

# 轻质点阵主动冷却壁板热流固耦合响应分析

罗树坤 宋宏伟 黄晨光 王曦 王一伟

(中国科学院力学研究所, 北京, 100190)

**摘要:** 提出一类以点阵材料为夹芯的新型轻质主动冷却壁板, 研究了  $Ma=6$  条件下的该壁板的流固耦合传热性能及热结构响应性能, 并从热防护、热强度和轻量化等几个方面与槽道式主动冷却结构进行了综合比较。采用三维流固耦合共轭传热数值计算方法, 考虑了几种典型的点阵夹层结构与冷却液动态换热过程的相互影响, 分析中考虑了碳氢燃料与合金材料热物理性质随温度的变化以及湍流换热, 求解获得了流体与结构的三维瞬态温度场, 并通过顺序耦合求解获得了结构的应力场。计算结果表明, 在相同的热环境下, 高孔隙率的轻质点阵夹层结构的流固界面换热性能远高于槽道式主动冷却结构, 因此结构的最高温度也较低, 同时应力集中问题也有所缓解。通过对不同构型的点阵夹层结构的比较发现, 胞元构型对其传热性能和结构应力应变有显著的影响。

**关键词:** 主动冷却; 点阵材料; 流固耦合; 热防护

中图分类号: V416.4 文献标识码: A 文章编号: 1006-3919(2012)02-0031-10

## Thermal-fluid-solid coupling analysis of light-weight actively cooled panel with lattice-framed material

LUO Shukun SONG Hongwei HUANG Chenguang WANG Xi WANG Yiwei

(Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

**Abstract:** A class of light-weight actively cooled panel made of lattice-framed material (LFM) core is proposed, and its heat transfer and thermal structure responses at Mach 6 are studied. A general comparison of thermal protection, thermal strength, and light-weight performance is made between the LFM panels and square-channel panel. A numerical method of 3D coupled fluid structure for the conjugate heat transfer is employed, and the interaction and dynamic heat transfer process of some typical LFM structures with the cooling fuel is investigated. Temperature variant behavior of thermal properties of both hydrocarbon fuel and alloy material is considered in the numerical model. The 3D transient temperature field of fluid and structures is firstly computed using the conjugate heat transfer model, and then the thermal stress of structures is obtained via sequential coupling method. The results show that in the same thermal environment, the heat transfer property of the fluid-solid interface of high porosity LFM panels outclass that of the square channel panel, therefore the maximum temperature of the structure is reduced and the stress concentration problem is mitigated. It is found that the cell configuration of LFM has significant influence

收稿日期: 2011-11-04; 修回日期: 2012-03-12

基金项目: 国家自然科学基金(91016025), 中国科学院重大项目及王宽诚基金会卢嘉锡青年人才奖资助

作者简介: 罗树坤(1986—), 男, 硕士研究生, 研究方向: 热结构分析与设计; (100190) 北京北四环西路15号中科院力学所。

on the heat transfer and thermal structure behavior of the active cooling panels.

**Key words:** active cooling; lattice-framed material (LFM); fluid-structure interaction; thermal protection

## 0 引言

在超燃冲压发动机研究中,目前关注较多的槽道式主动冷却结构还存在一系列问题:狭长、互不联通的冷却通道构型容易出现局部过热,形成燃料结焦、堵塞而使得传热发生恶化,进一步促使该区域形成局部高温的“热点”,同时强度迅速下降甚至丧失承载能力。此外,此类结构也很难满足轻量化设计要求。为此,探索具有更高换热效率、高比强度、高比刚度的新型主动冷却结构显得尤为迫切。多孔材料夹层结构具有轻质、高强、隔热、隔震等多功能性特点,是一类潜在的替代结构。Rakow 等人<sup>[1]</sup>研究了开孔泡沫金属夹层结构的传热性能和热屈曲性能,但泡沫金属用于主动冷却时存在压力损失过大、强度难以保证等缺点。点阵材料是一类新型多孔材料,国内外已有学者对它的传热性能、力学性能及流动特性开展了一些数值计算和试验研究,如 Evans 和 Hutchinson 等人<sup>[2-6]</sup>,卢天健等人<sup>[7-8]</sup>。然而,将点阵材料夹层结构应用于燃烧室主动冷却壁板尚缺乏严谨的论证,必须深入研究点阵结构与服役热环境之间的耦合传热关系及热结构响应。这涉及气动分析、燃烧分析、碳氢燃料流动分析以及内外流场耦合、热流固耦合等复杂问题。此外,碳氢燃料冷却液及合金材料热力学性能随温度显著变化,入口段与出口段雷诺数量级上的差异及流动的复杂性,都给相关研究带来了困难。

本文采用界面函数传递方法建立起燃烧室热环境下主动冷却壁板热流固耦合共轭传热数值模型,考虑了冷却剂和固体材料热物性能随温度变化行为以及湍流换热特性,进而采用顺序耦合热结构模型进行了热应力分析。简要讨论了槽道式主动冷却结构在传热性能和强度特性的不足之处,重点对三类典型胞元构型点阵夹层壁板的热结构响应进行了比较。

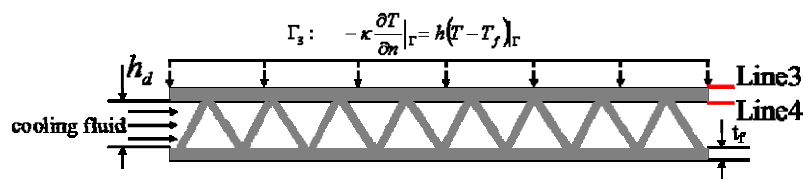
## 1 模型描述

### 1.1 几何模型及尺寸

本文研究了胞元为四面体、金字塔、Kagome 等三类典型的点阵夹层结构,如图 1 所示。图 1(a)为主动冷却壁板侧视图,上表面为燃气侧,图 1(b)和图 1(c)分别为三类典型点阵夹层结构示意图及代表性胞元示意图,表 1 列出了上述模型的几何尺寸。

表 1 几何模型尺寸(单位:mm)

模型	胞元高度 $h_d$	胞元特征 长度 $l_c$	支杆直径 $d_s$	面板厚度 $t_f$	面板长度 $L$	面板宽度 $W$
四面体	8	9.8	1.5	2	300	12
金字塔	8	11.3	1.5	2	300	12
Kagome	8	9.8	1.5	2	300	12



(a) 主动冷却壁板侧视图

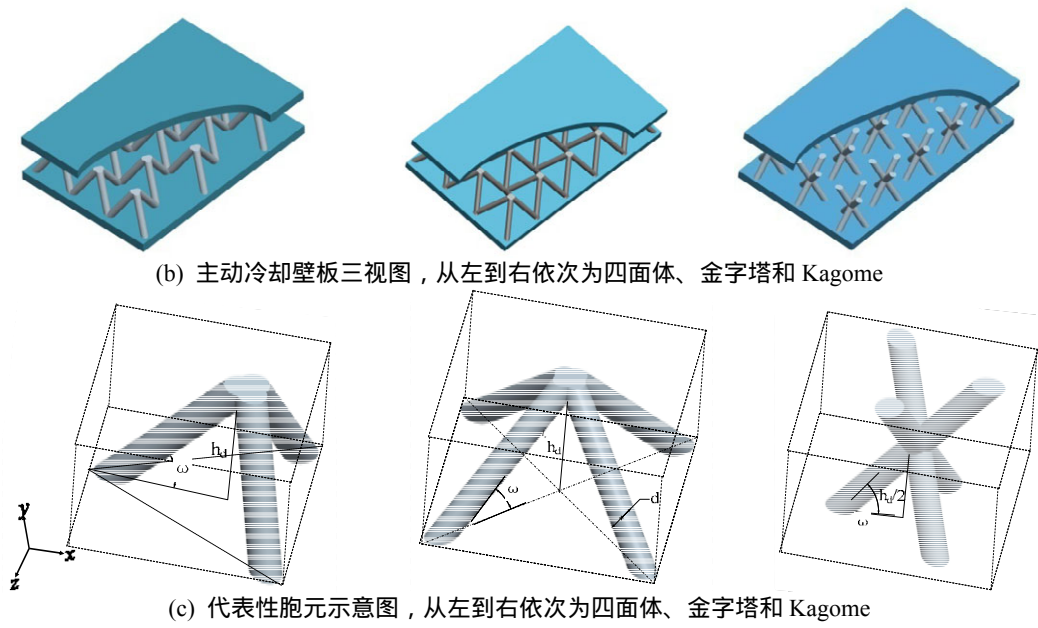


图 1 点阵夹层结构几何构型及其单胞示意图

图 1(c)中的四面体、金字塔及 Kagome 点阵材料的相对密度分别为

$$\bar{\rho}_{tetra} = \frac{\pi d_s^2 \sin \omega}{2\sqrt{3}h_d^2 \cos^2 \omega}, \omega = 54.7356^\circ \quad (1)$$

$$\bar{\rho}_{pyramid} = \frac{\pi d_s^2 \sin \omega}{h_d^2}, \omega = 45^\circ \quad (2)$$

$$\bar{\rho}_{kagome} = \frac{\pi d_s^2 \sin \omega}{2\sqrt{3}h_d^2 \cos^2 \omega}, \omega = 54.7356^\circ \quad (3)$$

为了便于横向比较，本文对三类点阵材料取相同的相对密度，因此选取的四面体和 Kagome 点阵材料具有相同的相对密度表达式。根据图 1 和表 1，可得相对密度均为 7.8%。

### 1.2 碳氢燃料及合金材料性能

用作冷却液的碳氢燃料受热后热物理与输运特性变化显著，在超临界区内传热强化，越过超临界区传热恶化，从而导致燃料对流换热特性发生突变，也给数值计算带来了困难<sup>[9-10]</sup>。在 400K~700K 范围内，航空煤油在 50bar 压力下的粘性系数、导热系数、定压比热容分布分别由以下拟合函数给出<sup>[9-10]</sup>

$$\mu = a_1 T^{b_1}, \quad a_1 = 724000, b_1 = -3.55 \quad (4)$$

$$\lambda = a_2 + b_2 T, \quad a_2 = 0.199, b_2 = -0.000197 \quad (5)$$

$$C_p = a_3 + b_3 T, \quad a_3 = 706, b_3 = 4.03 \quad (6)$$

点阵材料采用 304 不锈钢，其热物性与力学性能随着温度升高变化显著，主要性能见表 2。

表 2 304 不锈钢热物理性能及高温力学性能<sup>[11-12]</sup>

温度(K)	热导率 (W/m · K)	热膨胀系数(10 <sup>-6</sup> )	弹性模量(GPa)	屈服强度(MPa)
293	9.46	12.25	200	200
573	13.32	13.06	185.7	165
773	16.83	13.97	161.5	130
873	28.25	14.35	149.6	90
1073	21.95	15.6	120.41	70

## 2 数值计算方法

本文采用顺序耦合法,分别进行了流固耦合共轭传热计算和热结构响应计算。

### 2.1 流固耦合共轭传热计算方法

本文重点关注冷却通道的换热性能,因此对燃气侧采取了适当的简化。通过一维准则关系获得了燃气侧沿长度方向的换热系数  $h(x)$  和绝热壁温  $T_{aw}(x)$ ,其分布曲线见图 4(a)和(b),采用第三类边界条件加载

$$-\kappa \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma} = h(x)(T_{aw}(x) - T_w(x)) \quad (7)$$

式中,  $\kappa$  为材料导热系数,  $T_w(x)$  为结构壁温。主动冷却结构流固耦合共轭传热的物理机制包括冷却液的流动与传热、固体自身热传导以及固液界面共轭传热<sup>[13]</sup>,需分别进行数学建模。

#### 2.1.1 冷却液的流动与传热

将冷却液视为粘性不可压缩流体,采用标准  $k - \varepsilon$  湍流模型模拟流动行为,近壁区以壁面函数处理,采用基于雷诺平均的 NS 方程 (RANS 方程) 结合湍流模式的计算方法,其控制方程为

$$\frac{\partial U_i U_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \nu \left( \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \right] - \frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial x_j} \quad (8)$$

式中对称张量  $\overline{u_i u_j}$  表示  $u_i u_j$  对时间的平均,称为雷诺应力张量。雷诺平均连续方程为

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (9)$$

$k - \varepsilon$  湍流模型采用 Boussinesq 提出的湍流应力作用和粘性切应力作用相似的假定,得到湍流应力与平均速度梯度成正比,即

$$\overline{u_i u_j} = -\nu_t \left( \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) + \frac{2}{3} \delta_{ij} k \quad (10)$$

式中,  $\nu_t$  为湍流动力粘性系数,可由下式确定

$$\nu_t = c_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (11)$$

$k$  和  $\varepsilon$  的定义分别如下

$$k = \frac{1}{2} \overline{u_i u_i} \quad ; \quad \varepsilon = \nu \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} \quad (12)$$

关于  $k$  和  $\varepsilon$  的输运方程如下

$$\frac{\partial k U_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \varepsilon \quad (13)$$

$$\frac{\partial \varepsilon U_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + c_{\varepsilon 1} P_k \frac{\varepsilon}{k} - c_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (14)$$

式中,  $\sigma_k$ 、 $\sigma_\varepsilon$ 、 $c_{\varepsilon 1}$ 、 $c_{\varepsilon 2}$  是常数,其值由试验与计算比较得到,  $P_k$  为湍流动能生成项

$$P_k = -\overline{u_i u_i} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \quad (15)$$

2.1.2 固体导热

固体结构的传热由傅里叶导热方程控制

$$\rho_s C \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k_s \frac{\partial T_s}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_s \frac{\partial T_s}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_s \frac{\partial T_s}{\partial z} \right) \quad (16)$$

2.1.3 流固耦合边界的共轭传热

流固界面的共轭传热由冷却液与结构的瞬态传热关系决定，由温度和热流的连续性条件，在流固界面上有

$$T_s = T_f \text{ 和 } k \frac{\partial T_s}{\partial n} = \lambda \frac{\partial T_f}{\partial n} \quad (17)$$

式 (16) - (17) 中， $T_s$  和  $T_f$  分别为固体和流体温度， $\rho_s$  和  $\rho_f$  为固体和流体材料密度， $C$  为材料比热容， $k_s$  为固体材料热导率， $\lambda$  为流体材料热导率。

结构分析在 ANSYS 中求解，流体动力学分析在 CFX 中求解，流固区域的计算各自独立，在控制界面处通过数据传递实现耦合，求解流程如图 2 所示。

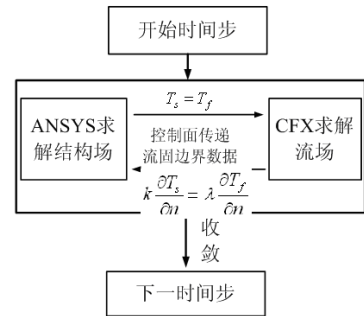


图 2 流固耦合共轭传热求解流程

2.2 热结构响应数值计算

通过热流固耦合计算获得温度场以后，可以进一步求解结构的应力场和变形场，其实质是求解给定弹塑性力学边界条件和初始条件的热弹塑性方程。

以增量形式表示的平衡方程为

$$d\sigma_{ij,j} + dF_i = 0 \quad (18)$$

式中， $\sigma_{ij}$  为应力张量， $F_i$  为体力。

几何方程为

$$d\epsilon_{ij} = \frac{1}{2} (du_{i,j} + du_{j,i}) \quad (19)$$

式中， $\epsilon_{ij}$  为应变张量， $u_i$  是位移矢量，对于小应变和简单加载情况，总应变由弹性应变、塑性应变和热应变构成

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^p + d\epsilon_{ij}^T \quad (20)$$

式中， $\epsilon_{ij}^e$  是弹性应变张量， $\epsilon_{ij}^p$  是塑性变形张量， $\epsilon_{ij}^T$  是热应变张量。根据材料的线性膨胀定律，热应变张量可表示为

$$d\epsilon_{ij}^T = \alpha_T \cdot dT \cdot \delta_{ij} \quad (21)$$

式中， $\alpha_T$  是依赖于温度的热膨胀系数， $\delta_{ij}$  是单位矩阵。弹性应变遵从虎克定律，塑性行为根据合金材料力学性能采用随动强化模型。

3 结果与讨论

3.1 数值计算与试验结果比较

文献[14]采用辐射加热装置对通有航空煤油的槽道式主动冷却壁板进行了对流传热试验研

究,其结构尺寸为 70mm×400mm,单根冷却通道的截面为 1.5mm×1.5mm。应用本文的数值计算方法,取单一的冷却通道进行建模,采用与试验相同的结构和工况开展了流固耦合共轭传热计算,并与试验结果进行比较 如图3所示。其中试验条件为:入口油温 441K,单根通道流量 2.48g/s,燃气侧热流密度 20.1W/cm<sup>2</sup>,入口油压 3.3MPa。图3中结构上表面及底面温度的数值计算与试验结果吻合得比较好,说明本文所采用的数值计算方法与建模策略是可行的。从图3来看,数值计算与试验结果的误差约为5%左右,在可接受的范围内。产生误差的原因主要有两个

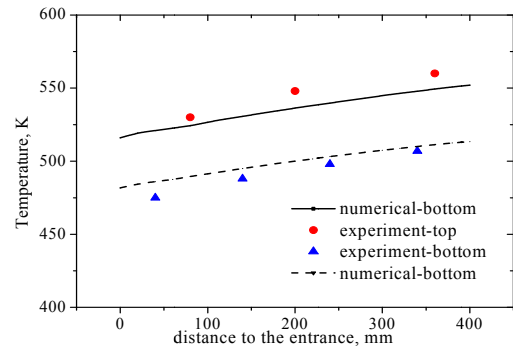


图3 槽道式主动冷却壁板结构壁温数值计算与试验结果<sup>[14]</sup>对比

方面:1)试验模型是包含 15 个冷却通道、汇流区及边界效应的复杂结构,而本文的数值模型是单个冷却通道的代表单元,虽能反映主要信息,但不能保证所有细节完全吻合,二者必然有一定的差异;2)本文所研究的复杂热环境下的流热固耦合行为,数值计算和试验测量都有一定难度,很难保证足够的精度<sup>[15]</sup>。

### 3.2 槽道式主动冷却结构计算结果

进一步对 Ma=6 条件下的槽道式主动冷却结构进行分析,燃气侧热边界条件,如图

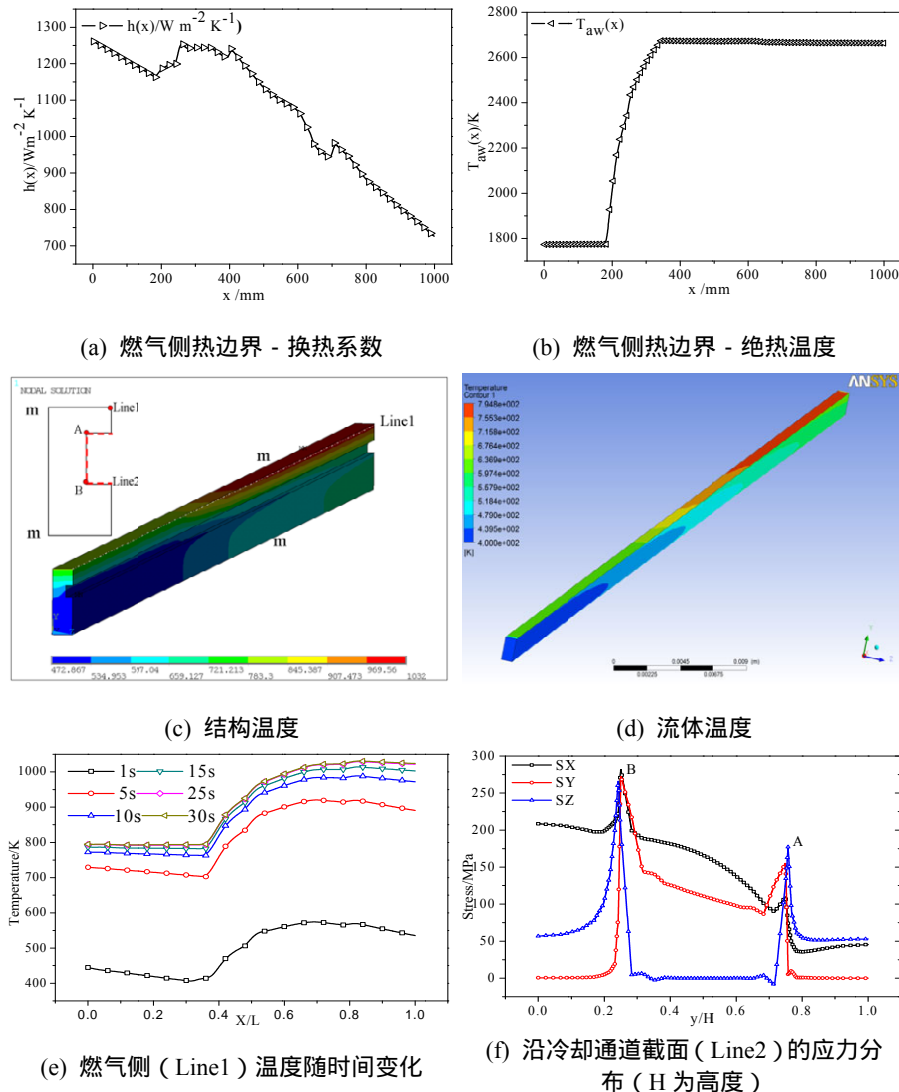


图4 槽道式主动冷却结构燃气侧热边界条件及计算结果

4(a), (b)所示<sup>[10]</sup>,本文取 0~500mm 段进行建模。入口油温为  $T_0=400K$ ,流速为  $u_0=5m/s$ ,出口

处设置参考压力为 0。固体和流体模型皆采用六面体划分网格，网格数分别为 60 万和 120 万。

图 4(c)和(d)为槽道式主动冷却结构和流体温度分布。图 4(e)为燃气侧壁温 (Line1) 随时间变化的曲线,它表明结构在 30 秒时刻基本达到了热平衡,结构最高温度位于燃气侧后端,为 1030K 左右。图 4(c)表明冷却液沿流向不断升温,出口端油温与入口油温相比升高了 300K 左右,这表明流体带走了由燃气侧输入的热量,起到了一定的冷却效果。图 4(f)为主动冷却结构  $M-M'$  截面沿冷却通道截面 (折线 Line2) 的热应力分布曲线,它表明在冷却通道的拐角处存在明显的应力集中现象,其中 A 点是薄板与带有槽道的壁板焊接处,强度一般较低。同时,A 点处又处于高温区 (约 800K~900K),材料的机械性能 (模量及强度) 下降显著,局部已达到塑性屈服,因此应力峰值比处于相对低温区 (约 500K) B 点要低一些。上述分析表明,槽道式主动冷却结构主要存在以下问题:1) 虽然起到了较好的冷却效果,但由于细长的冷却通道之间互不连通,在非均匀热流作用下容易发生燃料结焦和堵塞,导致局部区域丧失冷却效能而使温度升高和强度降低;2) 冷却通道四角处有显著的应力集中现象,可能导致焊接区域的破坏。

### 3.3 点阵夹层结构计算结果比较

对于本文研究的三类点阵结构,其边界条件与 3.2 节提到的槽道式主动冷却结构的边界条件相同,取 0-300mm 段进行建模。主要从以下几个方面对其性能进行比较分析。

#### 3.3.1 传热性能分析

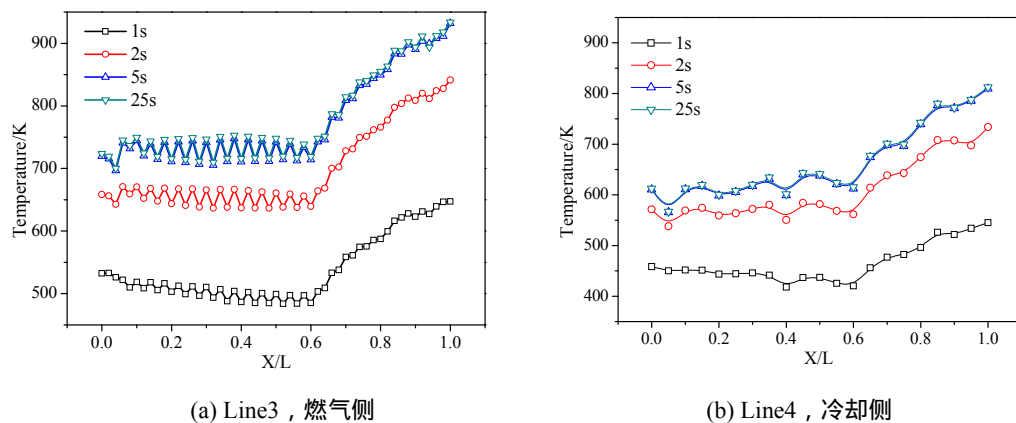
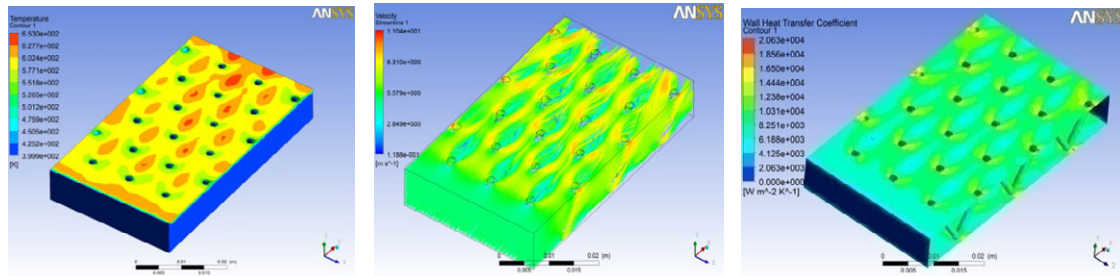


图 5 金字塔型点阵壁板沿路径瞬态温度分布

为了便于观察和比较结构温度分布,沿上面板内外两侧各取一条线 (如图 1a 所示),并沿路径提取节点温度。图 5(a)和图 5(b)是金字塔型点阵壁板沿 Line3 和 Line4 两个路径的温度随时间变化的曲线。图中曲线表明,壁板上面板两侧温度在 0~2 秒内上升很快,随后升温变缓,到第 5 秒基本达到了热平衡。图中结构前端温度变化很小,后端温度上升很快,这是由于燃气侧边界条件所导致的。图 5(b)曲线与图 5(a)比,温度低 120K 左右。

四面体点阵夹层结构部分流体温度分布云图如图 6(a)所示,呈有一定规律的马蹄形分布,流体绕支柱后端温度要高于绕支柱附近温度,这是由于在支柱附近绕流形成涡结构,支柱附近的区域的流速大于支柱后端区域的流速,与之相关的对流换热系数也随之增大。流速和换热系数分布如图 6(b),图 6(c)所示。



(a) 四面体结构流体温度 (b) 四面体结构流速分布 (c) 四面体结构壁面换热系数分布

图 6 四面体结构流体温度及流速、换热系数分布

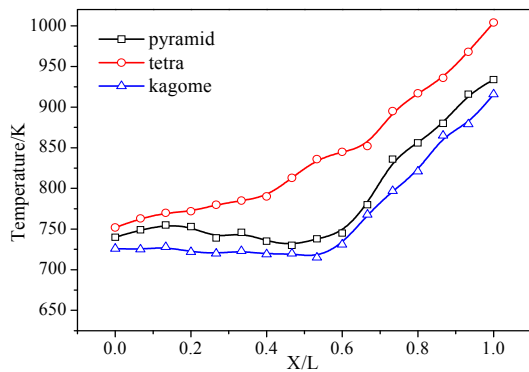


图 7 不同胞元构型沿 (Line3) 燃气侧壁面温度图

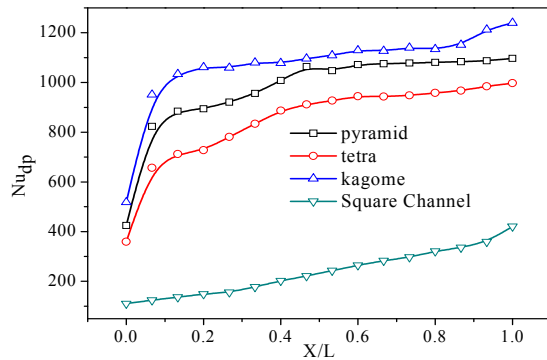


图 8 三种点阵结构及槽道式结构努塞尔数比较

图 7 是三种胞元构型点阵材料夹层结构沿燃气侧壁板 (Line3) 温度的比较, 在相对密度相同的条件下, 四面体构型点阵结构的壁面温度最高达到 1000K 左右, Kagome 结构的壁面温度最低, 金字塔型点阵结构温度略高于 Kagome 结构。对于传热性能的比较, 可以通过努塞尔数来表征流固界面的对流换热强度, 其定义为

$$Nu_{d_p} = \frac{h}{\lambda/l_c} \tag{22}$$

式中,  $h$  为对流换热系数,  $\lambda$  为流体热导率,  $l_c$  为胞元特征长度。图 8 为三种点阵结构及槽道式结构在流固交界面上的努塞尔数对比, 图中曲线表明, Kagome 点阵夹层结构努塞尔数最大, 其流固对流换热强度也最大, 其次是金字塔型和四面体点阵结构, 槽道式结构最低。点阵夹层结构的对流换热性能明显优于槽道式主动冷却结构, 其中 Kagome 结构尤为突出。

### 3.3.2 热应力分析

图 9 为三种点阵构型壁板的热应力计算结果, 三种构型的点阵结构应力水平相差不大, 在胞元与面板连接处均有应力集中现象。金字塔和四面体点阵材料均未发生塑性变形, 而 Kagome 点阵材料出现了局部塑性变形。图 9(d) 为 Kagome 塑性应变局部细节, 在面板与支杆连接处出现了不超过 1% 的塑性应变。主要是由于 Kagome 有较多的支杆与面板连接, 对结构的热变形产生了较强的约束作用, 使得热应变更多地转化为机械应变。



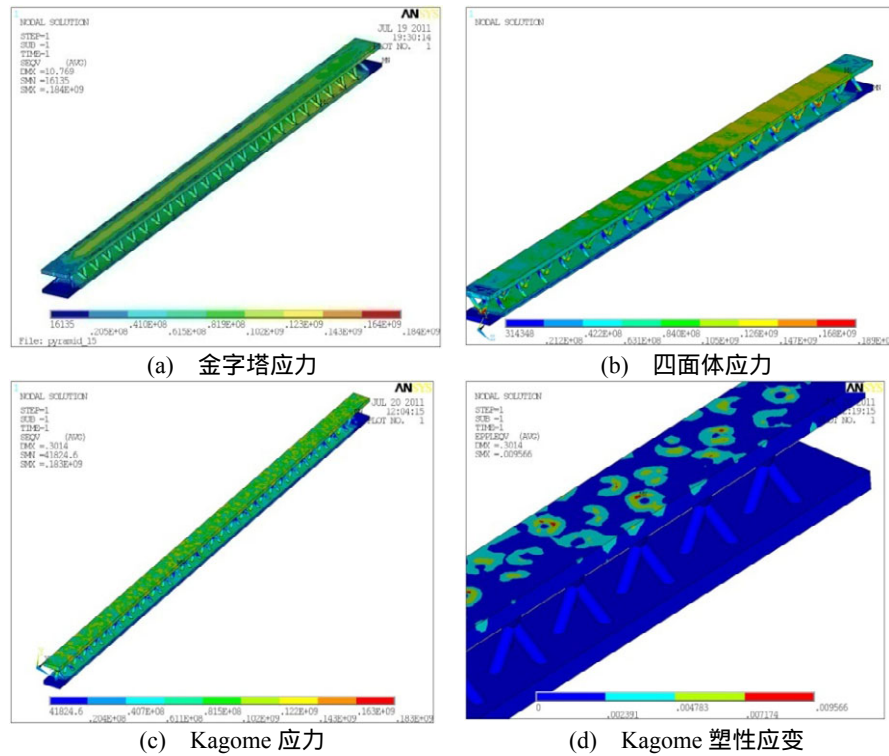


图 9 不同构型点阵壁板应力和 Kagome 结构局部塑性应变分布

### 3.3.3 综合性能比较

通过前面的结果分析，从轻量化、传热性能和强度性能等几个方面对不同构型的点阵夹层结构及槽道式主动冷却结构进行综合比较，如表 3 所示。点阵夹层结构具有较高的比强度和比刚度，因此其轻量化指标要显著优于槽道式主动冷却结构。此处，槽道式主动冷却结构的相对密度是去除面板后实体体积与总占用体积之比，与点阵材料相对密度计算方法一致。从传热的角度来说，点阵夹层结构尤其是 Kagome 结构，其对流换热强度明显大于槽道式主动冷却结构，从这几种结构的最高温度也可以看出点阵结构尤其是 Kagome 结构具有良好的热防护性能。对于热强度，点阵夹层结构和槽道式主动冷却结构都存在局部应力集中的现象，但无论是应力集中的区域还是应力水平，点阵夹层结构都小于槽道式主动冷却结构。因此，从轻量化、热防护以及热强度的角度来说，点阵夹层结构都具有较大的优势。

表 3 不同点阵结构及槽道式主动冷却结构综合比较

性能	指标	金字塔	四面体	Kagome	槽道式
轻量化	相对密度 $\bar{\rho}$	7.8%	7.8%	7.8%	57.1%*
热防护	对流换热强度 $Nu$	1100	900	1200	400
	结构最高温度 $T_{max}$	930K	1000K	910K	1030K
热强度	最大等效应力 $\sigma_e$	184MPa	189MPa	183MPa	275MPa
	塑性应变 $\varepsilon_p$	0	0	1%	4%

\*槽道式主动冷却结构的相对密度是去除面板后实体体积与总占用体积之比

## 4 结论

本文基于 FEM 和 CFD 模型建立起主动冷却流固耦合共轭传热计算方法,分析了  $Ma=6$  时燃烧室热环境作用下的点阵夹层结构以及槽道式冷却结构的传热性能及结构响应。分析中考虑了煤油冷却液的热物性变化、湍流换热特性及合金材料高温热力学性能等因素。研究表明,在燃烧室极端热环境下,槽道式主动冷却结构在热防护和热强度等方面均有一定的局限性,同时也很难实现轻量化设计;点阵材料夹层结构则在轻量化、热防护以及热强度等方面都具有良好的性能,有望成为一类综合性能优异的新型主动冷却壁板。点阵夹层结构单胞拓扑构型对其性能有较大影响,文中所研究的相对密度相同的三种胞元构型的点阵夹层结构,在传热性能以及热强度方面都存在较大差异,其中以 Kagome 胞元构型结构的性能表现最好。

后期工作将进一步探讨相对密度对点阵材料夹层结构主动冷却性能的影响。从计算结果来看,冷却液下部温度变化并不大,这说明可进一步优化点阵材料夹层结构,从而降低流量,充分发挥冷却液的效能。此外,还将开展点阵夹层结构的热流固耦合试验。

## 参考文献

- [1] Rakow J F, Wass A M. Thermal buckling of metal foam sandwich panels for actively cooled thermal protection systems[R]. AIAA-2004-1710.
- [2] S Chiras, A G Evans. (2002). The structural performance of near-optimized truss core panels [J]. International Journal of Solids and Structures 39 (2002) .
- [3] A G Evans, J W H. Multifunctionality of cellular metal systems [J]. Progress in materials science 43: 171-221.
- [4] A G Evans, J W H. Mechanisms controlling the durability of thermal barrier coatings [J]. Progress in materials science.
- [5] H Bart-Smith, J W H, A G Evans. Measurement and analysis of the structural performance of cellular metal sandwich construction [J]. International journal of mechanical sciences 43 (2001) : 1945-1963.
- [6] Hutchinson R. Kagome plate structures for actuation [J]. International Journal of Solids and Structures 40(25): 6969-6980.
- [7] Lu T J, T Kim. Contribution of vortex structures and flow separation to local and overall pressure and heat transfer characteristics in an ultralightweight lattice material [J]. International journal of heat and mass transfer 48(19-20): 4243-4264.
- [8] Wen T, J Tian, et al. Forced convection in metallic honeycomb structures [J]. International journal of heat and mass transfer 49(19-20): 3313-3324.
- [9] 宋宏伟, 纪科星, 黄晨光, 罗树坤. 主动冷却通道热流固耦合三维数值计算及构型应力分析[C]. 第三届高超科技会议, CSTAM 2010-0046.
- [10] Fengquan Zhong, Xuejun Fan, Gang Yu, et al. Heat transfer of aviation kerosene at supercritical conditions [J]. Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 2009. 23(3).
- [11] 张少棠, 等. 钢铁材料手册第 5 卷[M]. 中国标准出版社, 2001.
- [12] 罗德信, 吉玉, 等. 奥氏体不锈钢高温变形行为的研究[J]. 武钢技术, 1994(9): 57-60.
- [13] 张健, 黄晨光. 方形管耦合传热及管道热应力分布数值模拟[C]. 第一届高超科技会议, CSTAM-2008-0032.
- [14] 王永鹏. 航空煤油在三维冷却结构中的对流传热研究[D]. 中国科学院研究生院硕士学位论文, 2011.
- [15] 任青梅, 成竹. 可重复使用热防护系统实验验证技术概述[J]. 强度与环境, 2010, 37(6): 55-62.

(编辑 庞勤)