

文章编号: 1000-8055(2023)09-2153-14

doi: 10.13224/j.cnki.jasp.20210469

三维航空发动机燃烧室非灰气体辐射换热数值模拟

何俊奕¹, 张 瑾¹, 王希影²

(1. 北京航空航天大学 中法工程师学院, 北京 100191;
2. 中国航空发动机集团有限公司 中国航空发动机研究院, 北京 101304)

摘 要: 基于自主研发的辐射计算程序应用离散坐标法和统计窄谱带吸收系数关联模型准确高效地实现了复杂几何外形内非灰气体辐射换热的数值模拟。首先, 在完成了结构网格和非结构曲面网格标模验证的基础上, 探究了不同角度离散格式、空间差分格式、高斯积分点类型及数目对辐射换热的影响。结果显示 24 个空间离散方向的角度离散格式计算精度较低, 推荐使用 32 个离散方向的角度离散格式。不同空间差分格式和高斯积分点类型对计算结果的影响较小。接着, 选取精度效率结合最优的数值方法组合, 以燃烧流场数据作为输入, 计算并讨论了某型航空发动机燃烧室在不同压强和壁面温度下的气体辐射换热情况。结果显示中心火焰处负辐射源项的极大值超过 $6\,000\text{ kW/m}^3$, 而低温壁面附近气体温度较高的区域辐射源项的最大值接近 $17\,000\text{ kW/m}^3$, 壁面上辐射热流密度的最大值接近 88 kW/m^2 。随着压强增大, 辐射源项和壁面热流密度逐渐增大但变化速率逐渐放缓, 该变化速率受参与性介质浓度的影响较大。

关 键 词: 辐射换热; 非灰气体辐射; 离散坐标法; 统计窄谱带吸收系数关联模型; 航空发动机燃烧室
中图分类号: V231.1 **文献标志码:** A

Numerical simulation of non-gray gaseous radiative heat transfer in 3D aero-engine combustor

HE Junyi¹, ZHANG Jin¹, WANG Xiyang²

(1. Sino-French Engineering School, Beihang University, Beijing 100191, China;
2. Aero Engine Academy of China, Aero Engine Corporation of China, Beijing 101304, China)

Abstract: An in-house radiative heat transfer code using discrete ordinates method (DOM) and statistical narrow bands correlated-K (SNBCK) model was demonstrated to be able to calculate the gaseous radiative heat transfer in complex 3D combustion systems accurately and efficiently. After validation by using the benchmark models, the impact of the directional quadrature scheme, spatial differencing scheme, gauss quadrature type and number of quadrature points were studied. The results showed that the accuracy of the directional quadrature scheme with 24 discrete directions was low, and the Thurgood scheme with 32 discrete directions was recommended. Spatial differencing scheme and gauss quadrature type had little effect on results. Finally, the gaseous radiative heat transfer in the combustion chamber of the aero-engine under different pressures and wall temperatures was calculated. It showed that the maximum values of radiative source term in the flame zone and next to the wall were about $6\,000\text{ kW/m}^3$ and $17\,000\text{ kW/m}^3$, respectively, the maximum wall radiative heat flux can reach to

收稿日期: 2021-08-23

作者简介: 何俊奕(1995—), 男, 硕士生, 主要从事计算热辐射学研究。

通信作者: 张瑾(1981—), 女, 副教授、硕士生导师, 博士, 主要从事计算热辐射学研究。E-mail: jin_zhang@buaa.edu.cn

引用格式: 何俊奕, 张瑾, 王希影. 三维航空发动机燃烧室非灰气体辐射换热数值模拟[J]. 航空动力学报, 2023, 38(9): 2153-2166. HE Junyi, ZHANG Jin, WANG Xiyang. Numerical simulation of non-gray gaseous radiative heat transfer in 3D aero-engine combustor[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(9): 2153-2166.

88 kW/m². Radiative heat transfer increased with higher pressure, and the increasing rate decreased, which was significantly affected by the concentration of the participating medium.

Keywords: radiative heat transfer; non-gray gaseous radiation; discrete ordinates method; statistical narrow bands correlated-K model; aero-engine combustor

辐射换热是航空发动机燃烧室内火焰与壁面之间换热的主要方式之一。近年来对于发动机高效率的追求使得燃烧室内的温度和压强逐渐提升,辐射换热在所有传热方式中的占比进一步增加。过去针对航空发动机燃烧室内传热和燃烧过程的模拟通常忽略辐射换热的影响或者采用粗略的模型如引入光学薄假设,这一简化导致火焰筒内壁温度的预测不够准确。为了延长火焰筒内壁的使用寿命,往往需要进行气膜冷却,传统设计过程中火焰筒壁面温度预测不准确的缺陷需要通过提高冷却气流量的方式加以克服,从而提升安全裕度。这在很大程度上限制了冷却效率,并且由于通入了多余的冷却气体,燃烧效率也会随之下降,一氧化碳、碳氢颗粒等污染物的排放也随之增加。为了进一步优化航空发动机燃烧室设计,在燃烧室数值模拟中精确且高效地考虑辐射换热的影响是有必要的。

参与性介质辐射传热的特点是辐射强度与空间坐标、方向和波长都相关,其中辐射强度的方向选择性是使得热辐射传输问题复杂化的关键因素。针对这一特性,自 20 世纪以来,涌现出了多种热辐射数值解法并逐步被应用于一维、二维乃至三维辐射传热问题的求解中。应用较广的几种方法包括 Hottel 等提出的区域法(zonal method, ZM)^[1]、Howell 提出的蒙特卡洛法(Monte Carlo method, MCM)^[2]、Chandrasekhar 在研究恒星和大气辐射问题时提出的离散坐标法(discrete ordinates method, DOM)^[3]、Jeans 在研究星际辐射传输时提出的球形谐波法(spherical harmonics method, SHM)^[4]以及 Lockwood 等提出的离散传递法(discrete transfer method, DTM)^[5]等。ZM 和 MCM 的计算精度较高,但均需消耗极大的计算时间和内存,因此现阶段很难应用在结构复杂的工业模型中,且不宜与流动和燃烧联立求解。SHM 同样存在局限性,高阶格式数学上极为复杂,低阶格式又仅仅在光学厚度较大的情况下有较高的精度。DTM 相比于 ZM 和 MCM 所占内存较少,但较难处理包含散射的问题。DOM 以其较高的计算精度和适中的计算资源消耗成为当前具有广泛工业

应用前景的辐射输运方程的数值解法。

辐射换热数值解法的发展过程中并未考虑辐射强度的光谱选择性,即介质均做了灰性假设。然而在实际的燃烧系统如航空发动机燃烧室中,存在大量具有强烈光谱选择性的高温气体辐射产物如二氧化碳、水蒸气等。为了更精确地计算辐射换热,包括逐线计算法(line by line, LBL)、窄谱带模型、宽谱带模型在内的一系列气体辐射模型应运而生,以及后续发展的全光谱模型,包括灰性气体加权法(weighted sum of gray gases, WSGG)模型^[6]以及全光谱吸收系数关联模型(full-spectrum correlated-K, FSCK)^[7]。

目前国内外关于燃烧室内参与性介质(气体及粒子)的辐射换热数值模拟工作已经取得了较大的进展。关注的重点主要集中在壁面温度的预测上。Berger 等对直升机燃烧室进行了大涡模拟结合壁面导热的耦合计算,并选用 DOM 结合 FSCK 进行气体辐射计算^[8]。结果显示大涡模拟方法可以较为高效地与壁面导热以及辐射换热耦合并且计算所得壁面温度与实验测量值较为吻合。Koren 等针对封闭空间内的旋流预混火焰进行了类似的耦合计算,应用蒙特卡洛法结合统计窄谱带吸收系数分布模型(statistical narrow bands correlated-K, SNBCK)进行气体辐射计算^[9]。计算所得的壁面温度同样接近于实验值。Maurente 等借助于美国国家航空航天局格伦研究中心研究中心的节能引擎(energy efficient engine, EEE)燃烧室流场模拟结果,选取其中一小部分区域的温度场及气体组分浓度场数据,采用 DOM 结合 LBL 的方式进行了一维气体辐射计算^[10]。结果显示该情形下二氧化碳对于辐射换热的贡献较小。Zhou 等提出了一种适用于不同压强下的 WSGG 改进模型,标模计算的结果显示该模型相较传统的 Smith 模型具有更高的精度^[11]。刘友宏等对不考虑辐射换热(耦合计算)与考虑辐射换热两种条件下的平板隔热屏进行了三维流热耦合数值模拟研究^[12],结果显示辐射换热会导致气膜冷却效果降低。吴宇等针对某飞机地面慢车工况运用不同辐射数值方法进行了短舱内复合换热计算研究^[13]。

王伟臣等建立了火箭发动机羽流红外辐射传输的计算模型, 实现了流场计算与辐射传输的耦合求解^[14]。艾青等应用蒙特卡洛法结合 Edwards 指数宽谱带气体辐射模型计算了简化的超燃发动机燃烧室内的气体辐射换热情况^[15]。研究表明, 燃烧室内高温高压燃气的热辐射作用很强, 壁面辐射热流可达到 $2.2 \times 10^5 \text{ W/m}^2$ 。王振华等应用有限体积方法结合 SNBCK 气体辐射模型对燃烧室火焰筒模型内的辐射传热情况进行了数值模拟^[16]。研究结果显示壁面辐射热流与实验测量值的相对误差在 38.89%~32.54% 之间, 验证了 SNBCK 与 FVM 结合对高温燃气辐射传输模拟的可行性。

综上所述, 关于燃烧室内气体辐射换热的研究渐趋成熟, 在燃烧模拟中的应用近年来也屡见不鲜, 但针对复杂燃烧室模型的高精度辐射计算仍少有报道, 特别是单纯的辐射场计算结果很难找到公开数据。本文自主研发辐射计算程序采用 DOM 结合 SNBCK 的方式进行气体辐射计算, 并独特的采用前处理网格单元重排技术, 大大提高了计算速度, 使其可应用于复杂工业模型。在完成标模验证的基础之上, 针对矩形和圆柱标模算例探究了不同角度离散格式、不同空间差分格式、不同高斯积分点类型及数目对辐射换热计算的影响, 得到了最佳数值方法组合。之后用已知的某型航空发动机燃烧室的燃烧和流场模拟结果为输入, 对燃烧室内的气体辐射换热情况进行了模拟, 并着重探究了壁面温度和燃烧室内压强对气体辐射换热的影响。

1 计算方法

1.1 角度离散格式

DOM 的基本思想是将辐射积分量中关于辐射强度的空间立体角积分转换为若干个离散方向的数值求和。以光谱入射辐射 G_v 的定义式为例, $I_v(\mathbf{r}, \mathbf{s})$ 表示光谱辐射强度, $\mathbf{r}$ 表示空间点坐标, $\mathbf{s}$ 表示空间辐射方向, Ω 表示空间立体角:

$$G_v(\mathbf{r}) = \int_{4\pi} I_v(\mathbf{r}, \mathbf{s}) d\Omega \approx \sum_{i=1}^n \omega_i I_v(\mathbf{r}, \mathbf{s}_i) \quad (1)$$

角度离散格式即各离散方向 $\mathbf{s}_i$ 和权重 ω_i 的选择有多种方式, 其中最常用的有 S_n (level symmetric scheme) 和 Thurgood 提出的 T_n 格式^[17-18], n 的取值为整数。 S_n 格式的核心是将整个球面沿 x 、 y 、

z 轴进行均分, 所得到的曲线簇的交点就是 S_n 格式选取的离散方向。 T_n 格式的基本思想是将整个 $1/8$ 球面均分为一系列球面三角形, 每一个球面三角形有一个对应的离散方向。本文在算例验证中使用的角度离散格式为 S_n 中的 S_4 、 S_6 、 S_8 和 T_n 中的 T_2 、 T_4 。其中 S_n 格式的离散方向数为 $n(n+2)$, T_n 格式的离散方向数为 $8n^2$ 。

1.2 空间差分格式

DOM 对于辐射强度的空间选择性的处理借鉴了计算流体力学中有限体积法的思想, 同样需要插值操作, 由单元界面上的辐射强度得到单元中心处的辐射强度, 定义式如下:

$$I_p = \alpha \overline{I_{\text{out}}} + (1 - \alpha) \overline{I_{\text{in}}} \quad (2)$$

其中 I_p 为单元中心处的辐射强度, $\overline{I_{\text{out}}}$ 和 $\overline{I_{\text{in}}}$ 分别为各入射面和出射面的平均辐射强度, α 的取值构成了不同的差分格式, 当 $\alpha = 1$ 时称为阶梯格式, 当 $\alpha = 0.5$ 时称为菱形格式。本文算例验证中比较了上述两种空间差分格式的计算结果。

1.3 气体辐射模型

本文自研程序中气体辐射模型选用的是 Malkmus 的指数尾倒数统计窄谱带模型 (statistical narrow band, SNB)^[19] 结合吸收系数关联方法 (correlated K, CK) 形成的 SNBCK 气体辐射模型, 并采用高斯-勒让德积分格式, 谱带内的积分点数目可以根据计算需求进行调节, 默认为 7。SNB 模型属于基于透射率的模型, 假定谱线形状为洛伦兹型, 考虑某长度为 l 、压强为 p 、吸收性气体介质浓度为 x 的均匀气体柱, 它在某窄谱带区间内的平均透射率可以表示为:

$$\bar{\tau}_v(l) = \exp \left[-\frac{2\bar{\gamma}}{\bar{\delta}} \left(\sqrt{1 + \frac{xpl\bar{k}\bar{\delta}}{\bar{\gamma}}} - 1 \right) \right] \quad (3)$$

式中 $\bar{k}$ 表示该窄谱带区间内单位分压下的平均吸收系数, 定义式如下:

$$\bar{k} = \frac{1}{xp} \int_{\Delta\nu} \kappa_v d\nu \quad (4)$$

式中 $\bar{\delta}$ 表示该窄谱带区间内的平均谱线间距, $\bar{\gamma}$ 表示的是该窄谱带区间内的平均谱线半宽, 各气体分子的 $\bar{\gamma}$ 公式通常给定。借助于 LBL 方法计算出的透射率曲线以及最小二乘法, 可以拟合得到 SNB 数据库的两个重要参数 $\bar{k}$ 以及 $\bar{\delta}$ 。另一方面, 透射率也可以表达成关于吸收系数的形式:

$$\bar{\tau}_v(l) = \int_0^\infty f(k) \exp(-kl) dk \quad (5)$$

由式(3)和式(5)通过拉普拉斯反变换可以得到 $f(k)$,进而可以得到CK方法所需要的累积概率分布函数 $g(k)$ 。SNBCK气体辐射模型与单纯的CK方法的不同之处体现在 $g(k)$ 有确定的表达式,可以通过数值方法较为高效、灵活地求得每个积分点对应的吸收系数,而无需预先建表通过插值求得。另一方面,由于透射率公式中考虑了压强的影响,SNBCK适用于高压或者压强变化的情况。

本程序使用了Rivière等提出的最新版SNB数据库^[20],计算时考虑的波数范围为25~11 250 cm⁻¹,共计450个窄谱带,每个窄谱带宽度为25 cm⁻¹,需要考虑的温度范围为300~5 000 K,每个温度区间的宽度为100 K。各组分所需考虑的波数范围及谱带数见表1所示。

表1 各组分波数范围及谱带数

Table 1 Wavenumber range and bands number of each specie

组分	波数范围/cm ⁻¹	谱带数
H ₂ O	50~11 250	449
CO ₂	250~8 300	323
CO	1 600~6 425	194

1.4 计算效率优化

为了使程序能够高效地处理燃烧室等复杂工业级构型,对其计算性能做了以下两点优化。其一,基于空间离散时所选用的插值格式,单元中心处的辐射强度可以由各入射面的辐射强度计算得到,为了保证每次计算单元的入射面辐射强度已知、有效地避免隐式求解,从而极大地提高辐射计算效率,程序在前处理时对网格单元进行了重新排列。网格单元重排的基本思路是在给定的离散方向下,从入射面辐射强度已知且序号最小的单元出发,计算得到该单元的出射面辐射强度。由于该单元的出射面同时也是下一个网格单元的入射面,该离散方向已知辐射强度的入射面数目得到更新。依此类推,完成网格重排。网格单元重排的基本流程如图1所示。

另一方面,本程序采用基于信息传递界面(message passing interface, MPI)的并行计算方式,不同于流体力学软件等基于流场区域的并行设置,辐射计算的并行既可以对离散方向进行并行划分,

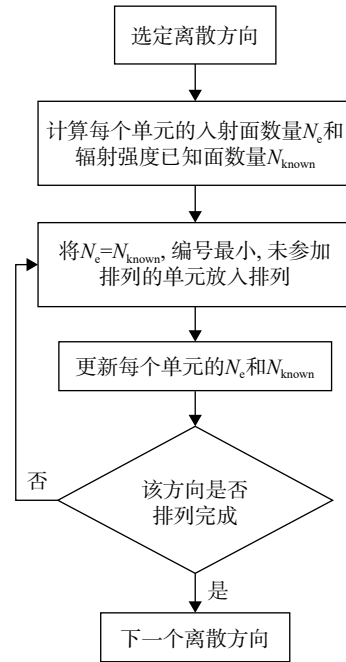


图1 网格单元重排流程图

Fig. 1 Procedures of cell reordering

也可以对离散窄谱带进行并行划分,又可以对两者同时进行并行划分,即每个进程仅处理特定数目的离散方向和特定数目的窄谱带。合理的并行划分设置将极大地提高计算效率。

2 结果与讨论

2.1 三维矩形炉膛标模验证及数值方法对比

选取三维非灰气体介质矩形辐射标模^[21]完成验证,其参数设置如表2所示。温度场算法如下:

$$T = [T_{\text{axis}}(z) - 800]R(x, y) + 800$$

$$T_{\text{axis}}(z) = \begin{cases} \frac{1400}{0.375}z + 400 & z < 0.375 \\ \frac{1000}{3.625}(8-z) + 800 & z \geq 0.375 \end{cases}$$

$$R(x, y) = \begin{cases} 1 - 3r^2 + 2r^3 & r \leq 1 \\ 0 & r > 1 \end{cases}$$

$$r = \sqrt{x^2 + y^2} \quad (6)$$

本计算考虑了CO₂和H₂O的光谱辐射特性,并假定两者组分在空间上均匀分布。该模型几何参数及网格如图2所示,以长方体的某一顶点(图2中黑点)作为坐标原点,x、y方向长度均为2 m,z方向长度为4 m。用于算法验证的文献中参考值由射线踪迹法结合SNB模型得到。图3中展示了x=1 m处截面的温度云图。矩形标模计算结果已通过网格无关性验证,图4中展示了不

表 2 矩形标模设置
Table 2 Settings of rectangular benchmark

参数	数值
尺寸/m	2×2×4
壁面温度/K	300
壁面辐射率	1
H ₂ O 体积分数	0.2
CO ₂ 体积分数	0.1
N ₂ 体积分数	0.7

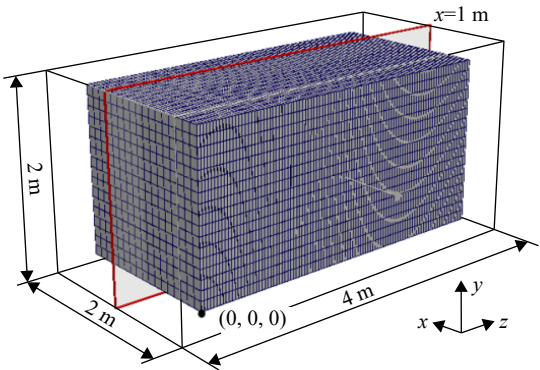


图 2 矩形标模模型及网格
Fig. 2 Geometry and mesh of rectangular benchmark

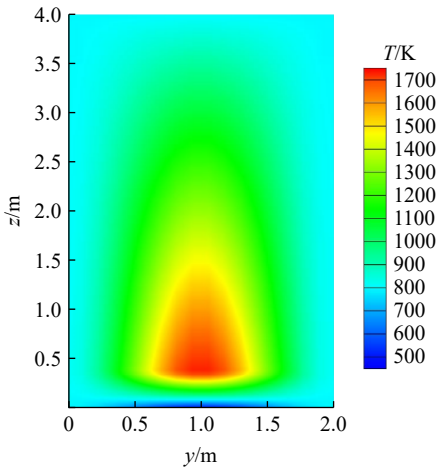


图 3 x=1 m 截面温度云图
Fig. 3 Contour of temperature at section x=1 m

同网格底面沿 z 方向中线的壁面辐射热流密度 (图例中的“17_17_80”表示在 x 、 y 、 z 方向的网格单元数分别为 17、17 和 80), 可见在 z 方向进一步加密网格, 计算结果不再有显著变化, 在 x 、 y 方向加密网格会对计算结果有一定影响, 但影响较小 (小于 3%), 本文后续计算选取网格量在 x 、 y 方向上跟参考文献相同的 $17 \times 17 \times 99$ 的六面体单元, 便于比较验证。

首先选用不同的角度离散格式, 观察其对计

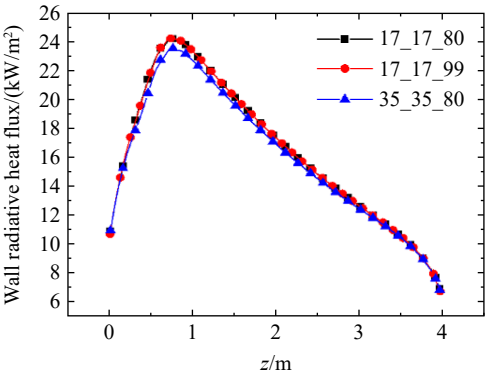


图 4 不同网格所得底面 z 方向中心线 ($x=0$ m, $y=1$ m) 上的壁面辐射热流密度分布
Fig. 4 Wall radiative heat flux distribution at z -direction centerline of bottom side ($x=0$ m, $y=1$ m) with different meshes

算结果的影响, 空间差分格式选择阶梯格式, CK 方法中采用高斯勒让德 7 点积分。图 5 显示了选用 T_2 格式时 $x=1$ m 处截面的辐射源项分布。辐射源项即能量方程中因辐射而产生的新增能量源项标量, 由于高温区放热, 该处辐射源项为负值。图 6 和图 7 分别显示了不同角度离散格式的辐射源项 (z 方向中心线, 即 $x=1$ m, $y=1$ m) 和壁面辐射热流密度 (底面沿 z 方向的中线) 计算结果, 可见不同角度离散格式对辐射源项的计算结果影响很小, 计算资源消耗最少的 S_4 模型也可以得到非常准确的辐射源项结果。

但壁面热流密度 (表示为 q_{wall}) 受角度离散格式的影响相对较大, 为了量化这一影响, 引入相对误差 (见图 8)。表 3 中列出了选用不同角度离散格式的计算时间 (以 S_4 方法的计算时间为基准的无量纲时间) 及底面沿 z 方向中线处的壁面热

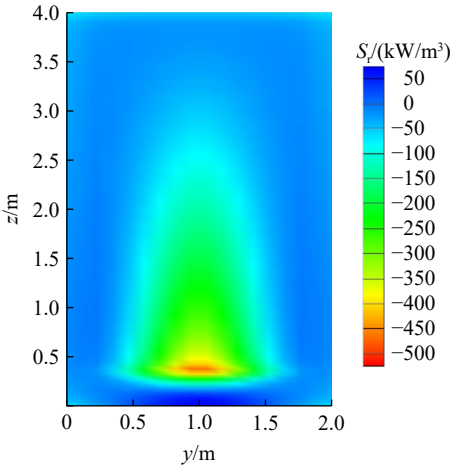


图 5 x=1 m 截面辐射源项云图
Fig. 5 Contour of radiative source term at section x=1 m

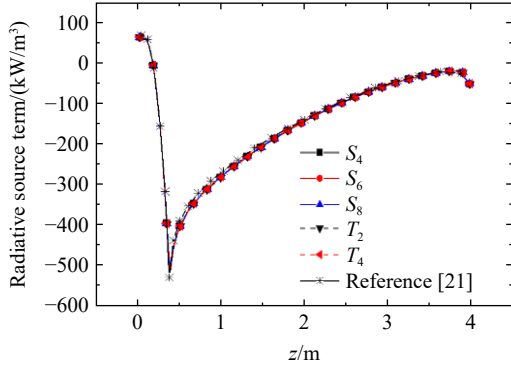


图 6 不同角度离散格式所得 z 方向中心线($x=1$ m, $y=1$ m)上的辐射源项分布

Fig. 6 Radiative source term distribution at z -direction centerline ($x=1$ m, $y=1$ m) with different quadrature schemes

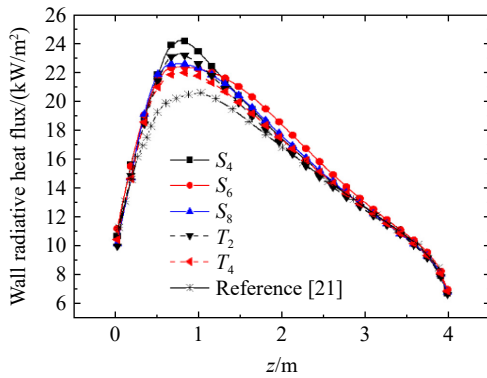


图 7 不同角度离散格式所得底面 z 方向中心线($x=0$ m, $y=1$ m)上的壁面辐射热流密度分布

Fig. 7 Wall radiative heat flux distribution at z -direction centerline of bottom side ($x=0$ m, $y=1$ m) with different quadrature schemes

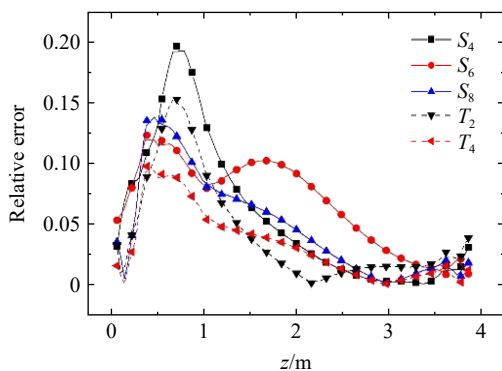


图 8 不同角度离散格式所得壁面辐射热流密度的相对误差

Fig. 8 Relative error of wall radiative heat flux with different quadrature schemes

流密度计算结果的相对误差。相对误差 ε_r 的定义式如下:

表 3 不同角度离散格式的计算时间和相对误差

Table 3 Computation time and relative error with different quadrature schemes

格式	计算时间	源项误差/%	热流误差/%
S_4	1.00	6.05	8.08
S_6	1.53	6.67	7.61
S_8	2.32	5.85	6.32
T_2	1.50	5.98	5.99
T_4	4.51	5.33	4.31

$$\varepsilon_r = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \frac{(P_n - P_n^{\text{ref}})^2}{P_n^{\text{ref}}}} \quad (7)$$

式中 P 代表参与误差计算的物理量, 即表 3 中的辐射源项或者壁面热流密度。

S_4 格式的壁面热流密度与参考值的最大偏差接近 20%, T_2 格式可以将最大偏差降至 15% 以内, 而离散方向最多的 T_4 格式的最大偏差小于 9%。观察图 7 和图 8 发现相对误差较大处集中出现在壁面热流密度较大区域, 主要由于辐射强度特别是极大值很难被有限的离散方向准确刻画, 且误差会在辐射传递的过程中被逐渐放大, 因此离散方向较少的 S_4 相对误差最大。辐射源项则不存在这一趋势, 原因是高温处气体自身的黑体发射占据主导作用, 在一定程度上掩盖了有限角度离散的缺陷。

接着, 讨论不同的空间差分格式(阶梯格式和菱形格式)对计算结果的影响, 这里选定 T_2 角度离散格式。图 9 和图 10 分别显示了不同空间差分格式的辐射源项(z 方向中心线, 即 $x=1$ m, $y=1$ m)和壁面热流密度(底面沿 z 方向的中线)计

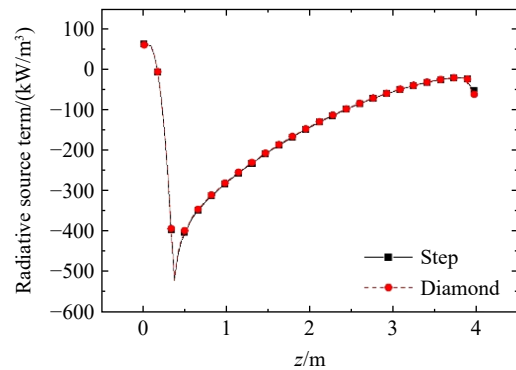


图 9 不同空间差分格式所得 z 方向中心线($x=1$ m, $y=1$ m)上的辐射源项分布

Fig. 9 Radiative source term distribution at z -direction centerline ($x=1$ m, $y=1$ m) with different spatial differencing schemes

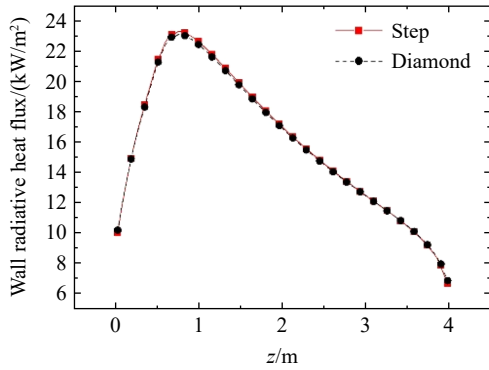


图 10 不同空间差分格式所得底面 z 方向中心线($x=0$ m, $y=1$ m)上的壁面辐射热流密度分布

Fig. 10 Wall radiative heat flux distribution at z -direction centerline of bottom side ($x=0$ m, $y=1$ m) with different spatial differencing schemes

算结果,图 11 显示了壁面热流密度与参考值之间的相对误差。表 4 中列出了选用不同空间差分格式计算结果的方均根误差,不同空间差分格式的计算时间接近。

可见不同差分格式对于辐射源项和壁面热流密度的影响较小,几乎可以忽略不计。两者也并不存在计算效率上的差异。

下面讨论 CK 方法中高斯积分点选取对于辐射计算的影响,选定 T_2 角度离散格式和菱形差分格式。首先选择不同的高斯积分点类型即勒让德、洛巴托以及契比雪夫,积分点数目(用 a 表示)均

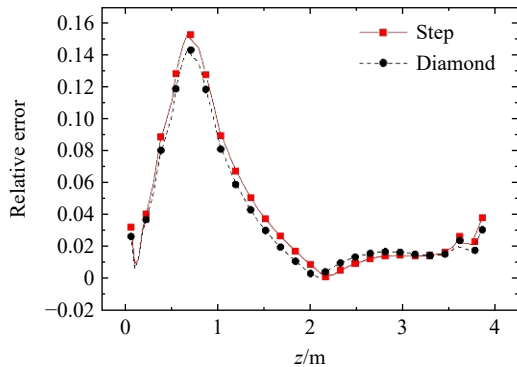


图 11 不同角度离散格式所得壁面辐射热流密度的相对误差

Fig. 11 Relative error of wall radiative heat flux with different spatial differencing schemes

表 4 不同空间差分格式的相对误差

Table 4 Relative error with different spatial differencing schemes

格式	源项误差/%	热流误差/%
阶梯	5.98	5.99
菱形	5.19	5.50

为 7。图 12 和图 13 分别显示了应用不同高斯积分点类型的辐射源项(z 方向中心线,即 $x=1$ m, $y=1$ m)和壁面热流密度(底面沿 z 方向的中线)计算结果,图 14 显示了壁面热流密度与参考值之间的相对误差。表 5 中列出了选用不同高斯积分点类型计算结果的方均根误差,不同高斯积分点类型的计算时间接近。

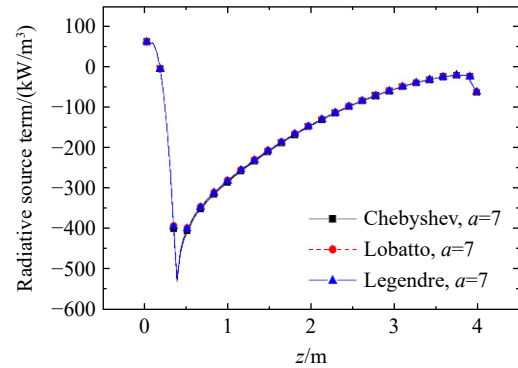


图 12 不同高斯积分点类型所得 z 方向中心线($x=1$ m, $y=1$ m)上的辐射源项分布

Fig. 12 Radiative source term distribution at z -direction centerline ($x=1$ m, $y=1$ m) with different gauss quadrature types

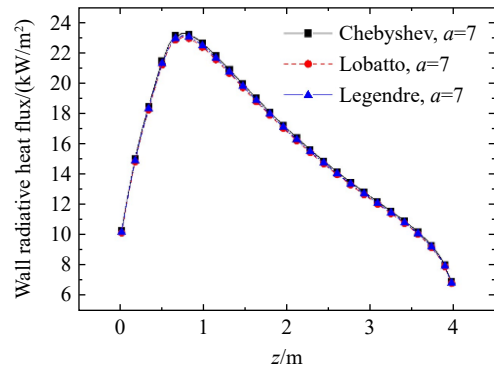


图 13 不同高斯积分点类型所得底面 z 方向中心线($x=0$ m, $y=1$ m)上的壁面辐射热流密度分布

Fig. 13 Wall radiative heat flux distribution at z -direction centerline of bottom side ($x=0$ m, $y=1$ m) with different gauss quadrature types

可见不同高斯积分点类型对于辐射计算的影响同样较小,尤其是高斯勒让德 7 点积分与高斯洛巴托 7 点积分的结果极为接近。

接下来选定 T_2 角度离散格式、菱形差分格式以及高斯勒让德积分类型,观察积分点数目对于辐射计算的影响。图 15 和图 16 分别显示了不同积分点数目辐射源项(z 方向中心轴线,即 $x=1$ m, $y=1$ m)和壁面热流密度(底面沿 z 方向的中线)计算结果,图 17 显示了壁面热流密度与参

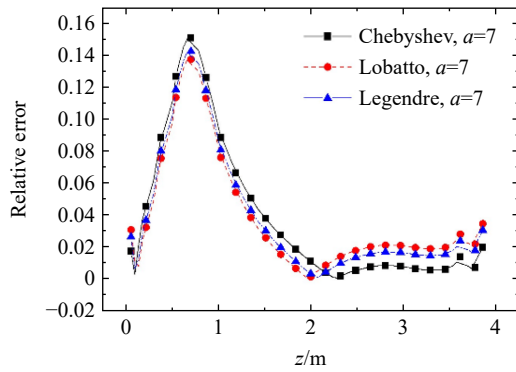


图 14 不同高斯积分点类型所得壁面辐射热流密度的相对误差

Fig. 14 Relative error of wall radiative heat flux with different gauss quadrature types

表 5 不同高斯积分点类型的相对误差
Table 5 Relative error with different gauss quadrature types

积分点类型	源项误差/%	热流误差/%
Legendre	5.19	5.50
Lobatto	5.10	5.31
Chebyshev	5.95	5.89

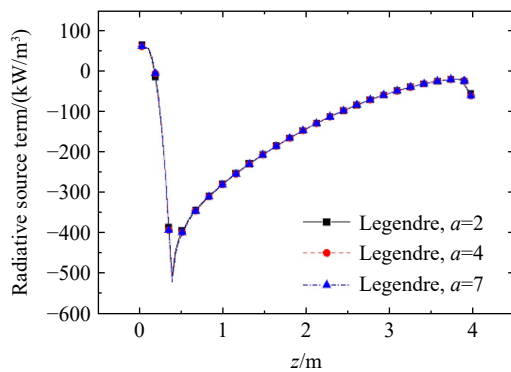


图 15 不同高斯积分点数目所得 z 方向中心线 ($x=1$ m, $y=1$ m) 上的辐射源项分布

Fig. 15 Radiative source term distribution at z -direction centerline ($x=1$ m, $y=1$ m) with different numbers of gauss quadrature points

考值之间的相对误差。表 6 中列出了选用不同积分点数的计算时间(以 2 点积分计算时间为基准的无量纲计算时间)及计算结果的方均根误差。可以看到 4 点积分与 7 点积分的结果几乎完全重合,但是表中 2 点积分的辐射源项的相对误差达到了 21.9%,特别是在辐射源项绝对值较小处相对误差很大,因此 2 点积分的结果准确性不够高,在后续计算中选用 4 点积分。

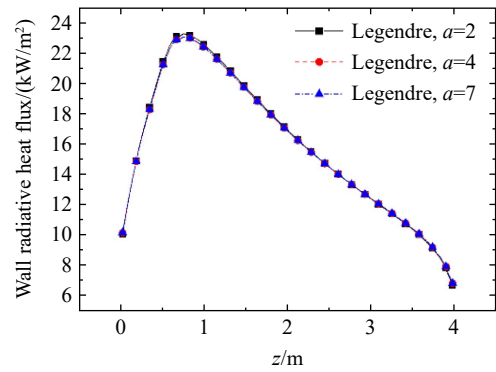


图 16 不同高斯积分点数目所得底面 z 方向中心线($x=0$ m, $y=1$ m)上的壁面辐射热流密度分布

Fig. 16 Wall radiative heat flux distribution at z -direction centerline of bottom side ($x=0$ m, $y=1$ m) with different numbers of gauss quadrature points

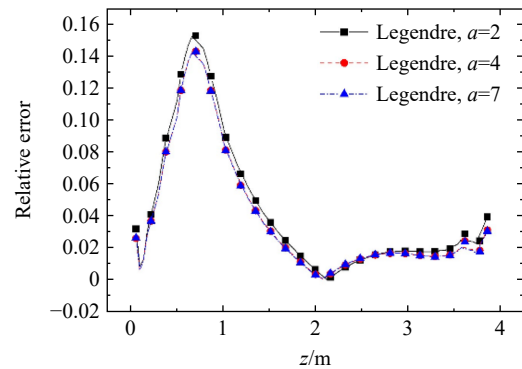


图 17 不同高斯积分点数目所得壁面辐射热流密度的相对误差

Fig. 17 Relative error of wall radiative heat flux with different numbers of gauss quadrature points

表 6 不同高斯积分点数的计算时间和相对误差
Table 6 Computation time and relative error with different numbers of gauss quadrature points

积分点数目	无量纲时间	源项误差/%	热流误差/%
2	1.00	21.9	6.02
4	1.70	5.30	5.51
7	2.69	5.19	5.50

2.2 三维圆柱标模验证

为了验证程序在曲面模型、非结构网格中的适用性和准确性,选取非均匀场圆柱标模^[22-23]进行模型验证。模型的参数设置如表 7 所示。该标模以圆柱底面圆心作为原点,底面半径(R_c)为 0.3 m,并向 z 坐标轴正方向伸展 $L=1.2$ m,圆形截面任意一点距离该截面中心的距离记为 r 。图 18 和图 19 分别显示了 $x=0$ m 截面处的温度云图及水蒸气的体积分云图。计算网格采用四面体单

表 7 圆柱标模设置

Table 7 Settings of cylindrical benchmark

参数	数值
尺寸/m	$L=1.2\text{ m}, R_c=0.3\text{ m}$
壁面温度/K	$800(L \neq 1.2\text{ m}), 300(L=1.2\text{ m})$
壁面辐射率	1
各组分 体积分	$\varphi_{\text{CO}_2}(z, r) = 0.04 \left[1 - 3 \left(\frac{z}{L} - 0.5 \right)^2 \right] \left(2.5 - \frac{r}{R} \right)$
数	$\varphi_{\text{H}_2\text{O}}(z, r) = 0.05 \left[1 - 2 \left(\frac{z}{L} - 0.5 \right)^2 \right] \left(2 - \frac{r}{R} \right)$
温度场	$T = 800 + 1\,200 \left(1 - \frac{r}{R} \right) \frac{z}{L}$

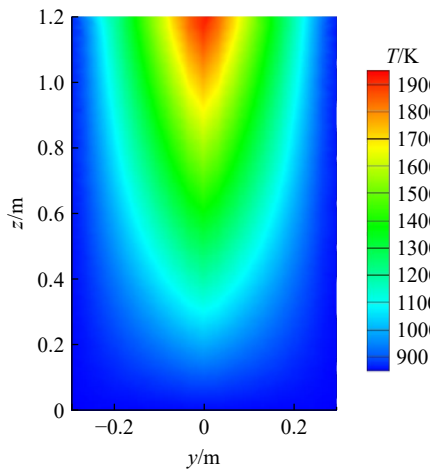


图 18 $x=0\text{ m}$ 截面温度云图

Fig. 18 Contour of temperature at section $x=0\text{ m}$

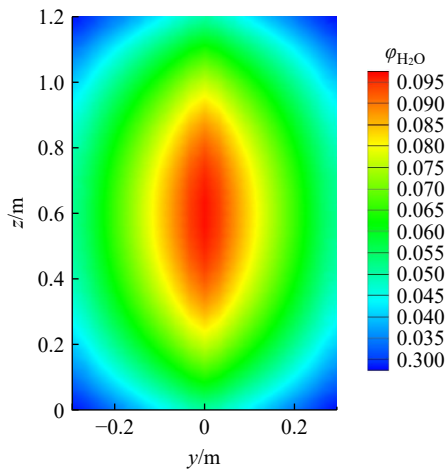


图 19 $x=0\text{ m}$ 截面 H_2O 体积分云图

Fig. 19 Contour of H_2O fraction at section $x=0\text{ m}$

元, 网格量约 3.7 万 (见图 20)。文献中的参考值是由离散坐标法结合 NBKMCK (narrow band k-moment correlated-K) 气体辐射模型计算得到的。NBKM 是另一种得到统计窄谱带模型参数的方法^[23]。图 21 中对比了不同疏密程度的非结构网

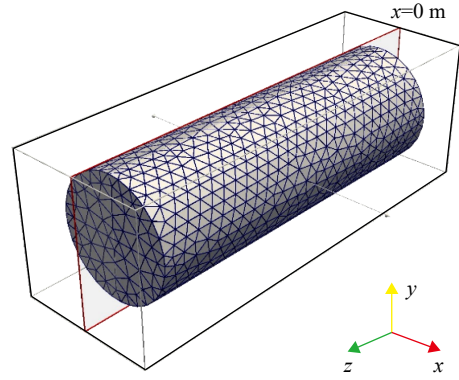


图 20 圆柱标模网格

Fig. 20 Mesh of cylindrical benchmark

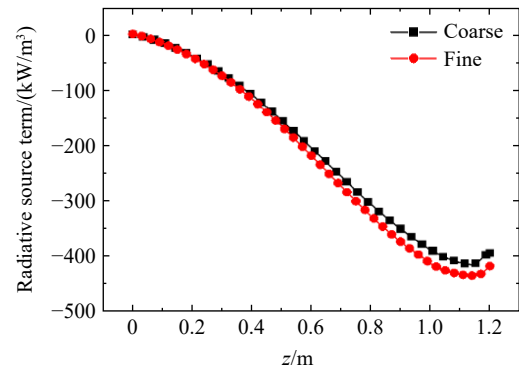


图 21 不同网格所得圆柱中心轴线辐射源项分布

Fig. 21 Radiative source term distribution at centerline of cylindrical benchmark with different meshes

格 (3.7 万网格和 11.2 万网格) 的中心轴线处辐射源项的计算结果。可以看到两者最大偏差值达到 4.5%, 这一偏差主要由射线效应引起, 射线效应是一种常见的辐射计算数值误差, 它随着网格的加密而逐渐增大。因此本文选取更接近文献参考值的网格量。

选取菱形格式进行空间离散, T_2 格式进行角度离散, 采用高斯勒让德 4 点积分。获取计算结果, 得到 $x=0\text{ m}$ 截面处的辐射源项分布云图 (见图 22) 和圆柱中心轴线处的辐射源项分布 (见图 23)。可见本算例的计算结果与文献值^[16] 非常吻合, 只在接近 $z=1.2\text{ m}$ 处存在少许偏差 (偏差为 7.9%)。这一现象与 $z=1.2\text{ m}$ 处壁面的温度较低且出口处网格没有特别加密有关。出口处辐射场火焰温度较高, 当地温度梯度较大, 微小的位置变化会较大地改变温度, 而发射项与气体温度直接相关, 因此影响发射项计算的准确性, 进而减小辐射源项计算的准确性。上述计算结果验证了程序对于曲面非结构网格的模型计算精度, 且计算时间仅需约 8 s。

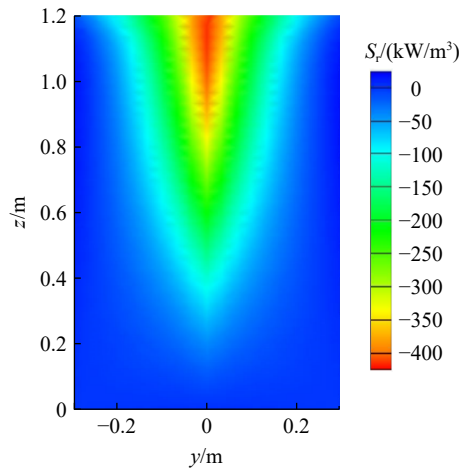
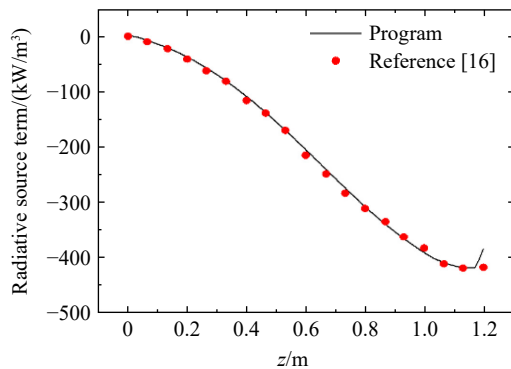
图 22 $x=0$ m 截面辐射源项云图Fig. 22 Contour of radiative source term at section $x=0$ m

图 23 中心线上的负辐射源项分布

Fig. 23 Negative radiative source term distribution at centerline

2.3 某型燃烧室模型计算

2.3.1 某型燃烧室模型辐射场计算结果

图 24 展示了某型环形燃烧室的 1/16 几何模型及其网格划分。该燃烧室模型包含了内外机匣、内部火焰筒、扩压器、帽罩以及涡流器各个部件。采用四面体网格划分, 共计约 380 万个网格单元。应用合作单位的自研软件进行的燃烧数值模拟结果, 图 25~图 28 展示了该燃烧室模型在 $z=0$ m 截面处的流场结果, 包括温度场、压力场以及水蒸

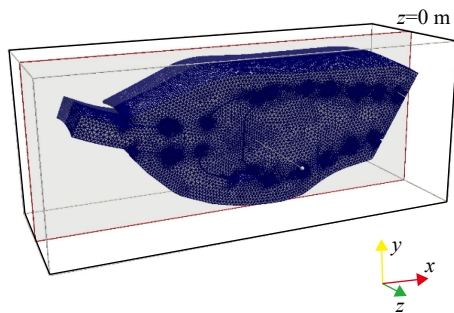
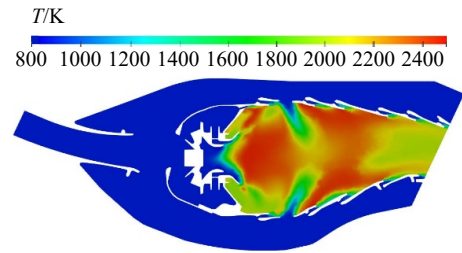
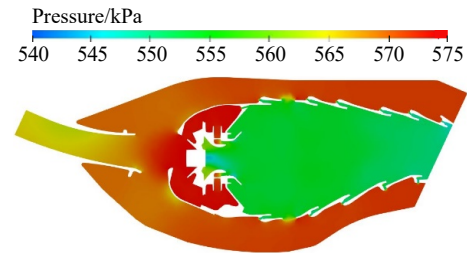
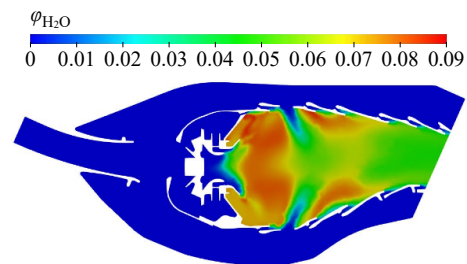
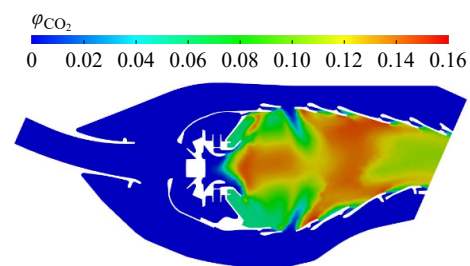


图 24 某型燃烧室网格

Fig. 24 Mesh of the combustion chamber

图 25 $z=0$ m 截面温度云图Fig. 25 Contour of temperature at section $z=0$ m图 26 $z=0$ m 截面压强云图Fig. 26 Contour of pressure at section $z=0$ m图 27 $z=0$ m 截面 H_2O 体积分数云图Fig. 27 Contour of H_2O fraction at section $z=0$ m图 28 $z=0$ m 截面 CO_2 体积分数云图Fig. 28 Contour of CO_2 fraction at section $z=0$ m

气和二氧化碳体积分数场, 本文直接应用这些燃烧流场数据作为辐射计算的输入, 其准确性不在本文讨论范畴之内。

该流场结果显示火焰筒内峰值温度达到 2 500 K, 火焰筒内压强尽管相对于机匣内较低, 但也超过 0.5 MPa。水蒸气的含量较少, 体积分数峰值小于 0.09, 二氧化碳含量相对较高, 体积分数峰值约为 0.15。

现假定所有壁面均为黑体, 设置壁温为 800 K, 火焰筒两侧周期性边界及出口的温度设置为与邻近单元的气体温度相同, 对该燃烧室模型进行辐射计算, 角度离散格式选取 T_2 , 空间差分格式选取菱形格式, 采用高斯勒让德 4 点积分。由于燃烧室内大部分区域的辐射源项为负值, 以下均展示其负值即负辐射源项。负辐射源项越大, 辐射换热越显著。最终得到 $z=0$ m 截面处的负辐射源项分布如图 29 所示。

图 29 中负辐射源项的最大值出现在壁面附近温度较高的区域, 该值接近 $17\,000\text{ kW/m}^3$, 而燃烧室内温度较低的区域该值较小。选取图 30 中燃烧室的中线位置, 得到如图 31 所示的负辐射源项分布, 可见中心火焰处的负辐射源项极大值达到了 $6\,561\text{ kW/m}^3$ 。从定性分析角度看, 辐射换热计算结果跟温度场、浓度场输入数据匹配度较高。

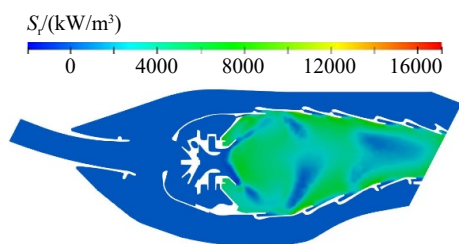


图 29 $z=0$ m 截面负辐射源项云图
Fig. 29 Contour of negative radiative source term at section $z=0$ m

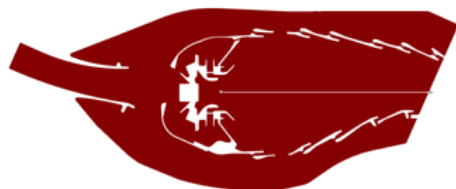


图 30 选取的线段位置
Fig. 30 Location of the selected line

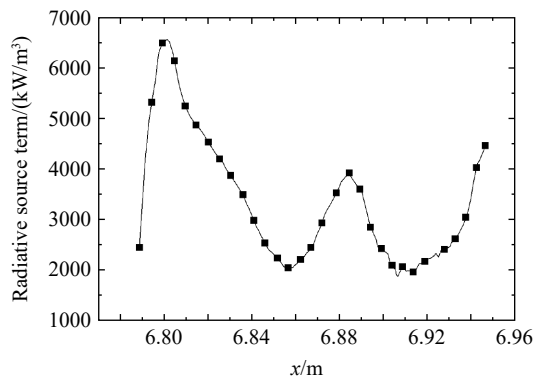


图 31 负辐射源项沿选取线段分布
Fig. 31 Negative radiative source term distribution along the selected line

通过限定壁面辐射热流密度的范围, 可以不显示机匣壁面等辐射热流密度较小的区域。图 32 和图 33 分别显示的是火焰筒外壁面与火焰筒内壁面的辐射热流密度。可见壁面辐射热流密度的最大值接近 88 kW/m^2 。

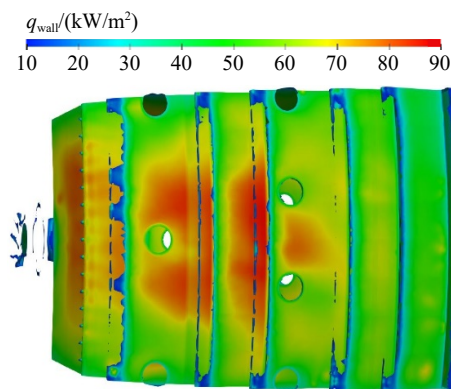


图 32 火焰筒外壁面辐射热流密度分布
Fig. 32 Wall radiative heat flux distribution of outer liner

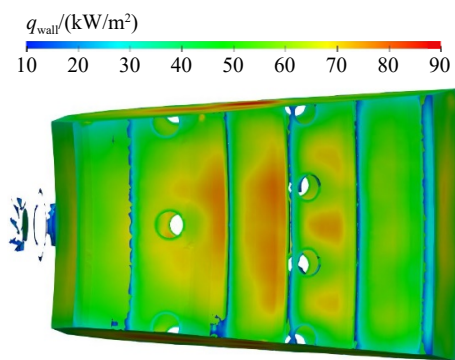


图 33 火焰筒内壁面辐射热流密度分布
Fig. 33 Wall radiative heat flux distribution of inner liner

2.3.2 温度及压强对辐射换热结果的影响

接下来分别改变燃烧室内压强和火焰筒壁面温度并观察其对辐射换热的影响。图 34 和图 35 分别显示不同压强和不同温度下沿图 30 中所示线段的负辐射源项分布。

图 36 显示的是该线段上负辐射源项最大值随壁面温度的变化。可见对燃烧室模型而言, 压强越大、壁面温度越低, 负辐射源项越大, 即气体辐射换热越明显。随着壁面温度不断升高, 负辐射源项最大值呈加速减小趋势。

壁面温度的影响易于理解, 壁面温度越低, 其与高温区的温差越大, 热辐射越显著。压强对于气体辐射的影响主要体现在气体吸收系数。某一波数 η 下的光谱吸收系数 κ_η 的表达式如下^[24]:

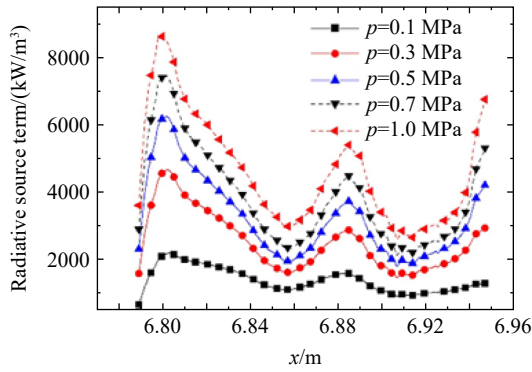


图34 不同压强下负辐射源项沿选取线段分布

Fig. 34 Negative radiative source term distribution along the selected line with different pressures

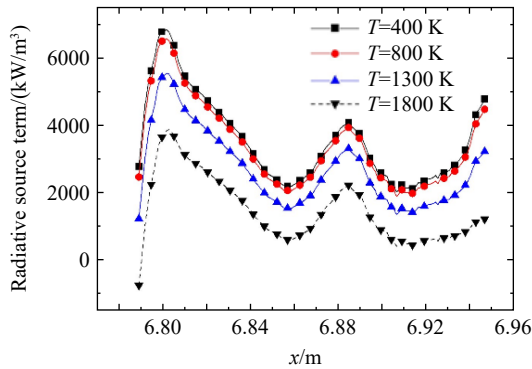


图35 不同壁面温度下负辐射源项沿选取线段分布

Fig. 35 Negative radiative source term distribution along the selected line with different wall temperatures

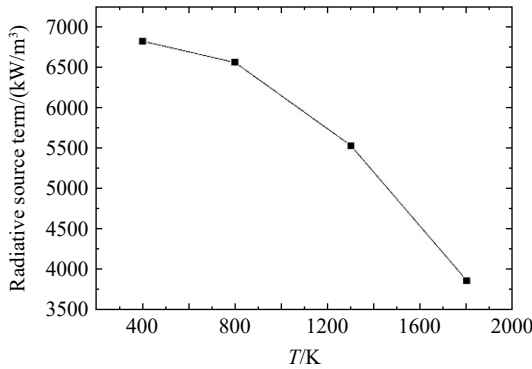


图36 壁面温度对负辐射源项的影响

Fig. 36 Effect of wall temperature on negative radiative source term

$$\kappa_{\eta} = N \sum_{i=1}^{n_{\text{lines}}} S_i(T) F_i(\eta) \quad (8)$$

其中 N 为气体分子数密度, S_i 为谱线强度, F_i 为谱线形状, n_{lines} 为总谱线数。压强增大不仅会使得气体分子数密度增大,而且会产生谱线增宽效应,使得 S_i 和 F_i 发生变化。Chu等对这两种效应产生

的影响进行了比较^[24-25],结果发现尽管谱线增宽效应对于高精度计算高压气体热辐射不可忽略,其影响相对于分子数密度的提升仍十分微小。因此可以认为随着压强提升,气体吸收系数近乎等比例增加。进一步给出负辐射源项 S_r 的表达式:

$$S_r(\mathbf{r}) = \int_0^{\infty} [\kappa_v 4\pi I_{b,v}(\mathbf{r}) - \kappa_v G_v(\mathbf{r})] dv \quad (9)$$

上式右端积分号中第一项为发射源项,第二项为吸收源项。随着压强提升,发射源项的增长仅依赖于气体吸收系数的增长,而吸收源项中除吸收系数的增长外,入射辐射也会随着压强的提升而增大。因此发射源项和吸收源项的差值即负辐射源项随着压强的增长首先显著增大,之后增大的趋势逐渐弱化。

图37展示了不同压强下燃烧室中心线上负辐射源项的最大值以及壁面上某一固定位置(辐射热流密度较大处)的辐射热流密度的变化情况,纵轴是当前压强下的计算结果相对于一个大气压时的计算结果的比值(图中用Ratio表示),即无量纲辐射源项和无量纲壁面辐射热流密度。可见无量纲辐射源项和壁面热流密度随压强变化的趋势颇为接近,随着压强升高,无量纲辐射源项和壁面辐射热流密度也逐渐增大,但增大幅度逐渐放缓,这与之前的讨论结果相吻合。Chu等在进行各种气体辐射模型的一维和二维标模验证^[24-25]时也计算了不同压强下的辐射源项。图38中展示了不同算例中无量纲辐射源项随压强的变化规律,图中1D表示一维算例,2D表示二维算例。Chu等的一维平行平板标模中的case 5和case 6的区别仅在于平行平板的间距,case 6中的间距为case 5中的两倍。可以看到不同算例中无量纲辐射源项随压强变化的趋势大致接近,均随压强

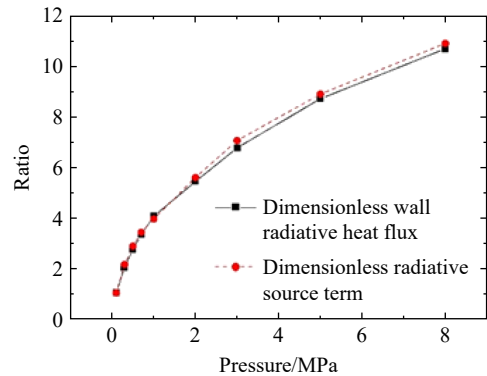


图37 压强对辐射换热的影响

Fig. 37 Effect of pressure on radiative heat transfer

的提升而增大且幅度逐渐减小,但数值上仍存在些许差异。分析原因如下:各算例中参与性介质的浓度不同,其中二维射流火焰算例中二氧化碳和水蒸气的总浓度最小,一维平行平板算例(case 5 和 case 6)中两者的总浓度最大,而本算例则居于两者之间。参与性介质浓度越大,吸收系数越大,初始 0.1 MPa 下的吸收源项也越大。当压强达到临界值时,辐射源项保持不变或呈下降趋势。而该临界值显然与初始的吸收源项有关。初始吸收源项越大,该临界值越小,图 38 中很好地体现了这一趋势。

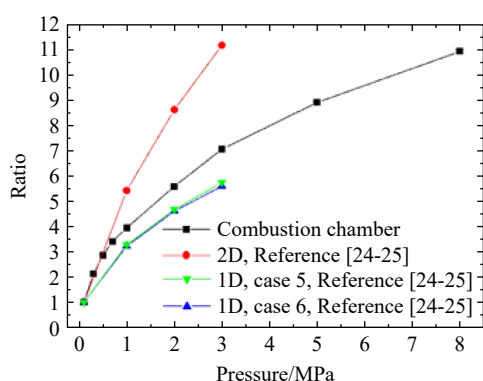


图 38 不同算例中辐射源项随压强的变化

Fig. 38 Radiative source term evolution with pressure in different cases

3 结 论

本文应用离散坐标法 DOM 和统计窄谱带吸收系数关联模型 SNBCK 对燃烧室内非灰气体介质的辐射换热情况进行了研究,通过网格单元重排及混合式并行实现了程序计算效率的提升。

在对三维矩形炉膛标模进行验证的过程中,完成了数值方法主要格式的参数化研究,得到以下结论为辐射换热数值计算格式选取提供了一定的参考:

1) 不同空间角度离散格式对于辐射源项计算结果的影响不大,但对壁面热流密度影响较大。不推荐使用精度较低的 S_4 格式。综合考虑计算精度和计算效率,推荐使用 T_2 格式进行辐射计算。

2) 不同空间差分格式(阶梯格式和菱形格式)和高斯积分点类型对于辐射计算的影响极小,可以忽略。

3) 不同的高斯积分点数目对于辐射计算的影响不大,从标模验证的结果来看,2 点积分的精度不够高,但 4 点积分完全可以满足辐射计算的

精度需求,并且可以大大减少计算所需时间。在进一步通过三维圆柱标模的验证后,本文还借助于某型环形燃烧室的流场计算结果对其内部的气体辐射换热情况进行了模拟,显示了程序对于高效模拟复杂几何结构参与性气体辐射换热的可靠性和可行性,其数值结果为相关研究提供了工程参考,得到以下结论:

1) 中心火焰处负辐射源项的极大值超过 $6\,000\text{ kW/m}^3$,而低温壁面附近气体温度较高的区域辐射源项的最大值甚至接近 $17\,000\text{ kW/m}^3$ 。壁面上辐射热流密度的最大值接近 88 kW/m^2 。

2) 改变燃烧室内压强和火焰筒壁面温度会对辐射换热造成影响,压强越高,壁面温度越低,负辐射源项则越大,即辐射换热越显著。辐射源项和壁面热流密度随压强变化的趋势相似,随着压强增大,辐射换热增加的变化逐渐趋缓。

3) 通过与一维平行平板标模与二维射流火焰标模的结果进行对比,发现不同算例中的无量纲辐射源项随压强增大的趋势接近,但数值上存在较大差异。参与性介质(二氧化碳和水蒸气)的总浓度不同是导致这一现象出现的主要原因。

参考文献:

- [1] HOTTEL H C, COHEN E S. Radiant heat exchange in a gas-filled enclosure: allowance for nonuniformity of gas temperature[J]. *AIChE Journal*, 1958, 4(1): 3-14.
- [2] HOWELL J R. Application of Monte Carlo to heat transfer problems[J]. *Advances in Heat Transfer*, 1969, 5: 1-54.
- [3] CHANDRASEKHAR S. Radiative transfer[M]. New York: Dover Publications, 1960.
- [4] JEANS J H. The equations of radiative transfer of energy[J]. *Monthly Notices of the Royal Astronomical Society*, 1917, 78(1): 28-36.
- [5] LOCKWOOD F C, SHAH N G. A new radiation solution method for incorporation in general combustion prediction procedures[J]. *Symposium (International) on Combustion*, 1981, 18(1): 1405-1414.
- [6] DORIGON L J, DUCIAK G, BRITTES R, et al. WSGG correlations based on HITEMP2010 for computation of thermal radiation in non-isothermal, non-homogeneous $\text{H}_2\text{O}/\text{CO}_2$ mixtures[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2013, 64: 863-873.
- [7] MODEST M F. Narrow-band and full-spectrum k -distributions for radiative heat transfer—correlated- k vs. scaling approximation[J]. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*, 2003, 76(1): 69-83.
- [8] BERGER S, RICHARD S, DUCHAINE F, et al. On the sensitivity of a helicopter combustor wall temperature to convective and radiative thermal loads[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2016, 103: 1450-1459.
- [9] KOREN C, VICQUELIN R, GICQUEL O. Multiphysics simulation combining large-eddy simulation, wall heat conduction and radiative energy transfer to predict wall temperature induced by a

- confined premixed swirling flame[J]. *Flow, Turbulence and Combustion*, 2018, 101(1): 77-102.
- [10] MAURENTE A, ALVES C G. Radiation heat transfer in a gas slab with properties characteristics of a jet engine combustor[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, 145: 118734.
- [11] ZHOU Y, DUAN R, ZHU X J, et al. An improved model to calculate radiative heat transfer in hot combustion gases[J]. *Combustion Theory and Modelling*, 2020, 24(5): 829-851.
- [12] 刘友宏, 任浩亮. 辐射换热对平板气膜冷却性能影响[J]. *推进技术*, 2017, 38(3): 588-596.
- LIU Youhong, REN Haoliang. Effects of radiation heat transfer on film cooling performance of flat plate[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2017, 38(3): 588-596. (in Chinese)
- [13] 吴宇, 钟剑龙, 吕其明. 某型飞机短舱辐射换热计算[J]. *航空动力学报*, 2013, 28(5): 1119-1124.
- WU Yu, ZHONG Jianlong, LÜ Qiming. Numerical investigation of thermal radiation in a nacelle[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2013, 28(5): 1119-1124. (in Chinese)
- [14] 王伟臣, 李世鹏, 张岍, 等. 火箭发动机羽流红外特性计算方法研究[J]. *推进技术*, 2010, 31(4): 423-427.
- WANG Weichen, LI Shipeng, ZHANG Qiao, et al. Research on the calculation method of infrared signature of rocket motor exhaust plume[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2010, 31(4): 423-427. (in Chinese)
- [15] 艾青, 夏新林, 郭亮. 超燃发动机燃烧室壁面辐射热流的预测分析[J]. *工程热物理学报*, 2007, 28(增刊2): 112-114.
- AI Qing, XIA Xinlin, GUO Liang. Numerical prediction of radiative heat flux to the combustor wall of a scram jet[J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2007, 28(Suppl. 2): 112-114. (in Chinese)
- [16] 王振华, 贺志宏, 杨霄, 等. 火焰筒燃气辐射换热数值模拟与实验研究[J]. *节能技术*, 2017, 35(5): 392-395, 406.
- WANG Zhenhua, HE Zhihong, YANG Xiao, et al. Numerical simulation and experimental study on radiation heat transfer in flame tube[J]. *Energy Conservation Technology*, 2017, 35(5): 392-395, 406. (in Chinese)
- [17] KOCH R, BECKER R. Evaluation of quadrature schemes for the discrete ordinates method[J]. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*, 2004, 84(4): 423-435.
- [18] 谈和平, 夏新林, 刘林华. 红外辐射特性与传输的数值计算: 计算热辐射学[M]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 2006.
- [19] MALKMUS W. Random Lorentz band model with exponential-tailed S^{-1} line-intensity distribution function[J]. *Journal of the Optical Society of America*, 1967, 57(3): 323-329.
- [20] RIVIÈRE P, SOUFIANI A. Updated band model parameters for H_2O , CO_2 , CH_4 and CO radiation at high temperature[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012, 55(13/14): 3349-3358.
- [21] COELHO P J. Numerical simulation of radiative heat transfer from non-gray gases in three-dimensional enclosures[J]. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*, 2002, 74(3): 307-328.
- [22] COELHO P J, PEREZ P, EL HAFI M. Benchmark numerical solutions for radiative heat transfer in two-dimensional axisymmetric enclosures with nongray sooting media[J]. *Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals*, 2003, 43(5): 425-444.
- [23] POITOU D, ANDRE F. Comparison of databases for radiative heat transfer calculations in combustion applications with the NBKMcK model[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2013, 64: 11-21.
- [24] CHU H, GU M, CONSALVI J L, et al. Effects of total pressure on non-grey gas radiation transfer in oxy-fuel combustion using the LBL, SNB, SNBCK, WSGG, and FSCK methods[J]. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*, 2016, 172: 24-35.
- [25] CHU H, CONSALVI J L, GU M, et al. Calculations of radiative heat transfer in an axisymmetric jet diffusion flame at elevated pressures using different gas radiation models[J]. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*, 2017, 197: 12-25.

(编辑: 张 雪)