

文章编号: 1000-8055(2022)11-2430-10

doi: 10.13224/j.cnki.jasp.20220309

热障涂层隔热机理分析及有效性判据

刘 洋^{1,2}, 杜泽群¹, 李海旺¹, 由儒全¹

(1. 北京航空航天大学 航空发动机气动热力国家级重点实验室, 北京 100191;

2. 中国船舶集团有限公司 武汉第二船舶设计研究所, 武汉 430205)

摘 要: 建立了一维对流-导热模型, 经理论推导、分析验证得到了热障涂层隔热有效性判据: 当涂层热阻大于无涂层时高温燃气侧换热热阻时, 涂层总能使叶片金属基体外表面温度降低, 起到隔热效果; 反之, 则喷涂热障涂层(TBC)后外部燃气侧表面传热系数存在临界值, 只有该表面传热系数小于临界值, 热障涂层才能起到隔热效果, 否则涂层起不到隔热效果, 甚至会恶化叶片换热。热障涂层自身温降与有无涂层前后叶片金属基体外表面温降成比例关系, 建立了以叶片金属基体外表面温度为基础的新的涂层隔热效果评价机制。

关 键 词: 涡轮叶片; 热障涂层; 隔热机理; 热障涂层温降; 有效性判据

中图分类号: V231.1

文献标志码: A

Thermal insulation mechanism analysis and effectiveness criterion of thermal barrier coating

LIU Yang^{1,2}, DU Zequn¹, LI Haiwang¹, YOU Ruquan¹

(1. National Key Laboratory of Science and Technology on Aero Engine Aero-thermodynamics,

Beihang University, Beijing 100191, China;

2. Wuhan Second Ship Design and Research Institute,

China State Shipbuilding Corporation Limited, Wuhan 430205, China)

Abstract: A one-dimensional convection-thermal conductivity model was established, and the thermal insulation effectiveness criterion of the thermal barrier coating was obtained through theoretical deduction and analysis. When the thermal resistance of the coating was greater than the heat transfer resistance of the high-temperature gas side without coating, the coating could generate a positive thermal insulation effect. On the contrary, the heat transfer coefficient for the external gas side after spraying the thermal barrier coating (TBC) had a maximum critical value. At this time, only when the external gas side heat transfer coefficient was smaller than this critical value after the TBC was sprayed, the TBC could have a thermal insulation effect, otherwise the thermal barrier coating couldn't work, even worsen the heat transfer of the blades. The temperature-drop of the TBC itself was proportional to the temperature-drop of the outer surface of metal blade with or without TBC. And a new evaluation standard of the thermal insulation effect of the coating based on the outer surface temperature of the blade metal substrate was proposed.

Keywords: turbine blade; thermal barrier coating; thermal insulation mechanism; temperature-drop of the TBC; effectiveness criterion

收稿日期: 2022-05-06

作者简介: 刘洋(1997-), 男, 硕士生, 主要从事涡轮叶片热障涂层隔热性能研究。

通信作者: 杜泽群(1998-), 女, 博士生, 主要从事涡轮叶片高效冷却及热障涂层等方面的研究。E-mail: by2132127@buaa.edu.cn

引用格式: 刘洋, 杜泽群, 李海旺, 等. 热障涂层隔热机理分析及有效性判据[J]. 航空动力学报, 2022, 37(11): 2430-2439. LIU Yang, DU Zequn, LI Haiwang, et al. Thermal insulation mechanism analysis and effectiveness criterion of thermal barrier coating[J]. Journal of Aerospace Power, 2022, 37(11): 2430-2439.

推质比是衡量发动机性能的综合指标,为使发动机在尺寸小、质量轻的情况下获得更高的性能,涡轮前温度不断提高,远高于叶片材料的熔点,单凭冷却技术已无法使叶片正常工作,必须在叶片表面增加热障涂层,通过提高叶片表面的热阻达到隔热的效果,进而提高叶片的耐温能力。热障涂层技术依靠陶瓷材料优越的耐高温、耐腐蚀、耐磨损等性能正逐渐被重视和应用。据相关文献,厚度为 250 μm 的热障涂层能使叶片金属基底温度降低大约 110~170 K,而依靠提高高温合金的承温能力来达到该水平大约需要 30 年^[1]。因此,热障涂层在近年来受到广泛的关注。

但与此同时,有研究表明热障涂层实际隔热效果与预期存在较大差距,Prasert 等通过数值模拟方法研究发现热障涂层带来的隔热效果远远不如预期,仅仅在 30 K 左右^[2],Maikell 等^[3]对热障涂层喷涂前后的涡轮叶片前缘进行了气膜冷却实验,结果发现涂层使用后叶片金属基底温度确实有明显降低,但涂层表面温度较未喷涂时反而高了。同时,热障涂层在实际应用中隔热效果也达不到预期,热障涂层喷涂之后并未显著增加叶片的承温能力,甚至出现堵塞气膜孔和涂层腐蚀、脱落等不利于叶片整体冷却的现象^[4-6]。热障涂层包括陶瓷层和黏结层,该结构与金属基底的热膨胀系数不一致,同时受气膜冷却的影响,气膜孔下游温度较低,各处表面温度不均匀,存在较大的热应力,严重时易发生涂层脱落;涂层喷涂过程会堵塞气膜孔,改变孔径及孔型,改变冷气出流角度,影响叶片综合冷却效果;同时在恶劣飞行条件下吸入灰尘会在涂层表面沉积,吸入的砂石会磨损叶片^[7-12]。Sundaram 等^[13]进行了大型涡轮叶片叶栅实验,研究了端壁区域气膜孔堵塞对气膜冷却绝热效果的影响。结果表明,冷却效果随着堵塞孔数量的增加而减弱,5 个气膜孔堵塞使冷却效率降低约 30%。因此,弄清热障涂层隔热机理,科学评价热障涂层隔热效果成为涡轮叶片冷却方向研究的热点。

热障涂层的隔热效果以及其在涡轮叶片整体冷却中对综合冷却效率的贡献主要受其自身导热、外部高温燃气换热以及内部冷却的影响。当前对于涂层隔热机理的研究主要集中在两个方面,一是研究涂层自身的隔热效果,即主要探究涂层自身材料物性、结构、厚度等对隔热效果的影响。北京航空航天大学宫声凯团队^[14]通过理论公式推导和实验测量,得出热障涂层的隔热效果与环境温差成正比,与涂层厚度正相关,与导热系数

的作用效果则相反。对于涂层厚度而言,涂层越厚,单位厚度涂层导热系数改变所取得的隔热效果越低。Padture 等^[15]提出 100~400 μm 厚的热障涂层的使用能使金属基体温度降低 100~300 K。二是研究涂层与外部气膜冷却和内部冲击发散冷却的共同作用效果。湘潭大学周益春团队^[16-17]建立了一种隔热效果的一维理论模型,分析材料和流体参数对隔热效果的影响,并基于流固耦合方法,对涂有热障涂层的三维导叶进行数值模拟,得到热障涂层的隔热性能随热障涂层内外表面传热系数和厚度的增加而增加,但随热障涂层气膜冷却效率和导热系数的增加而降低以及热障涂层可以显著提高整体冷却效率,降低叶片表面温度等结论。Huang 等^[18]研究内部冷却结构布局和涂层厚度及冷却空气量对带热障涂层表面温度的综合影响,并得出相对于冷却剂量和涂层厚度,冷却效率对内部冷却结构布局的敏感性不显著。Davidson 等^[19]通过等效 Bi、等效低温实验,用环氧树脂和软木分别代替叶片金属基体和热障涂层,采用红外热成像和薄膜热电偶技术进行温度测量,研究了不同内部冷却条件下热障涂层的隔热效果,发现涂层能明显提升叶片综合冷却效率,且涂层隔热效果会随着内部冷却效率的增大而增大,同时,热障涂层虽然对综合冷却效率有较大提升,但在与气膜冷却耦合作用的研究中发现,气膜孔型对气膜冷却和涂层综合作用效果提升不大。

虽然众多学者对热障涂层的隔热效果进行了一定的研究,但目前关于热障涂层的使用和评价标准存在以下问题:①当前采用涂层自身温降单一评价其隔热效果,而发动机的设计、使用更关心的叶片基体的温度,即喷涂涂层带来的叶片基体的温度下降,因此实际应用后涂层效果往往达不到预期。②涂层隔热机理相关研究不充分,涂层是依靠其大热阻起到隔热作用,但涂层的热阻导热仅仅只是叶片内外换热的一个部分,当前许多研究只是单一研究涂层厚度、导热系数等因素对隔热效果的影响,或是仅定性研究其同叶片内外换热共同作用,缺少定量分析。

因此,本文将涂层的导热同外部高温燃气换热、外部气膜冷却及内部冷却相结合,整体研究,提炼出涂层隔热机理,继而找出影响涂层隔热效果的相关因素,并且提炼出涂层自身温降与有无涂层前后叶片金属基体外表面温降之间的联系,提出科学全面涂层效果评价机制,找出涂层有效性的判断依据,指导叶片的冷却设计。同时基于

三维数值计算结果,验证了涂层有效性判据及温降比公式的合理性。

1 热障涂层隔热机理理论推导

1.1 热障涂层隔热理论模型

在涡轮叶片中热障涂层的厚度极小,厚度方向的数量级远小于与其他方向的尺寸,因此可以通过一维模型来模拟带热障涂层的涡轮叶片温度场。图1为一维涂层-气膜理论换热模型,对于该一维换热模型, T_g 、 T_c 分别为无限远处高温燃气和冷却气的温度, h_2 为内部冷气侧表面传热系数, h_1 为无涂层时外部燃气侧表面传热系数, h'_1 为有涂层时外部燃气侧表面传热系数, T'_{w1} 和 T_{w1} 分别表示有无涂层时金属基体内表面温度, T'_{w2} 和 T_{w2} 分别表示有无涂层时金属基体外表面温度, T'_{w3} 则表示涂层外表面温度,热障涂层的厚度为 d_1 ,导热系数为 λ_1 ,金属叶片的厚度为 d_2 ,导热系数为 λ_2 。在该模型中存在的传热过程包括:与高温燃气的表面传热、热障涂层导热、金属叶片导热和与冷却气的表面传热。

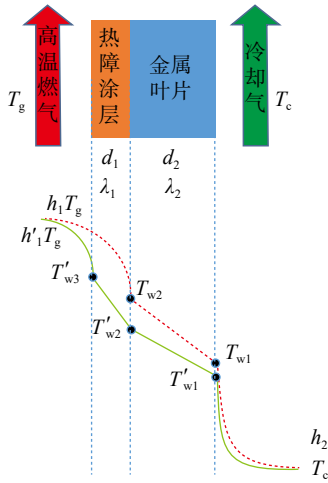


图1 一维理论换热模型

Fig. 1 One-dimensional theoretical heat transfer model

1.2 热障涂层隔热有效性判据

通过换热模型,对高温燃气-冷却气整个换热过程进行热流分析,可以分别推出有无涂层时的热流,如式(1)、式(2)所示:

$$q' = \frac{T_g - T_c}{\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} \quad (1)$$

$$q = \frac{T_g - T_c}{\frac{1}{h_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} \quad (2)$$

同时,对叶片金属基体外表面-冷却气的换热过程进行热流分析,同样可推出有无涂层时的热流,如式(3)、式(4)所示:

$$q' = \frac{T'_{w2} - T_c}{\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} \quad (3)$$

$$q = \frac{T_{w2} - T_c}{\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} \quad (4)$$

热障涂层隔热有效性取决于涂层的使用能否降低叶片金属基体外表面的温度,即,根据式(3)、式(4),得到

$$T_{w2} - T'_{w2} = \left(\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2} \right) (q - q') \quad (5)$$

将式(1)、式(2)代入,可得

$$T_{w2} - T'_{w2} = \left(\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2} \right) \left(\frac{T_g - T_c}{\frac{1}{h_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} - \frac{T_g - T_c}{\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} \right) \times \left(\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2} \right) \quad (6)$$

化简之后,即有

$$T_{w2} - T'_{w2} = \frac{\left(\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2} \right) \times \left(\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} \right)}{\left(\frac{1}{h_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2} \right)} \times \frac{(T_g - T_c)}{\left(\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2} \right)} \quad (7)$$

式中 $\left(\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2} \right)$ 、 $\left(\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2} \right)$ 、 $\left(\frac{1}{h_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2} \right)$ 、 $(T_g - T_c)$ 都恒为正,因此涂层的使用所带来叶片金属基体外表面温度变化 $T_{w2} - T'_{w2}$ 的正负性只与 $\left(\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} \right)$ 的正负相关,并且两者正负性一致。因此,要使热障涂层起到隔热作用,即热障涂层的使用降低叶片金属基体外表面的温度,则有

$$T_{w2} - T'_{w2} > 0 \quad (8)$$

故有

$$\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} > 0 \quad (9)$$

整理可得

$$\frac{1}{h'_1} > \frac{\lambda_1 - d_1 h_1}{h_1 \lambda_1} \quad (10)$$

当 $\lambda_1 - d_1 h_1 \leq 0$ (即 $\frac{d_1}{\lambda_1} \geq \frac{1}{h_1}$) 时, 因为 $\frac{1}{h_1}$ 恒为正, 则此时有式(10)恒成立, 即当热障涂层的热阻大于等于未喷涂涂层时外部燃气侧换热热阻时, 热障涂层总能使叶片金属基体外表面温度降低, 起到隔热效果, 即此时使用热障涂层总是有效的。

当 $\lambda_1 - d_1 h_1 \leq 0$ 时, 式(10)可以整理为

$$h'_1 < h_1 + \frac{\frac{d_1}{\lambda_1} \times h_1^2}{\left(1 - \frac{d_1}{\lambda_1} \frac{1}{h_1}\right)} \quad (11)$$

此时对于使用涂层之后的高温燃气侧的表面传热系数有最大值的限制, 即有涂层时的外表面

传热系数 h'_1 必须小于 $h_1 + \frac{\frac{d_1}{\lambda_1} \times h_1^2}{\left(1 - \frac{d_1}{\lambda_1} \frac{1}{h_1}\right)}$, 涂层才能使

叶片金属基体外表面温度降低, 起到隔热效果; 否则涂层的使用会恶化叶片换热, 使金属叶片外表面温度升高。该最大值即是 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} < 0$ 时, 保证热障涂层有效性的临界值。规定 Δh_1 见式(12):

$$\Delta h_1 = \frac{\frac{d_1}{\lambda_1} \times h_1^2}{\left(1 - \frac{d_1}{\lambda_1} \frac{1}{h_1}\right)} \quad (12)$$

不难发现, 该临界值仅受热障涂层自身热阻和未喷涂涂层时外部高温燃气侧表面传热系数的影响, 甚至可以预料到, 即使考虑到外部辐射换热、气膜冷却等条件, 仅需将式中的外表面传热系数替换为外部复合表面传热系数, 该有效性判据依然成立。因此, 只要掌握涂层热阻和涂层使用前后外部表面传热系数, 依据热障涂层隔热有效性判据即可预测涂层能否起到隔热效果, 指导热障涂层的设计, 进而指导叶片整体的冷却设计。

1.3 温降比公式及与涡轮前温升关系

对于图 1, 可以定义出涂层本身的温度降低 ΔT_1 和有无涂层前后叶片金属基体外表面温度差 ΔT_2 , 分别为式(13)、式(14)所示:

$$\Delta T_1 = T'_{w3} - T'_{w2} \quad (13)$$

$$\Delta T_2 = T_{w2} - T'_{w2} \quad (14)$$

同样通过导热-对流换热模型, 对高温燃气-冷却气及叶片金属基体外表面-冷却气两个换热过程进行热流分析, 可以依次推出有无涂层时的热流, 即前文式(1)~式(4)所示, 此时依次作商, 即取(1)/(2)和(3)/(4), 可以分别得到

$$\frac{q'}{q} = \frac{\frac{1}{h_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}}{\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} \quad (15)$$

$$\frac{q'}{q} = \frac{T'_{w2} - T_c}{T_{w2} - T_c} \quad (16)$$

不妨令

$$\frac{q'}{q} = k \quad (17)$$

由式(16)、式(17)得到

$$T_{w2} - T'_{w2} = (1 - k)(T_{w2} - T_c) \quad (18)$$

同时, 对涂层外表面-叶片金属基体外表面的换热过程进行热流分析, 可以得到热流为

$$q' = \frac{T'_{w3} - T'_{w2}}{\frac{d_1}{\lambda_1}} \quad (19)$$

将式(15)、式(17)、式(18)和式(19)联立, 即可得到

$$T'_{w3} - T'_{w2} = \frac{\frac{d_1}{\lambda_1}}{\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1}} \times \frac{\frac{1}{h_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}}{\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} \times (T_{w2} - T'_{w2}) \quad (20)$$

不难发现, 涂层本身的温度降低 ΔT_1 与有无涂层叶片金属基体外表面温度差 ΔT_2 成比例关系, 而这个比例则是受到内外表面传热系数以及涂层

和叶片金属基体热阻的共同影响, 其中 $\frac{\frac{d_1}{\lambda_1}}{\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1}}$ 主要体现涂层作用, 即 $\frac{d_1}{\lambda_1}$ 表示涂层热阻大小, 而 $\frac{1}{h'_1} - \frac{1}{h_1}$ 则表示应用涂层所带来的外部对流表面传

热系数的变化, 而式子 $\frac{\frac{1}{h_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}}{\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}}$ 则基本与涂层应用无关。规定温降比为

$$\theta = \frac{\frac{d_1}{\lambda_1}}{\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1}} \times \frac{\frac{1}{h_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}}{\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} \quad (21)$$

相比于涂层本身的温度降低 ΔT_1 , 有无涂层叶片金属基体外表面温度差 ΔT_2 更能体现热障涂层起到的隔热效果, 因此, 选择有无涂层叶片金属基体外表面温度差 ΔT_2 作为评价涂层隔热效果则

更具科学性和准确性,式(20)则将其与当前采用以涂层本身的温度降低 ΔT_1 的涂层隔热效果评价标准相联系起来,故将式(21)称作温降比公式,用来表示新旧热障涂层隔热效果评价标准之间成比例的关系。这对于理解涂层隔热机理有一定的参考价值,并能帮助进一步建立以叶片金属基体外表面温度为基础的,更合理的涂层效果评价机制。

2 涂层有效性判据及温降比公式数值计算验证

2.1 计算模型及参数设置

本文采用数值计算的方法,通过分别建立三维带热障涂层和不带热障涂层的叶片导热对流换热

热模型,使用 ANSYS 进行计算仿真,探究涡轮叶片中热障涂层的隔热效果,并对上一节理论推导所得到的热障涂层隔热有效性判据及温降比公式进行检验。

图 2、图 3 分别为三维带热障涂层和不带热障涂层的叶片导热对流换热模型的示意图,对于热障涂层隔热效果的研究,关注从外部高温燃气对流换热-热障涂层导热-叶片金属基体导热-内部冷却气对流换热这一换热过程。带热障涂层计算域由涂层及金属基体组成,不带涂层的计算域则是仅由金属基体组成。为了与后续的实验验证设计相匹配,计算域设计与实验件一致,设计计算域长 300 mm,宽 120 mm,热障涂层厚度为 3 mm,



图 2 带热障涂层的叶片导热对流模型(单位: mm)

Fig. 2 Thermal convection model of blade with thermal barrier coating (unit: mm)

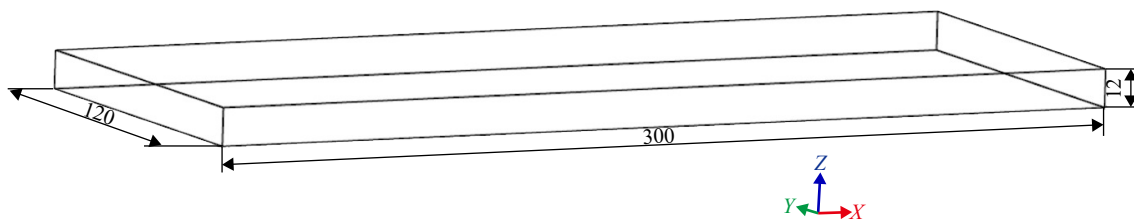


图 3 不带热障涂层的叶片导热对流模型(单位: mm)

Fig. 3 Thermal convection model of blade without thermal barrier coating (unit: mm)

叶片金属基体厚 12 mm。

表 1 为匹配后续实验检验所设计的各参数数值,因为实验条件所限制,无法达到真实的高温条件,经过量纲分析,选择与真实叶片相同的金属基体和热障涂层厚度比、导热系数比、毕渥数数量级一致的中温条件,数值模拟保持与实验一致,即设置模型中热障涂层导热系数为 $\lambda_1 = 0.07 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$,金属基体导热系数为 $\lambda_2 = 1.02 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$,内外表面传热系数约为 $10 \sim 40 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ 。

对于图 3 所示的不带热障涂层的金属基体换热模型,上表面为高温燃气侧换热,设为对流换热边界条件,表面传热系数设为 h_1 ,值分别取为 $10 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ 或者 $40 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$,燃气温度为 493 K,下表面为内部冷却气侧换热,设为对流换热边界条件,冷气温度为 293 K,表面传热系数设为 h_2 ,值取 20

表 1 换热模型参数

Table 1 Heat transfer model parameters

参数类型	真实叶片	设计模型
金属基体厚度/mm	1.5~3.0	12.00
涂层厚度/mm	0.1~0.7	3.00
金属基体 导热系数/(W/(m·K))	20~25	1.02
涂层导热系数/(W/(m·K))	0.8~2	0.065
涂层/金属基体 厚度比	0.05~0.5	0.25
涂层/金属基体 导热系数比	0.04~0.08	0.07
外换热系数/(W/(m ² ·K))	$10^3 \sim 10^4$	10~40
金属基体/涂层 Bi 数比	0.1~1.5	数量级一致
叶片金属基体 表面粗糙度/ μm	1.20	尽可能光滑
涂层表面粗糙度/ μm	4~7	3.2~8.0

$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, 前后表面、左右表面则分别设为周期性边界条件。对于图 2 所示的带涂层的金属基体换热模型来说, 上表面的高温燃气侧设为对流换热边界条件, 燃气温度为 493 K , 表面传热系数则是控制的变量, 设为 h'_1 , 范围取 $h'_1 = 1 \sim 100\,000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, 其余边界条件则与不带热障涂层的金属基体换热模型保持一致。边界条件设置如表 2 所示。

表 2 边界条件
Table 2 Boundary conditions

边界	条件设置
无涂层高温燃气侧	对流边界条件: $T_g = 493 \text{ K}$, $h_1 = 10/40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
有涂层高温燃气侧	对流边界条件: $T_g = 493 \text{ K}$, $h'_1 = 1 \sim 100\,000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
内部冷却气侧	对流边界条件: $T_c = 293 \text{ K}$, $h_2 = 20 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
其余边界	对称面为周期性边界条件

此计算模型因结构简单、故采用结构化网格进行划分, 经过网格无关性检验, 发现当网格数为 2 万时, 计算结果已经趋于稳定, 故选取网格数为 28 987 进行数值计算。为了方便检验, 令各个参数表示方法与文中第 1.1 节理论模型一致, 例如带热障涂层时金属基体外表面平均温度取 T'_{w2} , 不带热障涂层时金属基体外表面平均温度取 T_{w2} 。

2.2 涂层有效性判据的数值检验

由文中第 2.2 节可知: 对于热障涂层隔热有效性判据, 有当 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} \geq 0$ 时, 热障涂层总能使叶片金属基体外表面温度得到降低; 而当 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} < 0$ 时, 有涂层时的外表面传热系数 h'_1 存在一个临界

最大值, 即只有满足 $h'_1 < h_1 + \frac{\frac{d_1}{\lambda_1} \times h_1^2}{\left(1 - \frac{d_1}{\lambda_1} \frac{1}{h_1}\right)}$ 的情况下,

热障涂层才能使叶片金属基体外表面温度降低, 起到隔热效果。因此, 在其他参数不变的情况下, 可以通过设置无涂层时高温燃气侧表面传热系数 h_1 来满足不同的检验条件, 经过计算可以发现, 当 $h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 有 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} \geq 0$; 当 $h_1 = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 有 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} < 0$ 。下文是两种条件下数值计算的具体结果。

当 $h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 对不带热障涂层的叶片导热对流模型进行数值计算, 得到此时叶片金

属基体外表面均温 $T_{w2} = 435.363 \text{ K}$, 表 3 和图 4 则分别为数值计算中带热障涂层时叶片金属基体外表面温度 T'_{w2} 随 h'_1 变化的计算结果和变化曲线, 对于图 4, 在对横坐标 h'_1 做了对数处理之后, 可以发现, 在 $h' = 1 \sim 100\,000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 之间变化时, 随着 h'_1 的增大, 带热障涂层时叶片金属基体外表面温度 T'_{w2} 先迅速增大, 随后增长趋势逐渐放缓, 最终趋于一个稳定值, 可以看到, 当 $h'_1 = 100\,000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, $T'_{w2} = 407.443 \text{ K}$, 即可推断稳定值在 407.5 K 左右, 该值远低于不带热障涂层时叶片金属基体外表面均温 $T_{w2} = 435.363 \text{ K}$, 说明该条件下, 即 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} \geq 0$ 时, 热障涂层总能使叶片金属基体外表面温度相较于无涂层时得到下降, 符合推导的涂层有效性判据理论。另外同样可以从理论上计算得出带热障涂层时叶片金属基体外表面温度 T'_{w2} 的稳定值为 407.815 K , 计算公式见式 (22) 所示。可以得出数值计算结果与理论推导符合情况良好。该数值计算结果表明该条件下热障涂层总能使叶片金属基体外表面温度得到下降, 验证了该条件下热障涂层有效性判据的合理性。

表 3 T'_{w2} 随 h'_1 变化曲线

($h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, $h'_1 = 1 \sim 100\,000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)

Table 3 T'_{w2} variation curve with h'_1

($h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, $h'_1 = 1 \sim 100\,000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)

$h'_1 / (\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}))$	T'_{w2} / K
1	304.127
10	352.394
20	371.207
40	385.922
100	397.746
1 000	406.403
10 000	407.348
100 000	407.443

$$T'_{w2} = T_g - \frac{T_g - T_c}{\frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}} \times \frac{d_1}{\lambda_1} \quad (22)$$

当 $h_1 = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 有 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} < 0$, 此时, 有涂层时的外表面传热系数 h'_1 存在一个临界最大值。对不带热障涂层的叶片导热对流模型进行数值计算, 得到此时叶片金属基体外表面均温 $T_{w2} = 369.348 \text{ K}$, 对式 (12) 进行计算可知此时 $\Delta h_1 = 8.571 4 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, 则有涂层时的外表面传热系数 h'_1 临界最大值为 $h_1 + \Delta h_1 = 18.571 4 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。数值计算结果如表 4、图 5 所示。

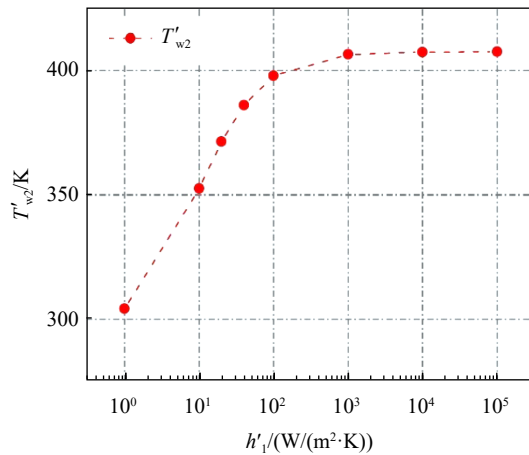


图4 带热障涂层叶片金属基体外表面温度 T'_{w2} 随 h'_1 变化曲线
($h_1 = 40 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$), $h'_1 = 1 \sim 100\,000 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$)

Fig. 4 Curve of external surface temperature of blade metal substrate with thermal barrier coating T'_{w2} varies with h'_1
($h_1 = 40 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$), $h'_1 = 1 \sim 100\,000 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$)

表4 T'_{w2} 随 h'_1 变化曲线

($h_1 = 10 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$), $h'_1 = 1 \sim 40 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$)

Table 4 T'_{w2} variation curve with h'_1

($h_1 = 10 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$), $h'_1 = 1 \sim 40 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$)

$h'_1 / (\text{W/(m}^2 \cdot \text{K)})$	T'_{w2} / K
1	304.127
5	333.099
10	352.394
14.285 7	362.413
18.571 4	369.347
22.857 1	374.431
40	385.922

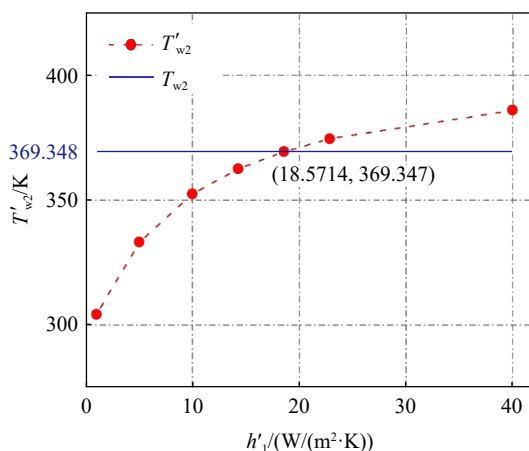


图5 带热障涂层时叶片金属基体外表面温度 T'_{w2} 随 h'_1 变化曲线
($h_1 = 10 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$), $h'_1 = 1 \sim 40 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$)

Fig. 5 Curve of external surface temperature of blade metal substrate with thermal barrier coating T'_{w2} varies with h'_1
($h_1 = 10 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$), $h'_1 = 1 \sim 40 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$)

图5表示 h'_1 在 $1 \sim 40 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ 变化时,数值计算中带热障涂层时叶片金属基体外表面温度 T'_{w2} 随 h'_1 的变化曲线,其中为检验该条件下热障涂层隔热有效性判据,分别设置 h'_1 的临界最大值 $h_1 + \Delta h_1 = 18.571 4 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$,临界最大值前后 $0.5\Delta h_1$,即 $h_1 + 0.5\Delta h_1 = 14.285 7 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ 、 $h_1 + 1.5\Delta h_1 = 22.857 1 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ 两种情况,可以发现当 $h' = h_1 + \Delta h_1 = 18.571 4 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ 时,带热障涂层叶片金属基体外表面温度 $T'_{w2} = 369.347 \text{ K}$,与不带热障涂层时金属基体外表面均温 $T_{w2} = 369.348 \text{ K}$ 基本一致,即当热障涂层使用后,外部燃气侧表面传热系数

h'_1 提高到临界值 $h_1 + \frac{d_1}{\lambda_1} \times h_1^2$ 时,叶片金属基体

外表面温度在涂层使用前后几乎不变,热障涂层几乎不起隔热作用。当 $h' < h_1 + \Delta h_1 = 18.571 4 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ 时,则有 $T'_{w2} < T_{w2}$,此时热障涂层起到隔热作用;而当 $h' > h_1 + \Delta h_1$ 时,则有 $T'_{w2} > T_{w2}$,此时涂层的使用会使得叶片金属基体外表面温度升高,即热障涂层甚至会恶化叶片换热。该数值计算结果符合文中第2.2节理论推导的结果,即当 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} < 0$ 时,有涂层时的外表面传热系数 h'_1 存在

临界最大值 $h_1 + \frac{d_1}{\lambda_1} \times h_1^2$,只有当 h'_1 小于该临界

值时,热障涂层才能使叶片金属基体外表面温度降低,从而起到隔热效果。

总的来说,数值计算结果表明该条件下热障涂层能否起到隔热效果与喷涂热障涂层之后外部高温燃气表面传热系数有关,只有当外部高温燃气换热在涂层使用后小于某一临界值时,热障涂层才能起到隔热效果,该数值计算结果验证了该条件下热障涂层有效性判据的合理性。

通过三维带热障涂层和不带热障涂层的叶片导热对流换热模型,经数值模拟验证了理论推导得到的热障涂层有效性判据的正确性和科学性。

2.3 温降比公式的数值检验

由文中第2.3节的理论推导可以得到:涂层本身的温度降低 ΔT_1 与有无涂层叶片金属基体外表面温度差 ΔT_2 成比例关系,即 $\Delta T_1 = \theta \times \Delta T_2$,其中

$$\theta = \frac{\frac{d_1}{\lambda_1}}{\frac{1}{h'_1} + \frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1}} \times \frac{\frac{1}{h_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}}{\frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{h_2}}, \quad \Delta T_1 = T'_{w3} - T'_{w2},$$

$\Delta T_2 = T_{w2} - T'_{w2}$ 。其中,各参数见表1所示,同样

按文中第 3.2 节所示,将对不带热障涂层时 $h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 和 $h_1 = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 两种情况对温降比公式进行检验。

由文中第 3.2 节可知, $h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 不带热障涂层时叶片金属基体外表面均温 T_{w2} 为 435.363 K; 而 $h_1 = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 不带热障涂层时叶片金属基体外表面均温 T_{w2} 为 369.348 K, 读取数值计算结果中不同外表面传热系数 h'_1 对应的带热障涂层时涂层外表面均温 T'_{w3} 和叶片金属基体外表面均温 T'_{w2} , 计算出涂层本身的温度降低 ΔT_1 与有无涂层叶片金属基体外表面温度差 ΔT_2 , 计算 $\Delta T_1/\Delta T_2$, 称该结果为温降比的计算值; 而将各个参数代入式(21), 得到的结果称作温降比的理论值。将两种条件下经数值计算和理论计算的各结果整理, 如表 5、表 6 所示, 并将温降比的计算值和理论值作图比较, 如图 6、图 7 所示。

表 5 所示为 $h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时各参数值, 可以观察到计算值和理论值数值上非常接近, 几乎

只在第四位小数之后才有差距, 经分析, 该差距可能是数值计算得到的各计算值只保留三位小数所致, 因此可以认为温降比的计算值和理论值基本一致, 并将两者比较情况作图 6 所示。从图中可看出, 两者相对应的各数据点几乎重合, 进一步验证该情况下温降比公式成立。

另外从图 6 可以发现喷涂热障涂层后随着外部燃气侧表面传热系数 h'_1 的增大, 温降比起初增大速度较快, 后增大速度逐渐放缓, 并且对式(21)经理论计算可知, 温降比理论上会趋于定值 3.074, 数值计算结果与之基本相符。

表 6 所示为 $h_1 = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时各参数值, 可以观察到只有当 h'_1 处于临界值时, 温降比的计算值和理论值有较大的差距, 原因在于此时热障涂层几乎不起作用, 即有无涂层叶片金属基体外表面温度差 ΔT_2 趋近于 0 K, 导致温降比趋于无穷大值, 因此将该点作为一个特殊点单独分析。可以发现, 即使当 h'_1 高于临界值, 热障涂层起到恶化换热的效果时, ΔT_2 为负数, 温降比也为负数, 温降

表 5 各参数随 h'_1 变化结果 ($h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)

Table 5 Change results of each parameter with h'_1 ($h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)

$h'_1/(\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}))$	T'_{w2}/K	T'_{w3}/K	$\Delta T_1/\text{K}$	$\Delta T_2/\text{K}$	温降比计算值	温降比理论值
1	304.127	312.46	8.333	131.236	0.063 496 297	0.063 492 063
10	352.394	396.796	44.402	82.969	0.535 163 736	0.535 147 392
20	371.207	429.668	58.461	64.156	0.911 231 997	0.911 196 911
40	385.922	455.378	69.456	49.441	1.404 825 954	1.404 761 905
100	397.746	476.037	78.291	37.617	2.081 266 449	2.081 128 748
1 000	406.403	491.164	84.761	28.96	2.926 830 110	2.926 587 302
10 000	407.348	492.815	85.467	28.015	3.050 758 522	3.050 514 451
100 000	407.443	492.982	85.539	27.92	3.063 717 765	3.063 486 871

表 6 各参数随 h'_1 变化结果 ($h_1 = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)

Table 6 Change results of each parameter with h'_1 ($h_1 = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)

$h'_1/(\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}))$	T'_{w2}/K	T'_{w3}/K	$\Delta T_1/\text{K}$	$\Delta T_2/\text{K}$	温降比计算值	温降比理论值
1	304.127	312.46	8.333	65.221	0.127 766	0.127 758
5	333.099	363.08	29.981	36.249	0.827 085	0.827 068
10	352.394	396.796	44.402	16.954	2.618 969	2.619 048
14.285 7	362.413	414.302	51.889	6.935	7.482 192	7.482 961
18.571 4	369.347	426.418	57.071	0.001	57 071	1 459 181
22.857 1	374.431	435.3	60.869	-5.083	-11.975	-11.972 9
40	385.922	455.378	69.456	-16.574	-4.190 66	-4.190 48
100	397.746	476.037	78.291	-28.398	-2.756 92	-2.756 89
1 000	406.403	491.164	84.761	-37.055	-2.287 44	-2.287 38
10 000	407.348	492.815	85.467	-38	-2.249 13	-2.249 07
100 000	407.443	492.982	85.539	-38.095	-2.245 41	-2.245 31

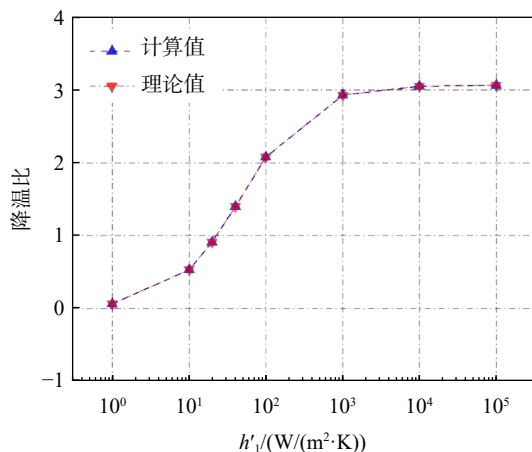


图6 $h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 温降比的计算值和理论值比较图

Fig. 6 Comparison of calculated and theoretical values of temperature drop ratio, when $h_1 = 40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$

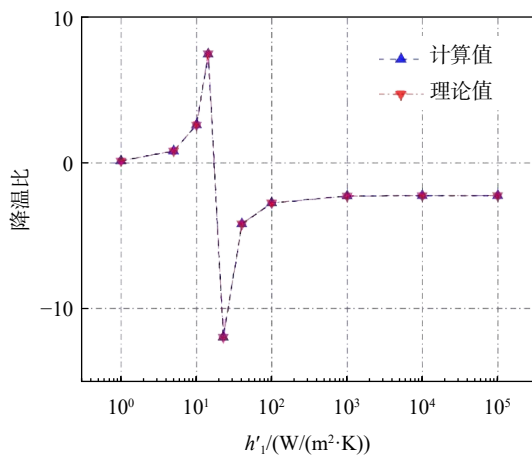


图7 温降比的计算值和理论值比较图 ($h_1 = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)

Fig. 7 Comparison of calculated and theoretical values of temperature drop ratio ($h_1 = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)

比的计算值与理论值依然相差不大, 即不论热障涂层是否起到隔热作用, 温降比的计算值和理论值数值上都非常接近, 结论与上文一致, 同样在排除临界点的前提下, 将该情况下两者比较如图7所示。从图中可发现, 两者相对应的各数据点几乎重合, 该情况下温降比公式成立。

同样可以发现喷涂热障涂层后, 在临界值的左右两段内均有温降比随着外部燃气侧表面传热系数 h'_1 的增大而增大, 在临界值右端, 随着有涂层时外表面传热系数 h'_1 的增大, 温降比趋于一个定值, 对式(21)经相应理论计算可知, 温降比理论上会趋于定值-2.226, 数值计算结果与之基本相符。

综上所述可知, 通过三维带热障涂层和不带热障涂层的叶片导热对流换热模型, 经数值模拟验证了理论推导得到的温降比的正确性和科学性。

3 结论

本文通过建立一维导热-对流换热模型, 经理论推导、数值计算验证, 对热障涂层在涡轮叶片中的作用效果达不到预期的问题进行研究分析, 从换热的角度分析热障涂层的隔热机理, 提出更为科学地评价涂层隔热效果的评价标准, 对热障涂层的工程应用提供支撑, 并对涡轮叶片的冷却设计提供一定的指导意义。得到以下结论:

1) 理论推导、数值检验得到热障涂层有效性判据: 当 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} \geq 0$ 时热障涂层总能起到隔热效果; 当 $\frac{d_1}{\lambda_1} - \frac{1}{h_1} < 0$ 时, 则对于喷涂热障涂层后外部燃气

侧表面传热系数有一个最大的临界值 $h_1 + \frac{\frac{d_1}{\lambda_1} \times h_1^2}{\left(1 - \frac{d_1}{\lambda_1} \frac{1}{h_1}\right)}$,

此时只有喷涂热障涂层后外部燃气侧表面传热系数 h'_1 小于该临界值, 热障涂层才能起到隔热效果, 否则热障涂层起不到隔热效果, 甚至会恶化叶片换热。

2) 提出以叶片金属基体外表面温度为基础的新的涂层隔热效果评价机制, 通过理论推导、数值检验得到热障涂层自身温降同有无涂层前后叶片金属基体外表面温降间的成比例关系, 即温降比公式。涂层自身温降即是当前评价涂层隔热效果的评价标准, 不能很好地评价涂层隔热效果, 温降比公式将新旧评价标准相联系。

参考文献:

- [1] 郭洪波, 宫声凯, 徐惠彬. 先进航空发动机热障涂层技术研究进展[J]. 中国材料进展, 2009, 28(9): 18-26.
GUO Hongbo, GONG Shengkai, XU Huibin. Progress in thermal barrier coatings for advanced aeroengines[J]. Materials China, 2009, 28(9): 18-26. (in Chinese)
- [2] PRASERT P, XU H Z, YANG W S, et al. Numerical study of the effects of thermal barrier coating and turbulence intensity on cooling performances of a nozzle guide vane[J]. Energies, 2017, 10(3): 362-378.
- [3] MAIKELL J, BOGARD D, PIGGUSH J, et al. Experimental simulation of a film cooled turbine blade leading edge including thermal barrier coating effects[R]. Orlando, US: ASME, 2009.
- [4] 杨晓军, 许诺然, 刘智刚. 污染物沉积和热障涂层脱落对气膜冷却效率影响的数值研究[J]. 推进技术, 2013, 34(10): 1362-1368.
YANG Xiaojun, XU Nuoran, LIU Zhigang. Effects of deposition and thermal barrier coating spallation on film cooling effectiveness: a numerical study[J]. Journal of Propulsion Technology, 2013, 34(10): 1362-1368. (in Chinese)
- [5] LAWSON S A, THOLE K A, OKITA Y, et al. Simulations of multi-phase particle deposition on a showerhead with staggered film-

- cooling holes[J]. *Journal of Turbomachinery*, 2012, 134(5): 051041.1-051041.12.
- [6] ALBERT J E, BOGARD D G. Experimental simulation of contaminant deposition on a film cooled turbine vane pressure side with a trench[J]. *Journal of Turbomachinery*, 2013, 135(5): 051008.1-051008.11.
- [7] NEMDILI F, AZZI A, JUBRAN B A. Numerical investigation of the influence of a hole imperfection on film cooling effectiveness[J]. *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, 2011, 21(1): 46-60.
- [8] EKKAD S V, HAN J C. Heat transfer distributions on a cylinder with simulated thermal barrier coating spallation[J]. *Journal of Thermophysics & Heat Transfer*, 2015, 13(1): 76-81.
- [9] BUNKER R S. Effect of partial coating blockage on film cooling effectiveness[R]. ASME Paper 2000-GT-0244, 2000.
- [10] SOMAWARDHANA R P, BOGARD D G. Effects of obstructions and surface roughness on film cooling effectiveness with and without a transverse trench[R]. ASME Paper GT2007-28003, 2007.
- [11] WANG J, CUI P, VUJANOVIC M, et al. Effects of surface deposition and droplet injection on film cooling[J]. *Energy Conversion and Management*, 2016, 125: 51-58.
- [12] 郭云修, 李广超, 曾睿, 等. 气膜孔堵塞对叶片吸力面气膜冷却的影响[J]. *动力工程学报*, 2021, 41(1): 28-35.
- GUO Yunxiu, LI Guangchao, ZENG Rui, et al. Effect of hole blockage on the film cooling effectiveness of a blade on the suction side[J]. *Journal of Chinese Society of Power Engineering*, 2021, 41(1): 28-35. (in Chinese)
- [13] SUNDARAM N, THOLE K A. Effects of surface deposition, hole blockage, and thermal barrier coating spallation on vane endwall film cooling[J]. *Journal of Turbomachinery*, 2007, 129(3): 599-607.
- [14] 宫声凯, 邓亮, 毕晓方, 等. 陶瓷热障涂层的隔热效果研究[J]. *航空学报*, 2000, 21(增刊1): 25-29.
- GONG Shengkai, DENG Liang, BI Xiaofang, et al. Thermal barrier effect of ceramic thermal barrier coatings[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2000, 21(Suppl.1): 25-29. (in Chinese)
- [15] PADTURE N P, GELL M, JORDAN E H. Thermal barrier coatings for gas-turbine engine applications[J]. *Science*, 2002, 296(5566): 280-284.
- [16] ZHU W, WANG J W, YANG L, et al. Modeling and simulation of the temperature and stress fields in a 3D turbine blade coated with thermal barrier coatings[J]. *Surface & Coatings Technology*, 2017, 315: 443-453.
- [17] LIU Z Y, ZHU W, YANG L, et al. Numerical prediction of thermal insulation performance and stress distribution of thermal barrier coatings coated on a turbine vane[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2020, 158: 1-12.
- [18] HUANG X, PU J, WANG J H, et al. Sensitivity analysis of internal layout and coating thickness to overall cooling performances of laminated cooling configurations with surface thermal barrier coatings[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2020, 181(1): 116020.1-116020.13.
- [19] DAVIDSON F T, DEES J E, BOGARD D G. An experimental study of thermal barrier coatings and film cooling on an internally cooled simulated turbine vane[R]. ASME Paper GT2011-46604, 2011.

(编辑: 张 雪)