

# 耐热梯度功能材料的热应力研究进展

李永 张志民

马淑雅

北京航空航天大学固体力学研究所, 北京 100083 中国航天机电集团四部, 北京 100854

**摘要** 介绍了梯度功能材料的概念和开发背景, 回顾了近些年来在梯度功能材料热应力研究方面所取得的研究成果, 并对梯度功能材料的发展趋势作一展望. 着重论述了梯度功能材料在热应力分析领域的研究现状及其应用前景.

**关键词** 梯度功能材料, 材料设计, 性能评价, 热应力分析

## 1 引言

在航空航天技术领域里, 随着人们对结构综合质量的要求越来越高, 新材料、新工艺不断涌现, 陶瓷-金属梯度功能材料以其独特的优势展现出日益广泛的应用前景. 陶瓷-金属梯度功能材料是1987年由日本科学家新野正之、平井敏雄<sup>[1]</sup>等首先提出的新概念和新思想, 其两侧由不同性能的材料组成, 以对付苛刻的使用环境; 而中间部分的组成和结构又是连续变化的, 使其内部界面消失, 以减小和克服结合部位的性能不匹配因素. 国内外的经验都表明, 陶瓷-金属梯度功能材料对减小航天飞行器的质量、改进性能和提高战术技术性能指标有着重大的影响. 对新一代航天飞行器突破“小型化”、“轻质化”、“高性能化”和“多功能化”更有举足轻重的影响. 90年代初、中期, 美国用于这方面的研究经费, 每年在1.7~1.8亿美元之间. 陶瓷-金属梯度功能材料的成功应用, 使先进战略战术导弹的有效载荷与结构质量之比达到80%:20%, 并实现了小型化、被动滚控和强突防, 同时具有全天候能力和百米级命中精度. 因此, 这类材料在航空航天工程中有着广阔的应用前景和极高的使用价值. 另外, 在光学领域, 陶瓷-金属梯度功能材料已经用于非线性光电子材料, 通过把具有电光学、磁光学效果的材料加入到光学材料中的办法, 可以使新的光学部件和光记忆材料的制造成为可能. 动物的牙齿、骨头、关节等都是无机材料和有机材料的完美结合, 重量轻、韧性好、硬度高. 用陶瓷-金属梯度功能材料制作的牙齿、关节等, 可以较好地接近上述要求. 现在, 利用高性能的分离膜和催化剂, 将构造比较简单的化合物合成化学工业原料的研究已经进行, 研究中所使用膜、催化剂及反应容器, 都可以用陶瓷-金属梯度功能材料来制造. 陶瓷-金属梯度功能材料也非常适合制造电子元件, 通过调整材料的组成, 使其梯度化, 压电系数和温度系数等性能可以得到最恰当的分配, 漂移和噪音问题也可解决, 使性能得到提高. 更重要的是它将性能各异的材料按照设计的意愿在结构内部非均匀、连续地合成新型材料, 将新材料的研制带入了材料设计的更高层次.

收稿日期: 1999-11-29, 修回日期: 2000-06-14

现今国际上通称这类材料为 Functionally Gradient Materials, 简称 FGM. 由于具有均质和复层材料所不具备的许多优点, 故 FGM 已引起了国内外材料业和研究机构的极大兴趣和密切关注. 近年来, 世界上许多国家相继开展了对 FGM 的研究工作并取得了一定的进展.

由于高速飞行器要求材料具有高强、耐热、耐腐蚀、抗氧化性, 又要求有良好的热传导和易加工性. 过去解决的办法是在金属表面镀上陶瓷膜来满足这种性能要求, 但镀膜时两种材料结合处存在严重的界面效应. 而 FGM 是指沿着某一方向其物理、化学、生物等单一或复合性能发生连续或阶梯变化, 以适应不同环境, 实现某种特殊功能的先进材料. FGM 这种非均匀材料一般分别由能承受极高温度的工程陶瓷和能承受机械载荷的金属复合而成, 构成 FGM 组分的显微结构 (陶瓷、金属、无机或有机物, 纤维和显微气孔等) 不仅是连续分布, 而且是可以控制的. 从宏观上看, 各组分材料的体积含量在空间位置上是连续变化的, 因此其复合材料的热物性参数是空间位置的函数, 与传统的复合材料层合板相比, 由于这类材料的力学和热学参数没有突变, 可缓解应力集中并优化热应力分布, 见图 1 所示.

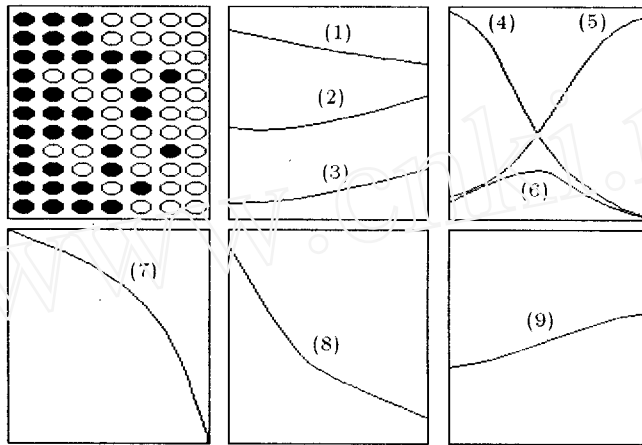


图 1 陶瓷 - 金属梯度功能材料结构及性能参数分布简图

- 陶瓷, ○金属, (1) 弹性率, (2) 导热率, (3) 热膨胀率, (4) 超耐热性能, (5) 机械强度
- (6) 热应力缓和作用, (7) 陶瓷 - 金属相对分布浓度, (8) 温度分布, (9) 使用环境应力

## 2 FGM 制备的概况及典型方法

### 2.1 FGM 制备的概况

材料的性能取决于工艺方法及内部结构, 对 FGM 必须采取有效的制备技术来保证材料的设计, 有关 FGM 制备的几种方法概述如下:

(1) 化学气相沉积法 (CVD), 是通过两种气相均质源输送到反应容器中进行均匀混合, 在热基板上发生化学反应并沉积在基板上.

(2) 物理蒸镀法 (PVD), 是通过物理法使源物质加热蒸发而在基板上成膜的制备法.

(3) 等离子喷涂法, 采用可调组分的喷涂装置, 精确控制等离子喷涂成分来合成材料.

(4) 颗粒梯度排列法, 将不同混合比的颗粒在成型时呈梯度分布, 再压制烧结.

(5) 自蔓延高温合成法 (SHS), 是利用粉末间化学放热反应产生的热量和反应的自传播性使材料烧结和合成的制备法. 前几种方法大多只能制造梯度涂层, 只有自蔓延燃烧合成技术可以制作 FGM 整体大型结构件.

## 2.2 FGM 制备的典型方法 —— 自蔓延高温合成法 (Self-Propagation High-Temperature Synthesis)

FGM 是一种组分、结构和物性参数都呈连续性变化或阶梯性变化的复合材料。由于金属和陶瓷在力学和热膨胀性质上的巨大差异, 当采用自蔓延高温合成 (SHS) 技术合成陶瓷 - 金属梯度功能材料时, 材料内部会产生很高的 (残余) 热应力, 导致金属侧、金属基陶瓷颗粒弥散梯度层和金属 - 陶瓷渗流梯度层产生塑性变形, 从而呈现出非线性性质。SHS 法是利用放热反应自身所释放的能量来促成合成反应不断地进行。自蔓延燃烧一经点燃, 就可达  $2000^{\circ}\text{C}\sim 5000^{\circ}\text{C}$  高温, 反应速率很快, 在分秒之间, 因此无需高温加热设备。用 SHS 法制备的陶瓷及复合材料优点是节能高效, 工艺简单, 合成的材料有较高的活性。图 2 为 SHS 技术的模拟图, 燃烧波自左向右进行, 在燃烧波的后面存在着高温合成区, 在其后面是预热区, 作用是提供热量, 以引发和维持其次的反应。虽然这项技术在我国刚刚起步, 但因其具有一系列的优点, 故其发展速度相当惊人。

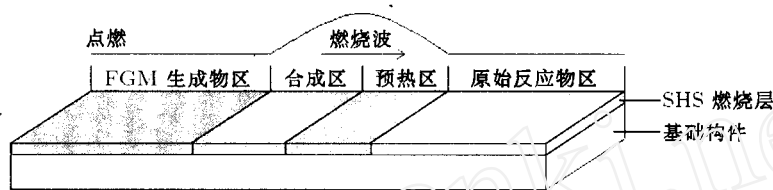


图 2 SHS 燃烧技术模拟图

## 3 FGM 的设计及评价

FGM 的设计过程为: 由指定的材料结构形式及受热环境, 得出热力学边界条件; 从已有材料合成及性能的数据库中, 选择有可能合成的金属 - 陶瓷材料组合体系及制备方法; 假定金属相、陶瓷相及气孔间的组合比与分布规律, 用材料微观组织混合数值算法得出材料结构的等效物理参数; 利用热弹性理论及计算数学方法, 对选定材料结构组成的梯度成份的分布函数进行温度分布模拟和热应力模拟并加以校核, 寻求最优设计的组成分布形状及材料体系。获得的结果提交材料制作部门进行梯度材料合成, 合成的材料经过性能评价再反馈到材料设计部门。刘书田等<sup>[2]</sup>提出了基于均匀化理论的 FGM 优化设计方法, 其利用均匀化理论建立复合材料宏观性能与微结构表征量之间的关系, 通过数学规划技术确定微结构表征量沿梯度方向的分布规律。结果表明: 在 FGM 设计与制备中, 分层数量对材料功能 (应力缓和) 有较大影响, 但存在一个使得这种影响饱和的数值。因此, FGM 可适当分层, 而不必选用很多层。

设计及制备的 FGM 是否具有耐热材料性质, 必须进行热应力缓和性能评价。由于 FGM 内部的弹性模量、热导率等物性参数随部位而变化, 需在预定混合比分布下进行热传导和热应力分析, 最终确定最佳的材料组合和浓度分布。对于材料的性能评估技术, 国内外开发了五个方面的评价技术: (1) 高温力学强度评估技术; (2) 耐热冲击评估技术; (3) 热疲劳性能评估技术; (4) 局部热应力的定量评估技术; (5) 隔热性能评估技术。研究部门建立了 FGM 数据库, 对材料性能评价方法进行标准化。图 3 是 FGM 设计的流程图。

从上述框图可以看出, 设计的核心工作内容主要有三部分:

- (1) 选择适当的梯度函数使 FGM 烧蚀规律满足总体控制要求;
- (2) 对 FGM 进行特性估算;
- (3) 计算 FGM 温度场及热应力。

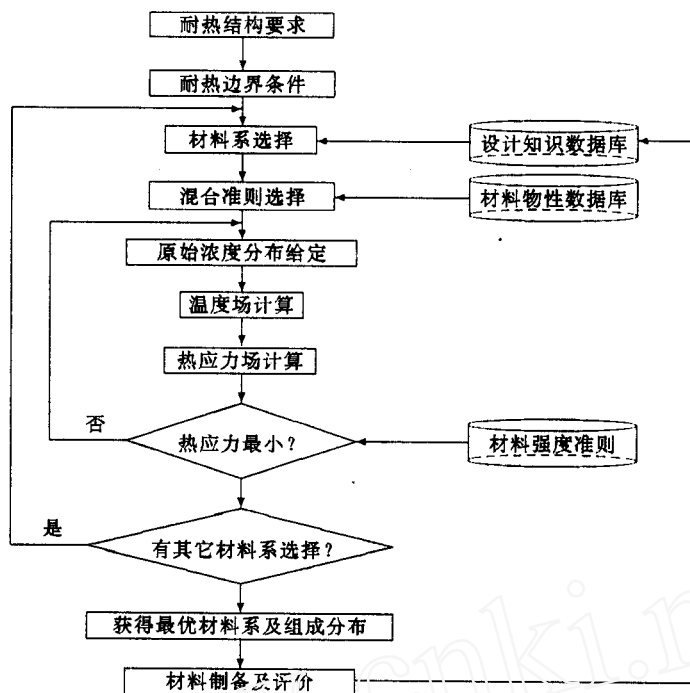


图 3 FGM 的研制及设计流程图

## 4 FGM 的热应力分析理论

### 4.1 FGM 当量热导率的计算方法

由于在 FGM 中热传导机理是极其复杂的, 对于热导率的定量分析是必要的. 范秋林等 [3] 提出了 FGM 当量热导率的概念, 并推导了当量热导率的计算方法, 研究了 FGM 的成分、组织和结构设计, 得到成分分布曲线为  $p(x)$  的单位厚度的金属 - 陶瓷 FGM 的当量热导率的计算公式

$$K_{\text{equi}}^{p(x)} = 1 / \left[ \int_0^1 \frac{dx}{K_{\text{rel}}[p(x)]} \right] \quad (1)$$

$p(x)$  表示 FGM 中距离表面  $x$  处的某一点或某一平行于表面或背面的纵截面的金属相含量.

$K_{\text{rel}}[p(x)]$  是含量为  $p(x)$  的金属相和含量为  $[1 - p(x)]$  的陶瓷相所组成的金属 - 陶瓷复合物的相对有效热导率, 它反映了该金属 - 陶瓷复合物的相对有效热导率与金属相含量之间的关系及其变化规律.

$K_{\text{equi}}^{p(x)}$  是成分分布曲线为  $p(x)$  的单位厚度的 FGM 的当量相对有效热导率, 它只有针对具体的成分分布曲线  $p(x)$  才有物理意义, 它与  $p(x)$  之间的关系可以用式 (1) 来表示.

该公式的确立在一定程度上可以指导 FGM 的成分、组织和结构设计, 以及性能评价.

### 4.2 FGM 的热应力线弹性分析

日本学者若岛健司等 [4] 假定 FGM 结构为一薄平板, 考虑其一维非定常热传导热应力, 薄板的中面为基准面, 即  $x$  轴 -  $y$  轴平面, 板厚方向为  $z$  轴. 假定结构为平面应力状态, 结构面内为各向异性的情况.

当该热应力问题的弹塑性解析微分形式为线性时, 且热膨胀变形为塑性, 则面内微分关系

为

$$d\varepsilon(z, t) = S^e(z)d\sigma(z, t) + \alpha(z)d\Theta(z, t) + d\varepsilon^0(z, t) \quad (2)$$

其中,  $S^e = (1 - \nu)/E$  ( $E$ : 弹性模量,  $\nu$ : 泊松比),  $\alpha$  为线膨胀系数,  $\Theta(z, t)$  为相对于基准面的非定常温度差 ( $\Theta = T - T_R$ ), 式中  $\varepsilon^0$  为基准面 ( $z = 0$ ) 的面内曲率. 从而得出一维的热传导方程式

$$c(z)\rho(z)\frac{\delta T}{\delta t} = \frac{\delta}{\delta z} \left\{ \lambda(z)\frac{\delta T}{\delta z} \right\} \quad (3)$$

其中,  $c(z)$  为比热,  $\rho(z)$  为密度,  $\lambda(z)$  为热传导率.

储双杰<sup>[5]</sup>对无限大平板采用有限元法作离散化处理计算, 对于平板在热应力作用下的弯曲变形、服从 Kirchhoff 假定时, FGM 平板内部的应力分布通常可用下式表示

$$\sigma(z) = \frac{E(z)}{1 - \nu(z)} [C_1 + C_2 - \alpha(z)\Delta T(z)] \quad (4)$$

式中常数  $C_1, C_2$  是由面内变形和面外变形的边界条件决定的, 特别是当把面内变形和面外变形作为自由变形时, 可得到与经典层压板理论相同的解.

冉均国等<sup>[6]</sup>针对 FGM 的不均匀性, 在平面应力基础上进行热弹性理论推导, 提出了梯度薄膜材料的设计原则, 结果表明: (1) 梯度薄膜的热应力极值由组成 FGM 成份的物性决定, 组成分布系数只影响热应力的变化趋势. (2) 提出了梯度薄膜材料设计的热应力判据, 梯度薄膜材料的设计应依据于热应力极值的分布和变化趋势.

翟鹏程等<sup>[7]</sup>研究了 FGM 在承受热冲击载荷作用时的动态热应力分析模型问题. 研究结果表明: (1) FGM 的热学性能 (热导率和热容) 随温度变化的特性对材料动态响应的影响比对动态温度的影响更大, 即使在低强度热冲击、对温度相应的影响较小的情况下, 它对动态热应力的影响也是不可忽略的. 因此, 在进行 FGM 的优化设计时, 必须采用变物性动态温度响应分析模型进行分析. (2) FGM 的力学性能 (弹性模量、泊松比和热膨胀系数) 随温度变化的特性对材料的动态热应力相应的影响 (包括最大热应力、最大拉应力和最大拉应力的发生位置等) 极为显著, 由于 FGM 本身的特点决定了它的力学性能必然与温度相关, 因此, FGM 的优化设计必须建立在变物性动态热应力响应分析模型的基础上.

日本东北大学教授川崎亮和渡边龙三<sup>[8]</sup>用有限元法分析了线弹性条件下不锈钢 -Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> 和 W-ZrO<sub>2</sub> 系 FGM 的残余热应力. 设定的温差为 1400°C, 弹性常数和热膨胀系数均按线性混合率计算而得, 通过对成份按阶梯状分布的圆柱状试样中的残余热应力分析表明: 梯度层的存在可明显降低残余热应力; 细化梯度层对缓和热应力有一定效果, 但梯度层数目达到一定值后, 缓和热应力的效果将明显减弱; 梯度层数目的增加可有效降低残余热应力; 对 W-ZrO<sub>2</sub> 系 FGM, 最佳梯度成份指数  $p$  应取 0.4.

Drake 和 Williamson<sup>[9]</sup>应用该模型研究了圆柱状 FGM 试样的梯度层厚度和成份分布的变化对应力、应变的大小及分布的影响. 随梯度层厚度的增加, 应力、应变的峰值成线性下降趋势; 梯度指数  $p$  增大, 轴向应力降低, 当  $p$  达到 3.0 时, 轴向应力降至最低值, 最优梯度层厚度和梯度指数分别应为 8 mm 和 3.0.

美国犹他大学学者 Ravichandran<sup>[10]</sup>依据经典弹性力学理论导出了线弹性条件 FGM 残余热应力的解析计算式, 并对 Ni-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 系 FGM 的残余热应力进行了研究. 结果表明: (1) 线性成份梯度的 FGM 的残余热应力最小; 当成份曲线为凸状时陶瓷层存在残余拉应力; 反之, 为残余压应力. (2) Ni 和 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 的弹性模量和热膨胀系数随温度的变化对残余热应力的影响不大. (3) 增加梯度层数目可明显降低残余热应力. (4) 为了降低陶瓷层中的残余拉应力, 应尽可能减小纯陶瓷层厚度.

### 4.3 FGM 的热应力非线性分析

由于 FGM 材料参数的非均匀性,使得描述问题的控制方程为非线性,对于一些比较典型的结构(如板、壳),其材料参数沿厚度方向变化,在进行热应力分析时,通常采用层合结构模型,例如, Thangjitham<sup>[11]</sup> 等对各向异性多层介质的稳态热应力分析; Tanigawa<sup>[12,13]</sup> 对无限长的梯度功能材料板沿厚度方向的一维非正常热应力进行非线性弹塑性分析.他们假设板水平方向无限长,应变沿厚度方向的变化为线性的,求出了应力分布的近似解.

王保林等<sup>[14,15]</sup> 研究了非均质 FGM 中含有多个裂纹的非线性动态断裂力学问题.假设功能梯度涂层底面  $y = h_m$  处为纯金属,顶面  $y = h$  处为纯陶瓷,从  $y = h_m$  到  $y = h$  剪切模量和质量密度的变化为

$$G(y) = G_c + (G_m - G_c) \left[ 1 - \frac{y - h_m}{h_c} \right]^{q_1} \quad (5)$$

$$\rho(y) = \rho_c + (\rho_m - \rho_c) \left[ 1 - \frac{y - h_m}{h_c} \right]^{q_2} \quad (6)$$

其中,  $q_1, q_2$  为非均匀性参数;  $h_c = h - h_m$ .

他们应用刚度矩阵法和 Fourier 变换,在 Laplace 域内得到了裂纹尖端的动态热应力强度因子和能量释放率,从而分析了材料参数对热应力强度因子的影响.其方法具有以下特点:(1) 多个垂直于厚度方向的裂纹;(2) 材料可以为正交各向异性;(3) 考虑了惯性效应.

Erdogan 等<sup>[16]</sup> 对稳态热载下平行于梯度方向的裂纹的断裂力学分析, Jin<sup>[17,18]</sup> 等人对垂直于梯度方向的裂纹的热应力分析,以及 Nemat-Alla<sup>[19]</sup> 对热膨胀系数具有二维不均匀性的介质的边缘问题的研究,均将热物性参数假设为坐标方向的指数函数,由此得出的控制方程仍为常系数,可以用 Fourier 变换法化为奇异积分方程. Hata<sup>[20]</sup> 对半无限体的热应力分析将材料参数假定为坐标的幂函数.

目前国内外开展的工作大多限于一维 FGM 的性能与制造工艺研究.其梯度函数一般形式为  $y = f(x) = (x/a)^p$ , ( $x < a$ ), 其中  $y$  表示 FGM 中陶瓷成分的百分含量.即对于某一厚度为  $a$  的板材,可选择不同的指数  $p$  值使结构组份按不同的规律曲线变化.

对于二维与三维 FGM,如何选择梯度函数及  $p$  值则是一个十分复杂的问题.结合使用要求与工艺上的可实施性,我们初拟了一个梯度函数  $f(A) = \left[ \frac{1}{3}(x/e + y/f + z/g) \right]^p$ , 其中  $e, f, g$  分别为构件的宽度、高度与厚度.

由于 FGM 的组份是随着坐标变化的,因而它属于非均质材料,即表征其基本性能的弹性特征参数(不是常数)如密度、热导率、线膨胀系数、弹性模量等应随 FGM 材料的不同部位坐标变化,同时又随温度非线性地变化,这是一个非常复杂的非均质、非线性材料与力学问题.物体的合力:  $\sum \partial \sigma_{ij} / \partial x_i + F_I = \partial E_{ij} / \partial x_i \cdot (\partial \varepsilon_{ij} / \partial x_i) + F_I$ , 其中的  $\partial E_{ij} / \partial x_i$  项也不为零.

对于非均质材料且材料性质随温度变化的情况,设各梯度层中陶瓷的体积分布规律为

$$Y = [nf(x)/z]^m \quad (7)$$

式中,  $Y$  是任意梯度层中陶瓷的体积分数,  $n$  是相应梯度层的位置,  $f(x)$  是数据库陶瓷材料分布函数,  $z$  为梯度层纵向坐标位置,  $m$  是组分分布规律指数(对于不同的  $m$  值,将有不同的组分分布规律).

王继辉等<sup>[21]</sup> 用非线性有限元法分析 FGM 的热弹塑性行为时,梯度层的热弹塑性应力-应变关系如下:

在弹性区

$$\Delta\{\sigma\}^i = \{D\}^i(\Delta\{\varepsilon\} - \Delta\{\varepsilon\}_T) \quad (8)$$

在塑性区

$$\Delta\{\sigma\}^i = \{D\}_{ep}^i(\Delta\{\varepsilon\} - \Delta\{\varepsilon\}_T) \quad (9)$$

式中,  $\{D\}^i, \{D\}_{ep}^i$  为第  $i$  梯度层的宏观弹性和弹塑性刚度矩阵,  $\Delta\{\varepsilon\}_T$  是由温度引起的热应变增量,  $\Delta\{\varepsilon\}_T = \{\alpha\}^i \Delta T$ ,  $\{\alpha\}^i$  为第  $i$  层的热膨胀列阵. 等效节点热载荷为:

在弹性区

$$\Delta T^e = \int (B)^T \{D\}^i \Delta\{\varepsilon\}_T dV \quad (10)$$

在塑性区

$$\Delta T^e = \int (B)^T \{D\}_{ep}^i \Delta\{\varepsilon\}_T dV \quad (11)$$

平衡方程式为

$$[K] \Delta\{\delta\} = \Delta\{T\} \quad (12)$$

式中  $[K]$  为结构的切线刚度矩阵.

为了计算耐热 FGM 的热应力, 首先需要根据梯度层的微观结构特征用微观力学方法计算梯度层的等效性质. 由于 FGM 具有微观结构连续变化 (从颗粒弥散结构到渗流结构再到颗粒弥散结构) 的特征, 其热应力计算结果不仅依赖于梯度层的性能而且依赖于微观力学预测方法; 不同的预测方法可能导致不同的计算结果. 为了评价不同微观力学方法的有效性, 许多学者提出了一些理论. 对于颗粒增强弥散型复合材料, Weng<sup>[22]</sup> 最近发展了一种微观力学理论预测复合材料的宏观弹塑性性质. 该理论基于 Mori-Tanka 平均场理论、Eshelby 等效原理和 Hill 的多晶体塑性理论, 假定金属基体服从塑性变形理论. 该理论给出了 FGM 的割线体积模量、割线剪切模量的预测公式. Nan<sup>[23]</sup> 等人用近期发展的自洽弹塑性微观力学方法研究了 FGM 的热弹塑性性能. 该理论假定金属基体的弹塑性性能服从塑性变形理论, 由此导出 FGM 的割线体积模量、割线剪切模量的预测公式如下

$$\left. \begin{aligned} (1-f) \frac{k_1 - k^{s*}}{3k_1 + 4\mu^{s*}} + f \frac{k_2 - k^{s*}}{3k_2 + 4\mu^{s*}} &= 0 \\ (1-f) \frac{\mu_1 - \mu^{s*}}{\mu_1 + \nu^{s*}} + f \frac{\mu_2 - \mu^{s*}}{\mu_2 + \nu^{s*}} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

式中,  $\nu^{s*} = \mu^{s*}(9k^{s*} + 8\mu^{s*})/6(k^{s*} + 2\mu^{s*})$ ,  $k^{s*}$  和  $\mu^{s*}$  分别为复合材料的割线体积模量和割线剪切模量,  $k_1$  和  $k_2$  分别为基体和增强相的弹性体积模量,  $\mu_1$  和  $\mu_2$  分别为基体和增强相的弹性剪切模量. 陶瓷-金属 FGM 的热膨胀系数按热弹塑性微观力学理论分析<sup>[8]</sup>, 可表征为

$$\alpha^* = \alpha_1 + (\alpha_2 - \alpha_1) \frac{k^* - k_1}{k_2 - k_1} \frac{k_2}{k^*} \quad (14)$$

式中  $\alpha^*, \alpha_1$  和  $\alpha_2$  分别为复合材料、基体和增强相的热膨胀系数,  $k^*$  为复合材料弹性体积模量.

对于各点处的材料等效物理性能如何取的问题, 王继辉等<sup>[21]</sup> 用了三相微观力学平均场理论, 其等效弹性常数的计算公式为

$$\left. \begin{aligned} K &= K_0 + K_0 \frac{a}{1 - h_0 a} \\ \mu &= \mu_0 + \mu_0 \frac{b}{1 - h_0 a} \\ \alpha &= \sum \frac{C_r K_r \alpha_r}{h_r [K_0 + h_0 (K_r - K_0)]} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

其中  $K, \mu, \alpha$  是梯度层的等效体积模量、剪切模量和热膨胀系数, 详见文献 [21].

王继辉等 [21] 对金属 - 陶瓷 FGM 的稳态热弹塑性行为进行了研究, 他们采用平均场和自洽弹塑性微观力学方法预测了金属 - 陶瓷 FGM 的非弹性性能, 并用非线性有限元法计算了材料制备过程中的热弹塑性应力. 结果表明, 基于平均场理论和自洽理论计算的金属 - 陶瓷 FGM 的热弹性应力和热弹塑性应力结果基本一致, 同时由这两种微观力学理论计算的最大 von Mises 等效应力所确定的 FGM 的最优组成分布也基本一致; 对于不同的分布指数, 金属 - 陶瓷 FGM 的热弹塑性应力明显低于热弹性应力, 即 FGM 的热弹塑性性质对 FGM 的热应力有明显的缓和作用; FGM 的热弹塑性可以改变金属 - 陶瓷 FGM 中的热应力分布规律和最大拉应力位置, 因此可根据热弹塑性分析结果, 合理进行 FGM 设计与制备 [24].

张宝生等 [25] 推导出基于脆性材料临界应力理论的 FGM 抗热冲击阻抗的数值表达式, 利用非线性有限元分析程序对 Al-Ti 系金属间化合物 FGM 耐热冲击性能进行了数值模拟. 结果表明: 激光热冲击下热应力的变化是由压应力向拉应力的转变过程, 裂纹产生是由于拉应力超过材料极限强度所致, 通过优化设计, 改变梯度分布, 可以提高材料抗热冲击性能.

Giannakopoulos 等 [26] 用解析法对处于周期性变温条件下的 FGM 弹塑性变形机理进行了研究, 通过对典型的梁和板状 FGM 试样的分析, 建立了处于周期性变温环境中的 FGM 热应力变化过程、塑变起始发生位置和塑变积累的一般理论. 并通过量纲分析获得了不同组合条件下 FGM 热弹性和热弹塑性变形发生的临界条件. 因为在纯金属 Ni 层或 FGM 层发生塑性变形的起始位置对 FGM 残余热应力的重新分布起着至关重要的作用, 所以作者构造了一个函数用以确定 FGM 层厚度对塑变起始发生位置的影响. 同时 Giannakopoulos 通过对处于周期性变温环境中的弹塑性 Ni-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> FGM 应力、应变的有限元分析表明, FGM 不仅能降低残余热应力, 而且能减小塑性应变积累速率, 降低塑性应变变量, 因此, FGM 比非梯度材料具有更好的耐热疲劳性能.

Willamson [27] 也用有限元分析了 Ni-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 系 FGM 的应力、应变的大小及分布状况, 以评价梯度层缓和热应力的效果. 有限元分析结果表明: ① 梯度层对缓和热应力有显著作用. ② FGM 缓和热应力的效果因试样几何结构不同而不同, 在线弹性条件下, 几何效应不明显. ③ 在非线弹性条件下, 几何效应对 FGM 的热应力影响很大. 因此, Willamson 认为, 在评价 FGM 缓和热应力的效果时, 为了使得分析结果更为精确可靠, 考虑非线性变形的影响非常必要.

李臻熙等 [28] 通过对 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Ti 系 FGM 制备过程中产生的残余热应力的有限元分析, 获得以下结果: (1) 梯度层数目的适当增加, 可有效的降低残余热应力. 最佳梯度中间层数  $n = 8$ . (2) 随着梯度层厚度的增加, 残余热应力逐渐降低. (3) 最佳成份梯度指数  $p = 0.75$ , 各残余热应力分量均降至最低点. (4) FGM 在很大程度上缓和了 NFGM 的 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Ti 界面附近的应力集中, 应力分布均匀; 各应力分量最大值均明显降低, 应力缓和效果显著.

#### 4.4 FGM 热应力的实验分析

张联盟等 [29] 用实验分析了 TiC 的高温塑性变形及其对 TiC/Ni<sub>3</sub>Al FGM 循环耐热冲击损伤的影响. 实验测量了 TiC 烧结体的高温塑性变形行为, 讨论了渗入 Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub> 对 TiC 高温塑性变形的影响, 结合 TiC/Ni<sub>3</sub>Al FGM 的循环热冲击特性得出: TiC/Ni<sub>3</sub>Al FGM 有效热导率随循环次数增加呈下降趋势与 TiC 的塑性变形行为密切相关, TiC 表面的纵向裂纹是由巨大的径向压应力引起的. 张幸红等 [30] 利用 SHS 结合准态等压 (PHIP) 技术制备了 TiC-Ni 基金属陶瓷, 反应温度影响产物的组织形貌, Ni 含量的增加使合成的 TiC 颗粒尺寸变小, 并且逐渐趋向于规则的球形. 最后的产物均由 TiC 和 Ni 两相组成. 产物的致密度随 Ni 含量的增加逐渐提高. 向兴华等 [31] 研究了等离子喷涂 ZrO<sub>2</sub>-NiCoCrAlY 梯度涂层的成分分布与力学性能, 实验结果

表明, 随  $ZrO_2$  组元含量的升高,  $ZrO_2$ -NiCoCrAlY 复合涂层的密度基本呈线性降低, 与双层涂层相比, 成分梯度化的分布使梯度涂层的内聚强度和涂层与基体的结合强度都得到了明显的提高, 涂层与基体的结合界面是梯度涂层 - 基体体系中的最薄弱之处。

## 5 展望

FGM 具有重量轻、强度高、优异的抗高温性能及适应环境、满足使用要求、可设计和可控制的特点。它具有良好的隔热和缓和热应力的双重功能, 可望在航空航天、核能、生物医学、机械、石油化工、信息、民用及建筑等诸多领域有着广阔的应用前景。针对 FGM 的热力学研究现状, 我们仅从力学分析角度提出以下研究趋势以供参考:

(1) 在以往对梯度功能材料的热力学研究中, 人们的研究多集中在 FGM 的工艺制作、成分分析、试验方法等领域, 这对前期的工作是必要的, 但今后应进一步研究和建立反映 FGM 物理本质的系统的热力学理论及完整的本构方程。

(2) 由于 FGM 的非线性热应力分析和设计涉及到非线性微观力学和宏观热弹性分析, 使研究工作有着较大的困难, 因此在目前的研究中, 大多限于线弹性分析和设计。非线性研究在国际上刚刚开始, 因此需开创 FGM 的非线性热弹塑性的研究。

(3) 为了计算方便, 研究者一般假定 FGM 为一维、二维结构进行分析, 但若使得分析结果更为精确可靠, 应当对 FGM 进行三维结构热应力分析。

(4) 以往的 FGM 研究方法多是采用有限差分法: 有限元法、边界元法、试验分析法、解析法等。但也可采用半解析近似解法对 FGM 进行研究, 它也是一种有效的分析方法。

(5) 为了能设计并制备出性能优良且可广泛应用于工程实际的 FGM, 应进行后续的 FGM 的陶瓷 - 金属相关界面力学研究与 FGM 的增韧研究。

(6) 由于 FGM 属非均质材料, 就目前了解的情况看, 原则上通用的计算程序均已不适用了, 应从本构方程研究起, 编制针对性强的温度场及热应力计算程序, 以解决这类新材料应力计算的基本理论及力学分析问题。

## 参考文献

- 1 新野正之等. 斜倾机能材料. 日本复合材料学会志, 1987, 13(6): 257
- 2 刘书田, 程耿东. 基于均匀化理论的梯度功能材料优化设计方法. 宇航材料工艺, 1995, 6: 21~27
- 3 范秋林, 胡行方, 郭景坤. 功能梯度材料当量热导率的计算方法. 无机材料学报, 1997, 12(1): 39~42
- 4 若岛健司, Hideaki Tsukamoto. 陶瓷 - 金属 FGM 平板弹塑性热应力微观力学解析. 见: FGM 讲演集, 1991, Vol 6: 34~36
- 5 储双杰, 李烈风. 梯度功能材料物性值推定与热应力分析. 材料工程, 1993, 17(3): 58~61
- 6 冉均国, 杨云志, 郑昌琼. 梯度薄膜材料设计原则. 材料研究学报, 1999, 18(2): 46~50
- 7 翟鹏程, 张清杰, 袁润章. 金属 - 陶瓷梯度材料动态应力响应变物性分析模型研究. 武汉工业大学学报, 1997, 19(2): 78~82
- 8 川崎亮, 渡边龙三. 傾斜組成制御した多层中間層をもつ金属 / セラミツにクス接合体における熱応力の有限要素解析. 日本金属学会志, 1987, 51(6): 525~529
- 9 Drake J T, Williamson R L, Rabin B H. Finite element analysis of thermal residual stresses at graded ceramic-metal interface Part II—Interface optimization for residual stress reduction. *J Appl Phy*, 1993, 74: 1321~1326
- 10 Ravichandran K S. Thermal residual stresses in a functionally gradient system. *Mater Sci and Eng*, 1995, A201: 269~276
- 11 Thangjitham S, Choi H J. Thermal Stresses in a Multilayered Anisotropic Medium. *Journal of Applied Mechanics*, 1991, 58: 1021~1027
- 12 Tanigawa Y, Matsumoto M, Akat T. Optimization problem of material composition for nonhomogeneous plate to minimize thermal stresses when subjected to unsteady heat supply. *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, 1996, 62(593): 115~122

- 13 Tanigawa Y, Akai T, Kawamura R, Oka N. Transient heat conduction and thermal stress problems of a non-homogeneous plate with temperature dependent material properties. *Journal of Thermal Stress*, 1996 (19): 77~102
- 14 王保林, 杜善义, 韩杰才. 非均匀复合材料中反平面裂纹的动态断裂力学研究. *复合材料学报*, 1998, 28(2): 95~101
- 15 王保林, 杜善义, 韩杰才. 非均匀复合材料的动态热弹性断裂力学分析. *力学学报*, 1999, 31(5): 550~561
- 16 Erdogan F, Wu B U. Crack problem in FGM layers under thermal stress. *J Thermal Stresses*, 1996, 19: 237~265
- 17 Jin Z H, Noda N. An internal crack parallel to the boundary of a nonhomogeneous half plane under thermal loading. *Int J Engrg Sci*, 1993, 31: 793~806
- 18 Noda N, Jin Z H. Thermal stress intensity factors for a crack in a strip of a functionally gradient material. *Int J Solids Structure*, 1993, 30: 1039~1051
- 19 Nemat-Alla M, Noda N. Study of an edge crack problem in a semi-infinite functionally graded medium with two dimensionally nonhomogeneous coefficients of thermal expansion under thermal load. *J Thermal Stresses*, 1996, 19: 863~888
- 20 Hata T. Thermal stress in nonhomogeneous semi-infinite elastic solid under steady distribution of temperature. *Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineers (A)*, 1985, 51: 1789~1795
- 21 王继辉, 张清杰, 吴代华. 金属-陶瓷梯度材料的热弹塑性分析. *复合材料学报*, 1996, 13(2): 89~93
- 22 Tandon G P, Weng G J. A theory of particle-reinforced plasticity. *ASME Journal of Applied Mechanics*, 1988, 55(3): 126~135
- 23 Nan C W, et al. The elastoplastic behavior of metal/ceramic functionally gradient materials. *Ceramic Transactions*, 1993, 34: 91~98
- 24 Wang Jihui, Zhang Qingjie, Deng Jinglan. Micro-macro design of thermal stress of ceramic-metal gradient composite materials. In: Proc of 9th ICCM: Vol 1. Madria Spian, 1993. 442~447
- 25 张宝生, 王建华, 李立波, 安阁英. Al-Ti 系金属间化合物梯度功能材料抗热冲击性的研究. *复合材料学报*, 1997, 29(3): 112~115
- 26 Giannakopoulos A E, Suresh S, Finot M, Olsson M. Elastoplastic analysis of thermal cycling: Layered materials with composition gradients. *Acta Metal Mater*, 1995, 43: 1335~1354
- 27 Williamson R L, Rabin P H, Drake J T. Finite element analysis of thermal Residual stresses at graded ceramic-metal interfaces Part I—Model description and geometrical effects. *J Appl Phy*, 1993, 74: 1310~1320
- 28 李臻熙, 张同俊, 李垦田. Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Ti 系梯度功能材料的优化设计. *宇航材料工艺*, 1998, 1: 30~35
- 29 张联盟, 李俊国, 平井敏雄. TiC 的高温塑性变形及其对 TiC/Ni3Al 梯度材料循环耐热冲击损伤的影响. *复合材料学报*, 1999, 16(4): 8~12
- 30 张幸红, 郝晓东, 韩杰才等. Ni 含量对 SHS 法合成 TiC-Ni 基金属陶瓷的影响. *复合材料学报*, 1999, 16(4): 24~28
- 31 向兴华, 陈康年, 刘正义等. 等离子喷涂 ZrO<sub>2</sub>-NiCoCrAlY 梯度涂层的成分分布与力学性能. *复合材料学报*, 2000, 17(1): 89~92

## PROGRESS OF THE STUDY ON THERMAL STRESS OF HEAT-RESISTING FUNCTIONALLY GRADIENT MATERIALS

Li Yong      Zhang Zhimin

Research Center of Solid Mechanics, Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083, China

Ma Shuya

China Astronautics Mechanical and Electrical Group Forth Department, Beijing 100854, China

**Abstract** The concept and the development background of functionally gradient materials (FGM) are introduced in the paper. The thermal stress research results of FGM are reviewed and the development trends in the area are discussed. The current status of the research and the application prospects of thermal stress analysis of FGM are reviewed.

**Keywords** FGM, material design, performance appraisal, thermal stress analysis