通过不同压差下的流量特性线性拟合或算术平均处理来获得各开孔区域的有效流通面积和分配比例。具体流程如图

10 所示,每一流程所测得的流量用 W_i (i 表示试验流程序号 1,2,⋯,10)表示。

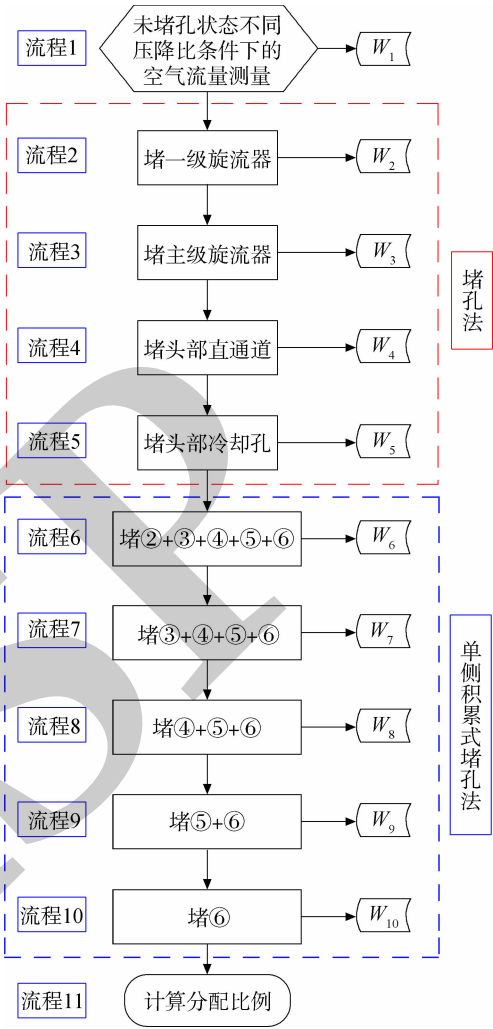


图 10 燃烧室流量分配试验方法优化流程示意图
Fig. 10 Schematic diagram of optimized procedure for combustor airflow distribution test

3.2 试验方法优化模拟分析

为验证图 9 所示优化方法的效果,仍采用数值模拟方法来进行计算对比分析。本节仅对火焰筒上主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔测量拟采用的单侧积累式堵孔法进行模拟计算,流程 1 采用前文计算结果。图 11 给出了采用积累式堵孔法时流程 6~流程 10 的开孔区域图。数值模拟计算网格划分采用的方法和尺寸,状态参数,以及计算模型和边界条件设置均与前文相同。

表 6 给出了流程 6~流程 10 的计算结果,进一步处理后将各开孔区域的结果示于图 12,并与图 8 所示未堵孔和堵孔法的计算结果进行对比。其中优化后头部开孔区域的流量为流程 6 的直接

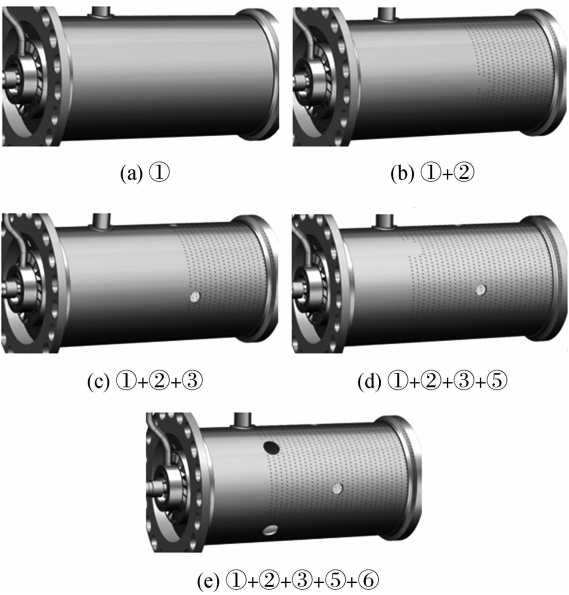


图 11 单侧积累式堵孔法计算开孔区域示意图
Fig. 11 Schematic diagram of trepanning area for computation adopting accumulated blocked hole method of single side

表 6 优化方法模拟计算结果

Table 6 Computational results of optimized method simulation		
试验流程编号	$(\Delta p/p_{13})/\%$	$W_i/(\text{kg/s})$
6	1.53	0.0412
	3.52	0.0638
7	1.53	0.0601
	3.52	0.0942
8	1.53	0.0758
	3.52	0.1185
9	1.53	0.0857
	3.52	0.1342
10	1.53	0.1128
	3.52	0.1763
1	1.53	0.1194
	3.52	0.1866

模拟结果,主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔的流量分别为 $W_{10}-W_9$ 、 W_8-W_7 和 $(W_7-W_6)+(W_9-W_8)+(W_1-W_{10})$ 的值,其中 $W_1=W_{3c}$ 。

从对比结果来看,发现采用优化后的试验方法后,火焰筒上主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔的过流流量计算偏差有不同程度的降低,其中主燃孔的偏差从约 10%降低至 4%以内;掺混孔的偏差

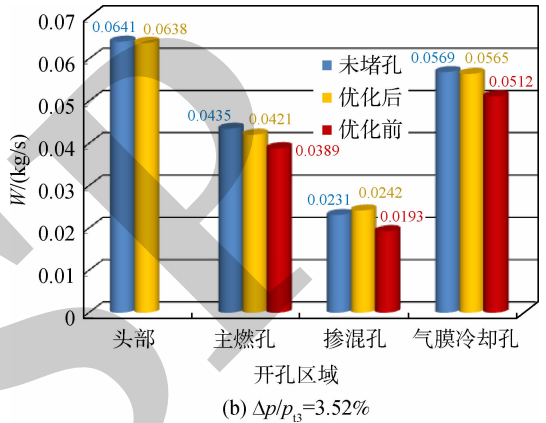
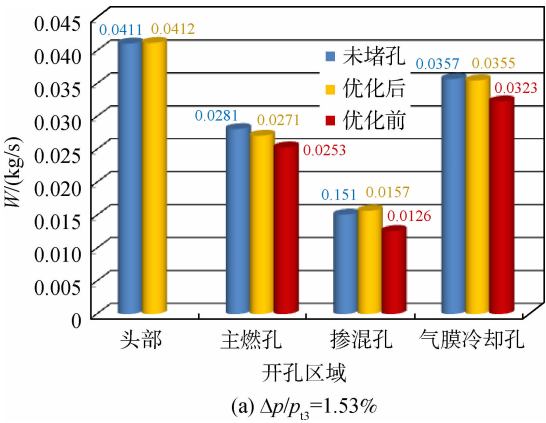


图 12 优化方法模拟计算结果对比
Fig. 12 Comparison of computational results of optimized method simulation

从约 17%降低至 5%以内,气膜冷却孔的偏差从约 10%降低至 1%以内。火焰筒头部过流流量的计算偏差无明显变化。由此可见,采用堵孔法和单侧积累式堵孔法相结合的方式,对于火焰筒上主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔流量分配试验方法误差的改善有明显的效果,且优化后的方法在实际工作量和可实施性等方面都变化不大。

但同时也注意到,试验流程与方法优化前后,掺混孔的过流流量计算偏差都比主燃孔和气膜冷却孔大。主要原因还是在于优化前后都存在一定的的方法误差,难以将其完全消除。受过流条件影响,火焰筒上各孔排的流量系数是不同的,孔排越靠后,其流量系数就越大,过流条件对其有直接影响,但根源是表现在压力上。例如沿主流流向靠近上游的孔排其二股通道内与火焰筒内的静压差较小,而靠近下游出口的孔排其相应的静压差较大,这一变化规律和流量系数的变化规律是对应的。这一结论可以通过表 7 中的数值进行验证。表中给出了主燃孔和掺混孔的进排气截面(图13所示1、2、3、4截面)参数在试验方法优化

表 7 主燃孔和掺混孔的进排气截面参数计算结果对比

Table 7 Comparison of computational parameter results at the inlet and outlet section of primary hole and dilute hole

参数	$(\Delta p/p_{i3})/\%$		$(\Delta p/p_{i3})/\%$ (堵孔法)				$(\Delta p/p_{i3})/\%$ (优化后)			
	(未堵孔)		堵 PH		堵 DH		流程 8		流程 10	
	1. 53	3. 52	1. 53	3. 52	1. 53	3. 52	1. 53	3. 52	1. 53	3. 52
p_{i1}/Pa	96 206. 7	97 906. 6	96 332. 8	98 205. 2	96 275. 8	98 069. 8	96 387. 2	98 337. 3	96 239. 0	97 984. 6
p_{i2}/Pa	95 162. 5	95 459. 2			95 150. 9	95 437. 3			95 135. 2	95 394. 2
p_{i3}/Pa	96 209. 8	97 909. 4	96 331. 3	98 201. 9	96 277. 0	98 072. 8	96 385. 9	98 334. 3	96 243. 1	97 994. 8
p_{i4}/Pa	95 094. 8	95 308. 5	95 145. 1	95 448. 6			95 080. 8	95 267. 1	95 080. 1	95 270. 8
p_{s1}/Pa	96 156. 0	97 786. 3	96 315. 1	98 161. 4	96 235. 1	97 972. 9	96 377. 6	98 313. 6	96 189. 9	97 867. 4
p_{s2}/Pa	94 969. 1	94 996. 5			94 947. 3	94 956. 6			94 948. 3	94 947. 6
p_{s3}/Pa	96 193. 8	97 854. 2	96 312. 8	98 158. 6	96 270. 4	98 056. 7	96 365. 9	98 287. 1	96 226. 9	97 956. 5
p_{s4}/Pa	94 956. 9	94 974. 2	94 973. 9	95 014. 0			94 942. 5	94 937. 2	94 948. 8	94 950. 6
$\Delta p_{s12}/\text{Pa}$	1 186. 9	2 789. 8			1 287. 8	3 016. 3			1 241. 6	2 919. 8
$\Delta p_{s34}/\text{Pa}$	1 236. 9	2 880. 0	1 338. 9	3 144. 6			1 423. 4	3 349. 9	1 278. 1	3 005. 9
$W_{ph}/(\text{kg/s})$	0. 0281	0. 0435			0. 0294	0. 0455			0. 0287	0. 0443
$W_{dh}/(\text{kg/s})$	0. 0151	0. 0231	0. 0155	0. 0239			0. 0159	0. 0238	0. 0153	0. 0236

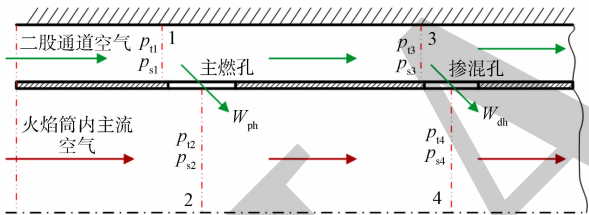


图 13 主燃孔和掺混孔进排气截面位置示意图
Fig. 13 Location schematic diagram of inlet and outlet section of primary hole and dilute hole

前后及未堵孔条件下的计算结果(质量加权平均值),表中 p_t 为总压, p_s 为静压, Δp_s 为静压差,下标中的数字为图 13 中的截面号, W_{ph} 和 W_{dh} 分别为主燃孔和掺混孔的过流流量。由此可看出:

- 1) 模拟堵孔法计算掺混孔的过流流量时,掺混孔被封堵后其过流速度等于零,这样处在掺混孔上游的主燃孔和部分气膜孔的位置就相当于后移,且其进口处二股通道内的静压与火焰筒内的静压差值就增大,流量系数和过流流量也随之增大。对主燃孔来说,其位置本较靠近进气上游,封堵后其它孔的相对位置基本没有发生变化,流量系数和过流流量变化也不大。因此采用堵孔法试验,堵掺混时对其他孔的影响最大,反过来掺混孔的过流流量计算偏差也就最大。
- 2) 当采用单侧积累式堵孔法测量掺混孔的过流流量时(图 10 中的流程 8),此时掺混孔虽然

有了实际的过流条件,相比堵孔法,至少流量系数的影响有了一定的改善,但此时上游主燃孔和部分气膜孔被封堵,堵孔区域较大,掺混孔位置由后排直接变为了前排,其进口处二股通道内的静压与火焰筒内的静压差值相比未堵孔时增幅较大,过流流量较实际有一定的偏差,但与过流条件带来的改善有一定程度的抵消。而当进行流程 10 测量主燃孔流量时,仅有部分前段气膜孔排被封堵,此时主燃孔已有了过流条件,其它开孔区域的相对位置变化也不大,因此主燃孔的过流流量偏差也有较明显的改善。

3) 对于火焰筒上的气膜孔,采用堵孔法时,由于没有模拟过流条件,对流量系数影响较大。方法优化后,将气膜冷却孔分成了 3 个部分进行测量,同时模拟了过流条件,这在一定程度上对流量系数和过流流量都有一定程度的修正作用,因此改善效果较明显。

从上述分析来看,试验方法优化前后,火焰筒上各孔排进出口截面的静压差的改变是试验方法误差一直存在的根本原因,只是方法优化后这个压差的变化量较优化前更小一些,对测量结果误差的影响也更小。

4 结 论

本文通过对燃烧室流量分配试验采用的堵孔

法进行数值模拟计算,分析了试验本身存在的方法误差和根源,提出了采用堵孔法和单侧积累式堵孔法相结合的优化试验方法,并进行了数值模拟验证,通过研究可得出以下结论:

1) 采用堵孔法进行流量分配的测定存在一定的方法误差,该方法对火焰筒头部的测定影响较小,而对主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔的测定影响相对较大,主要原因在于未同时考虑被测孔排及其下游孔排的过流条件;

2) 从数值计算结果来看,采用堵孔法和单侧积累式堵孔法相结合的方式进行流量分配测量,能够大幅度降火焰筒上主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔的测量误差,降低幅度可分别达到约6%、12%和9%,效果明显;

3) 试验方法优化前后,火焰筒上各孔排进出口截面的静压差的改变是试验方法误差一直存在的根本原因,但方法优化后这个压差的变化量及对测量结果的影响较优化前都更小。

优化后的试验方法较优化前在实际工作量和测试的可实施性等方面都变化不大,后续将开展试验研究以对研究结果进行验证。但对于不同的实际情况(如环形燃烧室)可能产生的某些问题,本文的研究不可能完全反映出来,还需要进一步研究。

参考文献:

[1] 金如山,索建泰.先进燃气轮机燃烧室[M].北京:航空工业出版社,2016.

[2] 金如山.航空燃气轮机燃烧室[M].北京:宇航出版社,1988:129-147.

[3] ADKINS R C, GUEROUI D. An Improved method for accurate prediction of mass flows through combustor liner holes[J]. ASME Paper 86-GT-149, 1986.

[4] STUTTAFORD P J, RUBINI P A. Preliminary gas turbine combustor design using a network approach[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 1997, 119(3): 546-552.

[5] 徐丽,张宝诚,刘凯.燃烧室流量分配计算方法适用性研究[J].航空发动机,2015,41(4):47-50.

XU Li, ZHANG Baocheng, LIU Kai. Applicability study on calculation method of combustor flow distribution[J]. Aeroengine, 2015, 41(4): 47-50. (in Chinese)

[6] 何敏,刘云鹏,颜应文.地面燃气轮机单管燃烧室流量分配试验[J].航空动力学报,2018,33(4):919-927.

HE Min, LIU Yunpeng, YAN Yingwen. Experiment on mass flow distribution of ground gas turbine single tube combustor[J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(4): 919-927. (in Chinese)

[7] 国家国防科技工业局.航空燃气涡轮发动机燃烧室流阻特性及流量分配试验方法:HB 20317-2016[S].北京:中国航空综合技术研究所出版社,2016:3-15.

[8] 《航空发动机设计手册》总编委会.航空发动机设计手册:第9册 主燃烧室[M].北京:航空工业出版社,2000.

[9] 莫礼孝.燃烧室冷、热态流量分配试验研究[J].航空动力学报,1986,1(2):170-172.

MO Lixiao. An experimental study on distribution of cold and hot airflows in combustor[J]. Journal of Aerospace Power, 1986, 1(2): 170-172. (in Chinese)

[10] 虞学矩.用堵孔法测量燃烧室的流量分配-流量分配试验方法探讨[R].中国航空科技文献报告,HJB860454,1987.

[11] 范作民,巢志方.燃烧室流量分配与总压损失的试验研究[J].工程热物理学报,1980,1(2):185-193.

FAN Zuomin, CHAO Zhifang. Experimental investigation of total pressure loss and air flow distribution for gas turbine combustors[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 1980, 1(2): 185-193. (in Chinese)

[12] JIANG Leiyong, CORBER P A. Air distribution over a combustor liner[R]. ASME Paper GT2014-25405, 2014.

[13] ERDMANN T J, BURRUS D L, BRIONES A M, et al. Experimental and computational characterization of flow rates in a multi-passage gas turbine combustor swirler[R]. ASME Paper GT2017-65252, 2017.

[14] 徐丽,孙丽艳.某型发动机燃烧室流量分配计算方法[J].沈阳航空航天大学学报,2015,32(1):14-17.

XU Li, SUN Liyan. The method to calculate flow distribution of a certain aero engine combustor[J]. Journal of Shenyang Aerospace University, 2015, 32(1): 14-17. (in Chinese)

[15] 汤彬,刑菲,邹建锋,等.驻涡燃烧室凹腔温度变化规律及气量分配[J].推进技术,2011,32(2):182-187.

TANG Bin, XING Fei, ZOU Jianfeng, et al. Experimental and numerical study on temperature variation and air flow distribution in trapped vortex combustor[J]. Journal of Propulsion Technology, 2011, 32(2): 182-187. (in Chinese)

[16] MONGIA H C. Recent progress in comprehensive modeling of gas turbine combustion[J]. AIAA-2008-1445, 2008.

[17] ANSYS Incorporation. FLUENT user's guide[R]. Pittsburgh: ANSYS Incorporation, 2017.

[18] 江帆,黄鹏. Fluent 高级应用与实例分析[M].北京:清华大学出版社,2008:35-45.

(编辑:王碧琚)