

碳-酚醛材料烧蚀热解对再入流场特性影响的数值计算*

张威, 曾明, 肖凌飞, 徐丹

(国防科技大学 航天科学与工程学院, 湖南 长沙 410073)

摘要:数值模拟存在碳-酚醛材料烧蚀的高超声速再入流场,分析烧蚀和热解对流场热化学参数、电子数密度分布等的影响。采用19组元双温度的热化学模型,耦合热化学非平衡流 Navier-Stokes 方程组和烧蚀壁面边界条件,进行定常烧蚀流场求解;通过对比无烧蚀、非催化和辐射平衡壁温条件下的流场分析烧蚀的影响;讨论了壁面处碳-酚醛材料热解产物化学组成的确定方法,研究了不同热解率的影响。以 RAM-C 球锥的两个典型飞行条件(速度 7.65km/s、高度 61km 和 71km)为代表的研究表明:最主要的烧蚀热解产物是 CO、H₂、H,烧蚀产物和烧蚀的影响均局限于边界层内;烧蚀使原子和离子组元含量下降,当离子组元含量峰值出现在边界层内时,烧蚀使电子数密度峰值下降;随热解率增加烧蚀影响程度增强,烧蚀在后身区影响范围大于头部区,随飞行高度增加烧蚀影响范围扩大。

关键词:高超声速非平衡流;数值模拟;烧蚀;石墨;碳-酚醛

中图分类号:V211.3 **文献标志码:**A **文章编号:**1001-2486(2014)04-0041-08

Numerical study for the effects of ablation and pyrolysis on the hypersonic reentry flow

ZHANG Wei, ZENG Ming, XIAO Lingfei, XU Dan

(College of Aerospace Science and Engineering, National University of Defense Technology, Changsha 410073, China)

Abstract:Through numerically simulating the hypersonic reentry flow with ablation of carbon-phenolic heat-shield, the effects of ablation and pyrolysis on the thermochemical properties and electron densities of the flowfield were analyzed. 19 chemical species were considered and a two-temperature model was taken to describe the thermal nonequilibrium. The Navier-Stokes equations of thermochemical nonequilibrium flow coupled with the ablating boundary condition were solved to obtain the steady-state solution of the flowfield. The effects of ablation were shown in comparison with the non-ablating baseline case, which has a non-reacting, non-catalytic wall and equilibrium radiation wall temperature. The method to determine surface chemical composition of the pyrolysis gas was discussed, and the effects of the pyrolysis ratio were investigated. The simulation and analysis performed on RAM-C model at flight speed of 7.65km/s and altitude of 61km or 71km show that, the dominant ablation and pyrolysis species are CO, H₂ and H, and both the ablation species and the effects of ablation are limited to the boundary layer. The mass fractions of atoms and ions decline as a result of ablation and this may result in the decrease of the peak values of electron density when they appear in the boundary layer. Furthermore, the ablation effects become more pronounced as the pyrolysis ratio rises, and the effects extend further into the flowfield with increasing distance from the stagnation point or with higher flight altitude.

Key words: hypersonic nonequilibrium flow; numerical simulation; ablation; graphite; carbon-phenolic

高超声速飞行器再入大气层时,遭受强烈的气动加热,为此必须采用热防护技术。烧蚀冷却是一种简单方便的主要防热方法。在飞行器外表面覆盖烧蚀材料制成的防热层,再入飞行时通过烧蚀材料的熔(或热)解、燃烧和升华,吸收大部分气动加热能量,使飞行器内壁保持允许的温度^[1]。不过,烧蚀在起到防热作用的同时也产生包含复杂化学组分的烧蚀产物,有些组元成为强

烈的辐射源;烧蚀产物引射到气体边界层中,与流场中的高温空气组元发生相互作用,影响流场的化学反应和热力学特性,并进一步影响飞行器流场的光电特性。关于烧蚀的研究是高超声速空气动力学领域的热点问题,包括对不同烧蚀材料在各类高超声速飞行条件下防热效果的研究和材料烧蚀对再入流场特性的研究两方面。

碳基复合材料是战略弹头(以 7km/s 以上的

* 收稿日期:2013-11-15

基金项目:国家自然科学基金资助项目(1110223)

作者简介:张威(1980—),男,河南商丘人,助理工程师,硕士,E-mail:zhang_wei_70@163.com;

曾明(通信作者),女,副教授,博士,E-mail:ming_z@163.com

速度再入)常用的高温烧蚀材料,包括碳-碳、碳-酚醛、石墨等^[2]。近 20 年来国内外关于碳基材料烧蚀流场计算和分析的代表性工作有: Keenan 等^[3-4]对速度 8km/s 或 10km/s 的球头和钝锥进行了石墨烧蚀流场计算分析; Suzuki 等^[5]对 MUSES-C 超轨道再入飞船(飞行高度 64km, 速度 11.6km/s)进行了石墨烧蚀流场的计算分析; 高铁锁等^[6]采用 17 组元模型,对飞行速度 7.5 ~ 8km/s 的球头和小钝头球锥进行了碳-碳或碳-酚醛烧蚀流场计算和烧蚀产物对流场特性特别是尾流电子数密度影响的分析; Tisserai 等^[7]求解 LENS-I 激波风洞中马赫数 8.87 条件下的双锥模型的石墨烧蚀流场,分析了烧蚀对壁面压力和热流的影响; Bianchi 等^[8]对电弧风洞中速度 5354m/s、总焓 27MJ/kg 条件下的球锥模型石墨烧蚀流场进行了计算分析。作为烧蚀流场计算的重要基础,还有许多学者对再入条件下碳基材料烧蚀流场的化学反应模型^[9-10]、材料烧蚀模型、材料热解动力学等^[11-12]进行了研究。

现有研究在碳-酚醛材料烧蚀流场的计算中采用了一个重要假设,即“准稳态烧蚀”^[9]假设,设定热解气体的质量流率与从表面气化的碳的质量流率的比例与原始材料中两种成分的比例相同。但是 Apollo 飞船飞行后发现,热防护层表面的质量损失很小,而材料碳化达到的深度却相当大^[9]。这说明在飞行的大部分过程中热解气体的质量流率比采用“准稳态烧蚀”假设计算所得的量要大。热解气体的质量流率影响流场的对流和辐射热阻,热解气体中的氢组分又影响到流场的化学反应特性,流场行为会由于热解气体的大量引射而发生变化。因此,很有必要研究任意高的热解气体引射率情况下的烧蚀现象。

本文以 RAM-C^[13](无线电衰减测量实验飞行器)外形的两个典型飞行条件(飞行速度 7650m/s,飞行高度分别为 61km 和 71km)为代表,通过数值模拟碳-碳和碳-酚醛材料烧蚀流场,重点研究碳-酚醛材料烧蚀热解对再入流场特性的影响。基于上述实际飞行中热解率并非“准稳态烧蚀”值的情况,本文在一定范围内设定不同热解率。烧蚀对流场特性影响的分析通过对比相应的无烧蚀流场特性进行,无烧蚀情况的壁面条件设定为无反应、非催化壁,壁面温度为辐射平衡温度。本文研究定常的烧蚀流场,对应于壁面温度最高,固体材料内部温度分布达到稳态,向固体材料内部的热传导热流为 0 的情况,避免了耦合非定常的固体热传导方程求解。实际飞行过

程中,烧蚀流场是非定常的,烧蚀从开始发生到逐渐增大至稳定,壁面和隔热层的温度也逐步升高至稳定到最高值。本文研究的定常烧蚀流场对应于烧蚀产物含量最高的情况,该条件下的烧蚀热解对流场特性的影响特点具有很强代表性。

1 热化学模型

1.1 碳-酚醛材料的烧蚀化学模型

碳-酚醛材料的烧蚀过程中首先发生酚醛树脂的热解(700K 左右就出现热解),释放热解气体后留下碳化表面。碳化表面上继续发生的反应主要有碳的氧化反应(生成 CO),碳催化的 O 原子复合反应和碳的升华反应(生成 C, C₂, C₃)。一般认为这些表面反应是不可逆的,以有限速率进行,速率常数确定详见文献[4]。

关于热解产物的化学组成,文献[11]的研究表明,当热解气体离开材料表面时,可达到壁面压力和温度条件下的化学平衡。文献[14]计算了某种常用的碳-酚醛材料在压力 0.1 大气压条件下,温度 3000 ~ 12000K 范围内热解气体的平衡化学组成。结果表明典型再入条件下需要考虑的热解气体组元有 H₂、H、CO、C₃ 等,本文就选取这 4 种组元作为热解产物。各组元的化学组成根据材料热解气体的元素比率、壁面温度和压力、H₂ 离解反应的平衡常数确定。

记混合气体中某组元 *s* 的质量分数为 *C_s*, 而如该组元是热解产物,又记该组元在热解气体中的质量分数为 *C_{s,p}*。由于热解气体中仅组元 CO 含氧元素,根据热解气体的氧元素质量分数可立刻确定热解气体中 CO 的质量分数 *C_{CO,p}*,再由剩余的 C 元素质量分数即可定出热解气体中 C₃ 的质量分数 *C_{C₃,p}*。确定热解气体中 H、H₂ 的质量分数 *C_{H,p}*、*C_{H₂,p}* 时采用一个假定,即二者之比与两组元在壁面处气体混合物中的质量分数 *C_{H,w}*、*C_{H₂,w}* 之比值相同:

$$\frac{C_{H,p}}{C_{H_2,p}} = \frac{C_{H,w}}{C_{H_2,w}} \quad (1)$$

式中下标“*w*”代表壁面。采用该假定是基于壁面气体混合物中的 H、H₂ 完全来自热解气体这一事实。

壁面处化学反应 H₂ ⇌ H + H 达到平衡时,有

$$\rho \frac{(C_{H,w}/M_H)^2}{C_{H_2,w}/M_{H_2}} = K_{C,H_2} \quad (2)$$

式中 ρ 为混合气体密度, M 为分子量, K_{C,H_2} 是由摩

尔浓度表示的 H_2 离解反应的平衡常数,为温度的函数。壁面压力(壁面所有气体组元的分压之和)对该反应平衡组成的影响通过下式表达

$$C_{H,w} + C_{H_2,w} = 1 - \sum_{s \neq H, H_2} C_{s,w} \quad (3)$$

即壁面处 H, H_2 质量分数之和由壁面处所有其他组元质量分数之和确定。由于壁面处其他组元的质量分数也是需要通过壁面边界条件确定的,所以确定 $C_{H,p}, C_{H_2,p}$ 时需要将式(1)~(3)和壁面条件的诸方程联立,为数值计算简单起见,也可先假设其他组元质量分数和的初值,将式(1)~(3)分离出来求解,再通过迭代实现与壁面条件诸方程的耦合。

1.2 流场的烧蚀化学模型

飞行速度超过 7km/s 后,高温空气通常考虑 11 组元: $N_2, O_2, NO, N, O, NO^+, N_2^+, O_2^+, O^+, N^+, e^-$, 不过可略去 O_2^+ , 因为它是微量组元,并且在化学反应和辐射中都不起重要作用。碳化表面反应和树脂热解可能产生多种复杂组元,选取其中主要的和对流场光电特性重要的组元。对碳化表面反应,考虑其引入的 CO, C, C_2, C_3 组元,和它们在流场中与高温空气组元进一步反应生成的 CO_2, CN 组元。对酚醛树脂热解产物考虑 H_2, H, CO, C_3 组元,及 H_2, H 和含碳组元进一步反应生成的 C_2H 。综上,本文进行碳-酚醛材料的烧蚀流场计算时考虑 19 个组元: $N_2, O_2, NO, N, O, NO^+, N_2^+, O^+, N^+, CO, CO_2, C, C_2, C_3, CN, H_2, H, C_2H, e^-$ 。考虑 31 个化学反应,详见文献[9]和文献[15]。

热力非平衡条件下,系统有两个温度,平动/转动温度 T 和振动温度 T_v , 振动松弛时间采用 Park 修正的 Millikan 和 White 振动松弛模型计算。双温度近似下,不同的反应采用不同的控制温度。气体热力学特性和输运特性的计算方法详见文献[9]。

2 流动控制方程与壁面边界条件

2.1 控制方程与计算方法

控制方程为时间相关的轴对称非平衡流 $N-S$ 方程,求流场的定常解。无粘通量项采用 AUSMPW+ 格式^[16] 离散,粘性项采用中心差分离散。流体力学方程和热化学动力学方程耦合求解时,采用全耦合隐式处理无粘通量项和源项,隐式处理方法为 LU-SGS 方法^[17]。控制方程与求解的详细内容参见文献[18]。

2.2 烧蚀壁面边界条件与求解

壁面处 s 组元的质量平衡关系为

$$-(\rho D_s \nabla C_s \cdot \mathbf{n})_w + \dot{m}_w C_{s,w} = \dot{m}_{s,w} + \dot{m}_p C_{s,p} \quad (4)$$

采用等离子体准中性假设后,可不含电子的质量平衡关系,式(4)共有 18 个方程。式中 D_s 为 s 组元的扩散系数, \mathbf{n} 为壁面单位法矢量, $\dot{m}_{s,w}$ 为由碳化表面反应产生的 s 组元的净质量流率,除组元 O_2, O, CO, C, C_2, C_3 外,对其他组元为 0。 \dot{m}_w 为壁面处总的质量流率, \dot{m}_p 为热解气体的质量流率。总质量流率是热解气体质量流率与表面反应产生的所有组元质量流率之和

$$\dot{m}_w = \dot{m}_p + \sum_s \dot{m}_{s,w} \quad (5)$$

根据“准稳态烧蚀”假定,热解质量流率 \dot{m}_p 与总质量流率的关系为:

$$\dot{m}_p = \dot{m}_w f_p f_{vap} \quad (6)$$

其中 f_p 为碳-酚醛材料中酚醛树脂的质量分数, f_{vap} 为酚醛树脂热解产物的气化率,可将 $f_p f_{vap}$ 统一称为热解率。则

$$\dot{m}_w = \frac{\sum_s \dot{m}_{s,w}}{1 - f_p f_{vap}} \quad (7)$$

考虑到实际飞行中不一定达到“准稳态烧蚀”条件的情况,本文在 0~1 之间设定若干热解率 $f_p f_{vap}$ 值,考察热解率变化对流场特性的影响规律。

壁面的能量平衡关系为

$$q_w - q_{cond,w} - \varepsilon \sigma T_w^4 - \sum_s \dot{m}_{s,w} (H_w - h_{solid,w}) = 0 \quad (8)$$

其中 q_w 为从气体边界层流向壁面的热流; $q_{cond,w}$ 为传向固体材料内部的热传导热流,本文研究定常烧蚀流场, $q_{cond,w}$ 设为 0; 式(8)第 3 项为从壁面向外辐射的能量, ε 是材料的辐射系数, σ 是斯蒂芬-玻尔兹曼常数; 第 4 项中的 $\sum_s \dot{m}_{s,w}$ 为碳化表面反应产生的引射质量流率,第 4 项为这部分引射质量从壁面带走的净能流(这部分质量成为引射气体后具有的总焓与原为固体材料时的焓之差); 设定进入交界面的热解气体具有壁面温度压力条件下(平衡组成)的焓值,故引射质量中热解气体贡献部分 \dot{m}_p 从壁面带走的净能流为 0,不在式(8)中出现。

存在壁面质量引射时,壁面法向速度由总质量流率确定

$$(\rho \mathbf{V} \cdot \mathbf{n})_w = \dot{m}_w \quad (9)$$

上述方程中出现的壁面密度根据混合气体的状态

方程确定,而壁面压力根据法向压力梯度为 0 确定。

已知壁面压力后,联立求解各组元的壁面质量平衡关系式和壁面能量平衡关系式共 19 个非线性方程,即可确定壁面处的各组元质量分数和壁面温度。非线性方程组的求解可采用牛顿迭代法。

另外,无烧蚀情况流场计算时,壁面设定为无反应、非催化,壁面处组元质量分数根据梯度为 0 确定,壁面温度为辐射平衡温度,根据能量平衡关系 $q_w = \varepsilon\sigma T_w^4$ 确定。壁面处速度为 0。

3 计算结果与分析

在验证所编制程序有效性的基础上,以 RAM-C 飞行器的两个飞行条件(飞行速度 7.65km/s、高度 $H = 61\text{km}$ 和 $H = 71\text{km}$)为代表,分别进行无烧蚀、石墨碳烧蚀(亦即热解率为 0)和若干不同热解率的碳-酚醛烧蚀流场计算,分析烧蚀和热解对流场特性的影响。RAM-C 为一半锥角为 9° 的球锥,头部半径 $R_n = 0.1524\text{m}$,全长 1.295m。热解气体中化学元素质量比例为 H:C:O = 0.1285:0.5315:0.3400。本文计算网格 83×121 ,驻点线计算外边界在距壁面 $0.15R_n$ 处。壁面附近采用指数拉伸方法加密网格,以正确描述壁面附近物理量的剧烈变化,驻点处第一层法向网格尺寸为 $5.4 \times 10^{-5}R_n$ 。

3.1 程序验证

作为程序验证,首先对文献[3]给出的飞行高度 65km、速度 10km/s 条件下的半径为 1m 的球头模型,进行了无烧蚀和石墨烧蚀流场计算。图 1 为本文和文献[3]计算得到的球头壁面热流分布结果,横坐标中 s 为自驻点起沿物面的弧长。本文烧蚀条件下头部区热流比文献结果稍高,驻点处高 5.9%, $x/R_n = 0.5$ 处高 4.2%。无烧蚀条件下 $x/R_n = 0.3$ 以前与文献结果差别在 3% 以内, $x/R_n = 0.5$ 以前差别在 6% 以内。总的来看,本文编制的程序是可信的。

3.2 石墨烧蚀对流场特性影响的分析

定常的 RAM-C 球锥碳-碳烧蚀流场计算结果表明,飞行条件下球锥头部区壁面温度在 2000~2800K,热流为 10^6W/m^2 量级,后身区温度也超过 1000K,热流在 10^5W/m^2 量级(详见图 2);烧蚀产物基本上局限在边界层内,主要的烧蚀组元依次是 CO、C、CN(参见图 3)。烧蚀基本上不影响流场的压力和速度分布,主要影响热化学参数,

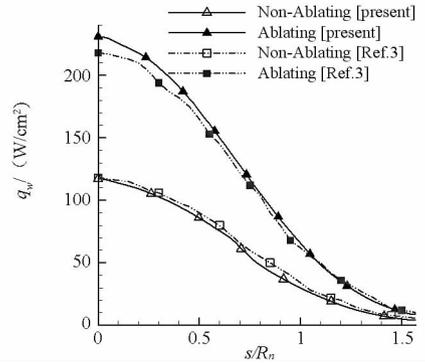


图 1 球头壁面热流分布

Fig. 1 Surface heat flux for a sphere obtained by the present work and reference[3]

并且影响范围限于边界层内。主要表现为使高温空气的中性分子组元 N_2 、 O_2 增加,原子组元 N、O 和主要的离子组元 NO^+ 、 N_2^+ 减少(详见图 5、图 6)。飞行高度升高后,烧蚀量减小,但由于边界层增厚,烧蚀对化学组元分布的影响范围增大(参见图 7)。下面选取若干代表性结果对上述特点进行说明和分析。

图 2 给出了 $H = 61\text{km}$ 和 $H = 71\text{km}$ 两个飞行高度条件下球锥的壁面温度和热流分布。高度升高后气流密度下降,因而热流和壁温都有所下降。

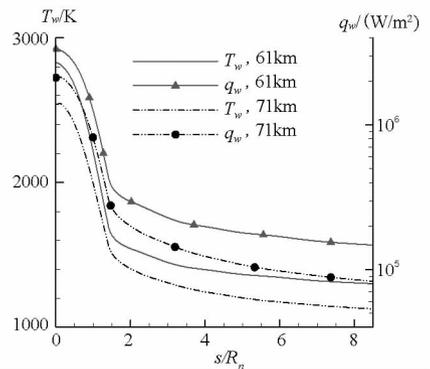


图 2 壁面温度、热流分布

Fig. 2 Surface temperature and heat flux

图 3 给出了 $H = 61\text{km}$ 时驻点线上边界层内的烧蚀产物质量分数分布, x 为沿球锥轴线坐标,顶点处 x 为 0。算例条件下驻点区边界层外缘平动温度、振动温度均达到 10 000K,壁面处温度约 2800K。烧蚀产物主要是 CO,壁面处质量分数峰值为 0.30。其次是 C,壁面升华反应产生少量的 C(质量分数约为 0.0020),离开壁面后由于 CO 与 O 的反应生成 O_2 和 C,C 质量分数又有所升高,峰值达到 0.0083。边界层内烧蚀产物还与 N 反应生成少量的 CN,其峰值达到 0.0026。 C_3 、 CO_2 、 C_2 质量分数在 10^{-4} 量级或以下。各组元中,CO、 CO_2 、 C_3 离开壁面进入边界层后因为温度

升高单调下降;C、CN 因为边界层内进一步的反应先有缓慢升高后再下降;C₂ 在刚离开壁面后迅速下降,主要是因为温度升高后的分解,之后又由于 C₃ 与 C 的反应、CO 与 C 的反应生成了 C₂,C₂ 缓慢上升。到了后身区,温度降低(壁温 1100K 左右),烧蚀量减小,例如 $x/R_n = 8.2$ 位置 CO 的质量分数峰值降至 0.27, C、CN 等烧蚀产物均降至 10⁻⁴ 量级或以下。图 4 给出了含量最高的烧蚀组元 CO 的质量分数等值线,明显可见头部区边界层薄(驻点区边界层约厚 0.022R_n),烧蚀产物分布区域很小,而后身区边界层增厚(尾部区边界层厚度约为 0.33R_n),烧蚀产物分布也更广。

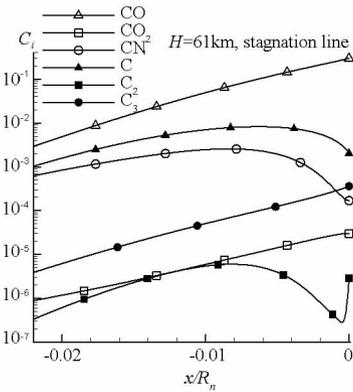


图3 驻点线上边界层内烧蚀产物质量分数分布 (H = 61km)

Fig.3 Ablation species mass fractions along the stagnation line in the boundary layer (H = 61km)

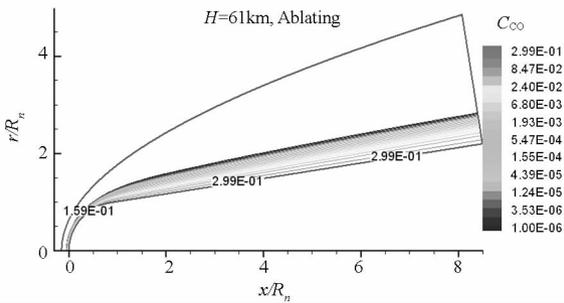


图4 流场 C_{CO} 等值线分布 (H = 61km)

Fig.4 C_{CO} distribution of the flowfield (H = 61km)

H = 71km 时气流密度约为 H = 61km 时的 1/4,边界层增厚了接近 2 倍,流场中烧蚀产物的分布区域更广。由于壁面热流和温度均比 H = 61km 条件有所降低(参见图 2),烧蚀量减小,主要烧蚀组元 CO 的质量分数峰值有所下降,驻点线上 CO 峰值为 0.19,但 CN 峰值比 61km 条件高,达到 0.0094。

烧蚀产物影响到边界层内的化学反应和组元扩散。图 5 对比了 H = 61km 时烧蚀和无烧蚀条件下驻点线上的 N、NO、O 质量分数分布,图中用

虚线标出了边界层外缘(BL edge)位置。可见烧蚀使边界层内原子组元 O、N 的质量分数下降。O 含量下降的主要原因是壁面处碳的氧化反应对 O 的消耗,其次是壁面处碳催化 O 复合生成 O₂。烧蚀生成大量的 CO 及其引起的边界层内振动温度降低促进 N 原子复合成 N₂ 分子,导致 N 的质量分数下降,壁面处由无烧蚀时的 0.33 降至 0.16。算例条件下 N⁺、O⁺ 为微量组元,质量分数峰值在 10⁻⁹ 量级,主要离子组元为 NO⁺、N₂⁺,驻点线上峰值分别为 0.0019 和 0.0017。烧蚀对驻点线上离子组元 N₂⁺ 几乎没有影响,但导致边界层内 NO⁺ 质量分数略微下降,这一方面是由于边界层内的振动温度降低,另一方面与 N、O 原子含量的降低有关,N、O 含量降低后其复合电离生成 NO⁺ 的量减小。不过烧蚀引起 NO⁺ 质量分数下降的幅度不到峰值的 7%,并且由于 NO⁺ 的峰值是在边界层外达到的,所以没有影响到 NO⁺ 的峰值。

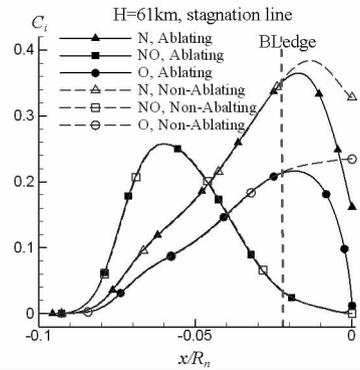


图5 驻点线上 C_N、C_{NO}、C_O 分布 (H = 61km)

Fig.5 C_N、C_{NO}、C_O distribution along the stagnation line (H = 61km)

球锥后身区边界层比头部区明显增厚,烧蚀影响的范围也增大。图 6 给出了 H = 61km 条件下球锥身部 $x/R_n = 5.2$ 、 $x/R_n = 8.2$ 处沿法向的 NO⁺ 质量分数分布,横坐标中 n 为离开壁面的垂直距离。后身区 NO⁺ 质量分数是在边界层内达到峰值的,无烧蚀时 $x/R_n = 8.2$ 处 NO⁺ 峰值为 9.9×10^{-5} ,而烧蚀时下降,峰值为 7.9×10^{-5} 。

H = 71km 时由于气流密度低,流动的非平衡程度很强,激波后化学反应有较长的松弛距离,而边界层又较厚,因此原子、离子组元质量分数的峰值基本都出现在边界层内。烧蚀引起原子、离子组元质量分数下降的特点在这种情况下表现更明显,可参见图 7 给出的驻点线上 NO⁺、N₂⁺ 组元质量分数分布。

烧蚀对主要离子组元质量分数的影响特点将进一步体现到电子数密度及其峰值的分布。H =

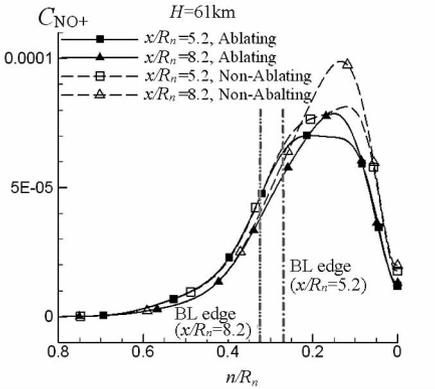


图 6 身部区 C_{NO+} 沿法向分布 ($H = 61\text{km}$)

Fig. 6 C_{NO+} distribution along the ray normal to wall in the body region ($H = 61\text{km}$)

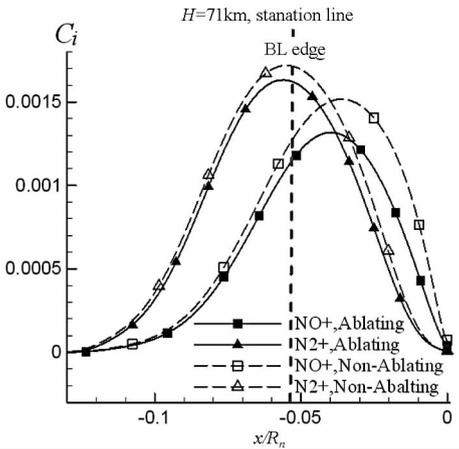


图 7 驻点线上 C_{NO+} 、 C_{N2+} 分布 ($H = 71\text{km}$)

Fig. 7 C_{NO+} 、 C_{N2+} distribution along the stagnation line ($H = 71\text{km}$)

61km 时烧蚀对流场电子数密度峰值的影响主要体现在后身区,因为只有后身区电子数密度峰值才出现在边界层内,烧蚀导致后身区电子数密度峰值下降约 1/4。而 $H = 71\text{km}$ 时,头部区电子数密度峰值就出现在边界层内因而受到烧蚀影响,比非烧蚀情况略有下降;身部区大部分区域的电子数密度峰值都比非烧蚀情况约低 30%。详见图 11 和图 12。

3.3 酚醛树脂热解对流场特性影响的分析

前面石墨烧蚀可视为热解率 $f_p \cdot f_{vap} = 0$ 的情况,下面分别设定热解率 $f_p \cdot f_{vap} = 0.2、0.4、0.6、0.8$ 几个条件进行流场计算。结果表明,与石墨烧蚀情况相比,酚醛树脂热解对壁温和壁面热流没有进一步的影响,这是因为假设了壁面处热解产物具有壁面温度、压力下的焓值,也就是在壁面处不计及热解反应引起的能量输运。从边界层内振动温度、化学组元、电子数密度等来看,热解可以说是进一步加强了烧蚀的影响。另外,除了含碳

组元,酚醛树脂热解还产生了 $H、H_2$,它们进入边界层后进一步影响边界层内的化学反应。

图 8 给出了 $H = 61\text{km}$ 时壁面的无量纲质量引射流率 \bar{m}_w 分布。无热解时驻点处值为 0.012,尾部为 4.0×10^{-4} ,热解率 $f_p \cdot f_{vap} = 0.8$ 时驻点处值为 0.043,尾部为 0.0013,约为无热解时的 3 ~ 3.5 倍。这说明存在热解时表面反应贡献的质量流率 $\sum_s \dot{m}_{s,w}$ 比无热解况稍有降低,可以说是热解产物对碳化表面的反应有所抑制。

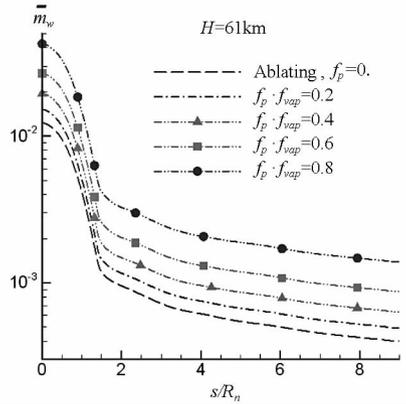


图 8 壁面无量纲质量引射率分布 ($H = 61\text{km}$)

Fig. 8 Surface non-dimensional mass flux ($H = 61\text{km}$)

算例条件下酚醛树脂主要的热解产物为 $CO、H、H_2、C_3$ 。无热解时,壁面碳的氧化也产生 CO ,有热解后 CO 质量分数上升。例如 $H = 61\text{km}$ 时驻点线上 CO 质量分数峰值从无热解时的 0.30 升高到热解率为 0.8 时的 0.36。 CO 离开壁面后在边界层内的单调下降特点与无热解时类似,这里不再给出其变化曲线。

以 $H = 61\text{km}$ 的算例来分析热解引入的新组元 $H、H_2$ 的分布特点。图 9、图 10 分别给出了驻点线上和 $x/R_n = 8.2$ 处沿壁面法向的 H 质量分数分布。头部区温度高,热解量大, $H、H_2$ 含量较高,如热解率为 0.8 时驻点线上壁面处 H 的质量分数达到 0.0078 (见图 9), H_2 则达到 0.024,离开壁面后二者均单调下降。 H_2 的下降一方面是因为边界层内温度更高,使其进一步离解为 H ,另一方面是边界层内其他空气组元和主要烧蚀组元 CO 的“稀释”作用。 H 的质量分数也在下降,这说明虽然 H_2 离解生成了 H ,但边界层内其他组元的“稀释”降低 H 质量分数的作用占优。在后身区, H_2 的变化趋势与头部区类似,从壁面向边界层内单调下降,但 H 质量分数则表现出先升后降的特点(见图 10)。后身区壁面温度低,热解产物中 H 含量本来较低(热解率为 0.8 时壁面处 H 的质量分数为 0.0012),离开壁面后, H_2 离解使其

增加的作用比其他组元的“稀释”作用占优,因此H的质量分数有缓慢上升,达到峰值后再下降。

区电子数密度峰值为无烧蚀时的50%,为烧蚀无热解时的70%。

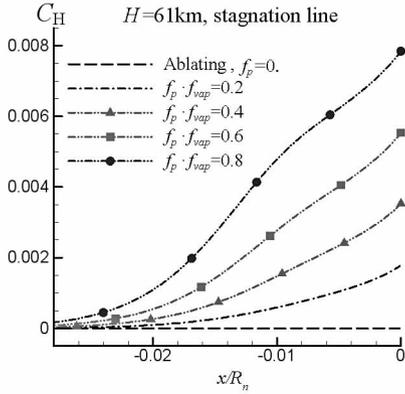


图9 驻点线上 C_H 分布 ($H=61\text{km}$)

Fig. 9 C_H distribution along the stagnation line ($H=61\text{km}$)

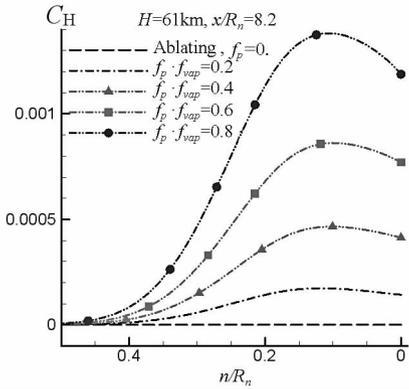
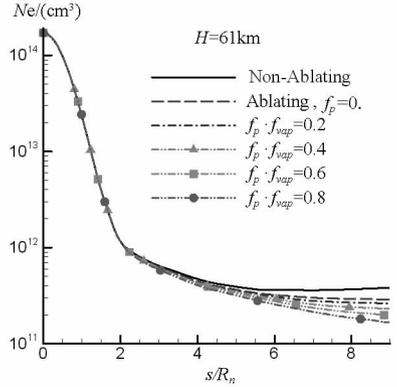


图10 $x/R_n=8.2$ 处 C_H 沿法向分布 ($H=61\text{km}$)

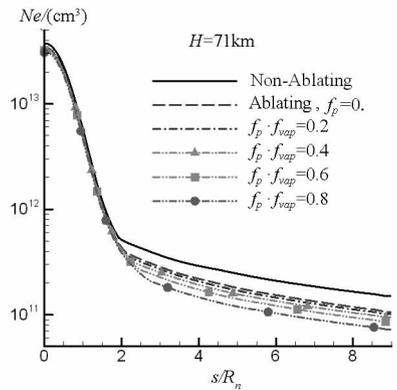
Fig. 10 C_H distribution along the ray normal to wall at $x/R_n=8.2$ ($H=61\text{km}$)

热解产物扩散到边界层后,对边界层内高温空气组元的影响趋势与单纯烧蚀情况类似:促进原子复合为分子,促进离子复合为中性粒子,因而使边界层内原子组元N、O和主要离子组元 NO^+ 、 N_2^+ 质量分数降低。随着热解率增加,这种影响的程度加强。

$H=61\text{km}$ 条件下,烧蚀热解对头部区的主要离子组元质量分数峰值没有影响,因为峰值不出现在边界层内,但后身区就使峰值下降了;而 $H=71\text{km}$ 条件下由于从头部区开始离子组元的质量分数峰值就出现在边界层内,烧蚀和热解使其峰值下降的影响一直存在。图11给出了 $H=61\text{km}$ 和 $H=71\text{km}$ 两个条件下的电子数密度峰值沿流向分布。 $H=61\text{km}$ 时,烧蚀和热解对电子数密度峰值分布的影响主要体现在后身区,热解率0.8时后身区电子数密度峰值为无烧蚀时的40%,为烧蚀无热解时的60%。 $H=71\text{km}$ 时,烧蚀和热解使电子数密度峰值下降的影响从头部就开始体现了,不过身部区的下降更明显,热解率0.8时后身



(a) $H=61\text{km}$



(b) $H=71\text{km}$

图11 电子数密度峰值沿流向分布

Fig. 11 Peak electron number density distribution

图12给出了 $H=71\text{km}$ 时烧蚀无热解和热解率为0.8时流场的电子数密度等值线,可见虽然随着热解率增加电子数密度降低,但二者的基本特征是一致的。

4 结论

本文开展石墨和碳-酚醛材料烧蚀热解对再入流场特性影响的数值研究,给出了壁面处碳-酚醛材料热解产物化学组成的确定方法,对RAM-C球锥在飞行速度7.65km/s、高度61m和71km、不同热解率条件下进行了定常烧蚀流场计算和分析,得到如下结论:

- (1) 最主要的烧蚀产物是CO,最主要的热解产物是 H_2 、H。烧蚀产物和烧蚀的影响都局限于边界层内,烧蚀在后身区影响范围大于头部区,随飞行高度增加烧蚀影响范围扩大。
- (2) 相对于无烧蚀、非催化、辐射平衡壁温条件,烧蚀使边界层内的原子组元和离子组元质量分数下降。当边界层较厚、激波层内非平衡程度较强,因而原子、离子组元质量分数峰值出现在边

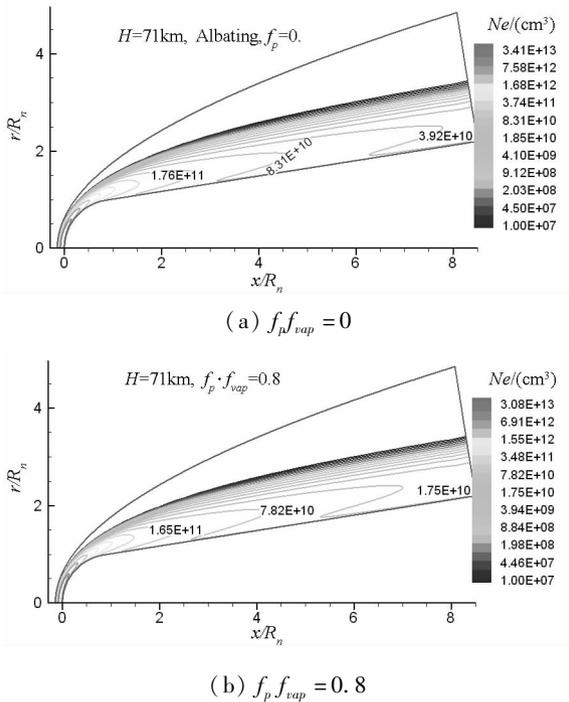


图 12 流场电子数密度等值线分布 ($H = 71\text{km}$)
 Fig. 12 Electron number density distribution of the flowfield ($H = 71\text{km}$)

界层内时,烧蚀导致原子和主要离子组元质量分数峰值下降。本文飞行高度 61km 时的后身区、 71km 时的全流场就是这个情况,烧蚀导致电子数密度峰值下降 $25\% \sim 30\%$ 。

(3) 热解进一步加强了纯粹碳烧蚀对边界层内热化学参数和电子数密度分布等的影响,随着热解率增加,影响程度加大,例如热解率从 0 升高到 0.8 后使球锥后身区电子数密度峰值进一步下降 $30\% \sim 40\%$ 。

(4) 本文针对定常烧蚀流场,亦即壁面温度最高、烧蚀产物含量最大的情况下开展烧蚀对流场特性的影响研究,比较具有代表性。考虑到不同壁温条件下烧蚀产物组成不同,非定常过渡过程中烧蚀对流场特性的影响会有不同表现。进一步的工作需要耦合固体热传导方程,针对非定常烧蚀流场开展详细研究。

参考文献 (References)

[1] 乐嘉陵,高铁锁,曾学军,等. 再入物理[M]. 北京:国防工业出版社,2005.
 LE Jialing, GAO Tiesuo, ZENG Xuejun, et al. Reentry physics [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2005. (in Chinese)

[2] 张志成,潘梅林,刘初平,等. 高超声速气动热和热防护[M]. 北京:国防工业出版社,2003.

ZHANG Zhicheng, PAN Meilin, LIU Chuping, et al. Hypersonic aerodynamic heating and thermal protection [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2003. (in Chinese)

[3] Keenan J A, Candler G V. Simulation of ablation in Earth atmosphere entry [R]. AIAA 93 - 2789, 1993.

[4] Keenan J A, Candler G V. Simulation of graphite sublimation and oxidation under re - entry conditions [R]. AIAA 94 - 2083, 1994.

[5] Suzuki K, Kubota H, Fujita K, et al. Chemical nonequilibrium ablation analysis of MUSES - C super - orbital reentry capsule [R]. AIAA 97 - 2481, 1997.

[6] 高铁锁,董维中,张巧芸. 高超声速再入体烧蚀流场计算分析[J]. 空气动力学学报, 2006, 24(1): 41 - 45.
 GAO Tiesuo, DONG Weizhong, ZHANG Qiaoyun. The computation and analysis for the hypersonic flow over reentry vehicles with ablation [J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2006, 24(1): 41 - 45. (in Chinese)

[7] Tissera S, Titarev V, Drikakis D. Chemically reacting flows around a double - cone including ablation effects [R]. AIAA 2010 - 1285, 2010.

[8] Bianchi D, Nasuti F, Onofri M. Aerothermodynamic analysis of reentry flows coupled with ablation [R]. AIAA 2011 - 2273, 2011.

[9] Park C, Jaffe R L, Partridge H. Chemical-kinetic parameters of hyperbolic Earth entry [J]. Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 2001, 15(1): 76 - 90.

[10] Martin A, Boyd I D, Cozmuta I, et al. Chemistry model for ablating carbon-phenolic material during atmospheric re-entry [R]. AIAA 2010 - 1175, 2010.

[11] Ahn H K, Park C, Sawada K. Dynamics of pyrolysis gas in charring materials ablation [R]. AIAA 98 - 0165, 1998.

[12] Martin A, Boyd I D. Simulation of pyrolysis gas within a thermal protection system [R]. AIAA 2008 - 3805, 2008.

[13] Candler G V, MacCormack R W. The computation of hypersonic ionized flows in chemical and thermal nonequilibrium [R]. AIAA 88 - 0511, 1988.

[14] Curry D M, Stephens E W. Apollo ablator thermal performance at super-orbital entry velocities [R]. NASA TN D - 5969, Sept. 1970.

[15] Blottner F G. Prediction of electron density in the boundary layer on entry vehicles with ablation [R]. N71 - 21113, 1971.

[16] Kim K H, Kim C, Rho O H. Accurate computations of hypersonic flows using AUSMPW + scheme and shock-aligned grid technique [R]. AIAA 98 - 2442, 1998.

[17] Stoll P, Gerlinger P, Brüggemann D. Domain decomposition for an implicit LU-SGS scheme using overlapping Grids [R]. AIAA 97 - 0770, 1997.

[18] 曾明. 高焓风洞流场测量的数值重建与非平衡效应的数值分析[D]. 北京:中国科学院力学研究所, 2007.
 ZENG Ming. Numerical rebuilding of free-stream measurement and analysis of nonequilibrium effects in high-enthalpy tunnel [D]. Beijing: Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, 2007. (in Chinese)