

等离子喷涂 8YSZ 涂层在铝熔体作用下 热冲击行为的数值模拟

谢义英¹, 李强²

(1.福建赛特新材股份有限公司, 福建 厦门 361021;

2.福州大学 材料科学与工程学院, 福州 350116)

摘要: **目的** 定量理解等离子喷涂 8YSZ 热障涂层浸入铝熔体中的热冲击行为。**方法** 基于热-力耦合计算方法有限元数值模拟, 研究等离子喷涂 8YSZ 热障涂层浸入铝熔体时涂层中的瞬态温度场和瞬态应力场, 以及涂层预热温度、陶瓷层厚度对应力分布的影响。**结果** 温度场计算表明, 在涂层浸入铝熔体 0.1 s 时, 涂层表面就达到了铝熔体温度。随着涂层浸入铝熔体的时间增加, 涂层内的温度分布逐渐由指数分布转变为近线性分布, 而且涂层内的温度梯度也随着时间的增加而减小。相应涂层中的应力在相当短的时间内就达到了最大值, 并随着加热时间的增加, 最大应力值逐渐减小。涂层预热温度越高, 在陶瓷层中的轴向应力和环向应力均越小, 预热温度对轴向应力的影响更加明显。随着陶瓷层厚度的增加, 陶瓷层内的轴向应力和环向应力值均增加, 粘结层内的轴向应力和环向应力值均减小。**结论** 对热障涂层进行预热处理可以有效降低涂层中的热应力值。涂层厚度增加, 陶瓷层内应力随之增加, 粘结层内应力随之减小, 且陶瓷层厚度对粘结层中的应力影响更加明显。

关键词: 8YSZ 热障涂层; 铝熔体; 热冲击; 数值模拟

中图分类号: TG174.442 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2018)04-0102-07

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2018.04.015

Numerical Simulation of Thermal Shock Behavior of Plasma Sprayed 8YSZ Thermal Barrier Coatings Subjected to Molten Aluminum

XIE Yi-ying¹, LI Qiang²

(1.Fujian Super Tech Advanced Materials Co., Ltd, Xiamen 361021, China;

2.School of Materials Science and Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350116, China)

ABSTRACT: The work aims to deeply understand the thermal shock behavior of plasma sprayed 8YSZ thermal barrier coating subjected to molten aluminum. Finite element numerical simulation was carried out by thermal-mechanical coupling method in transient temperature field and transient stress field when the plasma sprayed 8YSZ thermal barrier coating was immersed in molten aluminum, and effects of preheating temperature and thickness of top coat on stress distribution were studied. Through calculation of temperature field, the coating surface temperature reached up to a molten aluminum temperature as the coating was immersed into the molten aluminum for only 0.1 s. Temperature distribution in the coating changed gradually from expo-

收稿日期: 2018-01-25; 修订日期: 2018-02-10

Received: 2018-01-25; Revised: 2018-02-10

作者简介: 谢义英 (1982—), 女, 工程师, 主要研究方向为表面工程技术与应用。

Biography: XIE Yi-ying(1982—), Female, Engineer, Research focus: surface engineering technology and application.

通讯作者: 李强 (1962—), 男, 博士, 教授, 主要研究方向为表面工程。

Corresponding author: LI Qiang (1962—), Male, Doctor, Professor, Research focus: surface engineering.

nential distributions to nearly linear distributions as the immersion time increased, but, the temperature gradient in the coating decreased as the immersion time increased. The stress in corresponding coating reached up to the maximum in a short time and the maximum stress decreased as the heating time increased. As preheating temperature of the coating increased, both the maximum axial stress and the maximum hoop stress in the top coat decreased, and effects of the preheating temperature on the axial stress became more obvious. As the top coat thickness increased, the axial stress and the hoop stress in the top coat increased accordingly, but all the stresses decreased in the bond coat (BC). The preheating treatment to thermal barrier coating can effectively reduce the thermal stress value in the coating. As the coating thickness increases, the stress in top coat and bond coat respectively increases and decreases and the effect of top coat thickness on stress in bond coat is more obvious.

KEY WORDS: 8YSZ thermal barrier coating; molten aluminum; thermal shock; numerical simulation

铝的熔炼、铸造、热浸镀等工业生产中所使用的零部件、坩埚、充液料筒、模具、工装夹具等与铝熔体相互接触, 受到腐蚀和热冲击的作用, 使用寿命极其有限^[1-3]。铝熔体的活性非常强, 几乎所有的金属材料都能与之发生化学反应形成铝的金属间化合物, 从而影响铝液成分。此外, 炉渣和溶剂中的多种氯化盐、氟化盐、固体颗粒以及环境中的气体对材料的腐蚀性比铝熔体更强^[4,5]。开发耐铝液腐蚀的材料以及防护技术以提高其耐久性和寿命, 一直是人们关注的问题^[6-9]。

铝熔体在线除气时, 搅拌轴在 690 ~ 800 °C 的铝熔体中工作, 受到热冲击、腐蚀、冲蚀、氧化等的联合作用。常用耐铝熔体腐蚀的材料由石墨、AlN、Si₃N₄ 等材料制成, 其中, 石墨材料熔点高、导热性好、耐铝液腐蚀, 且在 1000 °C 以下, 石墨几乎不和铝液发生反应。但是, 石墨强度差, 很脆易断, 尤其是在动态铝液环境下的石墨、铝液、空气三相界面处, 经冲蚀、腐蚀、氧化协同作用后失效加速。陶瓷材料一般对铝熔体是惰性的^[10], 其基本不与铝熔体发生化学反应。尤其是氮化硅, 其热膨胀系数较低, 耐铝液腐蚀性能极佳, 但制造大尺寸零部件的成本很高。

近年来, 通过涂层优化设计, 采用先进的制备技术在耐高温合金表面开发陶瓷涂层防护技术得到了广泛研究, 并取得了显著进展^[11-13], 其将成为未来解决抗熔融金属及其合金腐蚀问题的发展方向之一^[14-16]。在所有的涂层体系中, 8%Y₂O₃-ZrO₂ (8YSZ) 因具有较好的高温隔热性、高温下的相稳定性、良好的抗腐蚀性和耐冲刷性等特点^[17], 成为了典型的热障涂层 (TBC), 并已在许多高温气体环境中得到了大量应用。研究人员对 8YSZ 涂层的抗热冲击性能进行了深入的研究^[18-21], 但目前对其在铝熔体中受到的热冲击行为鲜有研究和报道。

前期, 采用等离子喷涂工艺在普通高温合金表面喷涂 8YSZ 热障涂层, 完成了铝熔体搅拌轴的制备并已获得成功尝试^[22]。本文使用有限元方法模拟了 8YSZ 热障涂层在铝熔体中的热冲击行为, 基于热力耦合方法计算出热障涂层体系的瞬态温度场和瞬态应

力场, 研究初始预热温度、陶瓷层厚度对应力分布的影响, 以期优化涂层设计和制备工艺提供理论支持。

1 建立模型与计算方法

1.1 几何模型与网格划分

铝熔体在线除气转子搅拌轴视设备规模大小而各异, 为便于计算, 将搅拌轴几何简化成尺寸为 $\phi 40 \text{ mm} \times 80 \text{ mm}$ 的圆柱体结构。基底 (SUB) 材料为高温合金, 粘结层 (BC) 材料为 NiCrAlY, 厚度设为 0.1 mm。陶瓷层 (TC) 材料为 8YSZ, 陶瓷层的厚度固定为 0.4 mm。当研究陶瓷层厚度的影响时, 设定其厚度为 0.2 ~ 1 mm。鉴于圆柱结构的旋转对称性, 将计算的几何模型简化为 2D 轴对称模型, 以提高计算效率。由于涂层尺寸相对基底来说很小, 故选取圆柱中间 $2 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ 为计算域, 示意图如图 1 所示。

采用映射方法对 8YSZ 陶瓷层、NiCrAlY 粘结层和高温合金基底进行整体网格划分, 把整体单元的大小设置为 0.1 mm, 然后在已经划分好网格的模型上对各层进行单元细化。由于基底的厚度远远大于陶瓷层和粘结层的厚度, 且不是研究的重点, 因此将基底的细化单元尺寸设置为 0.04 mm, 而将陶瓷层和粘结层的细化网格尺寸设置为 0.01 mm。同时, 在基底与粘结层界面处对网格进行细化处理, 整个计算域的网格划分如图 2 所示。

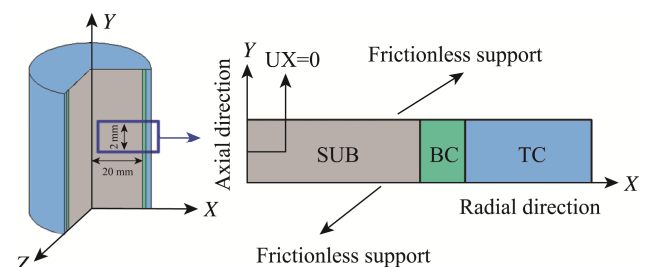


图 1 轴对称有限元几何模型与计算域的示意图

Fig.1 Axisymmetric FEA geometry model and computational domain

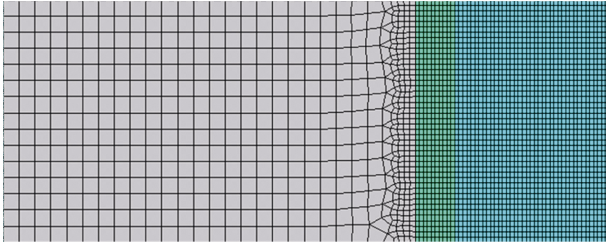


图 2 计算域的网格划分
Fig.2 Mesh generation in computational domain

1.2 材料参数与基本假设

计算热冲击过程要综合考虑各种因素的影响,而且这些因素所产生的影响并不是简单的叠加效果。为研究这一复杂的热-力耦合过程,本文对热障涂层的各层材料作如下假设:

1) 热障涂层在制备过程中不产生残余应力,即在初始温度下整个涂层体系的残余应力为零。

2) 整个涂层系统无缺陷、各层材料是均质和各向同性的。涂层内各界面是平滑的理想接触。

3) 整个涂层体系的热载荷只有表面的对流换热和材料内部的热传导,其他边界是绝热的,同时不考虑辐射传热的影响。

4) 本文研究的是涂层浸入铝熔体中的瞬时行为,因此,假设各层材料都是完全的弹性体,且不考虑各层蠕变和塑性变形的影响。

计算中使用的各层材料性能参数主要有热导率 λ 、泊松比 ν 、弹性模量 E 、密度 ρ 、热膨胀系数 α 、比热容 C ,各层材料性能参数均与温度相关,如表 1 所示。

1.3 有限元的计算方程与约束条件

热障涂层浸入铝熔体中时,涂层表面和铝熔体之间的热交换以对流换热的形式进行,而在热障涂层体系的内部以及涂层界面则以热传导的方式进行。

1.3.1 涂层与铝熔体之间的换热

铝熔体中的对流换热是由热障涂层表面和铝熔体间的温差引起的热量交换过程,本文将整个物理传热模型简化为一个自然对流换热的问题。为简化对流换热系数的计算,利用相似准数的方法将各种要素归结为几个无量纲参数的组合形式。假设任意时刻热障涂层表面的各处温度相等(初始温度设为 $20\text{ }^{\circ}\text{C}$),热障涂层体系计算模型的尺寸相对于铝熔体的尺寸很小,可忽略不计。这样整个对流传热又可简化成一个大空间恒壁温自然对流换热问题,其平均努赛尔数的计算式为式(1)。

$$Nu_m = c(Gr \cdot Pr)^n \quad (1)$$

式中, Pr 为普朗特数, Gr 为格拉晓夫数, c 和 n 的值与流体(高温铝熔体)的流动状态以及与铝熔体接触的界面朝向有关。

普朗特数 Pr 用来表征对流换热过程中流体的物理性质对整个过程的影响,定义为流体的动量传导与热量传导的特性比值,见式(2)。

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} = \frac{\mu C}{\lambda} \quad (2)$$

式中, ν 表示流体的运动黏度, α 表示流体的导热系数, μ 表示流体的动力黏度, C 表示流体的比热容, λ 表示流体的热导率。

格拉晓夫数 Gr 是表征自然对流程度的相似准数,见式(3)。

表 1 8YSZ 陶瓷层的性能参数^[23-26]
Tab.1 Property parameters of 8YSZ top coat^[23-26]

各层材料	温度/ $^{\circ}\text{C}$	E/GPa	ν	$\alpha/(\times 10^{-6}\text{ K}^{-1})$	$\lambda/(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1})$	$C/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1})$	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$
8YSZ 陶瓷层	20	48	0.1	9.68	1.2	450	5650
	200	47	0.1	9.68	1.19	450	5650
	400	44	0.1	9.78	1.18	450	5650
	800	34	0.11	9.88	1.16	450	5650
	1000	26	0.12	10.30	1.14	450	5650
粘结层	20	200	0.3	12.3	5.8	501	8100
	200	190	0.3	12.4	7.5	548	8100
	400	175	0.31	12.5	9.5	592	8100
	800	145	0.32	14.3	14.5	781	8100
	1000	120	0.33	16.0	16.2	764	8100
基底材料	20	204	0.32	12.6	11.5	431	8110
	200	190	0.33	14.0	11.9	465	8110
	400	185	0.33	15.2	15.9	494	8110
	800	155	0.34	15.4	26.6	682	8110
	1000	137	0.34	16.3	33.1	833	8110

$$Gr = \frac{g\rho^2 l^3}{\mu^2} \alpha_v \Delta T \quad (3)$$

式中, α_v 为体胀系数, ρ 为流体的密度, l 为特征尺寸, g 为重力加速度, ΔT 为流体与固体界面处的温差。该模型中, 特征尺寸为圆柱体的高, 即 $l=80$ mm。

定性温度是在传热计算中用于确定流体介质物性参数时的温度, 对于一般流体与固体间的对流换热问题, 取流体温度和固体表面温度的算术平均值。在自然对流换热计算中, 常用定性温度下的 $Gr_m Pr_m$ 值来判断流体与固体界面边界层的流动状态。热障涂层的初始温度为 20°C , 铝熔体的温度保持 750°C 不变。因此, 定性温度 $t_m=(750+20)/2=385^\circ\text{C}$ 。在此定性温度下, 高温铝熔体的定性参数 λ 为 $180 \sim 200 \text{ W}/(\text{m}\cdot^\circ\text{C})$, μ 为 $1.35 \sim 2.0 \text{ Pa}\cdot\text{s}$, C 为 $871 \text{ J}/(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})$ 。将上述物性参数代入公式 (2), 得 $Pr_m=(5.9 \sim 9.7) \times 10^{-3}$ 。同理, 得 $Gr_m Pr_m=6.25 \times 10^6 \sim 2.43 \times 10^8$, 即 $10^6 < Gr_m Pr_m < 10^9$ 。由于模型选取的是竖直圆柱结构, 这样可判断出高温铝熔体与热障涂层界面层流体的流动状态, 因此, $c=0.59$, $n=0.25$ 。将上述计算结果代入公式 (1), 得 $Nu_m=29.5 \sim 41.4$ 。对流换热系数计算公式见式 (4)。

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{l} \quad (4)$$

将上述数据代入公式 (4) 得: α 在 $66\,375 \sim 103\,500 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$ 之间。本文计算中, 对流换热系数取固定值 $80\,000 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$ 。

1.3.2 计算方程与边界条件

当热障涂层体系从室温浸入到铝熔体中时, 涂层的加热是一个瞬态过程。由于热障涂层各层的物性参数随温度变化且各向同性, 因而, 整个热障涂层系统的加热为非稳态传热。考虑热障涂层体系的几何形状是一个圆柱结构, 采用圆柱坐标系, 导热微分方程为式 (5)。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial \varphi} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \phi \quad (5)$$

式中, T 为温度, τ 为时间, ρ 为涂层密度, c 为涂层比热容, ϕ 为单位时间内单位体积中内热源的生成热。

在热分析过程中, 确定了铝熔体的温度和搅拌轴与铝熔体间的对流换热系数, 即给出了已知的边界温度和已知的边界对流换热, 因此在基底/涂层界面, 涂层/铝熔体表面分别采用接触传热和对流传热边界条件, 其控制方程为式 (6—7)。

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} n_x + \lambda \frac{\partial T}{\partial y} n_y + \lambda \frac{\partial T}{\partial z} n_z = T_s(x, y, z, t) \quad (6)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} n_x + \lambda \frac{\partial T}{\partial y} n_y + \lambda \frac{\partial T}{\partial z} n_z = \beta_s(T_l, T_s) \quad (7)$$

式中, T_s 是搅拌轴与铝熔体边界上的温度分布, β_s 是边界面换热系数在该面上的分布, T_l 是边界附近

流体温度的分布, n_x 、 n_y 、 n_z 分别是边界面外法线的方向余弦。

将温度传输模型的计算结果作为热载荷导入应力计算模型中, 应力计算模型的计算方程为式 (8—10)。

$$d\{\varepsilon\}_T^0 = \left(\{\alpha_1\} + \frac{\alpha D^{-1}}{\alpha T} \{\alpha_1\} \right) dT \quad (8)$$

$$d\{\sigma\} = D \left(d\{\varepsilon\} - d\{\varepsilon\}_T^0 \right) \quad (9)$$

$$d\{\varepsilon\} = d\{\varepsilon\}_e + d\{\varepsilon\}_p + d\{\varepsilon\}_T \quad (10)$$

式 (8) 中, ε 为应变, α_1 为线膨胀系数。式 (9—10) 为涂层弹性区域中的应力应变关系式, 其中, σ 为应力, D 为弹性系数矩阵, ε_e 为弹性应变, ε_p 为塑性应变, ε_T 为热应变。结构分析中的约束条件如图 1 所示, 整个模型的上下边界设置为无摩擦支撑, 即模型上下边界上的节点在整个计算过程中都不会发生垂直方向的位移, 而模型的轴对称边在 x 轴方向上的位移限制为零, 记为 $UX=0$ 。

ANSYS 中热应力的求解可根据情况来选择。由于结构对温度场的影响不大, 因此, 本文在计算热障涂层中的热应力时采用间接法进行, 即首先用热分析法求出整个热障涂层体系在铝熔体中的瞬态温度, 然后根据需要选取特定时间点的温度场作为整体载荷施加在整个涂层结构体系上, 并根据约束载荷求出整个涂层体系的瞬态热应力。

2 计算结果与分析

2.1 瞬态温度场分析

模拟采用自动时间步进行计算, 初始时间步设为 0.001 s , 最小时间步和最大时间步分别设为 0.0001 、 0.5 s 。选取陶瓷层厚度为 0.4 mm 、粘结层厚度为 0.1 mm 的模型进行温度场分析。图 3 显示了试样浸入铝熔体后不同时刻沿涂层厚度方向的温度分布情况。由

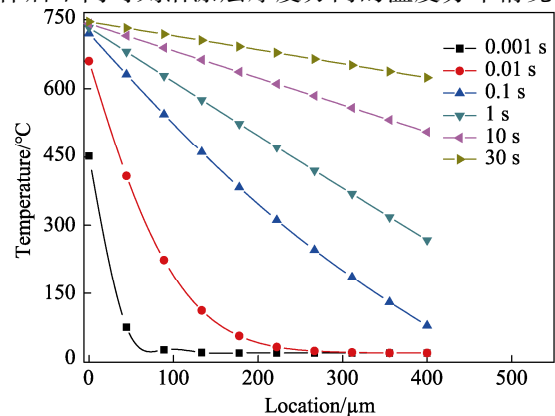


图 3 不同时刻陶瓷层中沿深度方向的瞬态温度分布
Fig.3 Transient temperature distribution in top coat along depth at different times

图可见, 在涂层浸入铝熔体的瞬间 (0.001 s), 涂层

表面温度就达到了 451 °C。随着加热时间的增加,涂层表面的温度逐渐接近铝熔体的温度。在涂层浸入铝熔体约 0.1 s 时,涂层表面几乎达到铝熔体温度。陶瓷层内的温度分布随加热时间的增加,由指数分布逐渐转变为近线性分布,而且陶瓷层内部的温度梯度也随着加热时间的增加而减小。

2.2 瞬态应力场分析

2.2.1 热应力在半径方向的分布

选取陶瓷层厚度为 0.4 mm、粘结层厚度为 0.1 mm 的模型进行应力场分析。在 Workbench 计算模块中提取以下四种应力:沿圆柱体半径方向的径向应力;沿圆柱体中心轴方向的轴向应力;环绕着圆柱体,沿圆周切线方向的环向应力;物体任一截面上方和下方存在相互作用力,即剪切应力。

图 4 给出了浸入时间为 0.8 s 时四种应力沿半径方向的分布图,图中应力正负号表示方向,正值表示拉应力,负值表示压应力,绝对值表示大小。从图中可以看出,陶瓷层和粘结层中的剪切应力为拉应力,环向应力和轴向应力均为压应力,而径向应力和剪切应力在陶瓷层和粘结层中很小,因此本文后续部分不再对其进行讨论,而是主要分析热障涂层体系中的轴向应力和环向应力。可以发现,在陶瓷层、粘结层及基底内,各层应力值均在上表面最大,且随着深度增加,应力逐渐减小。在陶瓷层与粘结层界面以及粘结层与金属基底界面处,应力值会发生突变,且在陶瓷层与粘结层界面处的突变程度更大,说明涂层内部界面是其最薄弱的地方,容易发生涂层开裂或剥落失效。

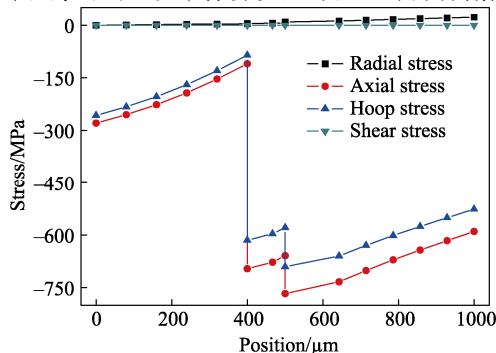


图 4 0.8 s 时热应力沿径向的分布

Fig.4 Thermal stress distribution in radial direction at $t=0.8$ s

2.2.2 涂层预热温度对涂层中应力演化的影响

在很多实际应用中,为防止温差过大导致工件内部应力集中而致使其失效,常采用预先加热的方法来缓解热应力。图 5、6 分别给出了不同预热温度下陶瓷层中最大轴向应力和最大环向应力随时间的演化关系。在铝熔体中加热开始的一个相当短的时间内,涂层中的应力就达到了最大值,且随着加热的进行,涂层中的应力逐渐下降,这与温度场随时间的变化类似。因为在加热初始阶段,涂层表面在很短的时间内

获得了一个很高的初始温度,使涂层表面极度膨胀,而此刻内部的粘结层和基底温度还很低,其膨胀率远远小于涂层表面,涂层表面质点受到内部质点的极大牵引作用而产生压应力。随着时间的进行,整个陶瓷层温度逐渐均匀化,粘结层和金属基底的温度也逐渐提升,内部质点的膨胀量快速增加,而陶瓷层的膨胀量与温度一样逐渐均匀,内部质点膨胀量与表面质点膨胀量之间的差值在逐渐减小,因此陶瓷层表面的应力逐渐下降。当内部质点膨胀量大于外部质点膨胀量时,涂层表面会出现正应力的情况。

如图 5、6 所示,预热温度越高,任意时刻陶瓷层中的最大轴向应力和环向应力均越小。同时可以看出,不同预热温度对轴向应力的影响更加明显。对热障涂层进行预热处理在一定程度上可以降低涂层中的应力值,这是由于铝熔体的温度保持不变,随着预热温度的提高,热冲击温差随之降低,从而降低了涂层中的应力。但是这忽略了预热过程中所形成的热应力。因此,在对热障涂层进行预热处理时,加热速度一定要尽可能缓慢,以最大限度地降低预热处理形成的热应力。

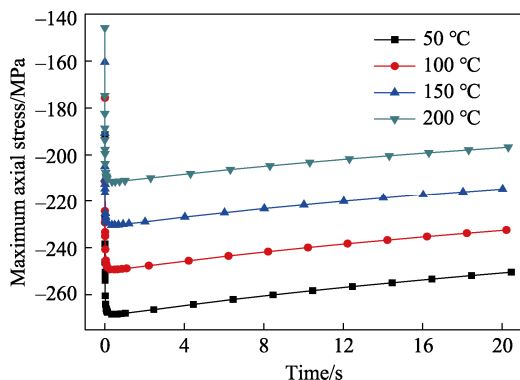


图 5 不同预热温度下陶瓷层中的最大轴向应力随时间的演化

Fig.5 Evolution of maximum axial stress in top coat over time at different preheating temperatures

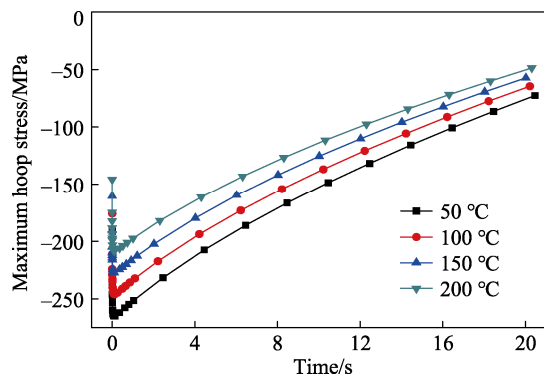


图 6 不同预热温度下陶瓷层中的最大环向应力随时间的演化

Fig.6 Evolution of maximum hoop stress in top coat over time at different preheating temperatures

2.2.3 陶瓷层厚度对陶瓷层和粘结层最大应力的影响

8YSZ 热障涂层在高温铝熔体中的热冲击失效是

一个复杂的过程,在研究铝熔体热冲击过程中热障涂层体系中的热应力时,陶瓷层厚度的影响是不可忽略的。选取粘结层厚度为 0.1 mm,陶瓷涂层厚度分别为 0.2、0.4、0.6、0.8、1 mm,分别计算陶瓷涂层的厚度对陶瓷层及粘结层中最大应力的影响规律。

轴向应力容易引发垂直于轴向的裂纹的形成与扩展。图 7 是 30 s 时陶瓷层和粘结层内部最大轴向应力与陶瓷层厚度的关系图。可以看出,陶瓷层和粘结层中的轴向应力都属于压应力,且陶瓷层中的轴向应力远小于粘结层中的轴向应力。这是由陶瓷层、粘结层热物性参数之间的差异引起的。随着陶瓷层厚度的增加,陶瓷层中的轴向应力逐渐增大,但变化率较小,而粘结层中的轴向应力逐渐减小,变化率相对较大,说明陶瓷层厚度可以显著影响粘结层内轴向应力的大小。

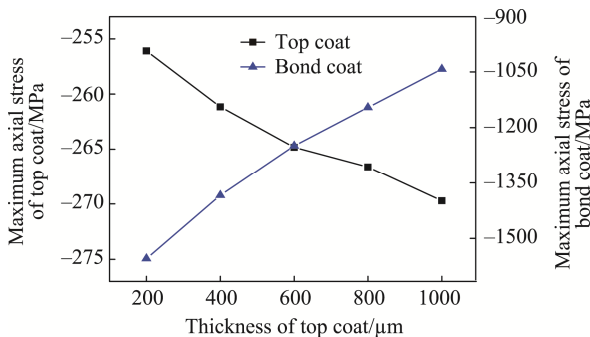


图 7 陶瓷层和粘结层中的最大轴向应力与陶瓷层厚度的关系

Fig.7 Relation between maximum axial stress in top coat and bond coat and thickness of top coat

环向应力容易引发平行于轴向的裂纹的形成与扩展,图 8 是 30 s 时陶瓷层和粘结层内部最大环向应力与陶瓷层厚度的关系图。可以看出,陶瓷层内和粘结层内的环向应力均属于压应力,且环向压应力远远小于轴向压应力。随着陶瓷层厚度的增加,陶瓷层内部环向压应力会增加,而粘结层内部的环向应力会减小。同轴向应力一样,粘结层中的环向应力也远比陶瓷层中的环向应力大。与轴向应力相比,陶瓷层厚度对陶瓷层内环向应力的影响要大于对轴向应力的影响。陶瓷层内部环向应力随陶瓷层厚度的变化率较大,而粘结层内环向应力受陶瓷层厚度的影响则小于轴向应力所受的影响,应力变化率较小。

陶瓷层和粘结层内部的应力值一旦超过其固有强度,就会引发裂纹的萌生与扩展,并与其他缺陷发生交互作用,最终导致涂层的剥落失效。因此,在设计涂层的时候,要选择合适的厚度使体系内部的应力值尽可能小。结合陶瓷层、粘结层内部轴向应力和环向应力分析,可以发现,随着陶瓷层厚度的增加,陶瓷层内部的应力值均会随之增加,而粘结层内部的应

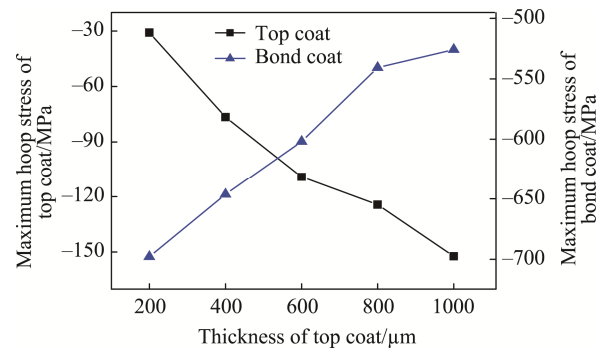


图 8 陶瓷层和粘结层中的最大环向应力与陶瓷层厚度的关系

Fig.8 Relation between maximum hoop stress in top coat and bond coat and thickness of top coat

力值均会随之减小。根据这一变化趋势,如果给定陶瓷层和粘结层许用应力大小,可以确定保证粘结层中应力小于许用应力的最小陶瓷层厚度,以及保证陶瓷层中应力小于许用应力的最大陶瓷层厚度,而在此范围内设计陶瓷层厚度可以提高热障涂层体系的抗热冲击性。

3 结论

1) 涂层浸入铝熔体 0.1 s 时,涂层表面就达到了铝熔体温度。随着浸入后加热时间的增加,涂层中的温度分布由指数分布逐渐转变为近线性分布,而且涂层中的温度梯度也随着加热时间的增加而减小。相应地,涂层中的应力在相当短的时间内达到了最大值,且随着加热时间的增加,最大应力值逐渐减小。

2) 对热障涂层进行预热处理可以降低涂层中的热应力值。预热温度越高,陶瓷层中的最大轴向应力和环向应力均越小,且预热温度对轴向应力的影响更加明显。

3) 随着陶瓷层厚度的增加,陶瓷层内的最大轴向应力和环向应力值均随之增加,粘结层内部的最大轴向应力和环向应力值均随之减小,且陶瓷层厚度对轴向应力的影响远大于对环向应力的影响。陶瓷层厚度对粘结层中的应力影响更加明显。

参考文献:

- [1] 刘树勋, 李培杰, 曾大本. 液态金属腐蚀的研究进展[J]. 腐蚀科学与防护技术, 2001, 13(5): 275—278.
LIU Shu-xun, LI Pei-jie, ZENG Da-ben. Research Progress of Liquid Metal Induced Corrosion[J]. Corrosion Science and Protection Technology, 2001, 13(5): 275—278.
- [2] 谈轶文, 张军, 尤国刚. 熔铝铁质坩埚开裂机制及预防对策[J]. 铸造, 2004, 53(4): 317—319.
TAN Yi-wen, ZHNAG Jun, YOU Guo-gang. Crack Mechanisms and Preventive Measures on Iron Crucible for Melt Aluminum Alloy[J]. Foundry, 2004, 53(4): 317—319.

- [3] 张鹏翔. 铝铸造工器具表面涂层技术应用研究与开发[J]. 机械工程与自动化, 2011(1): 99—100.
ZHANG Peng-xiang. Development of Surface Treating Technique for Tools and Apparatus Used for Aluminum Cast[J]. Mechanical Engineering and Automation, 2011 (1): 99—100.
- [4] TUNTHAWIROON P, LI Y, TANG N, et al. Enhancement of Corrosion Resistance of Fe-Cr-Mo Alloy to Molten Al by Thermal Oxidation in Air[J]. Corrosion Science, 2013, 77(12): 97—102.
- [5] LI S, LIU Z G, OUYANG J H. Hot Corrosion Behavior of $\text{Yb}_2\text{Zr}_2\text{O}_7$ Ceramic Coated with V_2O_5 at Temperatures of 600-800 °C in Air[J]. Corrosion Science, 2010, 52(10): 3568—3572.
- [6] YAN M, FAN Z. Review, Durability of Materials in Molten Aluminum Alloys[J]. Journal of Materials Science, 2001, 36(2): 285—295.
- [7] ZHANG X M, CHEN W P. Review on Corrosion-Wear Resistance Performance of Materials in Molten Aluminum and Its Alloys[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2015, 25(6): 1715—1731.
- [8] HEMRICK J G, HEADRICK W L, PETERS K M. Development and Application of Refractory Materials for Molten Aluminum Applications[J]. International Journal of Applied Ceramic Technology, 2008, 5(3): 265—277.
- [9] YURKOV A L, PIKHUTIN I A. Corrosion of Aluminosilicate Refractories by Molten Aluminum and Melts Based Upon It in Melting and Casting Units[J]. Refractories and Industrial Ceramics, 2009, 50(3): 212—219.
- [10] YEOMANS J A, PAGE T F. Studies of Ceramic-Liquid Metal Reaction Interfaces[J]. Journal of Materials Science, 1990, 25(5): 2312—2320.
- [11] 何彬. 陶瓷涂层耐铝腐蚀性能对比分析[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2014.
HE Bin. Comparative Analysis of Ceramic Coating Corrosive Nature in Liquid Zinc-aluminum[D]. Shenyang: Shenyang University of Technology, 2014.
- [12] ADABIFIROOZJAEI E, KOSHY P, SORRELL C C. Effects of AlPO_4 Addition on the Corrosion Resistance of Andalusite-based Low-cement Castables with Molten Al-alloy[J]. Journal of the European Ceramic Society, 2012, 33(6): 1067—1075.
- [13] CHEN X, ZHANG R. Corrosion Behavior of Low Pressure Plasma Sprayed MoB/CoCr Coatings Exposed to Molten Al-12.07wt.% Si Alloy[J]. Procedia Engineering, 2012, 27: 1766—1773.
- [14] YILMAZ S, IPEK M, GOZDE F, et al. The Effect of Bond Coat on Mechanical Properties of Plasma Sprayed Al_2O_3 and Al_2O_3 -13wt% TiO_2 Coatings on AISI 316L Stainless Steel[J]. Vacuum, 2005, 77(3): 315—321.
- [15] FERVEL V, NORMAND B, CODDET C. Tribological Behavior of Plasma Sprayed Al_2O_3 -based Cermet Coatings[J]. Wear, 1999, 230(1): 70—77.
- [16] NORMAND B, FERVEL V, CODDET C, et al. Tribological Properties of Plasma Sprayed Alumina-Titania Coatings: Role and Control of the Microstructure[J]. Surface and Coatings Technology, 2000, 123(2): 278—287.
- [17] 范希梅, 林洁琼, 杜贤昌. 陶瓷热障涂层的研究现状[J]. 长春工业大学学报, 2003, 24(1): 65—67.
FAN Xi-mei, LIN Jie-qiong, DU Xian-chang. A Review of Ceramic Thermal Barrier Coatings[J]. Journal of Changchun University of Technology, 2003, 24(1): 65—67.
- [18] GAO L H, GUO H B, WEI L L, et al. Microstructure, Thermal Conductivity and Thermal Cycling Behavior of Thermal Barrier Coatings Prepared by Plasma Spray Physical Vapor Deposition[J]. Surface and Coatings Technology, 2015, 276(25): 424—430.
- [19] ZHAO Y X, LI D C, ZHONG X H, et al. Thermal Shock Behaviors of YSZ Thick Thermal Barrier Coatings Fabricated by Suspension and Atmospheric Plasma Spraying[J]. Surface and Coatings Technology, 2014, 249(25): 48—55.
- [20] WANG B L, HAN J C, DU S Y. Thermal Shock Resistance Analysis Methodology of Ceramic Coating/Metal Substrate Systems[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2010, 77(6): 939—950.
- [21] FLECK N A, COCKS A C F, LAMPENSCHERF S. Thermal Shock Resistance of Air Plasma Sprayed Thermal Barrier Coatings[J]. Journal of the European Ceramic Society, 2014, 34(11): 2687—2694.
- [22] 郑振环, 李强. 一种耐铝液腐蚀磨损的铝液除气用转子制备及其修复方法: 中国, ZL201510013596. 3[P]. 2016-07-06.
ZHENG Zhen-huan, LI Qiang. A Method for Preparing and Repairing of Aluminum Liquid Degassing Rotor for Corrosion Resistance of Aluminum Liquid: China, ZL201510013596.3[P]. 2016-07-06.
- [23] ZHOU Y C, HASHIDA T. Coupled Effects of Temperature Gradient and Oxidation on Thermal Stress in Thermal Barrier Coating System[J]. International Journal of Solids and Structures, 2001, 38(24): 4235—4264.
- [24] RANJBAR-FAR M, ABSI J, SHAHIDI S, et al. Impact of the Non-homogenous Temperature Distribution and the Coatings Process Modeling on the Thermal Barrier Coatings System[J]. Materials and Design, 2011, 32(2): 728—735.
- [25] ZHOU C, WANG N, XU H. Comparison of Thermal Cycling Behavior of Plasma-sprayed Nanostructured and Traditional Thermal Barrier Coatings[J]. Materials Science and Engineering A, 2007, 452(24): 569—574.
- [26] BEDNARZ P. Finite Element Simulation of Stress Evolution in Thermal Barrier Coating Systems[D]. Nordrhein-Westfalen: RWTH Aachen, 2007.