

高速电弧喷涂过程涂层表面残余应力预测

王敏

(天地科技股份有限公司, 北京 100013)

摘要: **目的** 提出一种由连续叠加热失配应力和曲率淬火应力组成的新型涂层表面残余应力预测模型, 用于预测高速电弧喷涂成形过程涂层表面残余应力值。**方法** 基于高速电弧喷涂层逐层叠加成形基本假说, 利用力和力矩平衡原理, 分别建立了涂层逐层叠加热失配应力模型和淬火应力模型, 将两模型组合后, 得出喷涂过程涂层表面残余应力数值模型。**结果** 通过与 X 射线衍射仪测得的不同厚度 FeAlCrBSiNb 涂层表面残余应力值进行比较, 发现喷涂一道次时, 涂层表面残余应力值为涂层形成过程中最大表面残余应力值。喷涂涂层厚度为 500 μm 前后, 涂层表面残余应力变化规律不同, 即理论预测值与实际值随喷涂厚度的增加先减少, 当喷涂厚度沉积至 500 μm 后, 理论预测值趋于有增有降的波动平稳, 而实际测量值在厚度增加至 1500 μm 后逐渐下降。**结论** 高速电弧喷涂过程涂层表面残余应力预测模型, 可以较为准确地预测涂层形成过程中表面最大残余应力值和涂层厚度小于 500 μm 时的涂层表面残余应力值, 揭示出高速电弧喷涂层实际成形过程表面残余应力的分布规律, 即随着喷涂层沉积厚度的增加, 残余应力先减少而后沉积至 500 μm 后略微增大。

关键词: 高速电弧喷涂; 热失配应力; 淬火应力; 沉积过程; 表面残余应力; FeAlCrBSiNb 涂层

中图分类号: TG174.44 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2017)06-0185-07

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2017.06.029

Prediction of Surface Residual Stress on High Velocity Arc Sprayed Coatings

WANG Min

(Tiandi Science & Technology Co., Ltd, Beijing 100013, China)

ABSTRACT: The work aims to predict surface residual stress during forming process of high velocity arc spraying by proposing a new prediction model made up of continuous thermal mismatch stress and curvature quenching stress for surface residual stress on coatings. Models of continuous thermal mismatch stress and quenching stress curvature were established, respectively, based on force and moment equilibrium principle as well as overlapping coating hypothesis. Numerical model of residual stress on the sprayed surfaces was obtained after these models were combined. Comparing the predicted values with measured residual stresses on the sprayed surfaces by XRD indicated that, surface residual stress of the coating after one time spraying was the maximum during coating formation process. Varying pattern of surface residual stress differed as coating thickness was nearly 500 μm , i.e., both theoretical predicted values and measured values firstly decreased as spraying thickness increased. As the spraying thickness of coatings deposited up to 500 μm , the theoretical results were subject to stationary fluctuation while measured value increased to 1500 μm and decreased gradually. This new prediction model can accurately predict the maximum residual stress and residual stress of thicker coatings with thicknesses less than 500 μm . The distribution law of residual stress on the formed coating surface is revealed, i.e., the residual stress first decreases and then increases slightly as it deposited to 500 μm as depositing thicknesses of the coating increased.

收稿日期: 2017-02-24; 修订日期: 2017-05-13

Received: 2017-02-24; Revised: 2017-05-13

基金项目: 发展改革委资源节约和环境保护项目——资源综合利用 (2111301)

Fund: Supported by the National Development and Reform Commission Resource Conservation and Environmental Protection Subjects—Comprehensive Utilization of Resources (2111301)

作者简介: 王敏 (1978—), 男, 硕士研究生, 主要从事装备再制造技术研究。

Biography: WANG Min (1978—), Male, Postgraduate, Research focus: remanufacturing technology.

KEY WORDS: high velocity arc spraying; thermal mismatch stress; quenching stress; depositing process; surface residual stress; FeAlCrBSiNb coatings

高速电弧喷涂技术在军事工业中,广泛应用于制备航空发动机涂层、军工武器装备的功能涂层以及对受损部件的修复^[1-4]。高速电弧喷涂材料制备工艺涉及高温、大温变和高升温率等环节以及涂层/基体材料间热物理性能的差异,因此会在涂层中产生残余应力。涂层残余应力的存在对涂层的质量、使用性能和涂层构件精度、尺寸稳定性以及结合强度、热冲击性、磨损和疲劳等性能产生不利影响,是导致电弧喷涂层开裂、剥落、脱离失效的主要原因^[5-6]。因此,研究、预报残余应力对提高涂层/基体构件的质量具有重要意义。近年来,有关涂层残余应力有限元或解析模型分析预测的研究取得了很多进展^[7-11],主要表现在弹塑性假设的基础上,考虑聚冷应力和热应力,计算涂层内部残余应力的分布^[12],而结合涂层的特点和制备技术,研究涂层成形过程应力分布情况的比较少。本文就电弧喷涂层成形过程表面残余应力的分布情况,开展数值预测的研究。

1 实验

将45#钢板制成规格为40 mm×40 mm×10 mm的方形板试样,试样一侧选作喷涂基体,经砂纸磨去氧化层、喷砂粗化后,在其上用装备再制造技术国防科技重点实验室自研制高速电弧喷涂系统制备涂层,该系统包括HAS-01型高速电弧喷涂枪,喷涂材料为自行开发的 $\phi 2$ mm粉芯丝材,化学成分为Fe-Al-Cr-B-Si-Nb,喷涂电流为200 A,喷涂电压为38 V,喷涂距离为150 mm,涂层厚度分别为50、150、250、500、1000、1500、2000 μm 。

采用Flir A20M型红外热像仪检测电弧喷涂过程中试样表面的温度场变化。红外热像仪的工作频率为50 Hz,波段为8~14 μm ,测温区间选定为0~350 $^{\circ}\text{C}$ 。将红外热像仪固定在三角架上,距离试样约800 mm,使用Therma CAM Researcher Pro 2.7软件记录并处理热图。

利用D8型X射线衍射仪测定涂层表面残余应力。先对涂层表面进行超声去污清洗,然后在涂层表面选取均匀间隔的9个点,将测试结果按数理统计的方法计算出涂层表面残余应力均值。

2 高速电弧喷涂层沉积过程残余应力分析

高温高速的喷涂粒子以 $5 \times (10^2 \sim 10^3) \text{ m/s}$ 的速度

连续撞击基体或已形成的涂层表面,沉积时间间隔大于 10^{-6} s ,熔融粒子撞击到基体或已沉积涂层表面后,以冷却速度超过 10^8 K/s 的速度快速铺展开^[13-14],粘附在表面上的粒子发生变形并扁平化为薄片,无数扁平粒子互相交错呈波浪式堆叠在一起,由于热量急剧散失引起的淬火应力以及涂层与基体线膨胀系数不匹配引起的热适配应力综合作用,产生了涂层残余应力。

Fe-Al-Cr-B-Si-Nb粉芯丝材的成分设计满足Inoue^[15]提出的非晶合金形成三大经验原则:(1)主要组元元素在3个以上;(2)主要组元的原子半径差大于12%;(3)组元之间具有较大的负混合热。FeAlCrBSiNb涂层组分元素的原子半径分别为:Fe 0.172 nm、Al 0.143 nm、Cr 0.127 nm、B 0.082 nm、Si 0.146 nm、Nb 0.148 nm。大原子半径的Fe、Nb和Al加入后拥有高配位数,小的类金属原子B则占据空位,大小原子之间存在强烈的相互作用,使近邻周围彼此约束的基体原子、小原子和大原子形成类似网状结构或骨架结构。因此,增加了合金熔体的黏度和稳定性,降低了原子的可动性,抑制了晶化反应所需要的原子重排和晶体相的形核和长大,从而提高了合金的玻璃形成能力。同时,Nb元素的加入可使合金中各个组元之间的负混合热焓增大,Fe-B、Fe-Nb的混合热焓分别为-11、-16 kJ/mol^[16]。Al的加入也能与Fe形成大的负混合热焓的Fe-Al原子对^[17],大的负混合热焓增大了各组元间的相互反应,促进了结构的无序性,降低了原子扩散率,增加了过冷液体黏度和体系的热稳定性,限制了结晶的发生,使涂层非晶形成能力增强^[18]。因此,FeAlCrBSiNb涂层形成过程,可忽略相变应力的影响。

3 高速电弧喷涂过程残余应力理论模型

3.1 热失配应力

热失配应力是由于温度变化(包括喷涂后的冷却等过程)引起涂层和基体的热膨胀系数的失配,从而产生热失配残余应力。图1为喷涂试样结构示意图,假设试样的长度远大于其厚度,研究转化为平面应力状态。如果用 $E/(1-\nu)$ 替代涂层材料的杨氏模量 E (其中 ν 为泊松比),该模型就可以很轻易地扩展到双轴向情形,实际中大多数的涂层试件尺寸结构都可等效为双轴向应力状态。

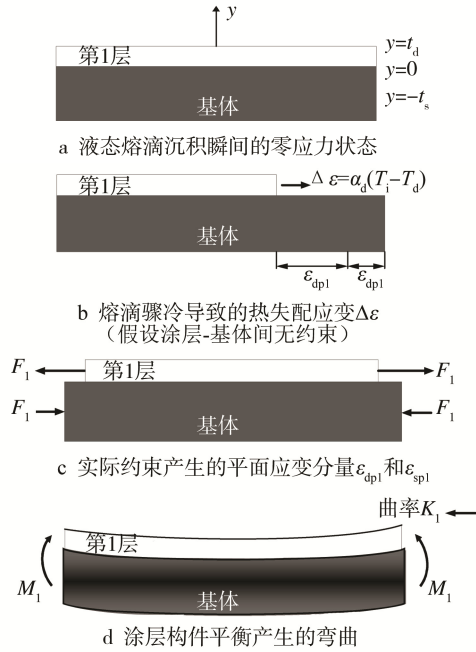


图 1 第一层涂层构件应变产生过程原理

Fig.1 Schematic depiction of the strains generated by the deposition of the first coating on the substrate surface: a) zero stress status between substrate and coating, b) the thermal mismatch stress caused by quenching due to unrestraint between coating and substrate, c) the plane strain components, ε_{dp1} and ε_{sp1} , under the actual constraints, d) bending of the coating part at equilibrium

3.1.1 单层涂层热失配应力

假设涂层-界面处 $y=0$, 坐标系统如图 1a 所示。第一个涂层薄片沉积到基体表面后, 温度从初始温度 T_i 冷却到沉积温度 T_d , 通常基体温度在此间变化会很小, 假设基体温度不变 (即等于沉积温度), 则第一薄层和基体间的失配应变可表示为:

$$\Delta\varepsilon = \alpha_d(T_i - T_d) \quad (1)$$

式中: α_d 为涂层材料的热膨胀系数; $(T_i - T_d)$ 为涂层-基体瞬时温度差。

由于热失配应变的存在 (由图 1b 和 1c 可见), 使涂层和基体内部出现了一对大小相等、方向相反的拉力和压力 (如图 1c 所示)。根据材料力学理论, 这一对平面力会产生图 1d 所示的弯曲 ε_K 为:

$$\varepsilon_K = (K_1 - K_0)(y - y_{e1}) \quad (-t_s \leq y \leq t_d) \quad (2)$$

式中: K_0 为初始曲率 ($K_0=0$); K_1-K_0 为涂层构件整体曲率变化量; y_{e1} 为中轴位置; t_d 为涂层厚度; t_s 为基体厚度。本研究规定图 1b 所示曲率方向 (K_1) 为正。因此, 对于沉积薄层和基体形成的涂层构件, 其总应变分别由两部分组成, 即平面力引起的应变和弯曲产生的应变, 由此产生的涂层薄层应变和基体应变分别表达如下:

$$\varepsilon_{dl} = \varepsilon_{dp1} - (K_1 - K_0)(y - y_{e1}) \quad (0 \leq y \leq t_d) \quad (3)$$

$$\varepsilon_{sl} = \varepsilon_{sp1} - (K_1 - K_0)(y - y_{e1}) \quad (-t_s \leq y \leq 0) \quad (4)$$

易知 K_1-K_0 和 y_{e1} 与自变量 y 无关, 且 $\Delta\varepsilon = \varepsilon_{dp1} - \varepsilon_{sp1} = \alpha_d(T_i - T_d)$ 。等式 (3) 和 (4) 转化为:

$$\varepsilon_{dl} = -(K_1 - K_0)y + \delta_1 + \alpha_d(T_i - T_d) \quad (0 \leq y \leq t_d) \quad (5)$$

$$\varepsilon_{sl} = -(K_1 - K_0)y + \delta_1 \quad (-t_s \leq y \leq 0) \quad (6)$$

其中, $\delta_1 = \varepsilon_{sp1} + (K_1 - K_0)y_{e1}$ 。

假设材料性能参数不随温度大幅度变化, 且基体产生的变形在弹性范围内 (通常此假设是合理且不会引起较大误差)。这样, 基体的应力-应变关系表示为:

$$\sigma_{s1} = E_s \varepsilon_{s1} \quad (7)$$

但是, 实际中沉积薄层的温度变化 $T_i - T_d$ 非常大, 由此产生的收缩很明显 (有时可达毫米级), 这样沉积薄层的变形会超出弹性极限, 达到弹性极限状态或塑性变形状态。假设沉积薄层的温度到达临界值 ΔT_1 时 (ΔT_1 的解将在下文给出), 整个薄层都到达塑性变形状态, 这样, 当沉积层的温度变化大于 ΔT_1 时, 其应力-应变关系可表示为^[19-20]:

$$\sigma_{dl} = H_d \left(\varepsilon_{dl} - \frac{\sigma_Y}{E_d} \right) + \sigma_Y \quad (8)$$

式中: E_d 、 H_d 和 σ_Y 分别为杨氏模量、应变强度因子 (拉伸方向) 和屈服应力。

对于整个沉积薄层/基体构件, 需满足如下平衡条件:

$$\int_{-t_s}^0 \sigma_{s1} dy + \int_0^{t_d} \sigma_{dl} dy = 0 \quad (9)$$

$$\int_{-t_s}^0 \sigma_{s1} (y - y_{e1}) dy + \int_0^{t_d} \sigma_{dl} (y - y_{e1}) dy = 0 \quad (10)$$

方程 (10) 转换为:

$$\int_{-t_s}^0 \sigma_{s1} y dy + \int_0^{t_d} \sigma_{dl} y dy - y_{e1} \left(\int_{-t_s}^0 \sigma_{s1} dy + \int_0^{t_d} \sigma_{dl} dy \right) = 0 \quad (11)$$

方程 (11) 简化为:

$$\int_{-t_s}^0 \sigma_{s1} y dy + \int_0^{t_d} \sigma_{dl} y dy = 0 \quad (12)$$

联立式 (5) — (12), 即可求出 K_1 、 σ_{dl} 和 σ_{s1} 的解, 见式 (13) — (16), 沉积涂层薄片的最小应力值 (见式 (17)) 应该在沉积层的上表面, 将式 (13) 代入式 (17) 得式 (18)。 ΔT_1 为整个薄层都为塑性变形时的临界温度差, 将 $\sigma_{dl}^{\min} = \sigma_Y$ 代入式 (18) 中得到 ΔT_1 的结果见式 (19)。

$$K_1 = \frac{6E_s t_s t_d (t_s + t_d) \{ H_d [\alpha_d (T_i - T_d) - \sigma_Y / E_d] + \sigma_Y \}}{H_d^2 t_d^4 + E_s^2 t_s^4 + 2H_d E_s t_s t_d (2t_d^2 + 3t_d t_s + 2t_s^2)} \quad (13)$$

$$\delta_1 = -K_1 \frac{H_d t_d^3 + 4E_s t_s^3 + 3E_s t_s^2 t_d}{6E_s t_s (t_s + t_d)} \quad (14)$$

$$\sigma_{dl} = -K_1 \frac{H_d t_d [6(t_s + t_d)y - 3t_d t_s - 4t_d^2] - E_s t_s^3}{6t_d (t_s + t_d)} \quad (15)$$

$$\sigma_{s1} = -K_1 \frac{H_d t_d^3 - 2E_s t_s^3 - 3E_s t_s^2 t_d + 6E_s t_s (t_s + t_d)(y + t_s)}{6t_s(t_s + t_d)} \quad (16)$$

$$\sigma_{d1}^{\min} = -K_1 \frac{H_d t_d [3t_d t_s + 2t_d^2] - E_s t_s^3}{6t_d(t_s + t_d)} \quad (17)$$

$$\sigma_{d1}^{\min} = \frac{E_s t_s [H_d \alpha_d (T_i - T_d) - \sigma_Y H_d / E_d + \sigma_Y] [E_s t_s^3 - H_d t_d (3t_d t_s + 2t_d^2)]}{H_d^2 t_d^4 + E_s^2 t_s^4 + 2H_d E_s t_d t_s (2t_d^2 + 3t_d t_s + 2t_s^2)} \quad (18)$$

$$\Delta T_1 = \frac{\sigma_Y}{E_d \alpha_d} + \frac{\sigma_Y}{E_s \alpha_d} \frac{H_d (t_d/t_s)^4 + 6E_s (t_d/t_s)^3 + 9E_s (t_d/t_s)^2 + 4E_s (t_d/t_s)}{E_s - 2H_d (t_d/t_s)^3 - 3H_d (t_d/t_s)^2} \quad (19)$$

在大多数喷涂条件下, 沉积薄层的厚度 (t_d) 比基体的厚度 (t_s) 约低 2~3 个数量级, 而沉积导致的失配应变远大于其弹性应变极限 (即 $\sigma_Y/E_d > 0$), 因此, 条件 $T_i - T_d > \Delta T_1$ 很容易满足。

3.1.2 第 n 层涂层热失配应力

采用上述推导程序, 可以得到沉积第 n 层后的应力解。第 n 个薄层和基体的应变可表示为:

$$\varepsilon_{dn} = (K_n - K_{n-1})y + \delta_n + \alpha_d \Delta T \quad ((n-1)t_d \leq y \leq nt_d) \quad (20)$$

$$\varepsilon_{dj} = (K_j - K_{j-1})y + \delta_j + \alpha_d \Delta T + \sum_{i=j+1}^n [(K_i - K_{i-1})y + \delta_i] \quad ((j-1)t_d \leq y \leq jt_d) \quad (21)$$

$$\varepsilon_{sn} = K_n y + \sum_{i=1}^n \delta_i \quad (-t_s \leq y \leq 0) \quad (22)$$

其中, $1 \leq j \leq n-1$, $\Delta T = T_i - T_d$ 。假设对于所有的已沉积的 $n-1$ 个薄层, 由于第 n 个薄层的沉积而导致应力分量一直是压应力。涂层和基体结构的应力-应变关系可表示为:

$$\sigma_{dn} = H_d [(K_n - K_{n-1})y + \delta_n + \alpha_d \Delta T - \sigma_Y / E_d] + \sigma_Y \quad ((n-1)t_d \leq y \leq nt_d) \quad (23)$$

$$\sigma_{dj} = H_d [(K_j - K_{j-1})y + \delta_j + \alpha_d \Delta T - \sigma_Y / E_d] + \sigma_Y + E_d \left\{ \sum_{i=j+1}^n [(K_i - K_{i-1})y + \delta_i] \right\} \quad ((j-1)t_d \leq y \leq jt_d) \quad (24)$$

$$\sigma_{sn} = E_s \left(K_n y + \sum_{i=1}^n \delta_i \right) \quad (-t_s \leq y \leq 0) \quad (25)$$

涂层构建的平衡方程变为:

$$\int_{-t_s}^0 \sigma_{sn} dy + \sum_{j=1}^{n-1} \int_{(j-1)t_d}^{jt_d} \sigma_{dj} dy + \int_{(n-1)t_d}^{nt_d} \sigma_{dn} dy = 0 \quad (26)$$

$$\int_{-t_s}^0 \sigma_{sn} y dy + \sum_{j=1}^{n-1} \int_{(j-1)t_d}^{jt_d} \sigma_{dj} y dy + \int_{(n-1)t_d}^{nt_d} \sigma_{dn} y dy = 0 \quad (27)$$

联立式 (20) — (27), 通过迭代求解, 即可得到 $K_0, K_1, K_2, \dots, K_n$ 和 $\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_n$ 以及应力解。

对于第一薄层, 虽然在此之前已发生了塑性变形 (拉应力) (如图 1c 所示), 但是第二层涂层以及以后第 n 层沉积所产生的应力对前一层的应力分量是压应力。一般情况下, 处于中性轴下方的材料对应的弯曲应变始终为正, 中性轴上方的为负, 只有当中

性轴越过涂层-基体界面后, 沉积层的弯曲应变才开始由压应变转变为拉应变。对于纯弹性情况的涂层/基体结构, 很容易推导出中性轴位置 y'_{en} 的表达式为:

$$y'_{en} = \frac{(nt_d)^2 E_d - t_s^2 E_s}{2(nt_d E_d + t_s E_s)} \quad (28)$$

如果 $y'_{en} > 0$, 中性轴将在涂层这一边, 且中性轴下方的涂层的弯曲应变为拉应变, 当该拉应变大到一定程度使总体应变转变为正时, 对应的应力才可能为拉应力。对于弹塑性情况, 当沉积材料发生塑性变形时, 结构的中性轴位置要比纯弹性情况低很多。因此, 当应用上述模型来分析沉积 n 层后的热适配应力时, 可以先用式 (28) 来估计中性轴位置处在涂层/基体界面时所对应的涂层最大厚度 (nt_d), 低于这一厚度值, 可以正确使用上述模型。

3.1.3 涂层总的热失配应力

当涂层完成沉积后, 涂层和基体冷却至室温, 由于涂层和基体材料的热膨胀系数不一致, 会产生热失配应力。此时, 涂层和基体间的失配应变为 $\Delta \varepsilon$, 该失配应变会产生平面应力 (应变) 以及弯曲应力 (应变)。为表述方便, 沉积完第 n 薄层后的曲率为 K_n , 冷却至室温后的最终曲率定为 K_c , 规定涂层总厚度为 h (即 $h = nt_d$), 因此结构的应变表达式为:

$$\varepsilon_d = \varepsilon_{dp} - (K_c - K_n)(y - y_{en}) \quad (0 \leq y \leq nt_d) \quad (29)$$

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{sp} - (K_c - K_n)(y - y_{en}) \quad (t_s \leq y \leq 0) \quad (30)$$

令 $\delta_n = \varepsilon_{sp} + (K_c - K_n)y_{en}$, 式 (29) 和 (30) 可置换为:

$$\varepsilon_d = -(K_c - K_n)y + \delta_n + (\alpha_d - \alpha_s)(T_d - T_i) \quad (0 \leq y \leq nt_d) \quad (31)$$

$$\varepsilon_s = -(K_c - K_n)y + \delta_n \quad (t_s \leq y \leq 0) \quad (32)$$

相应的, 涂层和基体由于热失配应力导致应力-应变关系描述为:

$$\sigma_s = E_s \varepsilon_s \quad (33)$$

$$\sigma_d = E_d \varepsilon_d \quad (34)$$

此时的平衡条件为:

$$\int_{-t_s}^0 \sigma_s dy + \int_0^h \sigma_d dy = 0 \quad (35)$$

$$\int_{-t_s}^0 \sigma_s y dy + \int_0^h \sigma_d y dy = 0 \quad (36)$$

联立方程 (29) — (36), 通过迭代计算可得到 $K(K_c - K_n)$ 、 δ_n 、 σ_d 和 σ_s 的显式解, 见式 (37) — (40),

其中 T_{r0} 为室温温度, 记为 $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。

$$K = \frac{6E_s t_s t_d (t_s + t_d) \{E_d [\alpha_d (T_0 - T_{r0}) - \alpha_s (T_0 - T_{r0})]\}}{E_d^2 t_d^4 + E_s^2 t_s^4 + 2E_d E_s t_d t_s (2t_d^2 + 3t_d t_s + 2t_s^2)} \quad (37)$$

$$\delta_n = K \frac{E_d h^3 - 2E_s t_s^3 - 3E_s t_s h}{6E_s t_s (t_s + h)} \quad (38)$$

$$\sigma_d = -K \frac{E_d h[6(t_s + h)y - 3ht_s - 4h^2] - E_s t_s^3}{6h(t_s + h)} \quad (39)$$

$$\sigma_s = -K \frac{E_d t_d^3 - 2E_s t_s^3 - 3E_s t_s^2 t_d + 6E_s t_s (t_s + t_d)(y + t_s)}{6t_s (t_s + t_d)} \quad (40)$$

3.2 淬火应力

由于喷涂颗粒快速冷却到基体温度而收缩产生的应力称为涂层淬火残余应力。根据 Brenner &

$$\sigma_r = \frac{K}{6t_d} \left\{ E_s t_s \left[t_s + \left(\frac{E_d}{E_s} \right)^{\frac{5}{4}} \cdot t_d \right] - \frac{E_d t_d [6(t_s + t_d)y - 3t_d t_s - 4t_d^2] - E_s t_s^3}{t_s + t_d} \right\} \quad (42)$$

4 结果与讨论

喷枪以 200 mm/s 的速度移动喷涂试样约 10 s 后的热图如图 2 所示。由红外热像仪测得结果显示, 基体温度在 $100\sim 110\text{ }^{\circ}\text{C}$ 之间, 不超过 $350\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。此温度范围内, 基体和涂层材料的弹性模量变化不大, 可以将涂层材料室温时的弹性模量值和热膨胀系数看作是涂层沉积过程中基体和涂层的值, 即弹性模量 E_s 和 E_d 分别为 209 GPa 和 189 GPa , 热膨胀系数 α_s 和 α_d 分别为 $10.8 \times 10^{-6}\text{ K}^{-1}$ 和 $14.7 \times 10^{-6}\text{ K}^{-1}$ 。设高速电弧喷涂过程中涂层应力参考温度为 $425\text{ }^{\circ}\text{C}$ (T_0), 室温为 $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ (T_{r0}), 则 $T_0 - T_{r0} = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$, 中性轴始终处于涂层/基体界面处, 即 $y = 0$ 。将上述值代入公式 (37) 和 (42) 中, 计算 FeAlCrBSiNb 涂层表面曲率值以及涂层形成过程中表面残余应力预测值, 并与实际测量值进行比较, 结果见表 1。

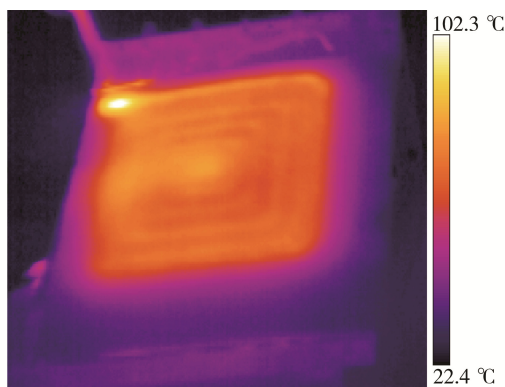


图 2 高速电弧喷涂结束后涂层表面温度分布图

Fig.2 Temperature map of FeAlCrBSiNb coating deposited by high velocity arc spray

Senderoff 公式, 通过曲率计算得出高速电弧喷涂层的淬火应力为^[21]:

$$\sigma_q = K \frac{E_s t_s [t_s + (\frac{E_d}{E_s})^{\frac{5}{4}} \cdot t_d]}{6t_d} \quad (41)$$

实际上, 由于高速电弧喷涂层固化过程可能会发生塑性屈服、蠕变、微开裂以及界面滑移等现象, 因而淬火应力 σ_q 会被部分释放, 数值低于公式 (38) 的理论值, 表现为涂层淬火应力随着基体温度的升高先上升后下降的趋势^[22]。

3.3 涂层总的残余应力

将 3.1 和 3.2 节的逐层叠加模型简单迭代计算, 并联立公式 (37) — (41) 得出涂层最终残余应力的计算公式, 即:

表 1 FeAlCrBSiNb 涂层残余应力理论计算值和实测值比较
Tab.1 Comparison of residual stress with theoretical and experimental data about FeAlCrBSiNb coatings

No.	Coating thickness $t_d/\mu\text{m}$	Curvature/K	Theoretical value σ_r/MPa	Measured value σ/MPa	Error/%
1	50	0.0044	222.79	221.4	+0.62
2	150	0.0124	213.53	187	+26.53
3	250	0.0194	184.97	164.49	+12.45
4	500	0.0335	165.9	161.4	+1.41
5	1000	0.0511	166.78	164.4	+1.45
6	1500	0.0599	163.57	180	-9.12
7	2000	0.0637	166.37	166	-0.22

涂层形成过程表面残余应力理论预测值和实际测量值比较发现, 仅喷涂一道次时, 涂层表面残余应力理论预测值与实际测量值相近, 为喷涂过程表面残余应力的最大值, 约 220 MPa , 如图 3—4 所示 (注: 为比对实际喷涂过程与预测值的吻合程度, 将图 3 和图 4 的横坐标表示为所示刻度)。当涂层厚度从第一层沉积到 $500\text{ }\mu\text{m}$ 的过程中, 表面残余应力理论预测值与实测结果都随涂层厚度的增加和曲率的增大而减少, 相比之下, 理论预测拟合曲线下降的幅度较小, 理论预测值比实际值平均高出 25% (数值见表 1)。但当喷涂厚度为 $500\text{ }\mu\text{m}$ 时, 残余应力理论预测值与实测结果相近, 约为 162 MPa 。随着喷涂厚度沉积至 $500\text{ }\mu\text{m}$ 后, 残余应力理论预测值下降的幅值趋于有增有降的波动性平缓, 而实际测量值随喷涂厚度的增加而增大, 当喷涂厚度增加至 $1500\text{ }\mu\text{m}$ 后, 实际测量残余应力值又开始下降。

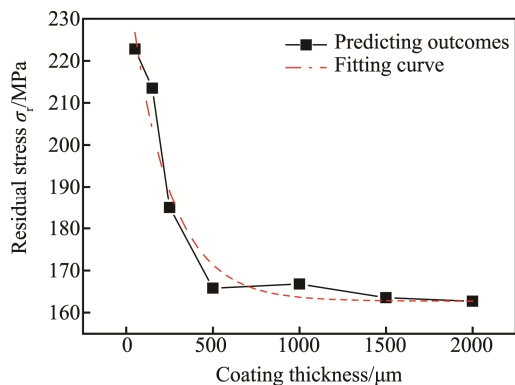


图3 FeAlCrBSiNb 涂层残余应力预测结果及拟合曲线
Fig.3 Theoretical predical data and fitting curve about FeAlCrBSiNb coatings

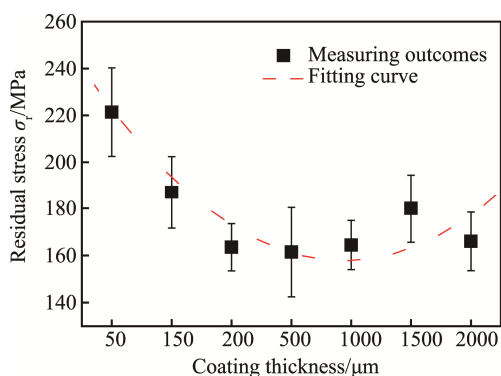


图4 FeAlCrBSiNb 涂层残余应力测量结果与拟合曲线
Fig.4 Experimental data and fitting curve about FeAlCrBSiNb coatings

仅喷涂 1 道次时涂层表面残余应力值最大, 因为熔融态粒子沉积到基体上(基体放置在室温下)与基体共同冷却导致温度梯度大, 产生的热失配应力也大, 而后续的喷涂沉积过程存在着对前一层沉积涂层缓慢加热的过程, 新涂层沉积形成的涂层构件的温度梯度小于前一层涂层构件形成时的温度梯度变化量。实际上, 随着涂层构件温度的升高, 涂层和基体的弹性模量不断下降, 而热膨胀系数却呈上升趋势, 但是涂层与基体材料参数的变化幅度不一致, 涂层大于基体, 即 $(E_s/E_d(T))$ 的函数为单调递减函数, 热膨胀系数的比值 $(\alpha_d/\alpha_s(T))$ 为单调递增函数^[23]。因此, 随着 FeAlCrBSiNb 涂层厚度的增加, 涂层曲率随之增大, 涂层表面残余应力下降, 但是下降的幅值越来越小, 而且涂层蠕变和塑性变形等微变形会致使涂层淬火应力的衰减, 进而降低涂层整体残余应力水平, 表现为涂层表面残余应力值随涂层厚度的增加而逐渐降低的趋势。但是涂层沉积至 500 μm 后, 实测残余应力值随着涂层厚度的增加而略微增大, 而理论预测残余应力随着涂层厚度的增加趋于微震荡平稳。

5 结论

1) 提出一种由涂层沉积叠加热失配应力和曲率

淬火应力组成的新型高速电弧喷涂过程表面残余应力预测模型。

2) 通过高速电弧喷涂层成形过程中表面残余应力理论预测值与 FeAlCrBSiNb 涂层实际测量值的比较研究, 发现高速电弧喷涂过程表面残余应力多层叠加弹塑性预测模型, 可以比较准确地预测涂层形成过程中的最大残余应力值和层积厚度小于等于 500 μm 时的涂层表面残余应力值。

3) 研究发现高速电弧喷涂层成形过程中, 表面残余应力值随喷涂层厚度的增加, 先减少而后沉积至 500 μm 后略微增加。

参考文献:

- [1] 刘毅, 魏世丞, 童辉, 等. 热喷涂制备吸波涂层的研究进展[J]. 材料工程, 2014(9): 106—112.
LIU Yi, WEI Shi-cheng, TONG Hui, et al. Progress in Research on Microwave Absorbing Coatings Prepared by Thermal Spraying Technology[J]. Journal of Materials Engineering, 2014(9): 106—112.
- [2] 李海燕, 张世珍, 孙春龙, 等. 隐身涂料的研究进展与发展方向[J]. 功能材料, 2013, 44(S1): 36—40.
LI Hai-yan, ZHANG Shi-zhen, SUN Chun-long, et al. The Present Situation and Prospect of Stealthy Coatings [J]. Journal of Functional Materials, 2013, 44(S1): 36—40.
- [3] 张俊红, 鲁鑫, 何振鹏, 等. 航空发动机可磨耗封严涂层技术研究及性能评价[J]. 材料工程, 2016, 44(4): 94—109.
ZHANG Jun-hong, LU Xin, HE Zhen-peng, et al. Technique Application and Performance Evaluation for Abradable Coating in Aeroengine[J]. Journal of Materials Engineering, 2016, 44(4): 94—109.
- [4] 陈永雄, 魏世丞, 梁秀兵, 等. 铝合金发动机缸盖的再制造技术研究[J]. 材料工程, 2012(6): 16—20.
CHEN Yong-xiong, WEI Shi-cheng, LIANG Xiu-bing, et al. Research on Remanufacturing Process of a Typical Aluminum Alloy Engine Cylinder Head[J]. Journal of Materials Engineering, 2012(6): 16—20.
- [5] 靳磊, 崔向中, 马国佳, 等. CuNiIn 微动磨损涂层失效机理研究[J]. 装备环境工程, 2016(3): 70—75.
JIN Lei, CUI Xiang-zhong, MA Guo-jia, et al. Failure Mechanism of CuNiIn Fretting Wear Coatings[J]. Equipment Environmental Engineering, 2016(3): 70—75.
- [6] 李延平, 赵万华, 卢秉恒. 热喷涂涂层和基体中残余应力预报与控制研究[J]. 工程力学, 2005, 22(5): 236—240.
LI Yan-ping, ZHAO Wan-hua, LU Bing-heng. Prediction and Control of Residual Stresses in Thermal Sprayed Coatings[J]. Engineering Mechanics, 2005, 22(5): 236—240.
- [7] TSUI Y C, CLYNE T W. An Analytical Model for Predicting Residual Stresses in Progressively Deposited

- Coatings—Part 1: Planar Geometry[J]. *Thin Solid Films*, 1997, 306(1): 23—33.
- [8] TSUI Y C, CLYNE T W. An Analytical Model for Predicting Residual Stresses in Progressively Deposited Coatings—Part 2: Cylindrical Geometry[J]. *Thin Solid Films*, 1997, 306(1): 34—51.
- [9] TSUI Y C, CLYNE T W. An Analytical Model for Predicting Residual Stresses in Progressively Deposited Coatings—Part 3: Further Development and Applications[J]. *Thin Solid Films*, 1997, 306(1): 52—61.
- [10] 郝利军, 陆冠雄, 刘彻, 等. QT500 表面等离子喷涂 8YSZ 热障涂层 TGO 的残余应力状态及数值分析[J]. *稀有金属材料与工程*, 2015, 44(4): 1024—1029.
- HAO Li-Jun, LU Guan-xiong, LIU Che, et al. State of Residual Stress and Numerical Analysis of TGO in Plasma Sprayed 8YSZ Thermal Barrier Coating on QT500[J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2015, 44(4): 1024—1029.
- [11] 黄晨光, 段祝平, 吴承康, 等. 热喷涂构件中残余应力的理论分析[J]. *工程力学*, 2002, 19(4): 135—140.
- HUANG Chen-guang, DUAN Zhu-ping, WU Cheng-kang, et al. A New Analytical Model for Residual Stresses due to Thermal Surface Coating[J]. *Journal of Material Engineering*, 2002, 19(4): 135—140.
- [12] 马维, 潘文霞, 张文宏, 等. 热喷涂涂层中残余应力分析和检测研究进展[J]. *力学进展*, 2002, 32(1): 41—56.
- MA Wei, PAN Wen-xia, ZHANG Wen-hong, et al. A Review of Researches on the Residual Stress in Thermal Spray Coatings[J]. *Advances in Mechanics*, 2002, 32(1): 41—56.
- [13] 王敏. FeAlCrBSiNb 非晶涂层形成机理和摩擦磨损行为[J]. *航空材料学报*, 2016, 36(2): 14—20.
- WANG Min. Forming Mechanism and Tribological Properties of FeAlCrNSiNb Amorphous Coating Deposited by High Velocity Arc Spaying[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2016, 36(2): 14—20.
- [14] 陈永雄, 梁秀兵, 商俊超, 等. 轴类件热喷涂涂层残余应力的有限元分析[J]. *焊接学报*, 2013, 34(6): 13—16.
- CHEN Yong-xiong, LIANG Xiu-bing, SHANG Jun-chao, et al. Axial Pieces of Thermal Spraying Coating Residual Stress Finite Element Analysis[J]. *Transactions of The China Welding Institution*, 2013, 34(6): 13—16.
- [15] INOUE A, KOHINATA M, HTERA K. Mg-Ni-La Amorphous Alloys with a Wide Supercooled Liquid Region[J]. *Material Transformers*, 1989, 30: 378—381.
- [16] Japan Institute of Metals. *Metals Databook*[M]. Tokyo: Maruzen, 2004, 139—141.
- [17] LA P Q, YANG J, DAVID J H. Bulk Nanocrystalline Fe₃Al-based Material Prepared by Aluminothermic Reaction[J]. *Advanced Materials*, 2006, 18: 733—737.
- [18] 田浩亮, 魏世丞, 陈永雄, 等. 高速电弧喷涂 FeAlNbB 非晶纳米晶涂层的组织与性能[J]. *材料科学与工艺*, 2012, 20(1): 108—113.
- TIAN Hao-liang, WEI Shi-cheng, CHEN Yong-xiong, et al. Microstructure and Mechanical Properties of FeAlNbB Amorphous/Nanocrystalline Coatings Deposited by High Velocity Arc Spraying[J]. *Materials Science & Technology*, 2012, 20(1): 108—113.
- [19] RAJEEV D, ANDRE G M, SANJEEV C. Predicting Splat Morphology in a Thermal Spray Process[J]. *Surface & Coatings Technology*, 2007, 201(18): 7789—7801.
- [20] SAMPATH S, JIANG X, KULKAMI A, et al. Development of Process Maps for Plasma Spray: Case Study for Molybdenum[J]. *Materials Science & Engineering A*, 2003, 348(1/2): 54—66.
- [21] 张显程. 面向再制造寿命预测的等离子喷涂涂层结构完整性研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2007.
- ZHANG Xian-cheng. Structural Integrity of Plasma-sprayed Coating-based Systems Aiming to Life Prediction in Remanufacturing Engineering[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2007.
- [22] KURODA S, CLYNE T W. Quenching Stress in Thermally Sprayed Coatings[J]. *Thin Solid Films*, 1991, 200(1): 49—66.
- [23] RAYMENT T, HOILE S, GRANT P S. Phase Transformations and Control of Residual Stresses in Thick Spray-formed Steel Shells[J]. *Metallurgical & Materials Transactions B*, 2004, 35(6): 1113—1122.