

带热障涂层气冷叶片孔边局部应力分析

陶倩楠¹, 王延荣^{1,2}, 杨 顺¹

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191;

2. 北京航空航天大学 江西研究院, 南昌 330096)

摘 要: 基于有限元法计算了热障涂层-基体系统热失配状态下的孔边应力, 计算结果表明: 涂层界面法向应力和界面切应力集中于孔边, 孔边周向正应力较大, 孔边涂层容易出现开裂和剥落。计算并分析了陶瓷层厚度、计算模型外径、氧化层厚度、孔径和温度分布对孔边局部应力的影响, 结果表明: 界面法向应力和界面切应力的作用范围随陶瓷层厚度的增加而增大, 叶片冷却孔边应力计算子模型外径应大于 4 倍陶瓷层厚度与 1/2 孔径之和; 冷却状态下, 氧化层厚度的增加会增大界面法向正应力和界面切应力; 高温下, 孔径越小孔边陶瓷层周向正应力越大; 在孔边温度非均匀分布的情况下界面应力和孔边周向正应力会增大。

关 键 词: 热障涂层; 冷却孔; 有限元模拟; 界面应力; 应力分布

中图分类号: V232.4

文献标志码: A

Analysis of local stress at hole edge of air-cooled blade with thermal barrier coatings

TAO Qiannan¹, WANG Yanrong^{1,2}, YANG Shun¹

(1. School of Energy and Power Engineering, Beihang University, Beijing 100191, China;

2. Jiangxi Research Institute, Beihang University, Nanchang 330096, China)

Abstract: The stress distributions of the thermal barrier coating-substrate system with a hole under thermal mismatch were calculated using finite element method. Calculation results indicated that the interfacial normal/shear stress concentration occurred at the edge of the film hole, and higher circumferential stress existed near the edge of the hole. The coating near the hole edge was prone to cracking and spalling. The effects of the thickness of the ceramic layer, the outer diameter of the model, the thickness of the oxide layer, the hole diameter, and the temperature distribution on the local stress near the hole edge were calculated and analyzed. Results revealed that the region with interfacial normal and shear stress became larger while the thickness of the ceramic layer increased. The outer diameter of the sub-model, which was used to calculate the stress near the edge of the film hole, should be greater than the sum of four times of the ceramic layer's thickness plus half of the diameter of the hole. Under the cooling condition, the interfacial normal and shear stress increased with the thickness of the oxide layer. At high temperature, the circumferential stress at the edge of the ceramic layer near the hole decreased with the diameter of the hole. The interfacial stress and circumferential stress near the hole edge increased in the case of non-uniform temperature distribution.

Keywords: thermal barrier coating; film holes; finite element modeling; interfacial stress; stress distribution

收稿日期: 2022-04-26

基金项目: 国家科技重大专项(J2019-IV-0006-0074)

作者简介: 陶倩楠(1993—), 女, 博士生, 主要研究方向为燃气轮机结构强度评估。

引用格式: 陶倩楠, 王延荣, 杨顺. 带热障涂层气冷叶片孔边局部应力分析[J]. 航空动力学报, 2022, 37(10): 2188-2200. TAO Qiannan, WANG Yanrong, YANG Shun. Analysis of local stress at hole edge of air-cooled blade with thermal barrier coatings[J]. Journal of Aerospace Power, 2022, 37(10): 2188-2200.

航空发动机的高性能要求涡轮叶片的工作温度进一步提高,需要发展冷却技术保证涡轮叶片能在高温环境中稳定可靠工作。气膜冷却和热障涂层是目前用于涡轮叶片中的有效手段。气膜冷却指在前缘和叶盆部位布置冷却孔,利用从冷却孔排出的冷气覆盖叶片表面,从而隔离叶片表面和高温燃气^[1]。热障涂层(TBC)制备于涡轮叶片表面,以进一步保护暴露在高温下的叶片^[2]。常用的涡轮叶片热障涂层由低导热率的陶瓷层(TC,主要成分为钇稳定氧化锆,即YSZ)和黏结层(BC,主要成分为铬铝钇金属氧化物,即MAICrY)组成,通过等离子喷涂(PS)、电子束气相沉积(EB-PVD)等方法制备于叶片高温合金基体上。在服役过程中,黏结层的金属成分与氧气结合,在陶瓷层与黏结层之间形成一层主要成分为 Al_2O_3 的氧化层(TGO)^[3]。

涡轮叶片热障涂层结构主要失效模式包括涂层开裂、界面脱黏、腐蚀破坏等^[4]。本文主要针对孔边涂层开裂和涂层剥落这两种失效形式进行分析。叶片前缘及叶盆冷却孔边、缘板边缘等位置是热障涂层开裂、剥落的危险区域^[5],界面破坏往往从自由边附近萌生^[6]。准确获得孔边局部应力,掌握孔边局部应力分布规律,可以为涡轮叶片热障涂层的失效分析提供依据。

热障涂层中不同材料的线膨胀系数不同,会导致热障涂层在温度载荷作用下发生热失配,涂层内部和不同材料的界面间产生应力。为了计算热失配应力,文献[7-10]基于经典的梁弯曲理论,

以层间界面的应变连续性为基础建立方程,忽略涂层界面真实形貌,分别推导得到了平板状结构、圆盘状结构、带孔的圆盘结构涂层热失配应力的解析解。热失配应力分析结果表明,涂层内部会产生平行于界面的正应力,且在材料界面靠近自由边处有较大的界面法向正应力和界面切应力。

带热障涂层的叶片结构复杂,采用有限元法进行孔边应力分析更具有通用性。同时,对带热障涂层叶片进行整体建模的难度较大,选取孔边圆盘形的部分区域建立模型分析孔边应力可行性更高。Jiang等^[9]推导了含涂层有中心孔圆盘的径向应力表达式,Meng等^[10]在此基础上推导了非均匀分布情况下的径向应力表达式。本文首先建立带热障涂层的含中心孔的圆盘模型,对热失配状态下的孔边应力进行分析。将径向应力计算结果与文献[9-10]的理论解进行了对比,在此基础上对涂层界面切应力和法向正应力进行了详细分析,接着研究了陶瓷层厚度、计算模型外径、氧化层厚度、孔径、温度分布对孔边应力的影响,提出孔边应力分析模型的尺度选取依据。

1 应力分析

1.1 几何模型与材料参数

在不考虑气体作用的前提下,带热障涂层的气冷涡轮叶片冷却孔边是典型的自由边,其结构与含中心孔的圆盘结构类似。分析叶片冷却孔边应力(径向正应力 σ_x 、周向正应力 σ_z 、垂直于界面方向的正应力 σ_y 、切应力 τ_{xy})的具体方案是从图1

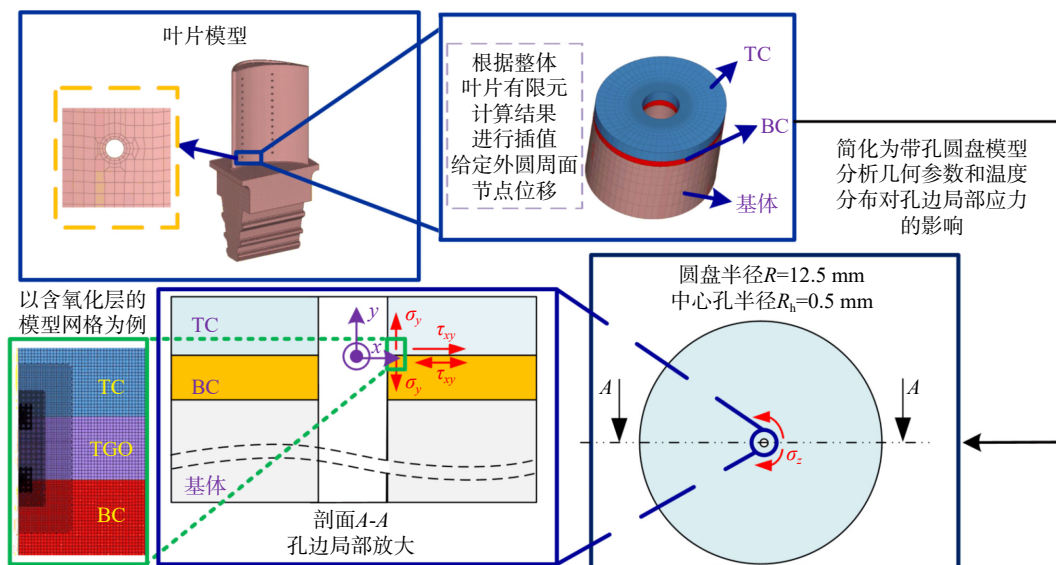


图 1 涡轮叶片有限元模型、孔边子模型及含中心孔圆盘几何模型

Fig. 1 Finite element model of the practical turbine blade, the submodel of the area near the film hole and the geometric model for numerical calculation in terms of the characteristics of the film hole

中所示的整体叶片有限元模型中选取孔边圆盘形的部分区域建立子模型,所选区域需要远离应力集中区域。为了得到孔边应力分析子模型尺寸选取的依据,本文首先对含中心孔的圆盘结构中热障涂层热失配应力进行分析。

含中心孔的圆盘在一侧平面上制备热障涂层,整体结构如图 1 所示。圆盘模型半径 R 为 12.5 mm,基体、陶瓷层和黏结层的厚度 H_{sub} 、 H_{tc} 及 H_{bc} 分别为 1.5 mm、250 μm 和 150 μm ,中心孔直径为 1 mm^[11]。分别建立无氧化层的模型和氧化层厚度 H_{to} 为 1 μm 的模型,分析热障涂层中存在氧化层对热应力的影响。计算模型中不考虑氧化层界面形貌的复杂性,假设热障涂层多层结构间界面平直。

计算中材料参数采用理想线弹性模型,材料参数见表 1,不考虑材料非线性和材料参数在不同温度下的变化对孔边应力的影响。

表 1 热障涂层系统各层材料参数^[12]

Table 1 Material parameters of each layer of the thermal barrier coating system^[12]

涂层结构 (材料)	弹性模量 E/GPa	泊松比 ν	线膨胀系数 $\alpha/(10^{-6}\cdot\text{K}^{-1})$
TC(YSZ)	48	0.1	9.0
TGO(Al_2O_3)	400	0.23	8.0
BC(MCrAlY)	200	0.3	13.6
基体 (PWA 1480)	184	0.3	12.0

1.2 有限元模型及边界条件

考虑到热障涂层脱黏主要发生在陶瓷层界面或氧化层与黏结层界面^[13],对陶瓷层下表面、黏结层上表面靠近孔边及靠近圆盘外圆周面的网格进行加密,以提高热障涂层界面靠近自由边处应力计算结果的精度。针对存在氧化层的模型,则对氧化层上下表面靠近孔边及外圆周面的网格同样进行加密处理。最小网格尺度为 $1\times 10^{-5}\text{ }\mu\text{m}$,单元类型为 ANSYS 软件中的轴对称单元 Plane 182。无氧化层模型单元总数为 126 672 个,节点总数为 127 603 个;有氧化层模型的单元总数为 171 282 个,节点总数为 172 500 个。界面靠近孔边处的有限元网格如图 1 所示。孔边和外圆周面的网格相同。

有限元模型为轴对称模型,基体下底面节点设置沿孔轴向(即 y 向)的位移约束。

热障涂层通常在高温下制备于基体上,假设

在某一温度下涂层-基体系统未产生热应力,此时的温度 t_f 定义为无热应力温度^[14]。本文参考文献 [15] 将无热应力温度定义为制备温度 1 000 $^{\circ}\text{C}$ 。将工作状态的温度与无热应力温度的温差定义为 Δt_w ,冷却状态的温度与无热应力温度的温差定义为 Δt_c 。因为计算基于线性材料模型,所以应力大小与温差是线性相关的。设置 $\Delta t_w=100\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\Delta t_c=-100\text{ }^{\circ}\text{C}$,分别计算无氧化层的模型和氧化层厚度为 1 μm 且分布均匀的模型的应力。

1.3 计算结果与分析

当实际温度远离无热应力温度时,不同材料由于热膨胀系数不一致,会产生不同的热应变。不同材料界面间的位移连续性导致圆盘材料内部产生径向正应力 σ_r 和周向正应力 σ_θ 。圆盘周向应力自平衡,而径向应力与作用于结合界面上的切应力 τ_{ry} 平衡。作用于界面上的切应力与径向正应力作用线不同产生了力矩,垂直于界面方向的正应力 σ_y 产生与之相平衡的力矩。

下面具体分析实际温度高于或低于无热应力温度 100 $^{\circ}\text{C}$ 的情况下,带中心孔圆盘结构热障涂层-基体系统应力。

1.3.1 径向正应力

径向正应力计算结果如图 2 所示,图 2 及后文的应力云图中对变形量放大了 40 倍以显示涂层-基体结构在热失配作用下的变形趋势。涂层厚度远小于基体,因此基体径向的热应变主导了带孔圆盘整体的径向变形。因为陶瓷层和氧化层的热膨胀系数小于基体,黏结层的热膨胀系数大于基体,所以在高温膨胀状态下,在远离自由边的大部分区域,陶瓷层和氧化层的径向应力为拉伸状态,黏结层径向应力为压缩状态;低温收缩时的应力状态相反。

由于应力计算基于拉压对称的假设,实际温度与无热应力温度的温差相等而符号相反时,应力计算结果数值相等,符号相反。

相对于陶瓷层、黏结层和基体,氧化层很薄,但其弹性模量相对较大。虽然热失配状态下,氧化层内部径向应力大,但氧化层的生成对于陶瓷层内部径向应力的影响小。存在 1 μm 的氧化层时,陶瓷层内部径向应力仅比无氧化层时减小了 0.18%。

将径向应力有限元计算结果与理论解^[9]进行了对比,对比计算所针对的位置为各层上表面径向坐标 $x=7\text{ mm}$ 处,结果见表 2。涂层的径向应力

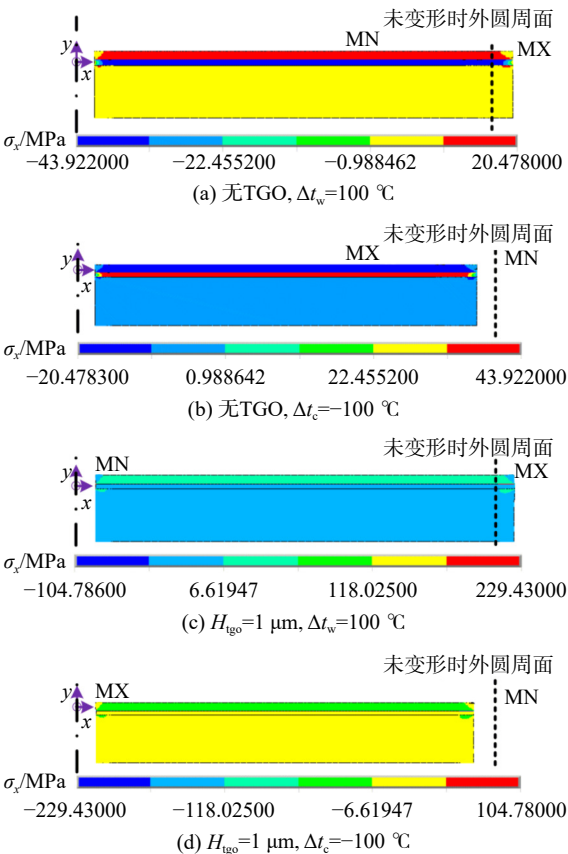


图 2 不同温度差及不同氧化层厚度时径向应力 σ_x 分布
Fig. 2 Distributions of the radial stress σ_x for different temperature differences and the thicknesses of TGO

表 2 $\Delta t_w=100\text{ }^{\circ}\text{C}$, 各层径向应力理论解和有限元计算结果对比
Table 2 Comparison of the radial stress obtained from analytical method and finite element method respectively while $\Delta t_w=100\text{ }^{\circ}\text{C}$

模型	位置	理论解 $\sigma_{x,a}/\text{MPa}$	有限元解 $\sigma_{x,f}/\text{MPa}$	$\left(\frac{\sigma_{x,f}-\sigma_{x,a}}{\sigma_{x,a}}\right)/\%$
无氧化层	TC	16.345	16.334	-0.067
	BC	-43.883	-43.919	-0.082
	基体	1.681	1.654	-1.606
有氧化层	TC	16.319	16.304	-0.092
	TGO	210.877	210.765	-0.053
	BC	-44.020	-44.079	0.134
	基体	1.556	1.506	-3.213

有限元与理论解的差异在 1% 之内, 基体应力计算差异达到 3.2%。

1.3.2 切应力

涂层-基体结构每一层材料的径向应力由界面处靠近自由边的切应力 τ_{xy} 来平衡, 带孔圆盘切应力如图 3 所示。

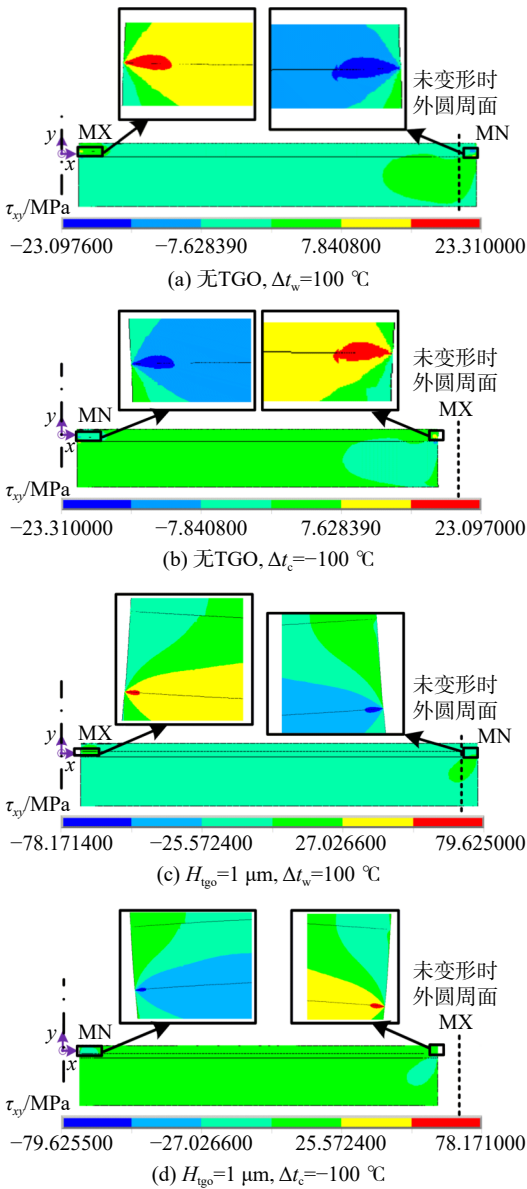


图 3 不同温度差及不同 TGO 厚度时切应力 τ_{xy} 分布
Fig. 3 Distributions of the shear stress τ_{xy} for different temperature differences and the thicknesses of TGO

材料界面在靠近自由边(即孔边和外圆周面)处有较大的切应力。应力梯度大, 作用范围小。与径向正应力相同, 实际温度与无热应力温度的温差相等、符号相反时, 切应力计算结果数值相等、符号相反。图 4 给出了以界面上的点到孔边的径向距离 d 为横坐标时, 界面节点的切应力沿径向的分布。

由图 4 可看出, 界面切应力主要集中在靠近边缘处。在此模型中, 无论是否存在氧化层, 在距离自由边约 $800\text{ }\mu\text{m}$ 后, 切应力接近于 0 MPa 。以无氧化层模型中, 陶瓷层界面孔边处的应力为例, 在边缘处切应力为 0 MPa , 随着远离边缘界面切

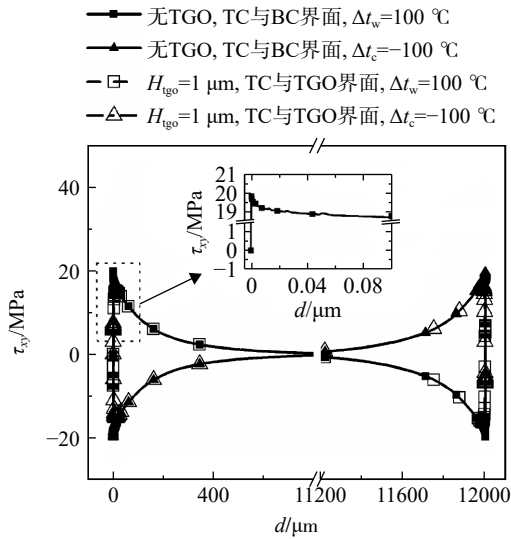


图4 不同温度差及不同TGO厚度时TC界面切应力分布
Fig. 4 Distributions of the shear stress at the TC interface for different temperature differences and thicknesses of TGO layer

应力增大,在距离边缘 $1.2 \times 10^{-4} \mu\text{m}$ 处达到 19.87 MPa,然后迅速减小,至距离边缘约 1 mm 处,界面切应力减小至 0.1 MPa。与径向正应力分布规律不同,氧化层对材料界面靠近自由边处的切应力影响不能忽略。有 1 μm 的氧化层时切应力绝对值先增大后减小,方向改变后增大到最大值。这样的应力分布与文献 [11] 中对带中心孔圆盘模型的有

限元计算结果相似,而本文有限元模型的网格尺度更小,能描述距离自由边更近的区域。根据图4中数据可知,有氧化层模型切应力最大值比无氧化层模型小 23.57%。靠近外圆周面处切应力的分布趋势类似。氧化层与黏结层界面处的切应力分布趋势和无氧化层模型中陶瓷层界面处的切应力分布趋势相似,但数值上有氧化层的模型中黏结层界面处切应力最大值更大,约为无氧化层模型中陶瓷层与黏结层界面切应力最大值的 3.9 倍。

1.3.3 垂直于界面方向的正应力

界面靠近自由边处小范围内有垂直于界面的正应力,即界面法向的正应力。垂直于界面的正应力 σ_y 如图5所示。

由图5可以看出,无氧化层时,当温度高于无热应力温度,界面法向正应力为拉伸状态,界面有张开的趋势;当温度低于无热应力温度时,界面法向应力为压缩状态。界面法向正应力应力梯度较大,随着远离自由边,界面法向正应力迅速减小。当陶瓷层与黏结层之间存在 1 μm 的氧化层时,靠近自由边的界面法向正应力分布更为复杂。取陶瓷层界面节点的界面法向正应力计算结果,以点到孔边的径向距离 d 为横坐标作图6,对自由边附近的应力状态进行分析。

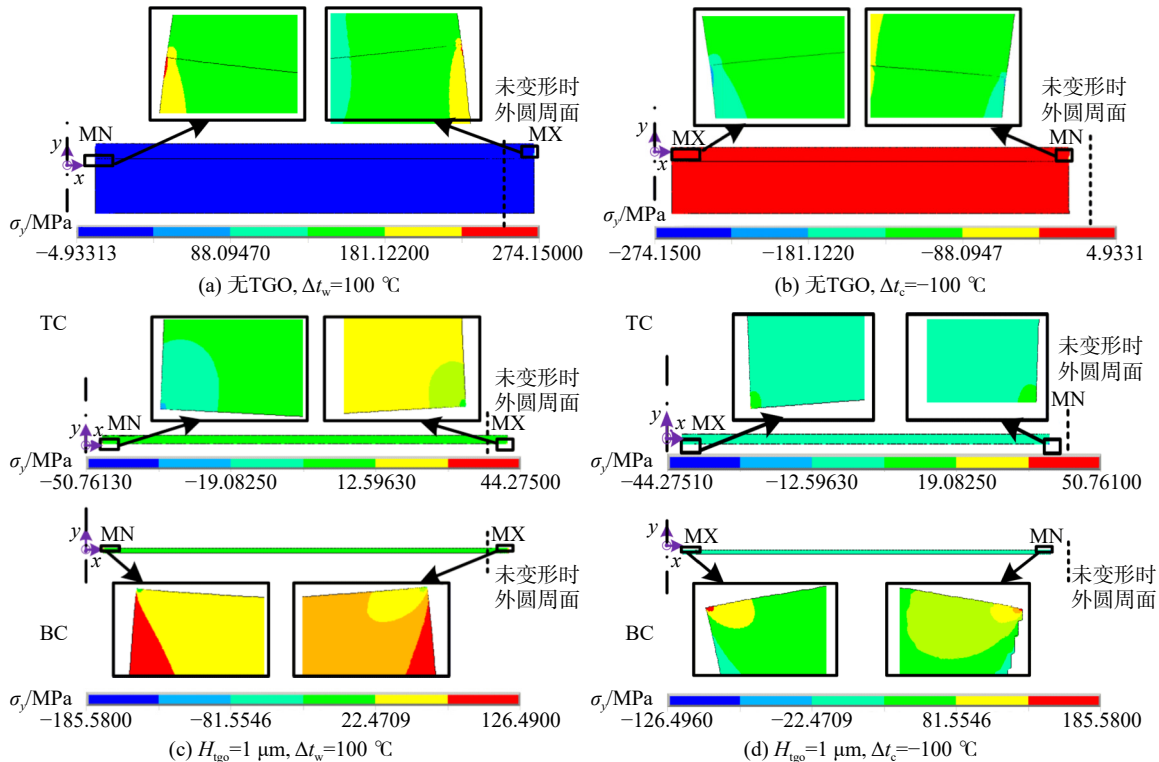


图5 不同温度差及不同TGO厚度时垂直于界面的轴向正应力 σ_y 分布

Fig. 5 Distributions of the axial stress σ_y for different temperature differences and thicknesses of TGO layer

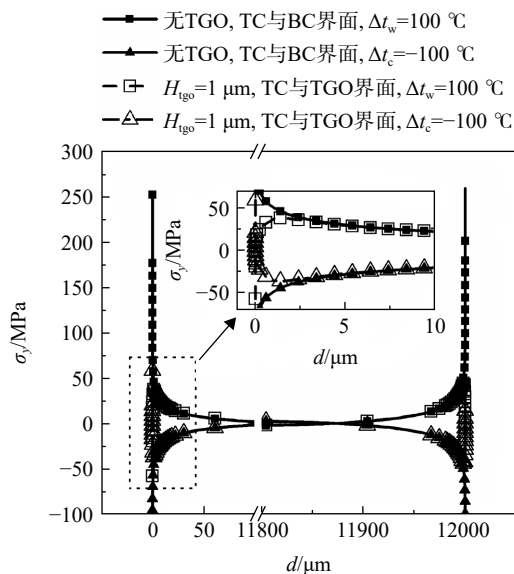


图 6 不同温度差及 TGO 厚度时 TC 界面法向正应力分布

Fig. 6 Distributions of the normal stress σ_y at the TC interface for different temperature differences and thicknesses of TGO layer

由图 6 可知,垂直于界面方向的应力 σ_y 集中程度比界面切应力 τ_{xy} 更高。在此模型中,距自由边约 100 μm 处界面法向正应力 σ_y 即接近于 0 MPa。当存在厚度为 1 μm 的氧化层时,靠近自由边处界面法向正应力的数值小于无氧化层的模型。但氧化层与陶瓷层界面法向正应力随径向坐标的变化不是单调的。在低温状态下,界面法向正应力由自由边处的拉伸状态沿着径向变为压缩状态,再减小到 0 MPa。高温状态下变化规律与此相反。黏结层和氧化层间界面法向应力的分布与上述分布形式类似,数值约为黏结层与陶瓷层间法向应力的 4.4 倍。在无氧化层的情况下,外圆周面界面处界面法向正应力比孔边大。存在氧化层时,外圆周面处界面法向正应力略小。

1.3.4 孔边周向正应力

不同材料的热应变差会导致涂层内部周向应力的出现,高温下陶瓷层孔边周向应力如图 7 所示。

计算结果表明,涂层内部周向应力分布与径向正应力相似,数值略小。温度高于无热应力温度时,陶瓷层周向正应力为拉伸状态,孔边有部分区域周向正应力比内部周向应力大,约为内部周向应力的 1.4 倍。高温下周向正应力在陶瓷层孔边靠近上表面处有应力集中,存在氧化层对周向应力最大值的影响很小。

1.3.5 计算结果分析

前面的圆盘模型外圆周面应力计算结果与

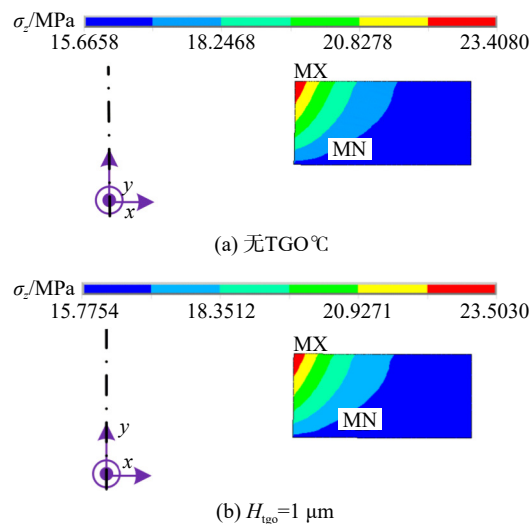
图 7 $\Delta T_w=100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时不同 TGO 厚度模型中周向正应力 σ_z 分布

Fig. 7 Distributions of the circumferential stress σ_z for different thicknesses of TGO layer while $\Delta T_w=100\text{ }^{\circ}\text{C}$

Hsueh 的计算结果^[16]相似。界面靠近自由边处的界面法向正应力 σ_y 大,作用范围小,应力梯度大。对于无氧化层的模型,高温下界面法向正应力有导致界面两边材料分开的趋势,即发生 I 型边缘分层。而对于存在氧化层的模型,低温时界面边缘处拉伸应力更大,更容易出现平行于界面的开裂。径向-轴向平面的切应力 τ_{xy} 是导致 II 型边缘分层(即剪切失效)的主要因素。当存在一定厚度的氧化层时,氧化层与黏结层界面应力数值上大于氧化层与陶瓷层界面,但具体发生失效的部位与对应的界面强度和材料强度、材料内部缺陷相关。在服役过程中,PS 制备的热障涂层失效通常发生在陶瓷层靠近界面处,而 EB-PVD 制备的热障涂层失效通常发生在黏结层与氧化层的界面处,部分情况下也会发生在氧化层与陶瓷层界面处^[17]。

无论有无氧化层,高温下陶瓷层孔边周向应力均大于远离自由边的圆盘内部及圆盘外圆周面处,可能导致孔边裂纹的出现。而靠近自由边(包括孔边和外圆周面)处较大的界面法向正应力和界面切应力容易导致孔边、外圆周面处涂层剥落。热循环试验^[11]中经过一定次数的循环后,孔边存在沿周向张开的裂纹、孔边和外圆周面涂层发生剥落。

2 孔边局部应力参数影响分析

叶片径向、弦向尺寸远大于涂层厚度,在建立有限元模型时难以对叶片涂层-基体系统进行整体“细化”建模。为细化孔边涂层结构,研究孔

边局部应力状态,需要利用子模型方法研究带涂层叶片冷却孔边应力。首先通过分析涂层结构对孔边局部应力的影响确定子模型尺寸。由文中第1.3节可知,界面法向应力和界面切应力的应力集中程度较高,在远离自由边一定距离的结构内部,界面应力迅速减小到0 MPa,作用范围与整体结构尺度相比较小,陶瓷层孔边周向应力也沿径向快速减小到与陶瓷层内部径向应力相近的值,径向坐标相同的节点径向位移近似相等。

界面法向应力和界面切应力的作用范围与涂层结构相关,本节中首先基于文中第1.1节中带孔圆盘几何模型,分析陶瓷层厚度对孔边局部应力的影响。然后改变圆盘模型径向尺寸,边界条件由外圆周面无约束改为耦合圆盘外圆周面节点的径向位移,计算并分析结果,得到计算孔边应力子模型的合理尺寸。最后在此基础上分析氧化层厚度、孔径、孔边温度分布对孔边局部应力的影响。分析思路如图8所示。

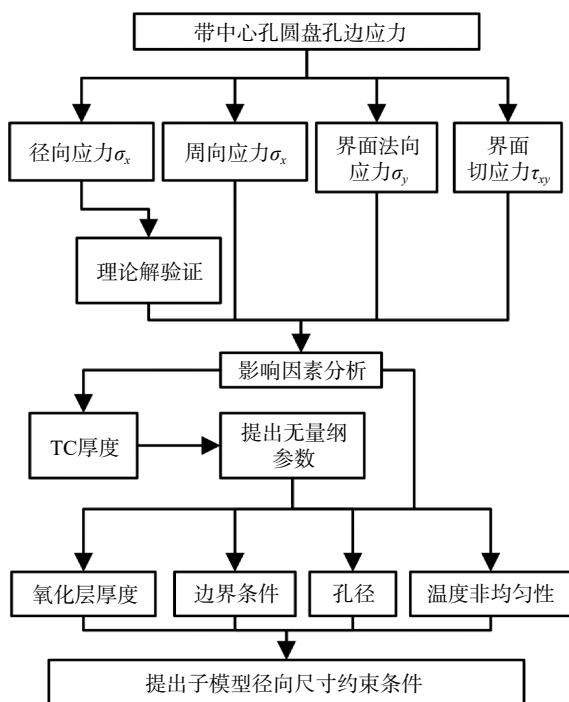


图8 分析思路流程图

Fig. 8 Flow chart of the analysis idea

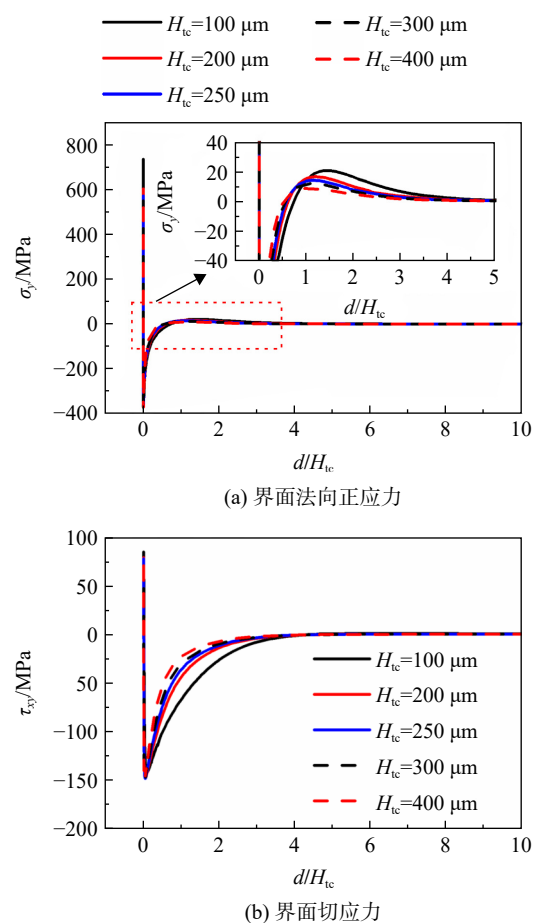
假设无热应力温度为1000℃^[15],改变上述参数,计算工作温度为1150℃以及室温为20℃这两种工况下,孔边的局部应力。下文中自由边指孔边,界面指陶瓷层与氧化层界面。

2.1 陶瓷层厚度对孔边应力的影响

考虑到制备于涡轮叶片上的陶瓷层厚度 H_{tc} 一般为100~400 μm^[18],在本节的计算中,保持基

体厚度为1.5 mm,黏结层厚度为150 μm,氧化层厚度假设为1 μm,陶瓷层厚度分别设置为100、200、250、300、400 μm,陶瓷层厚度小于基体厚度的1/3。

首先分析冷却到室温时的界面法向正应力和界面切应力。根据文中第1.3节中的计算结果可知,当1000℃作为无热应力温度时,低温状态下孔边界面处法向正应力为拉伸状态且应力较高。对界面应力分布曲线的横坐标进行归一化处理,将界面上的点到孔边的距离 d 与陶瓷层厚度 H_{tc} 的比值作为横坐标,界面法向正应力 σ_y 和界面切应力 τ_{xy} 作为纵坐标,得到图9。

图9 $t=20^\circ\text{C}$ 时不同TC厚度时TC界面法向正应力及切应力分布Fig. 9 Distributions of the normal and shear stress at the TC interface for different thicknesses of TC layer while $t=20^\circ\text{C}$

可以看出将横坐标进行归一化后不同陶瓷层厚度模型对应的界面应力分布具有相似性。界面上到孔边的距离与陶瓷层厚度的比值大于4之后,界面法向正应力和界面切应力均接近于0 MPa。将这一无量纲值作为在叶片中选取以孔中心为轴的圆盘模型应用子模型方法计算孔边应力时的临界尺寸参考值。涂层比较薄的情况下,冷却后孔

边陶瓷层界面法向正应力更大,界面上到孔边的距离 d 约为 $4 \times 10^{-5} \mu\text{m}$ 处,界面切应力达到第一个峰值,其数值也更大。随着陶瓷层厚度增大,界面上切应力第一个峰值点到孔边的径向距离 d 增大。Lu 等^[19]对带涂层圆盘状试验件进行的热循环试验结果表明相同热循环历程作用下薄涂层的寿命低于厚涂层。黏结层与氧化层界面应力分布趋势与陶瓷层界面相似,应力值更大,以下不再对黏结层与氧化层界面应力进行单独分析。

如表 3 所列,1150 °C 下陶瓷层内径向应力和孔边周向应力为拉伸状态。陶瓷层厚度的改变对涂层内部径向应力的影响很小,但对孔边周向应力影响大。陶瓷层厚度增加 3 倍,陶瓷层孔边周向应力增大 45.7%。

表 3 1150 °C 下 TC 层内部径向应力及孔边周向应力的最大值

Table 3 Radial stress inside TC layer and maximum value of the circumferential stress near the hole under 1150 °C

$H_{\text{tc}}/\mu\text{m}$	TC 内部径向应力 σ_r/MPa	TC 孔边周向应力最大值 $\sigma_{\theta,\text{max}}/\text{MPa}$
100	24.90	27.34
200	24.61	32.83
250	24.46	35.26
300	24.31	37.15
400	24.03	39.83

2.2 边界条件对孔边应力的影响

如前所述,带涂层气冷叶片冷却孔边热应力分布类似于含中心孔的圆盘结构。孔边热应力分析子模型边界条件可设置为耦合子模型边界处节点的径向位移。以文中第 1.1 节中带孔圆盘模型作为分析对象,假设模型中氧化层厚度为 $1 \mu\text{m}$,改变模型的外圆周半径 R ,分别等于 $30H_{\text{tc}}$ 、 $10H_{\text{tc}}$ 、 $6H_{\text{tc}}$ 、 $5H_{\text{tc}}$ 、 $4H_{\text{tc}}$,此时中心孔半径为 $2H_{\text{tc}}$,边界条件设置为耦合外圆周面节点径向位移。以文中第 1.3 节中半径为 12.5 mm ,即 50 倍陶瓷层厚度,外圆周面自由的工况为参考值。其他工况计算结果与此参考值的差异定义为

$$\delta = (X - X_{\text{ref}}) / X_{\text{ref}} \quad (1)$$

式中 X 指计算所得结果,下标 ref 表示参考值。

界面法向正应力和界面切应力如图 10 所示,计算结果及与参考值的差异见表 4。

径向位移耦合节点与孔边节点的径向距离越

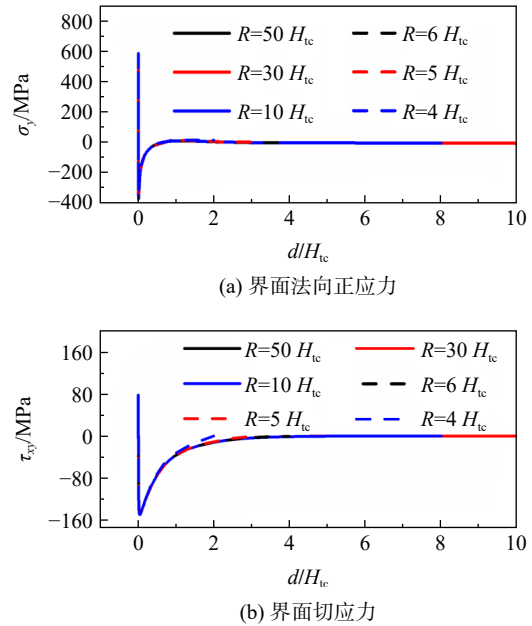


图 10 $t=20 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 时不同边界条件时 TC 界面法向正应力及切应力分布

Fig. 10 Distributions of the normal and shear stress at the TC interface for different boundary conditions while $t=20 \text{ }^{\circ}\text{C}$

小,计算结果与参考值的差异越大。径向距离为 $2H_{\text{tc}}$ 时界面法向正应力最大值差异达到 3.41%,切应力最大值差异达到 1.46%。周向正应力差异均小于 1%。可见在叶片中选取以孔中心为轴的圆盘模型作为子模型分析孔边局部应力是可行的,结合第 2.1 节的结论,子模型径向尺寸应大于 $4H_{\text{tc}}$ 与冷却孔半径之和。航空发动机中气冷涡轮叶片的孔间距约为 3 mm ,为本算例中陶瓷层厚度 ($250 \mu\text{m}$) 的 12 倍。本文后续计算中模型半径取 $12H_{\text{tc}}$,耦合外圆周面径向位移,分析氧化层厚度、孔径和温度分布对孔边局部应力的影响。

2.3 氧化层厚度对孔边应力的影响

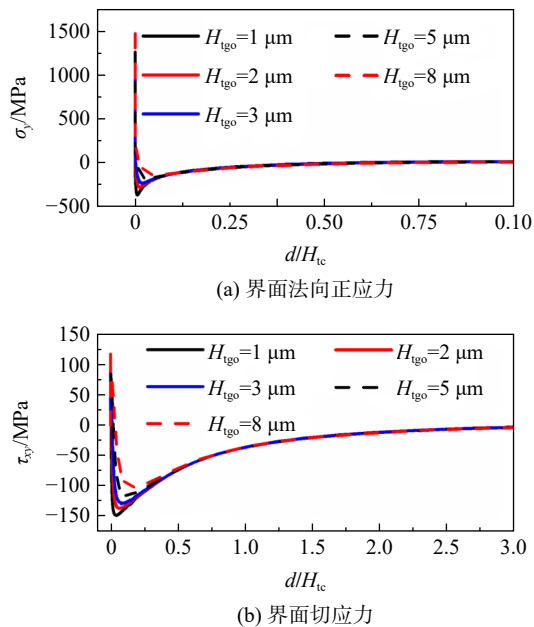
随着高温服役时间的增加,氧化层厚度逐渐增大,常用的氧化层厚度模型假设氧化层厚度与 $\sqrt{T}$ 成正比,其中 T 为高温服役时间^[20]。但总体而言,热障涂层中氧化层的厚度远薄于陶瓷层和黏结层。长时服役后涂层失效对应的氧化层临界厚度约为 $6 \sim 10 \mu\text{m}$ ^[21-22]。

假设结构中陶瓷层厚度为 $250 \mu\text{m}$,其他参数不变,分别计算氧化层厚度 H_{tgo} 为 1、2、3、5、8 μm 时,涂层-基体系统 1150 °C 服役状态下和冷却到室温时的应力。不同氧化层厚度对应的界面应力如图 11 所示,1150 °C 下的径向应力和周向应力见表 5。

表 4 模型外径不同时应力计算结果及差异对比

Table 4 Comparison of stress calculation results and differences of different model outer diameters

模型 外半径 R	$t=20\text{ }^{\circ}\text{C}$					$t=1\ 150\text{ }^{\circ}\text{C}$	
	TC 界面法向 正应力最大值 $\sigma_{y,\max}/\text{MPa}$	法向正应力 差异 $\delta_{\sigma,n}/\%$	TC 界面 切应力最大值 $\tau_{xy,\max}/\text{MPa}$	切应力 差异 $\delta_{\tau}/\%$	外圆周面 节点径向位移 $s_{x,o}/\text{mm}$	TC 层孔边周向 应力最大值 $\sigma_{z,\max}/\text{MPa}$	周向正应力 差异 $\delta_{\sigma,c}/\%$
$50H_{\text{tc}}$ (参考值)	568.90		77.65		-147.86	35.26	
$30H_{\text{tc}}$	568.99	0.02	77.66	0.01	-88.62	35.26	0
$10H_{\text{tc}}$	568.95	0.01	77.65	0	-29.54	35.26	0
$6H_{\text{tc}}$	570.75	0.33	77.80	0.19	-17.72	35.38	0.34
$5H_{\text{tc}}$	573.31	0.78	77.98	0.42	-14.77	35.48	0.62
$4H_{\text{tc}}$	588.31	3.41	78.78	1.46	-11.81	35.33	0.20

图 11 $t=20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时不同 TGO 厚度时 TC 界面法向正应力及切应力Fig. 11 Distributions of the normal stress and shear stress at the TC interface for different thicknesses of TGO layer while $t=20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 表 5 $t=1\ 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时, 不同 TGO 厚度下 TC 层内部径向应力及孔边周向应力最大值Table 5 Radial stress inside TC layer and the maximum value of the circumferential stress in the TC layer near the hole while $t=1\ 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ for different thicknesses of TGO layer

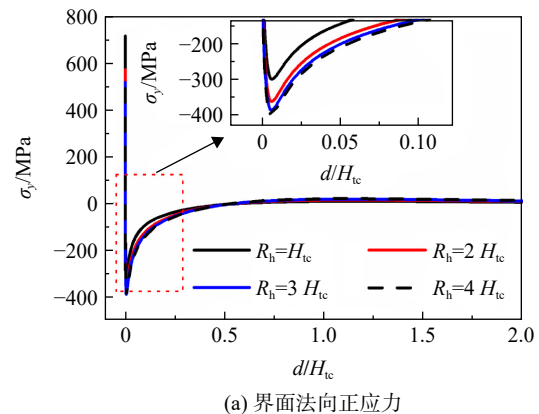
$H_{\text{tgo}}/\mu\text{m}$	TC 内部径向应力 σ_r/MPa	TC 孔边周向应力 最大值 σ_z/MPa
1	24.55	35.26
2	24.48	35.39
3	24.42	35.53
5	24.28	35.79
8	24.09	36.17

计算结果表明,随着氧化层增厚,冷却到室温时,靠近孔边的界面法向正应力和界面切应力最大值均增大;高温下陶瓷层孔边周向应力也略有增大。当氧化层由 $1\ \mu\text{m}$ 增加到 $8\ \mu\text{m}$ 时,室温下界面法向应力最大值增大 158%,界面切应力靠近孔边的峰值增大 61%;高温下孔边周向应力最大值增大 2.5%。这说明氧化层厚度的增加对涂层热循环耐久性有不利的影 响,预氧化时间长、高温服役时间长的试样或叶片热循环寿命更短。

2.4 孔径对孔边应力的影响

涡轮叶片上的冷却孔孔径不同,为研究孔径对孔边应力的影响,保持其他结构参数不变,模型中孔半径 R_h 分别取 0.25 mm (H_{tc})、 0.5 mm ($2H_{\text{tc}}$)、 0.75 mm ($3H_{\text{tc}}$)、 1 mm ($4H_{\text{tc}}$) 时的计算结果如图 12 所示和表 6 所列。

孔径对孔边周向应力的影响较大。随着孔径增大 3 倍,室温下孔边界面法向正应力减小 31.5%,界面切应力靠近孔边的峰值略有减小,约减小 12.4%,而切应力转向后的峰值增加 10.5%;高温下陶瓷层孔边周向应力减小了 29.2%。对比文中第 2.3 节和第 2.4 节计算结果可以看出,氧化层厚



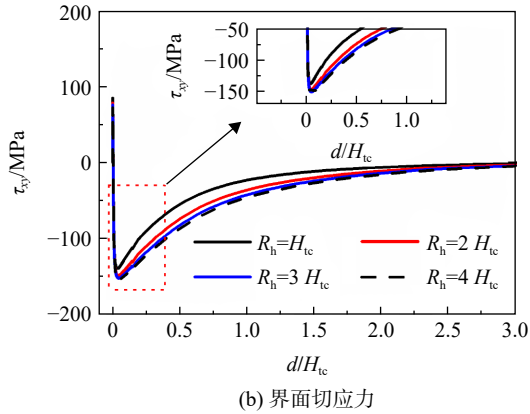


图 12 $t=20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时不同孔径时 TC 界面法向正应力和切应力分布

Fig. 12 Distributions of the normal and shear stress at the TC interface for different hole diameters while $t=20\text{ }^{\circ}\text{C}$

表 6 不同孔径时 1 150 °C 下陶瓷层内部径向应力及孔边周向应力最大值

Table 6 Radial stress inside the TC layer and the maximum value of the circumferential stress in TC layer near the hole under 1 150 °C against the diameter of the hole

R_h/H_{tc}	TC 内部径向应力 σ_r/MPa	TC 孔边周向应力 最大值 $\sigma_{\theta,\text{max}}/\text{MPa}$
1	24.49	41.88
2	24.55	35.26
3	24.53	31.74
4	24.43	29.66

度的变化对于界面应力影响更大,而结构孔径的变化对周向应力影响更大。

2.5 温度非均匀分布对孔边应力的影响

实际服役状态中,温度沿涂层厚度方向存在温度梯度。而气冷叶片冷却孔边温度低,温度沿孔径向也存在温度梯度。不考虑沿涂层厚度方向的温度梯度,假设温度沿圆盘径向非均匀分布,采用孔径为 1 mm,陶瓷层厚度为 250 μm,氧化层厚度为 1 μm 的模型分析不同径向温度梯度对高温下孔边应力的影响。分析变量包括温度分布形式、孔边温度 t_h 及模型中最高温度与最低温度的差值 Δt 。假设孔边温度最低,沿径向按一定规律逐渐升高,径向距离与陶瓷层厚度的比值等于 2 时温度达到最大,之后不再随着径向距离的增加而增加。以孔边温度为 1 000 °C,外圆周面温度比孔边温度高 150 °C 为例,在图 13 中绘制了 3 种温度分布形式的示意曲线,分别为线性型、抛物线型 I 及抛物线型 II。不同温度分布形式的表达式如图 13 所示,其中参数 k 为描述分布特征的参

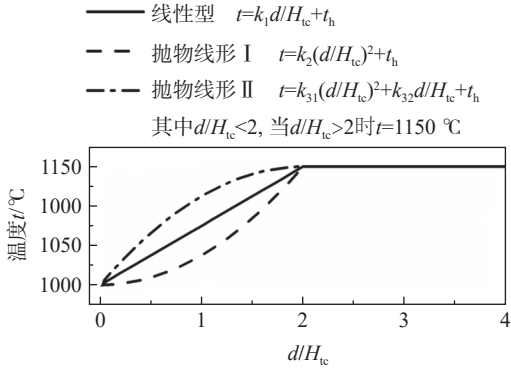


图 13 温度沿径向分布示意图

Fig. 13 Illustration of the distribution of temperature along the radial direction

数,可以根据温度分布特征求解得到。

首先考虑线性分布下温差和孔边温度对孔边应力的影响。孔边温度 t_h 定为 1 000 °C,温差 Δt 分别为 50、100、150、200 °C 时的陶瓷层界面应力计算结果如图 14 所示。孔边温度为 1 000 °C,即与无热应力温度相同。界面上靠近孔边位置的切应力较小,沿径向切应力逐渐增大,径向距离与陶瓷层厚度比值约为 1 时达到最大值,之后降至 0 MPa。界面法向应力沿径向逐渐减小,并由

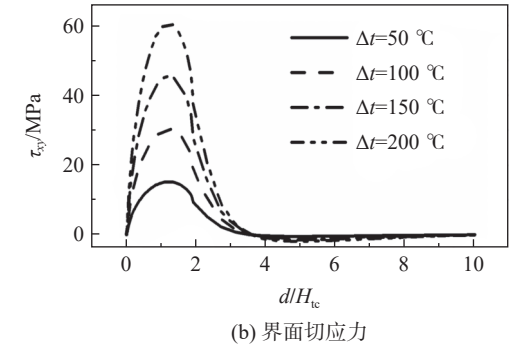
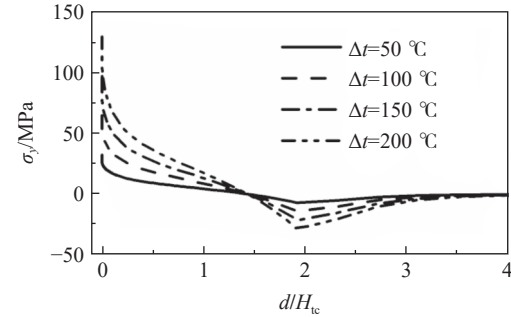


图 14 $t_h=1\text{ }000\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,沿径向温度差不同时,TC 界面法向正应力及切应力分布

Fig. 14 Distributions of the normal and shear stress at the TC interface for different temperature differences along the radial direction while $t_h=1\text{ }000\text{ }^{\circ}\text{C}$

靠近孔边处的拉应力, 转换为压应力, 直至再减小到 0 MPa。温差越大, 界面法向应力和界面切应力的绝对值相对越大。

接下来分析孔边温度对孔边应力的影响。温差定为 200 °C, 孔边温度分别为低于无热应力温度 200 °C (800 °C), 100 °C (900 °C), 等于无热应力温度 (1 000 °C) 和高于无热应力温度 100 °C (1 100 °C)。孔边温度为 800、900、1 000、1 100 °C 时的陶瓷层界面应力计算结果如图 15 所示。

当孔边温度低于或等于无热应力温度时, 孔边处的界面法向正应力最大, 沿径向迅速减小, 孔边温度低于无热应力温度的情况下在距孔边 5 μm 左右法向应力略有增大, 随即下降到 0 MPa。而孔边温度高于无热应力温度时, 孔边界面法向正应力不是最大值, 法向应力沿径向增大, 达到最大值后逐渐下降至 0 MPa。温度非均匀分布时界面切应力的方向变化更复杂, 切应力绝对值最大的点与孔边距离增大, 孔边温度更高的情况下, 涂层内部温度也更高, 界面切应力最大值更大。

考查不同温度分布规律对孔边局部应力的影响时, 温差定为 150 °C, 孔边温度分别选取低于无热应力温度 100 °C (即 900 °C) 和高于无热应力温度 100 °C (即 1 100 °C), 陶瓷层界面应力计算结果如图 16 所示。由温度分布示意图可知, 3 种分布形式的主要区别是温度沿径向的梯度不同, 靠近孔边处的温度梯度按抛物线型 I 分布时最小, 按抛物线型 II 分布时最大。界面法向正应力在孔边处更大, 温度沿径向按抛物线型 II 分布时孔边处温度梯度与内部相比更大, 界面法向正应力的最大值更大。而界面切应力的最大值点距离温度达到最大值的点较近, 此处温度按抛物线型 I 分布

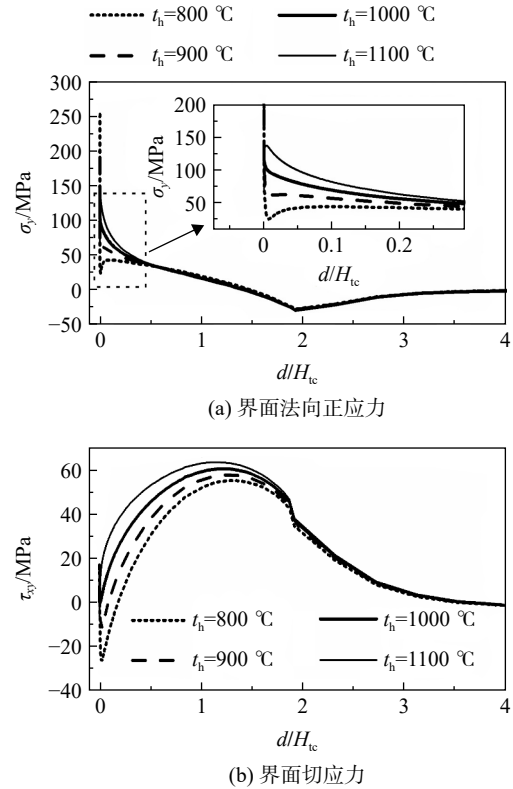


图 15 孔边温度不同, 沿径向温度差为 200 °C 时, TC 界面法向正应力及切应力分布

Fig. 15 Distributions of the normal and shear stress at the TC interface for different temperatures near the hole while the temperature difference of 200 °C along the radial direction

时温度梯度最大, 切应力的最大值也更大。

温度沿径向分布非均温的情况下, 孔边周向应力与均温时略有不同, 计算结果如图 17 所示。孔边周向应力的最大值出现在陶瓷层靠近氧化层的界面附近, 而非陶瓷层上表面。孔边处温度沿径向的梯度越大, 孔边周向应力越大。

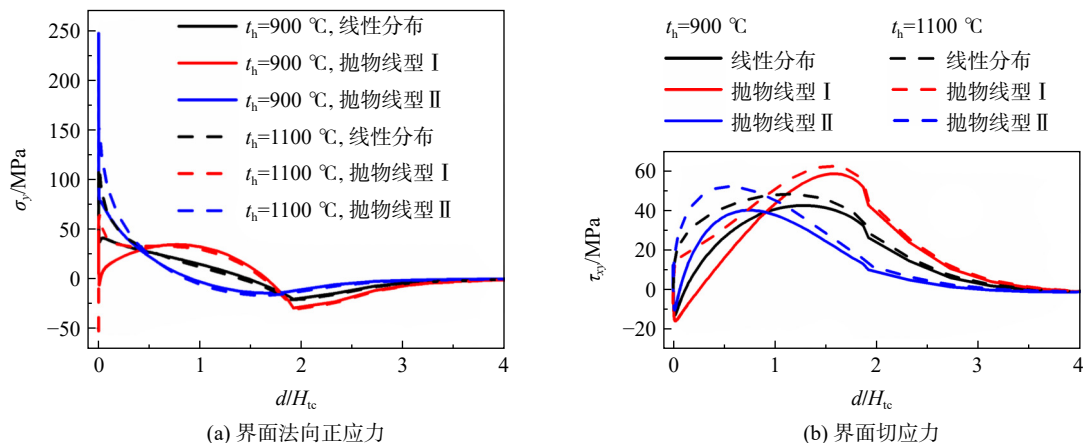
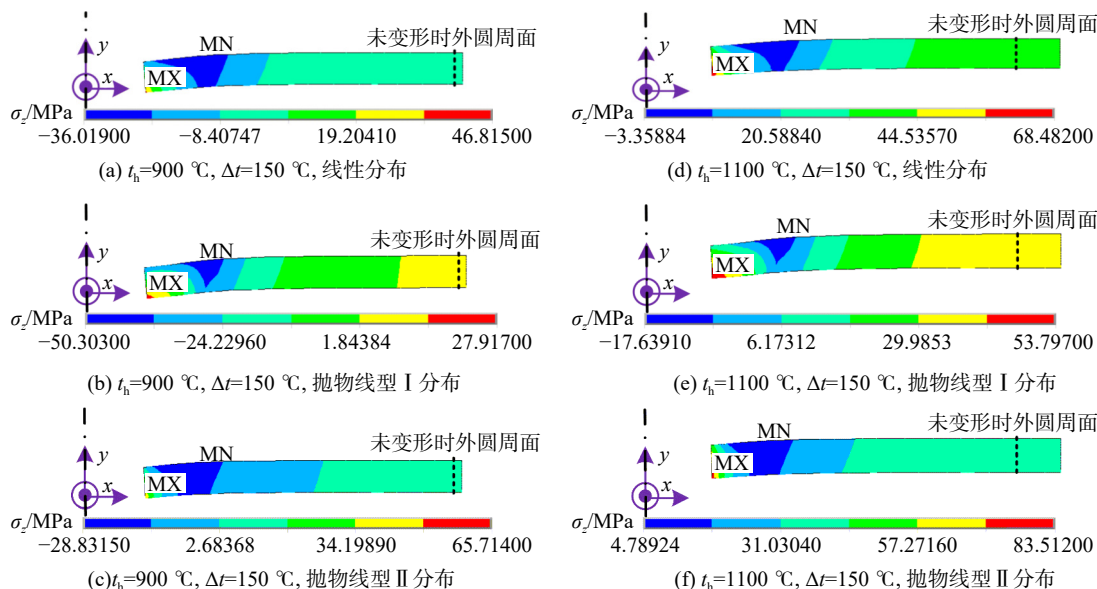


图 16 沿径向温度差为 150 °C, 温度沿径向分布趋势不同时, TC 界面法向正应力及切应力分布 ($t_h=900, 1100$ °C)

Fig. 16 Distributions of the normal and shear stress at the TC interface while the temperature difference of 150 °C along the radial direction for different temperature distributions along the radial direction ($t_h=900, 1100$ °C)

图 17 不同温度分布形式下 TC 层中周向应力 σ_z 分布Fig. 17 Distributions of the circumferential stress σ_z in TC layer for different temperature distribution forms

3 结 论

本文基于有限元法,首先以有中心孔带涂层圆盘状试件作为研究对象,对有孔的带涂层结构应力进行了计算分析。在此基础上验证了采取子模型方法计算带涂层涡轮叶片孔边应力的可行性,提出了子模型方法中确定子模型结构尺寸的方法,为分析评价气冷涡轮叶片热障涂层结构局部应力提供了依据。分析陶瓷层厚度、氧化层厚度、孔径、温度非均匀分布对带涂层孔边局部应力的影响,得到如下结论:

1) 涂层-基体系统在冷却孔的自由边附近热失配状态下有较大应力集中,涂层界面靠近自由边处界面法向正应力和切应力较大,可能引起涂层界面开裂或剪切失效,高温下陶瓷层孔边周向正应力较大,是导致孔边周向开裂的原因。

2) 陶瓷层厚度的改变会改变涂层界面应力,当涂层中存在氧化层时,陶瓷层厚度的增大降低了冷却后的界面法向正应力和靠近孔边的切应力。以到孔边的距离与陶瓷层厚度的比值这一无量纲参数作为描述孔边界面应力分布的位置参数时,不同陶瓷层厚度对应的应力分布具有一定相似性。当到孔边的距离与陶瓷层厚度比值大于 4 时,界面法向正应力与界面切应力均接近 0 MPa。在此基础上改变孔边子模型的径向尺寸,验证了子模型径向尺寸的最小值应大于 4 倍陶瓷层厚度与冷却孔半径之和。

3) 随着氧化层增厚,冷却到室温时,靠近孔

边的界面法向正应力和界面切应力最大值均增大,高温下陶瓷层孔边周向应力也略有增大。而孔径的改变对界面应力影响较小,但随着孔径增大高温下孔边陶瓷层周向应力减小更明显。

4) 温度沿径向非均匀分布改变了孔边局部应力分布的特点,也显著提高了涂层在高温下的孔边周向正应力和冷却后的界面法向正应力以及界面切应力。

参考文献:

- [1] 邢宇明, 谢刚, 周志宇, 等. 旋转条件下动叶前缘气膜孔排布局数值研究[EB/OL]. [2022-04-19]. <https://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2297.v.20220328.1247.002.html>.
- [2] MENSCH A, THOLE K A, CRAVEN B A. Conjugate heat transfer measurements and predictions of a blade end wall with a thermal barrier coating[J]. *Journal of Turbomachinery*, 2014, 136(12): 1-11.
- [3] HARDWICKE C U, LAU Y C. Advances in thermal spray coatings for gas turbines and energy generation: a review[J]. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2013, 22(5): 564-576.
- [4] 张子凡, 韩彦冬, 王伟哲, 等. CMAS 渗透下热障涂层界面失效分析[J]. *航空动力学报*, 2021, 36(8): 1702-1711.
ZHANG Zifan, HAN Yandong, WANG Weizhe, et al. Interface failure analysis of thermal barrier coatings under CMAS penetration[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2021, 36(8): 1702-1711. (in Chinese)
- [5] 刘志远, 肖杰, 杨丽, 等. 涡轮叶片热障涂层隔热性能和应力数值模拟[J]. *湘潭大学学报(自然科学版)*, 2020, 42(3): 107-115.
LIU Zhiyuan, XIAO Jie, YANG Li, et al. Numerical simulation of thermal insulation performance and stress of thermal barrier coatings on turbine blades[J]. *Journal of Xiangtan University (Natural Science Edition)*, 2020, 42(3): 107-115. (in Chinese)

- [6] 王力, 王海斗, 底月兰, 等. 热障涂层应力产生机制及分布特征[J]. *材料导报*, 2021, 35(17): 17143-17149.
WANG Li, WANG Haidou, DI Yuelan, et al. Stress generation mechanism and distribution characteristics in thermal barrier coatings[J]. *Materials Reports*, 2021, 35(17): 17143-17149. (in Chinese)
- [7] SUHIR E. An approximate analysis of stresses in multilayered elastic thin films[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1988, 55(1): 143-148.
- [8] SUHIR E. Predicted thermally induced stresses in, and the bow of, a circular substrate/thin-film structure[J]. *Journal of Applied Physics*, 2000, 88(5): 2363-2370.
- [9] JIANG Jishen, MA Xianfeng, WANG Biao. Stress analysis of the thermal barrier coating system near a cooling hole considering the free-edge effect[J]. *Ceramics International*, 2020, 46(1): 331-342.
- [10] MENG Zewei, LIU Yongbao, LI Yujie, et al. An analytical model for predicting residual stress in TBC-film cooling system considering non-uniform temperature field[J]. *Journal of Applied Physics*, 2021, 129(13): 1-13.
- [11] JIANG Jishen, WU Di, WANG Weizhe, et al. Fracture behavior of TBCs with cooling hole structure under cyclic thermal loadings[J]. *Ceramics International*, 2020, 46(3): 3644-3654.
- [12] ROSLER J, BAKER M, AUFZUG K. A parametric study of the stress state of thermal barrier coatings: Part I creep relaxation[J]. *Acta Materialia*, 2004, 52(16): 4809-4817.
- [13] 王铁军, 范学领. 热障涂层强度理论与检测技术[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2016.
- [14] 杨晓光, 耿瑞, 熊昌炳. 一种简便的隔热涂层残余应力分析方法及结果讨论[J]. *航空动力学报*, 1997, 12(3): 239-242.
YANG Xiaoguang, GENG Rui, XIONG Changbing. A simple method for calculation of residual stress in thermal barrier coating[J]. *Journal of Aerospace Power*, 1997, 12(3): 239-242. (in Chinese)
- [15] ALI M Y, CHEN X, NEWAZ G M. Oxide layer development under thermal cycling and its role on damage evolution and spallation in TBC system[J]. *Journal of Materials Science*, 2001, 36(18): 4535-4542.
- [16] HSUEH C H, LUTTRELL C R, LEE S, et al. Interfacial peeling moments and shear forces at free edges of multilayers subjected to thermal stresses[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 2006, 89(5): 1632-1638.
- [17] 董会. 等离子喷涂热障涂层的服役性能[M]. 北京: 中国石化出版社, 2018.
- [18] WEE S, DO J, KIM K, et al. Review on mechanical thermal properties of superalloys and thermal barrier coating used in gas turbines[J]. *Applied Sciences-Basel*, 2020, 10(16): 1-24.
- [19] LU Z, MYOUNG S W, KIM E H, et al. Microstructure evolution and thermal durability with coating thickness in APS thermal barrier coatings[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2014, 1: 35-43.
- [20] NAYEBPASHAEI N, SEYEDEIN S H, ABOUTALEBI M R, et al. Finite element simulation of residual stress and failure mechanism in plasma sprayed thermal barrier coatings using actual microstructure as the representative volume[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2016, 291: 103-114.
- [21] RABIEI A, EVANS A G. Failure mechanisms associated with the thermally grown oxide in plasma-sprayed thermal barrier coatings[J]. *Acta Materialia*, 2000, 48(15): 3963-3976.
- [22] GUPTA M, SKOGSBERG K, NYLEN P. Influence of topcoat-bondcoat interface roughness on stresses and lifetime in thermal barrier coatings[J]. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2014, 23(1/2): 170-181.

(编辑: 王碧琚)