

文章编号: 1000-8055(2007)02-0222-06

发散冷却最小冷却介质注射量的 数值研究

时骏祥, 王建华

(中国科学技术大学 热科学及与能源工程系, 合肥 230027)

摘 要: 充分发挥材料本身的抗高温能力, 以最小的冷却介质注射量, 确保推进器不被烧蚀是发散冷却系统的设计目标. 本文用一维可压缩、非稳态、局部非热平衡模型, 数值研究了瞬态冷却过程及最小冷却介质注射量的依赖参数. 数值研究表明: 研究瞬态的冷却过程十分重要, 因为尽管当冷却过程达到稳态以后热端温度在烧蚀点以下, 但在进入稳态之前可能已经发生烧蚀; 多孔介质骨架材料的初始温度越高、特征尺寸越大, 冷却介质需要量越大; 在仅考虑冷却效果的前提下, 孔隙率越大, 冷却介质需要量越大; 相反, 骨架材料导热系数越高, 冷却介质需要量越小.

关 键 词: 航空、航天推进系统; 发散冷却; 冷却介质; 最小注射量

中图分类号: V231.1

文献标识码: A

A numerical investigation of the minimum coolant injection rate for transpiration cooling

SHI Jun-xiang, WANG Jian-hua

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

Abstract: An advanced design of transpiration cooling system is not only to ensure thermal protection of propulsion system from ablation, but it also should utilize the full temperature potential of porous matrix. A numerical investigation of transient processes of transpiration cooling and the control parameters of the lowest limit of the coolant mass flow rate is conducted with the help of a compressible, unsteady and local non-thermal equilibrium model. The numerical investigation presents that it is important to study transient cooling process, because the porous matrix could be ablated before the cooling process reaches a steady state, though the steady temperature may be lower than the melting point. A higher initial temperature and a larger characteristic size of the porous matrix will result in an increase in the minimum coolant injection rate to prevent ablation of the porous matrix. From the view point of cooling effect, a higher porosity corresponds to a larger coolant mass flow rate. Contrarily, a higher thermal conductivity of the porous matrix corresponds to a lower demand for the minimum coolant flow rate.

Key words: aerospace propulsion system; transpiration cooling; coolant;
minimum injection rate

收稿日期: 2006-02-16; 修订日期: 2006-05-07

基金项目: 国家自然科学基金重大研究计划资助(90305006); 安徽省教育厅自然科学基金重点项目资助(2004kj365zd);
国家教委留学人员回国基金资助

作者简介: 时骏祥(1978), 男, 四川南充人, 中国科学技术大学热科学及能源工程系硕士生, 主要从事计算流体与传热方面的研究.

符号表:

y	坐标
H	多孔介质板厚度 m
T	温度
k	导热系数 $W/m \cdot K$
h_{sf}	孔内对流换热系数 $W/m^2 \cdot K$
a_{sf}	比面 m^{-1}
h	边界对流换热系数 $W/m^2 \cdot K$
R	通用气体常数 $J/mol \cdot K$
l	固体骨架特征尺寸
$\dot{m}$	冷却介质流量 $kg/s \cdot m^2$
p	压力 N/m^2
V	冷却介质流速 m/s
Q	热流密度 W/m^2
c	比热容 $J/kg \cdot K$
Re	孔内 Reynold 数
Pr	孔内 Prandtl 数
Bi_v	孔内体平均 Biot 数
St_v	孔内体平均 Stanton 数
K	渗透率 m^2
F	Forchheimer 数
ε	多孔介质孔隙率
μ	粘度 $kg/s \cdot m$
ρ	密度 kg/m^3
λ	热扩散系数 m^2/s
下标:	
s	固体骨架
f	孔内冷却介质
c	冷却介质储存舱内参数
d	热弥散
a	烧蚀点
0	初始状态
g	热气体流

随着空天技术的不断发展, 高效可靠的发散冷却技术正逐渐成为人们关注的要点. 文献[1-5]报道了近年来美国和德国在以超燃发动机、液体火箭发动机、导弹等为应用背景的发散冷却研究. 文献[6]用数值方法研究了发散冷却控制烧蚀过程的原理, 指出: 一个合理的发散冷却系统设计, 应该考虑随冷却过程而变化的最小冷却介质注射量问题. 文献[7]以气体为冷却介质, 以液体火箭为应用为背景, 提出: 应该充分发挥材料本身的抗高温能力, 以最小的冷却介质注射量保护推进器

不被烧蚀, 并在稳态的条件下, 用数值方法讨论了发散冷却介质最小注射量的问题. 但是在飞行器启动和加速的时候, 冷却过程是非稳定的. 基于这种非稳定条件, 本文讨论了一种数值方法: 以材料高温表面低于烧蚀温度为热端边界判别条件, 用可压缩、非稳态、局部非热平衡模型, 研究了在瞬态冷却过程及最小冷却介质质量计算方法, 并分析了多孔介质骨架材料热物性和特征参数对最小注射量的影响. 目的是为液体火箭推进器设计者在设计发散冷却系统和选择多孔介质骨架材料时提供一个理性的参考.

1 物理模型及控制方程

发散冷却原理如图 1 所示: 冷却介质以流量 $\dot{m}$ 、储存舱温度 T_c 、与热流 Q 相反的方向穿过一个厚度为 H 的多孔介质骨架板, 形成一个反向热

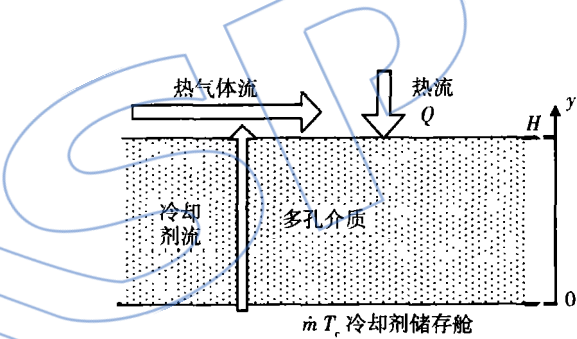


图 1 发散冷却过程示意图
Fig.1 Transpiration cooling process

交换器. 冷却介质渗出骨架的微孔后, 在其热端面形成均匀的膜, 来阻挡热流, 从而保护骨架免受烧蚀. 文献[6]指出: 如果骨架没有发生烧蚀, 热物性变化对冷却结果的影响可以忽略. 根据文献[7-9], 在一维、非稳态、局部非热平衡模型中, 冷却介质应满足连续方程:

$$\frac{\partial \varrho_f}{\partial t} + \frac{\partial \varrho_f V}{\partial y} = 0 \tag{1}$$

考虑 Darcy-Forchheimer 模型的动量方程:

$$\frac{\partial \varrho_f V}{\partial t} + \frac{\partial \varrho_f V V}{\partial y} = \frac{\partial p}{\partial y} - \frac{\varrho \mu}{K} V - \frac{\varrho^2 F}{K} V |V| \tag{2}$$

多孔材料中的压力通常大于 0.2 MPa, 因此应考虑冷却介质的可压缩性. 根据文献[3], 当氢在超临界状态作为冷却介质时, 通常满足理想气体状态方程:

$$\varrho_f = \frac{p_f}{RT_f} \tag{3}$$

式中: R 为气体常数(取 $8315 J/mol \cdot K$). 在动量方程中, F 为 Forchheimer 系数, K 为多孔材料渗

透率,它们可用文献[8]介绍的公式计算.

连续方程和动量方程的边界条件:

$$\varrho \rho_{\text{f}} V|_{y=0} = \dot{m}$$

$$p|_{y=H^+} = p_{\text{g}} = 1 \text{ atm}$$

气态的冷却介质满足能量方程:

$$\varrho \rho_{\text{f}} c_{\text{f}} \left(\frac{\partial T_{\text{f}}}{\partial t} + V \frac{\partial T_{\text{f}}}{\partial y} \right) =$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \left[(\varepsilon k_{\text{f}} + k_{\text{d}}) \frac{\partial T_{\text{f}}}{\partial y} \right] + h_{\text{s}} a_{\text{s}} (T_{\text{s}} - T_{\text{f}}) \quad (4)$$

固态的骨架也满足相应的能量方程:

$$(1 - \varepsilon) \rho_{\text{s}} c_{\text{s}} \frac{\partial T_{\text{s}}}{\partial t} =$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \left[(1 - \varepsilon) k_{\text{s}} \frac{\partial T_{\text{s}}}{\partial y} \right] - h_{\text{s}} a_{\text{s}} (T_{\text{s}} - T_{\text{f}}) \quad (5)$$

在能量方程中,对流换热系数、比面及热弥散系数可根据文献[8]提供的公式计算:

$$h_{\text{s}} = \frac{k_{\text{f}}}{l} [2 + 1.1 Pr^{1/3} Re^{0.6}] \quad (6)$$

$$a_{\text{s}} = \frac{6(1 - \varepsilon)}{l} \quad (7)$$

$$k_{\text{d}} = 0.5 Pr Re k_{\text{f}} \quad (8)$$

在骨架的热端面,热流使固体和气体产生温度梯度,因此有边界条件:

$$(1 - \varepsilon) k_{\text{s}} \left. \frac{dT_{\text{s}}}{dy} \right|_{y=H^-} + \varepsilon k_{\text{f}} \left. \frac{dT_{\text{f}}}{dy} \right|_{y=H^-} = Q \quad (9)$$

在骨架的冷端面,如果认为流体吸收的净热量等于固体的焓损失,则有边界条件:

$$\begin{cases} (1 - \varepsilon) k_{\text{s}} \left. \frac{dT_{\text{s}}}{dy} \right|_{y=0^+} + \varepsilon k_{\text{f}} \left. \frac{dT_{\text{f}}}{dy} \right|_{y=0^+} = \\ h_{\text{c}} [T_{\text{s}}(0) - T_{\text{c}}] \\ \varrho \rho_{\text{f}} V [T_{\text{f}}(0) - T_{\text{c}}] = h_{\text{c}} [T_{\text{s}}(0) - T_{\text{c}}] \end{cases} \quad (10)$$

瞬态冷却过程的初始条件:

$$T_{\text{s}}|_{t=0} = T_{\text{f}}|_{t=0} = T_0$$

$$v|_{t=0} = 0 \quad p|_{t=0} = p_{\text{g}}$$

文献[10, 11]认为:当气态冷却介质的有效导热系数与热弥散系数之和远远小于多孔介质的有效导热系数时,流体的热扩散和热弥散对多孔介质在热端的温度影响很小,因此能量方程中热扩散项和热弥散项可以忽略:

$$\begin{cases} \varrho \rho_{\text{f}} c_{\text{f}} \frac{\partial T_{\text{f}}}{\partial t} + \varrho \rho_{\text{f}} c_{\text{f}} V \frac{\partial T_{\text{f}}}{\partial y} = h_{\text{s}} a_{\text{s}} (T_{\text{s}} - T_{\text{f}}) \\ (1 - \varepsilon) \rho_{\text{s}} c_{\text{s}} \frac{\partial T_{\text{s}}}{\partial t} = \\ (1 - \varepsilon) k_{\text{s}} \frac{\partial^2 T_{\text{s}}}{\partial y^2} - h_{\text{s}} a_{\text{s}} (T_{\text{s}} - T_{\text{f}}) \end{cases} \quad (11)$$

2 数值模型、程序及计算结果的验证

公式(1)~(3)及(11)中,共包含5个未知数(p, ρ, V, T_{s} 和 T_{f}),结合已给出的边界条件和初始条件,方程组封闭.用SIMPLE法对瞬态冷却过程进行数值模拟,其求解过程如图2所示.

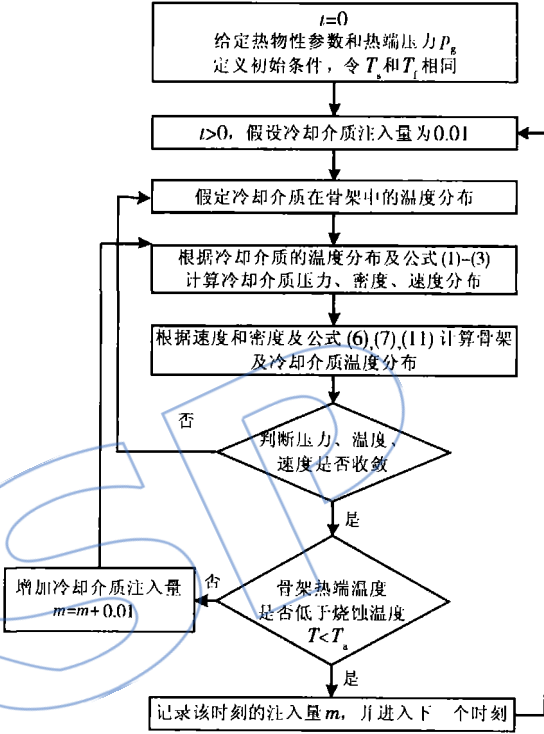


图 2 瞬态冷却过程的最小流量求解流程图

Fig.2 Computation program of the minimum of transient coolant flow

为检验数值方法和程序的正确性,把控制方程退化到稳态、不可压缩的情况,这时可与文献[11]提供的解析解进行比较.图3展示了不同冷

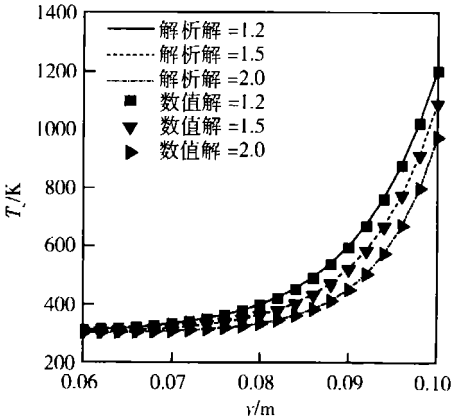


图 3 稳态冷却过程数值解与解析解的比较

Fig.3 Comparison of numerical and analytical results

却介质注射量时, 骨架内部温度分布的解析解和数值解. 由图可见, 解析解和数值解相差很小, 因此可以认为: 本文所采用的数值方法和程序是正确的. 同时, 数值计算结果还表明:

$$\varepsilon \rho C_f V \frac{\partial T_f}{\partial y} \gg \frac{\partial}{\partial y} \left[(\varepsilon k_f + k_d) \frac{\partial}{\partial y} \right]$$

即: 流动方向上的热对流项远大于流动方向上的热扩散项和热弥散项之和, 因此本文对数学模型的简化是合理的.

3 计算结果及分析

假设骨架材料是由镍铬合金粉末烧结的, 其烧蚀温度约为 1 250 K, 厚度 H 为 0. 1 m. 冷却介质储存舱温度为 300 K, 热流强度为 10^4 kJ/m², 冷却介质氢的热物性在 300 K, 常压时取流体粘性为: 8.96×10^{-6} kg/s · m, 材料导热率为: 0 018 3 W/m · K, 材料质量热容为: 14. 31 kJ/kg · K, 计算时间步长取 10 ms.

图(a)和(b)展示了在不同的初始温度 T_0 情况下, 当冷却介质注射量分别为 11. 11 kg/m² · s 和 22. 22 kg/m² 时, 骨架热端面的瞬态温度变化. 由图 4 (a) 可见, 当冷却过程进入稳态后, 热端温度略低于烧蚀温度. 但是, 当初始温度为 1 000, 800, 600 K 时, 在进入稳态之前, 热端温度已经超过烧蚀温度, 即已发生烧蚀. 只有当初始温度为 300 K 时, 热端面温度始终低于烧蚀温度. 由图 4 (b) 可见, 当冷却过程进入稳态后, 骨架热端温度约为 850 K, 这个值远低于烧蚀温度, 即使如此, 当初始温度为 1 000, 800 K 时, 在进入稳态前, 已经发生烧蚀. 只有当初始温度低于 600 K 时, 热端温度始终低于烧蚀温度. 由此可见: 只保证稳态时热端温度低于烧蚀温度是不够的, 因为在进入稳

态前, 可能已发生烧蚀; 如果以不变的冷却介质注射量, 要保证瞬态和稳态过程均不发生烧蚀, 这个注射量通常要很大, 特别在较高初始温度情况下, 这样就不能充分发挥多孔介质材料自身的抗高温特性. 若要充分发挥多孔介质自身的抗高温特性, 冷却介质注射量应该是一个随着冷却过程而变化的时间函数. 按这个函数注射冷却介质, 能够保证骨架不发生烧蚀, 同时冷却介质注射总量最小.

4 初始温度对最小注射量的影响

图 5(a) 展示了初始温度对最小冷却介质注射量的影响. 初始温度越高, 防止烧蚀所需冷却介质注射量的变化就越大, 其总量也越大, 这个结果是合理的. 当冷却过程进入稳态后, 所需冷却介质就和初始温度无关了. 图 5(b) 验证了对应于图 5 (a) 所示最小冷却介质注射量下的骨架热端温度变化. 由图可见, 骨架总可以保证在烧蚀温度以下, 因此图 5(a) 展示的最小注射函数是正确的.

5 固体骨架特征尺寸、孔隙率及导热率对最小冷却介质量的影响

由公式(6)和(7)可定义骨架材料孔内 Stanton 数和 Biot 数:

$$Bi_v = \frac{h_{sf} a_{sf} H^2}{k_{s, eff}} = \frac{6k_{fi}}{k_{s, eff} l^2} [2 + 1.1 Pr^{1/3} Re^{0.6}]$$

$$St_v = \frac{h_{sf} a_{sf} H}{\varepsilon \rho C_f V} = \frac{6k_{fi}(1 - \varepsilon)}{\varepsilon \rho C_f V l} [2 + 1.1 Pr^{1/3} Re^{0.6}]$$

由定义可见: 特征尺寸 l 越小, Stanton 数和 Biot 数就会增大, 骨架与冷却介质之间的热交换越大, 冷却介质可以带走的热量越多. 图 6 恰好证明: 特征尺寸 l 越小, 所需的冷却介质流量越小,

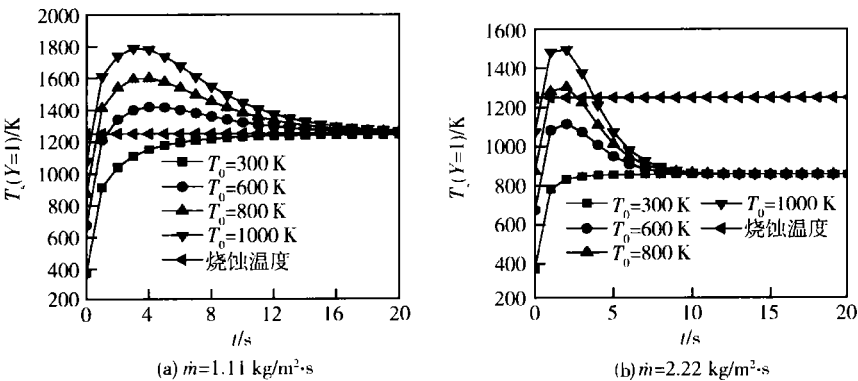


图 4 冷却介质量对热端温度变化的影响
Fig. 4 Effects of coolant mass flow rate on the variation of hot side temperature

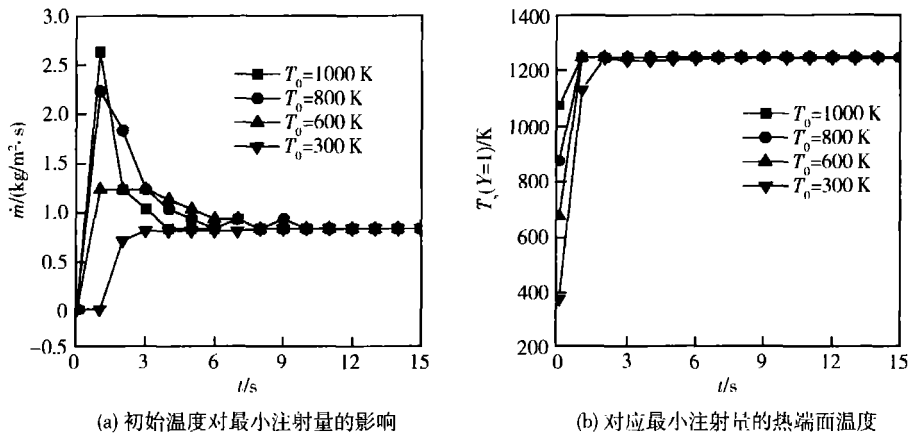


图 5 初始温度对最小冷却介质的影响及对应的热端表面温度

Fig. 5 Influence of initial temperature on the minimum coolant flow and corresponding hot side temperature

因此这个结论是合理的。

由图 7 可见, 孔隙率 ε 越小, 所需的冷却介质越少, 这也是合理的。虽然稳定状态下孔隙率的减小对 Biot 数没有什么影响, 但是 Stanton 数将增大, 因此冷却介质可以吸收的热量越多。

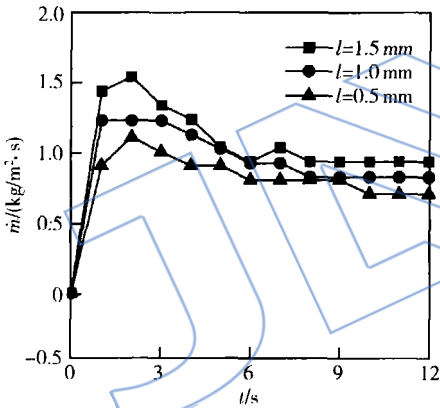


图 6 特征尺寸对最小冷却介质的影响
Fig. 6 Influence of characteristic size on the minimum coolant flow

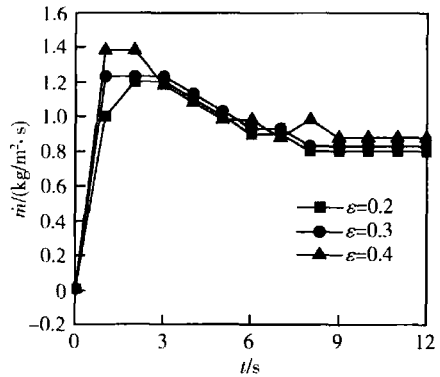


图 7 孔隙率对最小冷却介质的影响
Fig. 7 Influence of porosity on the minimum coolant flow

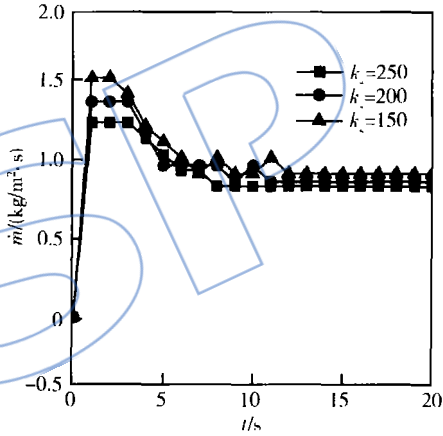


图 8 导热率对最小冷却介质的影响
Fig. 8 Influence of conductivity on the minimum coolant flow

由图 8 可见, 骨架材料导热率越大, 所需的冷却介质质量越小, 这也是合理的。虽然导热率的增大使得 Biot 数减小, 但是因为多孔介质的导热率越大, 热量可以传输的越远, 不但充分发挥了多孔介质内部的耐高温特性, 同时多孔介质和冷却剂可以进行热交换的区域越大, 可以带走的热量也越多。

6 结 论

(1) 发散冷却的目的是防止飞行器烧蚀, 因此研究瞬态的冷却过程十分重要。因为尽管当冷却过程达到稳态以后热端温度在烧蚀点以下, 但是在进入稳态之前有可能已经发生烧蚀。

(2) 既要能够防止骨架材料烧蚀, 又要冷却介质用量又保持最小, 这就要求冷却介质注射量是一个随时间变化的函数。这个函数依赖于骨架的初始温度、特征尺寸、孔隙率及导热系数。

(3) 初始温度越高, 冷却介质注射总量要求越高; 多孔介质材料的特征尺寸越大, 需要的冷却介质注射总量也越大; 相反, 骨架的导热率越大, 冷却介质的用量越小.

参考文献:

- [1] Choi S H, Scotti S J, Song K D, et al. Transpiration cooling of a scram jet engine combustion chamber [R]. The 32th AIAA Thermophysics Conference, Atlanta, Georgia, 1997, AIAA 97-2576.
- [2] Glass D E, Dilley A D. Numerical analysis of convection/transpiration cooling[R]. NASA/TM-1999-209828.
- [3] Landis J A, Bowman J W. Numerical study of a transpiration cooled rocket nozzle [R]. AIAA Meeting 1996 Paper 96-2580.
- [4] Lacy B P, Varghese P L, Wilson D E. Unsteady effects of dissociative cooling under high stagnation point heat loads [J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 1998, 35(5): 633-638.
- [5] Lacy B P, Wilson D E, Varghese P L. Dissociative cooling effect on stagnation heat transfer of gas mixture injection [J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 1995, 32(5): 777-782.
- [6] Wang J H, Han X S. Numerical investigation of transpiration and ablation cooling [J]. Journal of Heat and Mass Transfer, 2007, 43(1): 275-284.
- [7] Greuel D, Herbertz A, Haich O J, et al. Transpiration cooling applied to C/C liners of cryogenic liquid rocket engines[R]. AIAA / ASME / SEA/ASEE/JPC Conference and Exhibit, 11-14 July 2004, Fort Lauderdale, Florida 2004-3682.
- [8] Amiri A, Vafai K. Analysis of dispersion effects and non thermal equilibrium non darcian variable porosity, incompressible flow through porous media [J]. Int. Journal of Heat Mass Transfer, 1994, 37: 939-954.
- [9] Amiri A, Vafai K. Transient analysis of incompressible flow through a packed bed [J]. Int. Journal of Heat Mass Transfer, 1998, 41: 4259-4279.
- [10] Von Wolfersdorf J. Effect of coolant side heat transfer on transpiration cooling [J]. Journal of Heat and Mass Transfer, 2005, 41: 327-337.
- [11] 王海南, 王建华. 一维、稳态、非热平衡发汗冷却的解析解研究 [J]. 航空动力学报, 2006, 21(1): 77-82.
WANG Hainan, WANG Jianhua. An investigation of analytical solution for one dimensional, steady, non equilibrium transpiration cooling [J]. Journal of Aerospace Power, 2006, 21(1): 77-82.