

文章编号: 1001- 2486(2009) 04- 0126- 05

金属热防护系统瞬态热分析的并联一维模型*

李道奎, 段静波, 雷勇军

(国防科技大学 航天与材料工程学院, 湖南 长沙 410073)

摘要:建立了可重复使用运载器金属热防护系统瞬态热分析的并联一维模型。根据热防护系统的结构特点划分了多条热流通道, 将各热流通道离散化后给出了单条通路瞬态传热的隐式差分格式, 采用热平衡法推导了串、并联两种类型公共节点的局部控制方程, 并给出了传热问题中常见边界条件的统一表达式, 最终形成了总体控制方程。通过数值计算获得了热防护系统瞬态温度场。计算结果表明: 采用并联一维模型可以更真实、更准确地反映热防护系统的传热过程, 对于热防护系统结构优化设计有较高的参考价值。

关键词:可重复使用运载器; 金属热防护系统; 并联一维模型; 瞬态传热分析; 温度场

中图分类号: V435. 1 **文献标识码:** A

Parallel One-dimensional Model for Transient Thermal Analysis of Metallic Thermal Protection System

LI Dao-kui, DUAN Jing-bo, LEI Yong-jun

(College of Aerospace and Material Engineering, National Univ. of Defense Technology, Changsha 410073, China)

Abstract: A parallel one-dimensional model for transient thermal analysis of the metallic thermal protection system (MTPS) for reusable launch vehicle (RLV) is established. Firstly, several heat roads are defined according the structure of the MTPS. The implicit differential formulation of single heat road is given after the discretization of heat roads. Then, the local control equations for series-wound and parallel public nodes are given with the heat equilibrium method. Furthermore, the uniform formulas of the usual boundary conditions are presented. Finally, the global control equation is gained. The transient temperature field is obtained with numerical calculation. The results show that the heat transfer process can be predicted more credibly and accurately by the adoption of the parallel one-dimensional model, which can also provide a more valuable reference for the optimization design of MTPS.

Key words: reusable launch vehicle; metallic thermal protection system; parallel one-dimensional model; transient thermal analysis; temperature field

可重复使用运载器(RLV)多次反复进出地球大气层,在其再入的飞行过程中要经受强烈的气动加热,因此必须采用热防护系统对机体结构加以保护。经过几十年的研究,金属热防护系统(MTPS)被认为是未来重复使用运载器最重要的热防护系统^[1]。对于 RLV,开发设计出隔热性能更好、重量更轻的 MTPS 对提高飞行器的工作效率及降低到达太空的成本至关重要,而对 MTPS 的瞬态传热过程进行准确的分析是 MTPS 防热设计、优化的前提和基础。因此,开展 MTPS 瞬态传热分析,提高对 MTPS 瞬态温度场的估算精度,对于实现 MTPS 优化设计、提高运载器经济性能等具有很高的理论价值和实际意义。

在进行 MTPS 的传热分析时,由于金属的热传导系数较大,局部热短路现象相对较小,所以采用一维模型误差相对较小^[2]。然而,采用简单的一维模型^[3]进行传热分析时,将整个热防护系统结构简化为层状结构,每一层内任何时刻的温度是相同的,这样就只能考虑热防护系统厚度方向上因不同物质层物理性能差异对热分析造成的影响。实际上, MTPS 中还存在支撑盒、密封盒等传热构件,它们与热防护系统主要防热部件呈并联关系,从而导致热防护系统在板厚方向上存在多个并联的传热通路,同一层内不同传热通路上的各节点可能有不同的温度,因此,它们对 MTPS 的传热影响并不能忽略。

* 收稿日期: 2009- 05- 10

基金项目: 高等学校博士学科点专项科研基金资助项目(20069998002); 教育部新世纪优秀人才支持计划资助项目(NCET- 08- 0148)

作者简介: 李道奎(1971-),男,副教授,博士。

为了更真实、更精确地反映 MTPS 瞬态传热过程, 本文针对某金属热防护系统, 建立了并联一维热分析模型^[4-5], 并对该系统的传热过程进行了分析。

1 并联一维模型及其离散化

根据某金属热防护系统(图 1(a)所示)的结构特点, 建立相应的并联一维模型, 如图 1(b)所示。由图可知, 模型中包含 3 条并联热流通路(记为通路 iv、通路 ⑦、通路 ④), 分别是: 外表面边界—蜂窝板—隔热材料—支板—内表面边界, 外表面边界—支撑盒—支板—内表面边界, 外表面边界—密封盒—内表面边界。

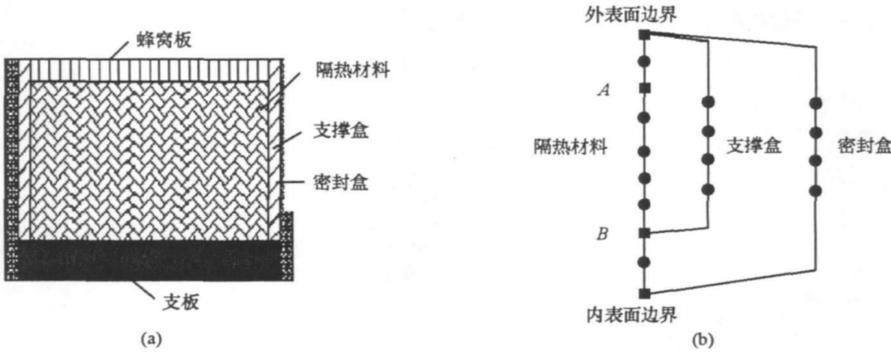


图 1 热防护系统结构剖视图及并联一维模型

Fig. 1 The structure of TPS and the parallel one-dimensional model

为建立热防护系统传热问题的数值计算方程, 需对模型进行离散化处理, 在热防护系统各并联的热流通路方向上对模型分别进行单元划分, 单元的几何中心称为节点, 节点的温度和热物性参数代表了整个单元体内的平均温度和平均热物性值。用表面绝热一维导热杆连接热防护系统厚度方向上的各个节点, 用各个节点温度值的插值来近似模拟热防护系统内的温度场分布。图 1(b)中, 实心方块表示不同材料的公共节点, 实心圆点表示同一材料的内部节点。

2 内部热传导分析及控制方程形成

2.1 内部热传导分析

在直角坐标系中内部无热源一维非稳态热传导方程为

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(F \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \rho c F \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

其中, F 为杆截面, λ 为导热系数, c 为比热容, T 为杆中的温度分布, ρ 为杆的密度。

当单元划分足够细密时, (1) 式中 T 对 x, t 可近视认为成线性分布, 从而将上式作离散化处理为

$$\frac{\bar{T}_{i-1}^{j+1} - \bar{T}_i^{j+1}}{\bar{R}_{i-1}^j} + \frac{\bar{T}_{i+1}^{j+1} - \bar{T}_i^{j+1}}{\bar{R}_i^j} = C_i^j \frac{\bar{T}_i^{j+1} - \bar{T}_i^j}{t_{j+1} - t_j} \quad (i = 1, 2, 3, \dots, n) \quad (2)$$

为了计算结果无条件稳定, 将上式转换成隐式格式, 具体如下^[6]

$$k_{i,i-1}^j \bar{T}_{i-1}^{j+1} + \bar{T}_i^{j+1} + k_{i,i+1}^j \bar{T}_{i+1}^{j+1} = b_i^j \quad (i = 1, 2, 3, \dots, n) \quad (3)$$

其中, $k_i^j = \left(\frac{t_{j+1} - t_j}{C_i^j} \right) \left(\frac{1}{\bar{R}_{i-1}^j} + \frac{1}{\bar{R}_i^j} \right) + 1$, $k_{i,i-1}^j = -\frac{t_{j+1} - t_j}{C_i^j \bar{R}_{i-1}^j} \frac{1}{k_i^j}$, $k_{i,i+1}^j = -\frac{t_{j+1} - t_j}{C_i^j \bar{R}_i^j} \frac{1}{k_i^j}$, $b_i^j = \frac{1}{k_i^j} \bar{T}_i^j$ 。 \bar{T}_i^j 为 t_j 时刻

第 i 个单元平均温度, 即节点温度, $i = 1, 2, \dots, n$, $j = 0, 1, 2, \dots$, C_i^j 为 t_j 时刻第 i 个单元的等效热容, \bar{R}_i^j 为 t_j 时刻单元等效热阻, C_i^j, \bar{R}_i^j 具体表达式见文献[6]。

(3) 式中各方程组联立后即形成热防护系统单条热流通路的控制方程。当有多条并联的热流通路时, 各条热流通路内部热传导具有相同的规律, 只是其导热材质存在物理性能的差异。

2.2 公共节点的处理

公共节点依据热流通路可分为两类,一类是如图 2(a) 中 A 点类型的节点,称之为“串联型”公共节点,主要用于同一热流通路内不同材料单元的衔接;另一类是如图 2(b) 中 B 点类型的节点,称之为“并联型”公共节点,主要用于模型首尾部及内部多条通路的混合、分叉处。

对于前一类型的公共节点,由于图 2(a) 的“串联型”节点与普通节点在本质上是相同的,差别在于与普通节点相串联的两单元材料物理性能相同,与“串联型”节点相串联的两单元材料物理性能不同。因此,在处理“串联型”节点时可将其视作普通节点来处理。

对于“并联型”公共节点,根据节点 B 的特征,考虑更为一般的“并联型”公共节点,如图 2(b) 所示。根据能量守恒,可列出节点 B 与其相连节点如下的关系式

$$\sum_{l=1}^{N_1} \frac{\bar{T}_{i-1,l}^{j+1} - \bar{T}_B^{j+1}}{R_{i-1,l}^j} - \sum_{l=1}^{N_2} \frac{\bar{T}_B^{j+1} - \bar{T}_{i,l}^{j+1}}{R_{B,l}^j} = C_B^j \frac{\bar{T}_B^{j+1} - \bar{T}_B^j}{t_{j+1} - t_j} \quad (4)$$

进一步可将(4)式化简为

$$\sum_{l=1}^{N_1} k_{B,i-1,l}^j \bar{T}_{i-1,l}^{j+1} + \bar{T}_B^{j+1} + \sum_{l=1}^{N_2} k_{B,l}^j \bar{T}_{i,l}^{j+1} = b_B^j \quad (5)$$

其中, $k_B^j = \left(\frac{t_{j+1} - t_j}{C_B^j} \right) \left(\sum_{l=1}^{N_1} \frac{1}{R_{i-1,l}^j} + \sum_{l=1}^{N_2} \frac{1}{R_{B,l}^j} \right) + 1$, $k_{B,i-1,l}^j = -\frac{t_{j+1} - t_j}{C_B^j R_{i-1,l}^j} \frac{1}{k_B^j}$, $k_{B,l}^j = -\frac{t_{j+1} - t_j}{C_B^j R_{B,l}^j} \frac{1}{k_B^j}$, $b_B^j = \frac{1}{k_B^j} \bar{T}_B^j$, N_1, N_2 分别为公共节点前后并联的热流通路数。

2.3 边界条件处理

针对三类常见的边界条件,推导其表达式为如下统一形式:

$$\begin{aligned} \bar{T}_0^{j+1} + k_{0,1}^j \bar{T}_1^{j+1} &= b_0^j \\ k_{n+1,n}^j \bar{T}_n^{j+1} + \bar{T}_{n+1}^{j+1} &= b_{n+1}^j \end{aligned} \quad (6)$$

其中,对于第一类边界条件有: $k_{0,1}^j = 0$, $b_0^j = T_0(t_{j+1})$, $k_{n+1,n}^j = 0$, $b_{n+1}^j = T_{n+1}(t_{j+1})$, $T_{n+1}(t_{j+1})$ 、 $T_0(t_{j+1})$ 分别是内外边界 t_{j+1} 时刻的温度。同理,对于第二、三类边界条件, $k_{0,1}^j$ 、 b_0^j 、 $k_{n+1,n}^j$ 、 b_{n+1}^j 也有相应的表达式。

2.4 总体控制方程的形成

基于上述理论推导,联立方程(3)、(5)、(6)就可获得并联一维模型的总体控制方程

$$K T^{j+1} = b^j \quad (7)$$

其中, $T^{j+1} = \{ \bar{T}_0^{j+1} \quad \bar{T}_1^{j+1} \quad \bar{T}_{1,1}^{j+1} \dots \bar{T}_{n_1,1}^{j+1} \quad \bar{T}_{1,2}^{j+1} \dots \bar{T}_{n_2,2}^{j+1} \quad \bar{T}_{1,3}^{j+1} \dots \bar{T}_{n_3,3}^{j+1} \quad \bar{T}_n^{j+1} \quad \bar{T}_{n+1}^{j+1} \}^T$, $b^j = \{ b_0^j \quad b_1^j \quad b_{1,1}^j \dots b_{n_1,1}^j \quad b_{1,2}^j \dots b_{n_2,2}^j \quad b_{1,3}^j \dots b_{n_3,3}^j \quad b_n^j \quad b_{n+1}^j \}^T$,

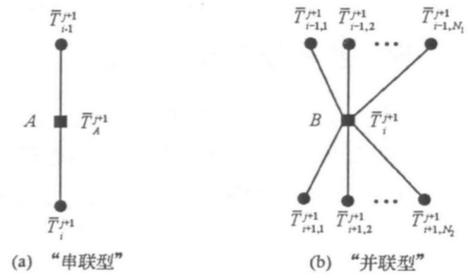


图 2 公共节点示意图

Fig. 2 Public node

$$K^j = \begin{bmatrix} 1 & k_{0;1}^j & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{1;0}^j & 1 & k_{1;1,1}^j & 0 & k_{1;1,2}^j & 0 & k_{1;1,3}^j & 0 & 0 \\ 0 & k_{1;1,1}^j & K_1^j & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{B;n_1,1}^j & K_2^j & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{1;2,1}^j & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{n_2,2;n}^j & 0 & 0 \\ 0 & k_{1;3,1}^j & 0 & 0 & 0 & K_3^j & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & k_{n;n_2,2}^j & 0 & k_{n;n_3,3}^j & 1 & k_{n;n+1}^j \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{n+1;n}^j & 1 \end{bmatrix},$$

$$K_i^j = \begin{bmatrix} 1 & k_{1,i;2,i}^j & & & \\ k_{2,i;1,i}^j & 1 & & & \\ & & \ddots & & \\ & & & \ddots & \\ & & & & k_{n_i-1,i;n_i,i}^j \\ & & & & & 1 \end{bmatrix}, \quad i = 1, 2, 3 \text{ 为三条热流通路的编号, } j \text{ 表示 } t_j \text{ 时刻。}$$

在给定材料、几何参数以及边界条件后,当已知 t_j 时刻中单元节点温度分布 \bar{T}^j , 采用方程(7)即可得到下一时刻 t_{j+1} 的单元节点温度分布 \bar{T}^{j+1} , 如此反复迭代求解, 就可以获得热防护系统的瞬态温度场。

3 计算结果与讨论

作者同时采用本文的模型与简单一维模型^[3], 编制程序计算了某MTPS在外边界温度为1200℃, 内边界绝热条件下的瞬态温度场, 并将计算得到的热防护系统最底端不同时刻温度作了对比(初始温度设为25℃)。另外, 还进一步分析了该系统的传热过程。

由图3可看出, 两种方法计算结果相近, 但存在差异。前一段时间内, 并联一维模型计算结果大于简单一维模型结果, 在后一段时间内, 并联一维模型计算结果小于简单一维模型结果。这正是由于并联一维模型考虑了支撑盒、密封盒对热防护系统传热的影响, 支撑盒、密封盒材料热导率远大于蜂窝板、隔热层材料, 在开始一段时间内对热防护系统底部温度影响起主要作用, 从而致使底部温度开始一段时间升高得较快。随着时间增长, 支撑盒、密封盒材料先于蜂窝板、隔热层材料达到稳态, 从而对底部温度的升高起了一定的抑制作用。

由各时刻温度响应曲线可以看出, 在开始时刻, 温度分布主要受初始温度分布控制。随着时间增长, 热防系统各热流通路温度均不断升高, 其中最底端在50s时约为30.6℃, 在200s时温度升高为100.1℃。

各热流通路传热速率不同, 通路iv导热慢, 通路㊸㊹导热快, 这是由于各热流通路的组成材料不同。通路iv的材料主要是隔热性能好、吸热量多的镍基高温合金蜂窝及纳米复合材料, 而通路㊸、㊹的材料则由热导率大的镍基高温合金、钛合金等金属组成。此外, 通路㊸与通路㊹在开始一段时间内, 其温度响应曲线基本重合, 这是因为两者材料的物理性能相近。但随着时间增长, 由于通路iv与通路㊸的

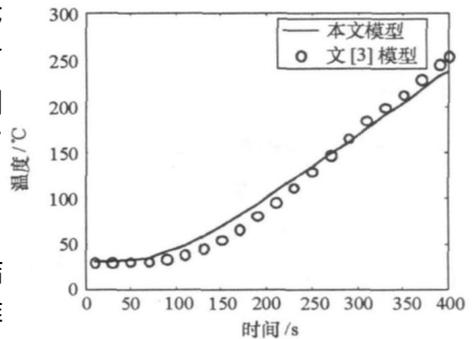


图3 热防护系统结构最底端温度变化曲线
Fig. 3 The history of temperature for the inner side of TPS

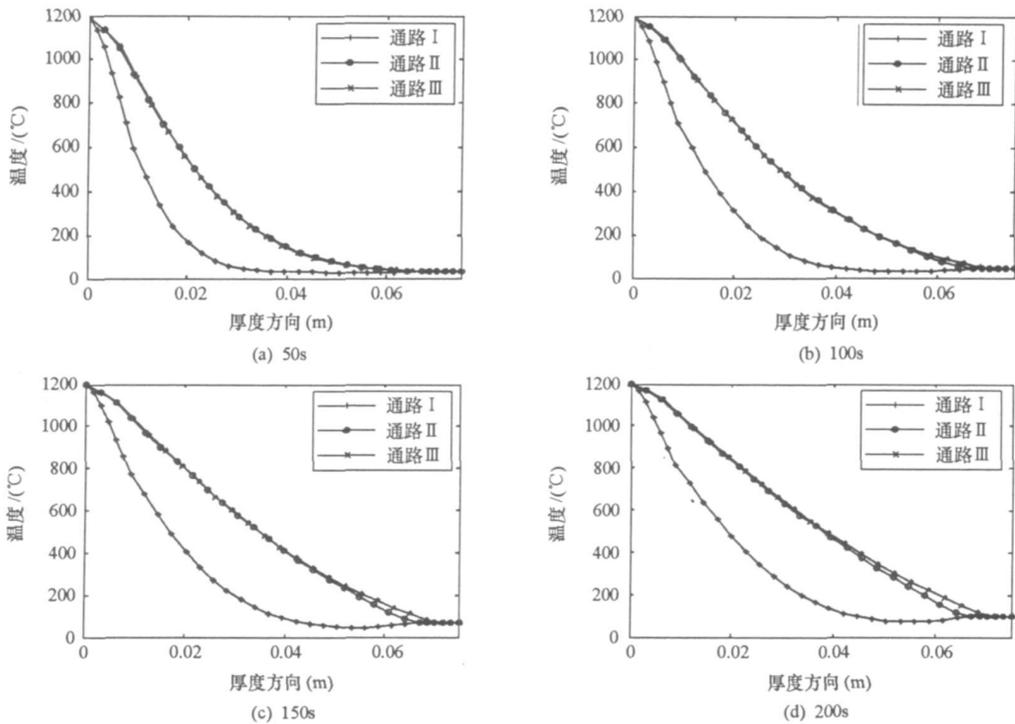


图4 热防系统结构温度响应曲线

Fig. 4 The temperature response for TPS

并联交汇点先于通路iv与通路④的并联交汇点, 通路⑤温度升高受到通路iv的制约逐渐明显, 因此, 从交汇点开始, 其通路后部温度值渐渐低于通路④中相应处温度值。由上分析可获知, MTPS 内部由于不同材料物理性能差异会导致各热流通路传热速率不同, 而且各通路的传热会通过公共节点相互影响、相互制约。

4 结论

(1) 通过两种模型计算结果的对比分析可知: 文中建立的并联一维热分析模型是合理可靠的;

(2) 金属热防护系统结构内部由于不同材料物理性能差异, 会导致其内部各热流通路导热快慢存在差异, 而且各通路之间会相互影响和制约, 这两者均会对热防护系统防热效果产生影响;

(3) 本文方法可以更真实、更准确地反映热防护系统的内部传热过程, 有助于提高热防护系统温度场模拟的正确性, 从而为热防护系统的优化设计提供更好的理论参考。

参考文献:

- [1] 苏芳, 孟宪红. 三种典型热防护系统发展概况 [J]. 飞航导弹, 2006(10): 57- 60.
- [2] 马玉娥, 孙秦, 李江海. RLV 金属热防护系统热分析方法进展 [J]. 航空制造技术, 2006(11): 38- 40.
- [3] 马忠辉, 孙秦, 王小军, 等. RLV 陶瓷热防护系统分析模型研究 [J]. 导弹与航天运载技术, 2003(3): 19- 24.
- [4] Chen R R, Blosser M L, Schmidt I H, et al. Advanced Metallic Thermal Protection System Development [R]. AIAA 2002- 0504, 2002.
- [5] Abu-Khajeel H, Potec C C, Hsu S Y. Preliminary Thermal-mechanical Sizing of Metallic TPS: Process Development and Sensitivity Studies [R]. AIAA 2002- 0505, 2002.
- [6] 熊焕. 重复使用运载器低温贮箱防热结构分析 [D]. 长沙: 国防科技大学, 2004.