doi: 10. 11933 / j. issn. 1007-9289. 20211112001

基体表面粗糙度对冷喷涂 Ti6Al4V 界面结合的数值模拟*

蒋圣威1周红霞1李雪婷1王铀2

(1. 青海大学机械工程学院 西宁 810016;2. 哈尔滨工业大学材料科学与工程学院 哈尔滨 150001)

摘要: 在冷喷涂过程中,基体的表面粗糙度会影响涂层和基体之间的结合,目前对该问题关注还不够,且存在一定争议。以 冷喷涂修复 Ti6Al4V 钛合金(TC4)过程为研究对象,利用有限元模拟手段,建立二维和三维单粒子在不同表面粗糙度基体 上的撞击模型。通过分析粒子在撞击到光滑表面、研磨表面和喷砂表面三种情况下界面的温度、等效塑性应变及系统能量的 变化,得出以下结论:随着基体表面粗糙度的增加,粒子的等效塑性应变和扁平率逐渐减小。界面温度和等效塑性应变在基 体"波峰"处较高,在"波谷"处较低,在高的表面粗糙度下,粒子的塑性变形减弱,反弹趋势增强。研究结果表明,对冷 喷涂 TC4 修复过程而言,基体的粗糙化不利于涂层与基体的结合。研究结果可为冷喷涂修复钛合金过程中基体预处理方式的 选择提供理论指导。

关键词:冷喷涂;基体表面粗糙度;TC4;数值模拟;界面结合 中图分类号:TG148

Numerical Simulation of Substrate Roughness on the Interface Bonding of Cold-sprayed Ti6Al4V

JIANG Shengwei¹ ZHOU Hongxia¹ LI Xueting¹ WANG You²

(1. School of Mechanical Engineering, Qinghai University, Xining 810016, China;

2. School of Materials Science and Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

Abstract: In the process of cold spraying, the roughness of the substrate affects interface bonding between the coating and the substrate. At present, little attention is paid to this issue, and there still exists certain disputes. Took the process of cold spray repairing Ti6Al4V titanium alloy (TC4 for short) as the research object, by using finite element simulation method, two-dimensional and three-dimensional single particle impact models with different roughness are established, and the changes in interface temperature, particle equivalent plastic strain and system energy when the particle impacted on smooth, ground and grit blasted surfaces are analyzed. The following conclusions are drawn: As the substrate roughness increases, the equivalent plastic strain and flattening ratio of the particle gradually decreases; The interface temperature and equivalent plastic strain are higher at the "wave peak" and lower at the "trough" of the substrate. Under high roughness, the plastic deformation of the particles is enhanced. Therefore, for the cold-sprayed TC4 repair processing, the roughening of the substrate is not conducive to the bonding of the coating and the substrate. The results provide theoretical guidance for substrate pretreatment in the process of repairing titanium alloy by cold spraying.

Keywords: cold spraying; substrate roughness; TC4; numerical simulation; interface bonding

国家自然科学基金资助项目(52001180)。
 Fund: Supported by National Natural Science Foundation of China (52001180).
 20211112 收到初稿, 20220402 收到修改稿

0 前言

冷喷涂是一种表面喷涂工艺,利用压缩气体将喷涂粒子加速到超过临界速度(500~1200 m/s^[1]),喷涂粒子撞击在基体表面发生塑性变形进而产生结合。 与热喷涂技术相比,冷喷涂过程对喷涂材料的结构几 乎无热影响,可以实现低温状态下的涂层沉积^[2]。而 且,冷喷涂可以沉积具有高沉积效率的厚涂层,可以 用于修复零部件表面、增强零部件表面的抗摩擦和抗 腐蚀性能以及增材制造^[3]。

对冷喷涂涂层而言,涂层与基体的结合是决定 涂层质量的关键因素。机械互锁和冶金结合被认为 是冷喷涂中基体和涂层之间的主要结合机理^[4]。目 前,影响涂层与基体结合的因素有很多,如喷涂气 体的温度和压力^[5]、基体的温度和表面状态^[6-7]、粒 子尺寸和速度^[8]、涂层的后处理方式^[9-10],等等。已 有研究结果表明,提高气体的压力和温度从而增强 粒子的变形,将粒子和基体进行预热,以及采用后 续的热处理等方式均可以提高涂层和基体之间的 结合。

目前,在关于基体和涂层之间结合的研究中, 基体表面粗糙度对粒子/基体结合的研究还比较 少,已有的关于基体表面粗糙度对粒子与基体结合 的影响多是关于 Al、Cu 等涂层的^[7]。而且普遍认为, 喷涂前基体的喷砂处理可以通过形成机械互锁效 应,从而提高粒子和基体的结合。然而,在对冷喷 涂 Ti 涂层的研究中,得出了相反的结论^[11],即在光 滑基体上喷涂的 Ti 涂层其结合强度反而高于在经 过喷砂处理后喷涂的涂层。可见,基体的预处理方 式对不同的材料会产生不同的影响,对于强度低、 塑性好的材料来说,提高基体的表面粗糙度可以让 软的粒子更好地嵌入基体表面,从而更容易形成机 械互锁结构,增强粒子与基体的结合。然而,对钛 及钛合金等难变形材料而言,在粒子沉积过程中很 难发生溅射,也很难用绝热剪切失稳引发溅射进而 导致结合的主流观点来解释结合机理^[12],基体表面 粗糙度的影响可能更为复杂,需要进行深入研究。

TC4 合金作为第一个实用的钛合金, 自 1954 年研制成功以来,由于其耐热性、强度、塑性、韧 性、成形性、可焊性、耐蚀性和生物相容性均较好, 而成为钛合金工业中的王牌合金^[13]。然而,由于钛 合金低的耐磨性,在服役过程中容易产生表面划伤, 而冷喷涂过程低的加工温度很适合用于温度敏感的 钛合金部件的表面修复^[14]。目前,关于很多冷喷涂 TC4 涂层的报道,大多集中在喷涂参数(气体种类、 气体温度和压力、喷涂角度等) 对涂层性能的影响, 对于基体表面粗糙度的影响还缺乏深入研究。由 于粒子与基体的微观结合性能很难用试验的手段 去捕捉,因此,本文采用有限元数值模拟的方法, 从冷喷涂钛合金修复过程中基体表面粗糙度对 TC4 单个粒子界面结合的影响入手,从温度、等 效塑性应变、粒子扁平率以及系统能量的变化等 方面来综合阐述基体表面粗糙度对 TC4 钛合金界 面结合的影响。

1 计算方法及材料模型

1.1 计算方法

采用 ABAQUS / explicit 有限元分析方法对冷 喷涂 TC4 单个粒子在不同表面粗糙度的 TC4 基体上 的撞击过程进行数值模拟,该方法被普遍用于冷喷 涂过程的模拟中^[15-17]。基体表面粗糙度参照文献中 的报道设置为表 1 所示的数值^[18],数值模拟计算中 使用的是 *Ra* 的最大值,且由于抛光处理后基体表 面粗糙度接近光滑,其表面粗糙度设为 0。

	表1	基体表面粗糙度 ^[18]
Table 1	Surf	ace roughness of substrate ^[18]

Surface preparation	Arithmetical mean deviation of the profile <i>Ra</i> / µm	Point height of irregularities $R_z / \mu m$	Maximum height of the profile $R_k / \mu m$
Polished	0.046 ± 0.002	$0.46{\pm}0.09$	0.101 ± 0.005
Ground	0.21±0.03	1.57±0.16	0.73±0.06
Grit blasted	2.66±0.06	17.03±0.39	9.13±0.31

为了节省计算时间并保证计算精度,分别采用二 维轴对称模型和三维模型来模拟单个TC4粒子在不同 状态TC4基体上的沉积过程。粒子采用直径为22 μm 的球形粒子,基体的半径及高度均设为100 μm。粒子 与基体的接触方式设为表面-表面接触(Surface-tosurface contact)类型,接触面的摩擦因数设为 0.3,碰 撞时间设置为 23 ns。二维模型中,粒子和基体都采用 均匀细密的四边形网格,网格单元类型为 CAX4RT, 粒子与基体的网格尺寸为粒子直径的1/50,基体底部 采用固定约束,其他边均作为自由边处理。在模拟中, 粒子和基体的初始温度设为室温(298 K)。喷涂速度 的选择对于最终结果也有着至关重要的影响^[19]。根据 靳磊等^[20]的研究结果,冷喷涂 TC4 钛合金的临界速度 绝大多处于 502~780 m/s 范围内,因此该模拟中将粒 子速度设定为 700 m/s,喷涂角度设定为 90°。图1为 二维轴对称计算模型的网格划分示意图。



图 1 二维模型网格划分示意图 Fig. 1 Grid-dividing diagram of 2D model

由于二维模型只能反映粒子/基体撞击系统某 一横截面上的模拟结果,而整个接触面上界面参数 的变化还需要建立三维模型来进行更全面的研 究^[21],因此本文还建立了单个 TC4 粒子撞击到不同 表面粗糙度表面的三维模型,见图 2。为了保证计 算结果精度,将三维模型的网格同样设定为粒子直 径的 1 / 50, 粒子网格类型为六面体, 但基体网格考虑到同等尺寸的六面体网格无法将粗糙部分很好地划分, 且过小的网格易导致计算量过大或网格过度扭曲而无法计算, 故使用同等大小的四面体网格, 即 C3D4T。同时, 将四面体网格密度设置为六面体网格的两倍, 进一步保证了计算精度。



(c) Grit blasted

图 2 三维网格划分示意图

Fig. 2 Grid-dividing diagram of 3D model

1.2 材料模型

在冷喷涂的研究过程中,为了更好地描述粒子 高速撞击过程中产生的高应变特征,撞击过程通常 选取 Johnson-Cook 材料模型。该公式综合考虑了材料的应变、应变率和热软化对材料的影响^[22-23]。该材料模型的等效屈服应力可表示为:

$$\sigma = \left[A + B\varepsilon^n\right] \left[1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*\right] \left[1 - T^{*m}\right]$$
(1)
$$T = T$$

$$T^* = \frac{T - T_{\text{ref}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{ref}}}$$
(2)

式中, σ 为等效应力(MPa); ε 为等效塑性应变; $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_0$ 为量纲一的塑性应变率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为名义参考应 变率; T^* 为相对温度, T_{melt} 为材料的熔点, T_{ref} 为参 考温度(通常取室温 298 K)。A、B、C、n和m是 材料常数。其中, A 为材料的屈服应力(MPa); B为 应变硬化常数; C 为量纲-应变速率硬化系数; n和m为应变硬化和热软化的幂指数。Johnson-Cook 公式中 的A、B、C、n、m均来自于文献[23], 见表 2。

表 2 TC4 的材料参数^[23]

Table 2 Material parameters for TC4^[23]

Parameter	Value
Density $\rho_m / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	4 428
Shear modulus G / GPa	41.9
Poisson' s ratio v	0.31
J-C yield strength A / MPa	1 098
J-C hardening coefficient B / MPa	1 092
J-C strain hardening exponent N	0.93
J-C strain rate constant C	0.014
J-C softening exponent <i>m</i>	1.1
Melting temperature $T_{\rm m}$ / K	1 878
Elastic bulk wave velocity $C_0 / (\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	5.13
Slope in v_s - v_p diagram S	1.028
Grüneisen coefficient γ_0	1.23
Specific heat $c / (\mathbf{J} \cdot (\mathbf{kg} \cdot ^{\circ}\mathbf{C})^{-1})$	560
Heat fraction α_0	0.9

同时,采用 Mie-Grüneisen 方程来描述材料的冲 击波效应,该方程可以准确描述材料在高温、高应 变过程中的弹性行为^[23, 24]。冲击波速度 v_s 和粒子速 度 v_p 通过等式 $v_s = C_0 + Sv_p$ 相关联,其中 C_0 是 $v_{s}-v_p$ 曲线的截距, $S \neq v_{s}-v_p$ 曲线的斜率。

被压缩的材料的 Gruneisen EoS 压力定义为:

$$P = \frac{\rho_0 C_0^2 \mu \left[1 + (1 - \gamma_0/2) \mu - (a/2) \mu^2 \right]}{\left[1 - (S - 1) \mu \right]^2} + \gamma_0 E$$
(3)

式中, *P* 为单位初始体积的压强 (MPa); *E* 为单位 初始体积的内能 (J); γ_0 为 Grüneisen 系数; *a* 为 γ_0 的第一体积修正系数, $\mu = \rho / \rho_0 - 1$ 。

2 结果与讨论

2.1 等效塑性应变

图 3 为单个 TC4 粒子撞击到不同表面粗糙度的 TC4 基体上时,等效塑性应变随撞击时间的变化。 可以看出,当粒子撞击到基体表面后,发生了扁平 化,粒子下半部分逐渐向外侧延伸,而上半部分依然 保持球形。三种条件下,等效塑性应变值最高的区域 集中分布在粒子与基体界面边缘区域,而在粒子中心 区域变形较小。并且,在光滑基体表面粒子的变形最 大,在研磨表面粒子的变形次之,而在喷砂处理的表 面上,塑性变形最高值出现在基体侧,基体上的凸起 部分由于粒子的撞击而出现偏向外侧的变形。







粒子的扁平率是衡量冷喷涂过程中粒子塑性变 形的一个重要参数。通常,粒子的扁平率定义为粒 子变形后的长径与短径之比^[25],扁平率的计算采用 三维模型。通过对变形结束后粒子的长径和短径进 行测量,得到粒子在撞击到抛光、研磨和喷砂处理 后的基体表面时,扁平率分别为 1.68、1.638、1.614。 图 4 显示了三种不同粗糙度基体上粒子的扁平率变 化,可见,随着基体表面粗糙度的增大,粒子的扁 平率会随之下降。这说明粒子在粒子底部的变形会 受到基体表面粗糙部分的阻碍。



Fig. 4 Flattening ratio

2.2 温度

图 5 为不同撞击时间下,二维模型中粒子在撞击 到不同表面粗糙度表面时界面温度的变化。由图 5 可 知,由于抛光处理和研磨处理后的基体表面粗糙度相 差较小,粒子撞击在经过抛光处理和研磨的基体表 面,其最大温度均为 1 500 K,且这两种情况下的温 度分布区域大致相似,研磨处理后的高温区域分布大 小稍低于抛光处理的表面。随着基体表面粗糙度的增 加(喷砂处理的表面),其最高界面温度出现了明显 的增加,最高温度升高到 1 672 K,其高温区域偏离 粒子边缘向中心侧集中。该现象在 KUMAR 等^[15]的 研究中也发现过,他们认为某些粗糙部分的界面温度 升高是由于摩擦生热和塑性变形所引起的。

为了进一步观察粒子在粗糙表面的撞击行为, 采用三维模型对单个TC4粒子在喷砂处理后的TC4 基体上的撞击重新进行了模拟,撞击后的界面温度 分布见图 6。从图 6 可知,在喷砂表面上,粗糙部 分的"波峰"处的温度较大,而"波谷"处则存在 明显的孔隙,温度较低。由于TC4粒子在撞击到基 体表面上时,变形程度低,因此仅跟粗糙表面的"波 峰"处产生了接触,而"波谷"处接触不完全,因 此造成了"波谷"处的变形较小,从而无法产生足 够的摩擦热。



(a) Polished

267









图 6 粒子在喷砂表面撞击后温度分布图(三维) Fig. 6 Interface temperature after impacting on the grit-blasted substrate(three-dimension)

为了更直观地显示界面上温度的分布情况, 进一步分析三维模拟中粒子背面的温度分布情况,见图 7。从图 7 中可以看出,在光滑和研磨 基体上,粒子背面的高温区集中在粒子边缘区 域,而喷砂表面上粒子背面的高温区由于跟粗糙 基体"波峰"处的先行接触,因此仅在与"波峰" 接触部位产生较为严重的变形,导致该点处的温 度较高,而未完全接触的"波谷"处则温度较低。 对比三种情况下最高温度数值,可以看出,随着 基体表面粗糙度的增加,最高温度值逐渐升高, 但是最高温度出现的区域面积却逐渐缩小。结合 2.1 节的分析可知,粒子温度较高的区域也往往 对应变形较大的区域,在该区域内,会发生所谓 的绝热剪切失稳现象,导致粒子和基体表面的氧 化膜移除,从而新鲜金属表面相互接触而发生冶 金结合^[26]。这样一来,可以近似将高温区域所在 的位置认为发生有效结合的位置,因此,在光滑 表面上粒子发生有效结合的区域面积是最大的。 而相比之下,在喷砂表面上由于表面的起伏较 大,而粒子的变形程度有限,所以导致"波谷" 处未完全接触而产生缝隙,从而损害整体的结合 强度,其原理见图 8。



图 7 粒子底部温度分布







图 9 为三种情况下 TC4 粒子撞击后基体表面的 温度分布图。可以看出,在光滑表面和研磨处理后 的表面上,基体的高温区域主要集中在边缘区域, 该位置与图 7 中粒子背面高温区出现的区域基本对 应。而在喷砂处理后粗糙度较高的基体上,高温区 出现在发生变形的基体表面"波峰"区域,这跟粒子背面高温区的出现也是相对应的,进一步证明了 在粗糙表面上高温区的局部集中性。虽然,高的表 面粗糙度使得粒子更容易陷入基体,会提高粒子的 沉积效率^[27],但是由于 TC4 粒子的难变形性,粒子 与基体之间的结合强度未必会提高。

KUMAR 等^[27]在研究 Cu 在粗糙基体上的沉积 特性时发现:基体的粗化会提高最初几层粒子的沉 积效率;在一定速度范围内,光滑基体上的结合强 度要明显高于粗糙基体,但是这种差异会随着喷涂速 度的增加,而逐渐减小甚至消失。对于 Cu 这种低强 度、易变形的材料来说,提高粒子速度会使得粒子撞 击到基体后发生的塑性变形增强,更容易嵌入基体粗 糙部分的"波谷"处,从而使得粒子与基体的接触面 积增加,结合增强。但是,即便是易变形的材料,如 果粒子的撞击速度不够,也同样会在基体凹陷区域留 下缝隙,从而导致结合减弱,这也被 YIN 等^[17]在 AI 基体上喷涂 Ni 的过程中得到了证实。





Fig. 9 Temperature distribution on the surface of substrate

可见,在冷喷涂中,基体的粗化能增强结合的 前提是粒子能在高速下发生较大的塑性变形。然而, 对于高强度、难变形的 TC4 来说,除非使用昂贵的 He 气作为喷涂气体,否则在普通的 N₂条件下很难 将其加速到很高的速度。现有研究^[28-29]均表明,冷 喷涂 TC4 涂层中粒子的变形是有限的,因此在普通 喷涂条件下很难让粒子发生足够大的变形从而完全 填充粗糙表面的"波谷"区域。此外,更高的速度 所带来的反弹趋势也会增大,对于涂层的沉积效率 也会有一定程度的降低。在孟宪明等^[30]的研究中指 出,粒子碰撞速度超过一定值时,粒子与基体间会 存在间隙,导致"微裂纹",这对于粒子与基体之间 的结合强度来说同样是致命的。

2.3 温度和塑性变形的协同效应

基体的界面结合状况,将这三种状态下粒子的温度 和等效塑性应变在粒子边缘区域的变化进行详细分 析。图 10 所示为在粒子表面选取的计算路径(顺序 从点 A 到点 B)。在该路径上导出温度和等效塑性

应变随时间的变化,其结果见图 11。由图 11 可知, 抛光处理的指定路径上温度及等效塑性应变呈现出 较为光滑的曲线,而研磨、喷砂处理的指定路径上 温度及等效塑性应变则出现不同程度的波动,并且 波动程度随着粗糙度的增大而增大。



图 11 粒子指定路径上温度及等效塑性应变的变化

Fig. 11 Change of temperature and equivalent plastic strain in the selected path

三种情况下,变形后粒子的温度及塑性应变的 最大值均出现在粒子与基体接触处的边缘区域,这 与图 3、5、7 所得出的结果一致。另外,从这 3 个 图中温度和塑性应变最高值对应的横坐标可知,随 着表面粗糙度的增大,最高值所出现的区域距离粒 子最底部(即图 10 中的点 A)的距离逐渐减小,说 明此时粒子的变形受到了阻碍。而对于光滑表面来 说,没有基体表面起伏产生的阻碍作用,因此粒子 在水平方向上的变形最大,反映在曲线上就是高温 和塑性应变最高值出现的位置离点 A 更远。另一方 面,在研磨和喷砂处理的表面上塑性应变值的波动 可以说明,当粒子撞击到存在"波峰"和"波谷" 的粗糙不平的表面上时, 粒子的变形在各个点处是 不均匀的。即在"波峰"区域由于接触较多,从而 容易产生相互嵌入的互锁结构,导致该处的变形较 大,而在"波谷"区域,由于 TC4 有限的变形性, 所以很难完全与该凹陷区域完全接触,导致该处 的变形较小,因此在从 A 到 B 指定路径上, 粒子 表面的塑性变形出现了"波峰"处较大,而在"波 谷"处较小的变动,导致曲线形成锯齿形状,而 温度的波动也基本与塑性变形的波动保持一致。

相比之下,在喷砂处理的表面上,温度和等效塑 性应变曲线变得更陡,其最高值出现的区域更窄, 这跟图 7 中粒子背面高温区的分布基本一致。结 合上面的分析,可知塑性变形和温度的最高值主 要出现在基体表面"波峰"处。随着粗糙度的增 加,"波峰"变得更加陡峭,因此导致曲线上最高 值出现的区域更加集中。

2.4 能量

冷喷涂过程中的能量变化可大致描述为: 粒子 的初始动能 (E_K) 转变成了粒子和基体的塑性变形 能 (E_P) 和弹性回复能 $(E_R)^{[31]}$, 可用下式表示:

$$E_K \approx E_P + E_R \tag{4}$$

粒子与基体的结合主要是靠粒子与基体之间的 塑性变形来实现的,而弹性回复能则是使粒子反弹 的驱动力。

图 12 所示为三种情况下从三维模型中导出的 粒子动能、塑性变形能和弹性回复能随时间的变化。 可以看出,当粒子撞击到基体时,随着撞击时间的 延长, 粒子的动能迅速下降, 塑性变形能不断升高, 大概在 23 ns 时这两种能量趋于稳定, 说明此时粒 子和基体的变形基本完成。而弹性回复能则随着粒 子撞击时间的延长出现先增加后降低的趋势,在

23 ns 时才基本趋于稳定。



图 12 能量随时间变化曲线

Fig. 12 Curve of energy change with time

对比粒子在撞击到不同表面粗糙度的基体上以 后动能、塑性变形能及弹性回复能的变化可知,相 同速度的粒子撞击到抛光和研磨处理的基体表面上 时,前两种能量随撞击时间的变化趋势大致相同, 曲线基本重合。而三种能量在表面粗糙度较高的喷 砂表面上则出现了与光滑表面和研磨表面上能量曲 线的明显偏离,这说明在表面粗糙度较高的基体上 粒子的撞击行为出现了比光滑和研磨表面上不同的 变化。首先,随着撞击时间的延长,光滑表面和研 磨表面上粒子的动能迅速下降, 而喷砂表面上在将 近 18 ns 的时间里, 粒子的动能始终高于光滑表面 和研磨表面上粒子的动能,这说明在喷砂表面上动 能的转化程度相对较低。而从动能转化成的塑性变 形能变化趋势来看,在喷砂表面上动能转化后的塑 性变形能也很低,而相应地,弹性回复能则较前两 种基体上为高。这说明,当基体的粗糙度较高时, 粒子的塑性变形会减小,更多的粒子动能转化成了 弹性回复能,从而使得粒子的反弹趋势增加。究其 原因,主要是因为在粗糙的表面上,摩擦更大,阻 碍了粒子的进一步变形,从而使得粒子的初始动能 不能有效地转化成塑性变形能而更多以弹性回复能 的形式储存在粒子内部, 增强了粒子与基体的脱离 趋势。显然,这对增强二者之间的结合是不利的。

3 结论

通过数值模拟的方法从不同角度(等效塑性应 变、温度、粒子扁平率以及能量等)直观揭示了冷 喷涂修复TC4钛合金过程中不同基体表面粗糙度下 的界面结合行为差异,得到主要结论如下:

(1)随着基体表面粗糙度的增加,温度和等效 塑性应变变化趋势波动越发明显。

(2) 粒子底部温度和等效塑性应变会随表面粗

糙度增加而出现反常升高,但其整体变化反而随之 下降。

(3) 粒子的整体塑性变形受到基体表面粗糙部分的抑制;同时,基体表面粗糙度越大,粒子的弹性回复能越大,即粒子脱离基体的趋势增加,不利于粒子与基体的结合。

需要指出的是,在实际工程应用中由于影响冷 喷涂质量的因素众多,以及喷涂体系的多样性,使 得该研究结果的普适性受到限制,但对冷喷涂修复 钛及钛合金过程中的基体预处理仍具有一定的参考 价值。

参考文献

- VARGAS-USCATEGUI A, KING C P, YANG S, et al. Toolpath planning for cold spray additively manufactured titanium walls and corners: Effect on geometry and porosity[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2021, 298: 117272.
- [2] 周禹,李京龙,李文亚. 冷喷涂技术的最新进展及其在航空航天领域的应用展望[J]. 航空制造技术,2009(9):
 68-70.

ZHOU Yu, LI Jinglong, LI Wenya. New development of cold spraying technology and its potential application in aerospace field[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2009(9): 68-70. (in Chinese)

- [3] 黄仁忠,孙文,郭双全,等. 冷喷涂技术的研究进展与应用[J]. 中国表面工程, 2020, 33(4): 16-25.
 HUANG Renzhong, SUN Wen, GUO Shuangquan, et al. Research developments and applications of cold spray technology[J]. China Surface Engineering, 2020, 33(4): 16-25. (in Chinese)
- [4] LI W Y, LI C J, LIAO H L. Effect of annealing treatment on the microstructure and properties of cold-sprayed Cu

coating[J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2006, 15(2): 206-211.

- [5] KANG H K, KANG S B. Tungsten / copper composite deposits produced by a cold spray[J]. Scripta Materialia, 2003, 49(12): 1169-1174.
- [6] YIN S, SUO X K, SU J Q, et al. Effects of substrate hardness and spray angle on the deposition behavior of cold-sprayed Ti particles[J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2014, 23(1-2): 76-83.
- [7] SINGH R, RAUWALD K H, WESSEL E, et al. Effects of substrate roughness and spray-angle on deposition behavior of cold-sprayed Inconel 718[J]. Surface and Coatings Technology, 2017, 319: 249-259.
- [8] SCHMIDT T, GÄRTNER F, ASSADI H, et al. Development of a generalized parameter window for cold spray deposition[J]. Acta materialia, 2006, 54(3): 729-742.
- [9] HUANG R Z, SONE M, MA W H, et al. The effects of heat treatment on the mechanical properties of cold-sprayed coatings[J]. Surface and Coatings Technology, 2015, 261: 278-288.
- [10] MOLAK R M, ARAKI H, WATANABE M, et al. Effects of spray parameters and heat treatment on the microstructure and mechanical properties of titanium coatings formed by warm spraying[J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2015, 24(8): 1459-1479.
- [11] PRICE T S, SHIPWAY P H, MCCARTNEY D G. Effect of cold spray deposition of a titanium coating on fatigue behavior of a titanium alloy[J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2006, 15(4): 507-512.
- [12] 周红霞,李成新,李长久. 冷喷涂制备钛及钛合金涂层研究进展[J]. 中国表面工程, 2020, 33(2): 1-14.
 ZHOU Hongxia, LI Chengxin, LI Changjiu. Research progress of cold sprayed Ti and Ti alloy coatings[J]. China Surface Engineering, 2020, 33(4): 1-14. (in Chinese)
- [13] 訾群. 钛合金研究新进展及应用现状[J]. 钛工业进展, 2008, 25(2): 23-27.
 ZI Qun. New development of titanium alloy and its application actuality[J]. Titanium Industry Progress, 2008,

25(2): 23-27. (in Chinese)

- [14] YIN S, CAVALIERE P, ALDWELL B, et al. Cold spray additive manufacturing and repair: Fundamentals and applications[J]. Additive Manufacturing, 2018, 21: 628-650.
- [15] KUMAR S, BAE G, LEE C. Influence of substrate roughness on bonding mechanism in cold spray[J]. Surface and Coatings Technology, 2016, 304: 592-605.

- [16] RAHMATI S, VEIGA R G A, ZÚÑIGA A, et al. A numerical approach to study the oxide layer effect on adhesion in cold spray[J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2021, 30: 1777-1791.
- [17] YIN S, XIE Y C, SUO X K, et al. Interfacial bonding features of Ni coating on Al substrate with different surface pretreatments in cold spray[J]. Materials Letters, 2015, 138: 143-147.
- [18] MARROCCO T, MCCARTNEY D G, SHIPWAY P H, et al. Production of titanium deposits by cold-gas dynamic spray: Numerical modeling and experimental characterization[J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2006, 15(2): 263-272.
- [19] XU S, XIAO-ZHE J, WEI Z, et al. Correlation between the macroscopic adhesion strength of cold spray coating and the microscopic single-particle bonding behaviour: Simulation, experiment and prediction[J]. Applied Surface Science, 2021, 547: 149165.
- [20] 靳磊,崔向中,丁元法,等. 冷喷涂 TC4 涂层临界沉积速度计算及制备涂层性能研究[J]. 表面技术,2017,46(8):96-101.

JIN Lei, CUI Xiangzhong, DING Yuanfa, et al. Critical deposition velocity calculations and properties investigations of TC4 cold spray coatings[J]. Surface Technology, 2017, 46(8): 96-101. (in Chinese)

- [21] VANERIO D, KONDAS J, GUAGLIANO M, et al. 3D modelling of the deposit profile in cold spray additive manufacturing[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2021, 67: 521-534.
- [22] JOHNSON G R,COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 21(1): 31-48.
- [23] WANG X M, SHI J. Validation of Johnson-Cook plasticity and damage model using impact experiment[J]. International Journal of Impact Engineering, 2013, 60: 67-75.
- [24] WANG Y F, YANG Z G. Finite element model of erosive wear on ductile and brittle materials[J]. Wear, 2008, 265(5-6): 971-878.
- [25] KHUN N W, TAN A W Y, BI K J W, et al. Effects of working gas on wear and corrosion resistances of cold sprayed Ti-6Al-4V coatings[J]. Surface and Coatings Technology, 2016, 302: 1-12.
- [26] NIKBAKHT R, ASSADI H, JAHANI K, et al. Cold spray deformation and deposition of blended feedstock powders

not necessarily obey the rule of mixture[J]. Surface and Coatings Technology, 2021, 424: 127644.

- [27] KUMAR S, BAE G, LEE C. Deposition characteristics of copper particles on roughened substrates through kinetic spraying[J]. Applied Surface Science, 2009, 255(6): 3472-3479.
- [28] WONG W, REZAEIAN A, IRISSOU E, et al. Cold spray characteristics of commercially pure Ti and Ti-6Al-4V[J]. Advanced Materials Research, 2010, 89-91: 639-644.
- [29] LI C J, LI W Y. Deposition characteristics of titanium coating in cold spraying[J]. Surface and Coatings Technology, 2003, 167(2-3): 278-283.
- [30] 孟宪明,张俊宝,韩伟,等.碰撞速度对冷喷涂粒子沉积行为影响的数值模拟研究[J]. 宝钢技术,2011(5):

17-22.

MENG Xianming, ZHANG Junbao, HAN Wei, et al. Numerical simulation of the effects of the impact velocity on the particle deposition characteristics in cold gas dynamic spraying[J]. Baosteel Technology, 2011(5): 17-22. (in Chinese)

[31] BAE G, XIONG Y, KUMAR S, et al. General aspects of interface bonding in kinetic sprayed coatings[J]. Acta Materialia, 2008, 56(17): 4858-4868.

作者简介:蒋圣威,男,2000年出生,本科生。 周红霞(通信作者),女,1983年出生,博士,副教授,硕士研究生导师。主要研究方向为冷喷涂涂层。

E-mail: zhouhxhit@163.com