

文章编号: 1000-8055(2008)08-1381-06

发散冷却控制烧蚀过程的数值研究

谢远远, 王建华

(中国科学技术大学 热科学与能源工程系, 合肥 230027)

摘 要: 用数值方法模拟了发散冷却控制结构烧蚀的瞬态过程, 同时考虑了线烧蚀和体积烧蚀两种现象对多孔介质骨架高温表面的质量损失和冷却效果的影响, 并讨论了高温主流携带的热流强度、冷却介质注入的初始速度和温度、及多孔材料骨架初始温度在控制烧蚀过程中的作用。

关 键 词: 线烧蚀; 体积烧蚀; 发散冷却; 多孔介质

中图分类号: V434+.14

文献标识码: A

Numerical investigation of control ablation process with transpiration cooling

XIE Yuan yuan, WANG Jian hua

(Department of Thermal Science and Energy Engineering,
University of Science and Technology of China, Hefei 230027, China)

Abstract: A numerical method was developed to simulate the transient control ablation process by transpiration cooling. The influence of surface ablation and charring of thermal protective structure on cooling performance and the mass losses due to the ablation and charring was considered. In order to exactly predict the performance of the control ablation and cooling process, the influences of heat flux intensity, coolant injection velocity, initial temperatures of porous matrix and coolant on the cooling effect were discussed.

Key words: surface ablation; charring; transpiration cooling; porous matrix

伴随着现代航空航天事业的发展, 设计合理的热防护系统是保障飞行器正常运行的关键。目前在高速飞行时, 飞行器外部可通过吸收、反射或扩散等方式来抵抗高热流密度^[1], 其具体方法可谓多种多样, 结构烧蚀便是其中一种。一般防热复合材料的烧蚀现象可分为: 线烧蚀和体积烧蚀。线烧蚀是发生在结构表面, 由于环境热流导致材料熔化、界面后退的烧蚀现象; 体积烧蚀则指结构内部在较低温度(相对与线烧蚀而言)下, 因热化学反应(热解反应和热氧化反应)而导致的结构内部质量损失现象。在近几年里, 美国宇航局着力研究了单纯结构烧蚀现象的数学模型和数值模拟技术, 并发展了 FIAT 程序^[2,4] (Fully implicit abla-

tion and thermal analysis program), 用来模拟了材料在高温环境下的分解反应及相变的过程。另一方面, 发散冷却技术近年来的发展也非常迅速, 并取得了一些应用成果。发散冷却是利用冷却介质流经多孔材料时吸收热量, 并在热端表面形成一层气膜来阻挡热流, 从而实现热防护的^[5]。

由于烧蚀结构的几何形状和重心很难控制, 通常会直接影响飞行器的精确制导, 也不适用于多次往返大气层的飞行器设计, 因此, 综合研究用发散冷却控制烧蚀是很有意义的。文献[6]把烧蚀材料分为体积烧蚀材料和无体积烧蚀材料两类。文献[7-8]则研究了用发散冷却控制结构表面线烧蚀深度的数学模型和数值方法, 但没有考虑体

收稿日期: 2007-08-03; 修订日期: 2008-03-04

基金项目: 国家自然科学基金重大研究计划(10772175; 90305006)

作者简介: 谢远远(1984-), 男, 河南固始人, 硕士生, 从事计算流体与传热方面的研究。

积烧蚀效应. 为了更全面、精确地描述用发散冷却控制烧蚀现象的问题, 本文将展示一种新的数学模型和数值方法, 在考虑瞬态体积烧蚀效应的同时, 通过发散冷却控制结构的线烧蚀.

1 模型的建立

1.1 物理模型

本文采用的物理模型如图 1 所示, 一个厚度为 20 mm 的无限大多孔介质平板, 其上部在压力 p_{out} 下承受热流密度 Q_w ; 下部冷却介质以流速 V_0 注入; 由于发生结构线烧蚀, 热端边界由初始位置 S_0 移动到 S ; 同时, 由于多孔介质内部发生体积烧蚀, 残留的骨架结构可划分为 3 个区^[9]: 未烧蚀区 (Virgin material), 高温分解区 (Pyrolysis zone) 和烧蚀残留区 (Char residue).

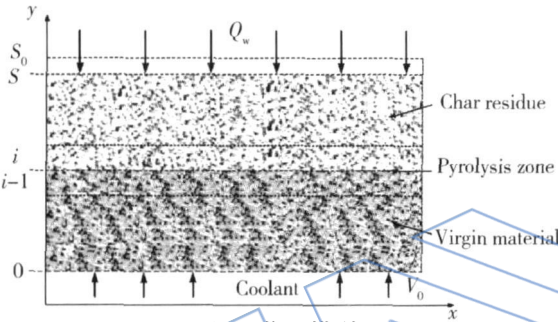


图 1 物理模型
Fig. 1 Physical model

1.2 数学模型

考虑到实际情况的复杂性和数值模拟的实用性, 本文对物理模型做了以下假设:

- 1) 考虑到存在体积烧蚀的材料一般都具有较低的热导率和空隙率, 不妨假设冷却介质与多孔材料满足热平衡方程^[9-10];
- 2) 体积烧蚀的分解反应是单向的, 即: 忽略分解产物再次结合的情况^[11-12], 通常这一假设是合理的;
- 3) 冷却介质可看作理想气体^[5], 考虑到液体火箭发动机可以氢作为冷却介质, 而通常气态氢的分解温度远高于材料烧蚀温度;
- 4) 多孔材料的初始密度相同, 在实际计算中可使用材料的平均密度.

根据文献[13], 在以上假设条件下, 冷却介质连续性方程可表达如下:

$$\varepsilon \frac{\partial \rho_f}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_f V_f)}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

考虑到冷却介质流速较大时, 可能不满足 Darcy

定律, 所以本文采用修正的 Darcy-Forchheimer 模型, 故动量方程为

$$\frac{\partial P}{\partial y} = - \frac{\mu}{K} V_f - \frac{C_f \rho_f}{K^{1/2}} |V_f| V_f \quad (2)$$

在综合参考文献[2, 7-8]的基础上, 得出能量方程

$$(\rho c)_c \frac{\partial T}{\partial t} + [(\rho c)_f V_f - (\rho c)_{eff} V_f] \frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial y} \right) - S_c \quad (3)$$

其中

$$(\rho c)_{eff} = \varepsilon (\rho c)_f + (1 - \varepsilon) (\rho c)_s$$
$$k_{eff} = \varepsilon k_f + (1 - \varepsilon) k_s$$

另外, (3) 式中 V_f 是由于线烧蚀导致的高温表面后移速度, S_c 为体积烧蚀源项. 方程左边各项分别为: 控制体内的总能量变化, 冷却介质流动带走的能量, 线烧蚀导致的能量变化; 方程右边为热传导和热扩散导致的能量变化及体积烧蚀源项. 根据文献[2-4], 体积烧蚀源项 S_c 可表述为

$$S_c = (c_{ss} - c_{sg})(T - T_0) \frac{\partial \rho_s}{\partial t} + c_{sg} \dot{m}_g \frac{\partial T}{\partial y} + Q_s \frac{\partial \rho_s}{\partial t} \quad (4)$$

式中右边各项表示: 体积烧蚀前后气-固两相热容量差值, 烧蚀分解出的气体流动而带走的热量及化学分解反应热. 若假设烧蚀分解出的气体流量相对于发散冷却介质注入的气流量充分小(即: $\dot{m}_g$ 很小), 则方程右边第二项可以忽略, 烧蚀源项 S_c 可简化为

$$S_c = (c_{ss} - c_{sg})(T - T_0) \frac{\partial \rho_s}{\partial t} + Q_s \frac{\partial \rho_s}{\partial t} \quad (5)$$

由于高温分解, 多孔材料骨架密度会发生变化, 根据文献[2-4, 12], 不同温度下的密度变化率为

$$\frac{\partial \rho_s}{\partial t} = - \rho_0 A_i \left(\frac{\rho_s - \rho_c}{\rho_0} \right)^{n_i} \exp \left(- \frac{E_i}{RT} \right) \quad (6)$$

其中 ρ 为当前多孔介质骨架密度; ρ_c 为体积烧蚀结束后的密度; A_i , n_i 和 E_i 为针对不同材料取不同的值^[12]. 另外, 考虑到烧蚀过程中骨架材料的孔隙率、热容等参数都随之发生变化, 文献[4, 9]取质量加权平均来计算各个参数随烧蚀的变化

$$\Phi = \beta \Phi_0 + (1 - \beta) \Phi_c \quad (7)$$

$$\beta = \frac{\rho - \rho_c}{\rho_0 - \rho_c}$$

其中 Φ 可表示热容 c , 孔隙率 ε 等相关参数.

1.3 初始条件和边界条件

求解微分方程组 (1) ~ (3), 需要给定初始条

件和冷、热端边界条件. 其中初始条件为均匀分布

$$t = 0, T(y) = T_0 \tag{8}$$

冷端边界条件

$$y = 0, -k_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial y} = h_s(T_{\text{cl}} - T_s) \tag{9}$$

式中 T_{cl} 为冷却介质主流温度, h_s 为冷端边界上的对流换热系数, 其计算公式可用文献[14]提供的公式计算

$$\frac{h_s D}{k_{\text{eff}}} = 2 + 1.1 Re^{0.6} Pr^{1/3} \tag{10}$$

热端边界条件分两种情况:

1) 没有发生线烧蚀时

$$t > 0 \left[k_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial y} \right]_{y=L} = Q_w \tag{11}$$

2) 发生线烧蚀时^[7-9]

$$t > 0 \quad \rho Q_a \frac{dS}{dt} + k_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=L} = Q_w$$
$$T|_{y=s(t)} = T_m \tag{12}$$

2 数值方法和校验

根据 Christopher^[15] 研究, 一阶迎风格式在计算移动界面问题时不够准确, 因此, 本文采用二阶全隐格式离散及 SIMPLE 算法, 具体的迭代步骤如下:

- 1) 用初始条件给各量赋初值;
- 2) 在一个时间步内:
 - ① 计算压力场;
 - ② 计算速度场;
 - ③ 修正压力场, 速度场至收敛;
 - ④ 求解温度场并判断是否烧蚀, 确定热端边界条件方程(11)或(12);
 - ⑤ 修正各温度相关参数及体积烧蚀源项;
 - ⑥ 回到第一步迭代至温度场收敛.
- 3) 重复上面步骤计算下一个时间步至到达稳态.

收敛条件为前后两次的迭代结果差别小于 10^{-6} . 在下面算例中, 选用一种常用的玻璃基多孔介质烧蚀材料 MXBE-350, 其失效温度 T_m (即发生线烧蚀的温度) 为 1 800 K^[9], 根据文献[7-9]可认为发生线烧蚀时热端表面温度恒定在其失效温度, 而线烧蚀的速度可以由式(12)计算. 体积烧蚀导致的瞬态密度变化用方程(6)计算, 而体积烧蚀前后的孔隙率分别为 0.124 和 0.340, 其他物性参数可以参考文献[9, 12]. 冷却介质为气态氢.

由于很少有体积烧蚀理论解的报道, 同时相关的实验数据很少, 为了能间接验证数值方法的

准确性, 不妨取致密材料且不考虑体积烧蚀的纯线烧蚀问题的解析解^[15] 进行比较, 图 2 展示了取 $\varepsilon = 0$, $V_0 = 0$ 和 $S_c = 0$ 时的数值结果与解析解比较, 由此可间接证明计算方法的可靠性.

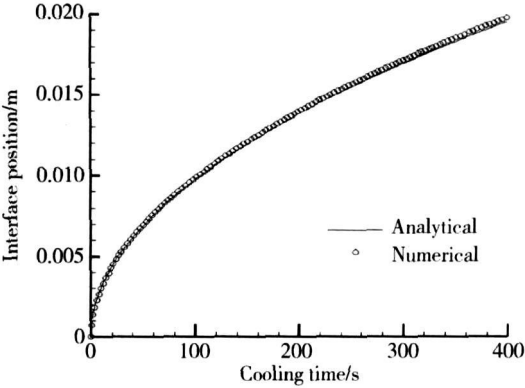


图 2 数值解和解析解的比较
Fig. 2 Comparison of analytical and numerical results

3 结果和讨论

3.1 热流密度的影响

当冷却介质以平均流速 2.5 m/s 进入微孔, 且多孔介质材料和冷却介质的初始温度分别为 1 000 K 和 300 K 时, 外界热流密度变化对多孔介质结构热端表面温度的影响的计算结果如图 3 所示. 图中, 当达到失效温度 1 800 K 时, 发生线烧蚀(此时温度不再上升), 显然, 随着热流密度的增加线烧蚀现象提前, 且烧蚀过程延长, 最后, 热端表面在到达的稳态后的温度也较高. 图 4 展示了体积烧蚀效应对计算结果的影响. 由图可见, 本文所用模型与不考虑体积烧蚀的文献[7]中的模型(即 $S_c = 0$ 情况)有很大的差别, 考虑了体积烧蚀的烧蚀深度比不考虑时的结果要小, 在一定情况下, 如图中在热流密度为 $3.5 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 时, 因为体积烧蚀的存在甚至可以避免线烧蚀, 即烧蚀深度为零. 这现象是合理的, 因为体积烧蚀可以消耗一些进入骨架材料中的热. 由此可见, 对于有体积烧蚀材料来说, 采用文献[7]的模型则会过高估计线烧蚀深度.

3.2 冷却介质入口流速的影响

为了考察冷却介质入口流速的大小对多孔介质内部温度分布和热端表面温度变化的影响, 本文计算了当热流密度为 $4 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 、多孔介质材料和冷却介质初始温度分别为 1 000 K 和 300 K 时, 不同冷却介质注入速度下多孔介质内温度分布的变化. 从图 5 可以看出, 流速为 2.1 m/s

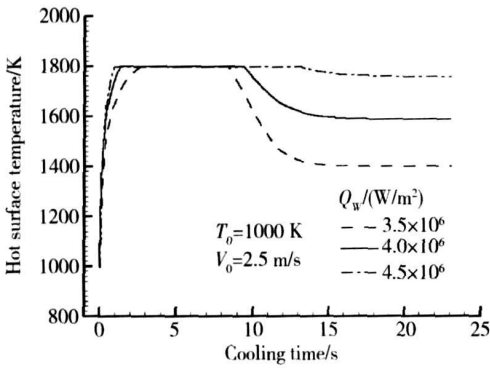


图 3 热流密度变化对热端表面温度的影响

Fig. 3 Effect of heat flux on variation of hot side temperature

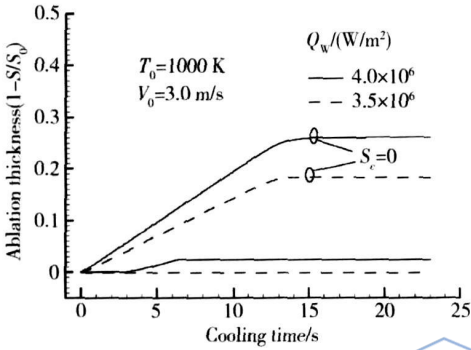


图 4 两种模型计算结果比较

Fig. 4 Comparison of two models

时,多孔介质内最大的温度梯度出现在靠近冷端的位置;而当流速为 2.3 m/s 或更大时,最大的温度梯度出现在靠近热端的位置.这是因为冷却介质流速的大小直接决定了发散冷却和烧蚀冷却的贡献所占比率,当发散冷却占主导时,大温度梯度就会出现在热端,反之当烧蚀冷却占主导时,大温度梯度便出现在冷端.由图 6 可见,冷却介质注入流速的大小决定了线烧蚀时间的长短和热端表面最终温度的高低,冷却介质注入的流速越大,烧蚀的时间越短,且稳定后的热端表面温度越低.

3.3 初始温度的影响

为了考察多孔介质骨架在不同初始温度开始注入冷却介质的效果,图 7 和图 8 展示了当热流密度为 $4 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 、冷却介质的入口流速和初始温度分别为 2.5 m/s 和 300 K 时,热端表面温度和线烧蚀深度的变化.综合这两图可以看出:首先,不同的初始温度线烧蚀开始的时间不同,较低的初始温度可以滞后线烧蚀开始的时间;其次,尽管初始温度不同,在到达稳态后,多孔介质骨架热端表面的温度是接近相同的;最后,烧蚀的深度会因为多孔介质骨架初始温度较低而较小.

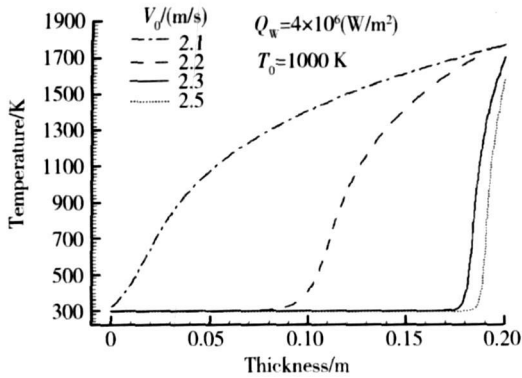


图 5 入口流速对多孔介质内温度分布的影响

Fig. 5 Effect of the initial velocity of coolant on the variation of inside temperature

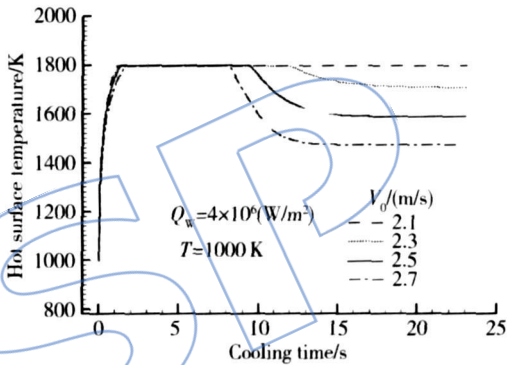


图 6 入口流速的变化对热端表面温度的影响

Fig. 6 Effect of initial velocity on the variation of hot side temperature

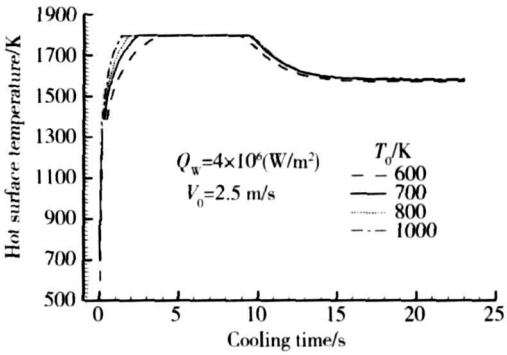


图 7 多孔介质的初始温度对热端表面温度的影响

Fig. 7 Effect of initial temperature of porous media on the variation of hot side temperature

图 9 和图 10 展示了冷却介质初始温度对热端表面温度及线烧蚀深度随时间变化的影响.可以看出,当热流密度为 $4 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 、冷却介质入口流速为 2.5 m/s 及多孔介质材料的初始温度为 1 000 K 时,较低的冷却介质初始温度可以滞后线烧蚀开始的时间,并明显降低烧蚀后到达稳态时多孔介质材料热端表面的温度,同时线烧蚀的深度也会明显

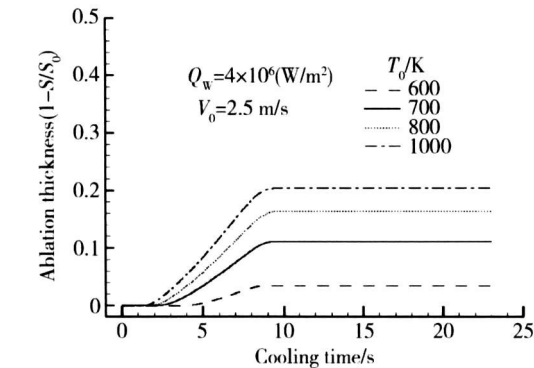


图 8 多孔介质的初始温度对烧蚀深度的影响
Fig. 8 Effect of initial temperature of porous media on the variation of ablation thickness

减小。这种现象是可以理解的, 因为冷却介质初始温度的上升将导致其对流换热效率下降。通过比较可以看出, 多孔介质骨架和冷却介质的初始温度都直接影响到线烧蚀深度的大小, 所不同的是冷却介质的初始温度对热端表面到达稳态时温度的高低影响较大, 而多孔介质骨架的初始温度对热端表面到达稳态时温度的高低影响较小。

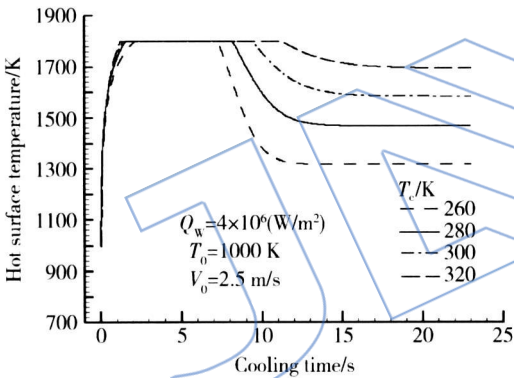


图 9 冷却剂初始温度对热端表面温度的影响
Fig. 9 Effect of initial temperature of coolant on the variation of hot side temperature

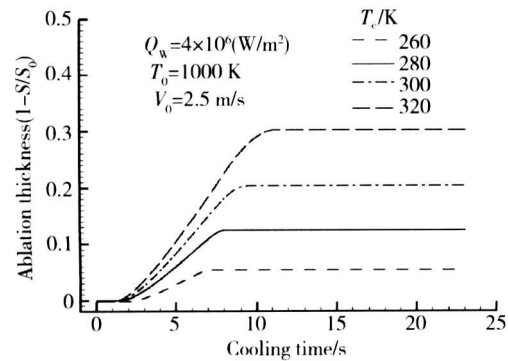


图 10 冷却剂初始温度对烧蚀深度的影响
Fig. 10 Effect of initial temperature of coolant on the variation of ablation thickness

4 结 论

- 1) 精确地预测烧蚀现象, 应该考虑体积烧蚀效应, 因为体积烧蚀可以推迟线烧蚀开始时间, 甚至可以避免线烧蚀。
- 2) 冷却介质注入速度的大小直接影响到是烧蚀冷却占主导还是发散冷却占主导, 并对多孔介质骨架内的温度分布和热端表面的最终温度有很大影响。
- 3) 多孔介质的初始温度直接影响到线烧蚀开始的时间和烧蚀深度, 但对热端表面最终温度的影响较小。
- 4) 冷却介质的初始温度不仅影响线烧蚀开始的时间和烧蚀深度, 而且对热端表面的最终温度也有很大影响。

参考文献:

[1] Palaniathan R, Bindu S. Modeling of mechanical ablation in thermal protection systems [J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 2005, 42(6): 971-979.

[2] Chen Y K, Milos F S. Ablation and thermal response program for spacecraft heatshield analysis [J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 1999, 36(3): 475-483.

[3] Chen Y K, Milos F S. Fully implicit ablation and thermal analysis program (FIAT) [R]. ICCE/4, Fourth International Conference on Composites Engineering, International Community for Composites Engineering and College of Engineering, 1997: 661-662.

[4] Yang B C, Cheung F B. Numerical investigation of thermochemical and mechanical erosion of ablation materials [R]. AIAA 1993-2045, 1993.

[5] Greuel D, Herbertz A, Haidn O J, et al. Transpiration cooling applied to C/C liners of cryogenic liquid rocket engines [R]. AIAA 2004-3682, 2004.

[6] Ayasoufi A, Rahmani R K, Cheng G , et al. Numerical simulation of ablation for reentry vehicles [R]. AIAA 2006-2908, 2006.

[7] WANG Jianhua, HAN Xingsi. Numerical investigation of transpiration and ablation cooling [J]. Heat and Mass Transfer, 2007, 43: 275-284.

[8] Wang Jianhua, Wang Hainan, SUN Jiguo, et al. Numerical simulation of control ablation by transpiration cooling [J]. Heat and Mass Transfer, 2007, 43: 471-478.

[9] Shih Y C, Cheung F B, Koo J H, et al. Numerical study of transient thermal ablation of high temperature insulation materials [J]. Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 2003, 17(1): 53-61.

[10] Shih Y C, Cheung F B. Numerical study of the thermal response of high temperature ablative materials [J]. Numerical Heat Transfer, Part A, 1997, 32: 555-574.

[11] Chen Y K, Milos F S. Navier-Stokes solutions with finite rate ablation for planetary mission earth reentries [J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 2005, 42(6): 961-970.

[12] Henderson J B, Wiecek T E. A mathematical model to predict the thermal response of decomposing expanding polymer composites [J]. Journal of Composite Material, 1987, 21: 373-393.

[13] Nield D A, Bejan A. Convection in porous media[M]. 3rd ed. New York: Springer, 2006.

[14] Wakao N, Kaguei S. Heat and mass transfer in packed beds[M]. New York: Gordon and Breach, 1982: 243-295.

[15] Christopher D M. Comparison of interface following techniques for numerical analysis of phase change problem [J]. Numerical Heat Transfer, Part B, 2001, 39: 189-206.

