



CSTAM 2010-0031

超燃冲压发动机燃烧室隔热涂层开裂问题

吴臣武，黄晨光

中国科学院高超声速科技中心

中国科学院力学研究所

第三届高超声速科技学术会议

2010年10月26-28日 江苏·无锡

超燃冲压发动机燃烧室隔热涂层开裂问题

吴臣武^{1,2}, 黄晨光^{1,3}

(1 中国科学院高超声速科技中心, 北京海淀区 100190)

(2 中国科学院力学研究所 先进制造工艺力学重点实验室, 北京海淀区 100190)

(3 中国科学院力学研究所 水动力与海洋工程重点实验室, 北京海淀区 100190)

摘要 针对超燃冲压发动机燃烧室隔热涂层结构的可靠性问题, 建立了陶瓷面层-粘接层-基体薄/厚板体系的多层连续介质模型。基于结构稳态传热状态计算了隔热涂层体系的变形场和应力场, 计算了涂层中典型裂纹扩展的能量释放率, 并分析了结构几何参数变化对陶瓷面层-粘接层界面应力的影响规律。

关键词 隔热涂层, 裂纹, 界面应力, 几何参数

引言

当前, 作为高超声速飞行器心脏的超燃冲压发动机, 其燃烧室工作温度已达到甚至超过2500K。如此高的温度环境, 通常采用主动冷却措施对主体结构进行降温, 同时利用热障涂层对燃烧室内壁面进行热防护。结合了主动冷

却和热障涂层的双重热防护设计思想[1,2,3], 已被试验证实可以很大程度上降低主体结构热破坏的风险。如图1所示, 这种热防护体系通过在燃烧室壁板内侧加工冷却槽道、并在壁板与高温燃气相接触的内表面喷涂热障涂层, 冷却介质流经槽道时吸收热量、降低结构温度。

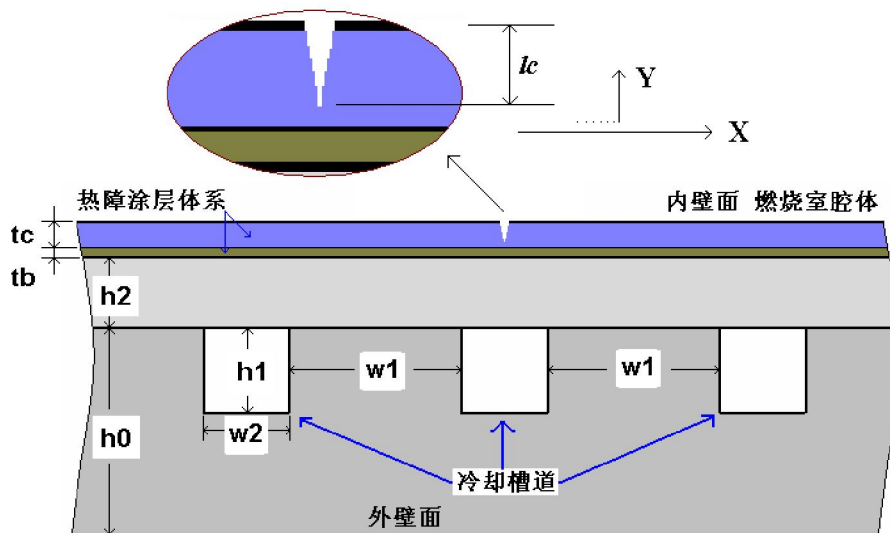


图1 主动冷却槽道和热障涂层体系结构示意图

为了达到预期的冷却效果, 往往要求冷却槽道距燃烧室内壁面的距离(即冷却槽内侧壁厚 h_2)足够小。但是, 当内侧壁厚很小时, 在实际使用条件下会产生沿厚度方向较高的温度梯度, 这会加剧热障涂层界面处的应力集中。同时, 冷却通道槽/肋相间的结构形式, 在热载

荷作用下会产生非均匀的复杂离面位移, 使得热障涂层界面的应力环境更加严酷, 给涂层及界面的强度可靠性提出较高要求。

目前壁板表面制备热障涂层大多采用等离子喷涂方法, 这种制备方法获得的陶瓷面层在面内呈现不连续的片状态特征, 同时涂层内部

及界面含有大量的微裂纹和孔洞[3,4]。一方面这些微裂纹和孔洞有利于降低材料导热系数,提高涂层隔热性能;但是,另一方面,这些初始缺陷会诱导结构损伤和宏观裂纹的演化与扩展,一旦裂纹汇聚、贯通,涂层就会剥落。并且,大量的研究表明,陶瓷面层与粘接层界面应力集中导致的界面分层断裂是热障涂层失效的重要原因[5]。

本文首先针对等离子喷涂隔热涂层-薄壁板体系,建立了陶瓷面层-粘接层-基体薄板的多层连续介质模型,分析了涂层-薄板结构的温度场、变形场和应力场,结果表明非均匀的热膨胀将导致陶瓷面层-粘接层界面出现显著的界面应力集中;然后分析了典型裂纹的扩展、演化行为,结果表明陶瓷面层的裂纹失稳扩展将可能导致陶瓷面层因大范围界面开裂而屈曲、剥落;最后给出了涂层热-物性参数和结构几何参数变化对热-结构响应的影响规律,可望为隔热涂层设计及性能表征提供理论参考。

1 理论与数值计算模型

1.1 理论模型

如图 1 所示的主动冷却壁板结构中,基体厚板厚度为 h_0 ,薄板厚度为 h_2 ,冷却槽道高度为 h_1 ,冷却槽肋宽度为 w_1 ,冷却槽宽度为 w_2 ;热障涂层体系中的粘接层厚度为 t_b ,陶瓷面层厚度为 t_c 。针对该结构的稳态传热及变形、应力和裂纹尖端行为等问题,本文基于连续介质假设建立了相应的二维模型,暂时忽略垂直于图 1 所示截面方向上的温度梯度和材料质点位移梯度。

结构稳态传热控制方程为:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = 0 \quad (1)$$

陶瓷面层与燃气流换热边界条件为:

$$\left(h_{gas} T + k \frac{\partial T}{\partial n} \right) \Big|_{\Gamma_{\Omega}} = h_{gas} T_{AD} \quad (2)$$

冷却槽壁面与冷却介质换热边界条件为:

$$k \frac{\partial T}{\partial y} = h_{cool} (T_c - T) \quad (3)$$

结构初始温度条件为:

$$T = T_e \quad (4)$$

其中, T 表示结构温度, k 表示热传导系数, h_{gas} 表示燃气流与陶瓷面层换热系数, h_{cool} 表示冷却介质与冷却槽壁面换热系数, T_{AD} 表示燃气流绝热壁温, T_c 表示冷却介质温度, T_e 表示环境温度。

由于研究对象所受热载荷的上升时间仍然在秒量级,材料质点的惯性效应对结构变形和应力的影响可暂时忽略。因此可建立结构运动微分控制方程(平衡方程)为:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \quad (5)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = 0 \quad (6)$$

相应的几何方程为

$$[\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}]^T = \left[\frac{\partial u}{\partial x}, \frac{\partial v}{\partial y}, \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right]^T \quad (7)$$

对于陶瓷面层暂时忽略其塑性变形,应用热弹性材料模型的物理方程

$$[\varepsilon_x - \varepsilon_{x0}, \varepsilon_y - \varepsilon_{y0}, \gamma_{xy}]^T = \left[\frac{\sigma_x - \mu(\sigma_y + \sigma_z)}{E}, \frac{\sigma_y - \mu(\sigma_x + \sigma_z)}{E}, \frac{2(1+\mu)\tau_{xy}}{E} \right]^T \quad (8)$$

其中, $[\varepsilon_{x0}, \varepsilon_{y0}]^T = [\alpha \Delta T, \alpha \Delta T]^T$ 反应的是材料热膨胀效应, α 为材料线膨胀系数, E 为弹性模量, $\mu = \frac{E\nu}{2(1+\nu)}$, ν 是泊松比。此外,

根据平面应变问题假设有 $\sigma_z = \mu(\sigma_x + \sigma_y)$ 。

对于考虑塑性的材料,应用热弹塑性模型的增量物理方程[6]

$$[\dot{\varepsilon}_x - \alpha \dot{T}, \dot{\varepsilon}_y - \alpha \dot{T}, \dot{\gamma}_{xy}]^T = \left[\frac{1}{E} \dot{\sigma}_x + \lambda \left(\sigma_x - \frac{\bar{\sigma}}{3} \right), \frac{1}{E} \dot{\sigma}_y + \lambda \left(\sigma_y - \frac{\bar{\sigma}}{3} \right), \frac{1+\nu}{E} \dot{\tau}_{xy} + \lambda \tau_{xy} \right]^T \quad (9)$$

其中,变量上方加一点表示该变量的增量, $\bar{\sigma} = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ 表示第一应力不变量, λ 为一乘子,视偏应力分量的状态,取 0 或者为偏应力和偏应变率乘积的函数。

1.2 数值模型

对于以上控制方程描述的问题,其解析解极难获得。因此,本文的研究主要基于商业程序平台 ANSYS/ Multi-physics,以有限单元法求解结构温度场和变形、应力场。有限元离散

模型局部如图 2(a)所示, 其中坐标原点位于冷却槽中心的陶瓷面层-粘接层界面上, 坐标轴 X 沿陶瓷面层-粘接层界面方向, 坐标轴 Y 垂直于该界面、指向陶瓷面层一侧。结构总计离散成约 6,500 个单元, 采用 thermal plane55 和 structural plane182 分别计算传热行为和结构响应, 计算裂纹体响应时在模型裂尖上以 1/2 奇异元细化网格以提高计算精度, 如图 2(b)所示。在计算结构变形和应力时, 在陶瓷面层表面和冷却槽壁面分别施加均匀压力边界条件, 以考虑燃气流压力和冷却介质压力的影响。

在温度、变形和应力求解中, 各层材料之间的界面施加相应的热-结构连续条件。其中, 传热连续条件包括界面上重合材料点的温度、热流满足连续性。在变形和应力求解需满足的结构连续条件包括界面上重合材料点的位移、界面法向应力和切向应力满足连续性等。

对于弹塑性材料体系界面附近的裂纹扩展问题, 结构弹性变形能的释放, 一部分源于界面分离所消耗的能量, 另一部分则源于材料塑

性变形所消耗的能量, 因此可基于虚拟裂纹扩展法, 给出裂纹尖端能量释放率计算公式[7]:

$$\overline{G_{CI}} = \frac{(W_{eb} - W_{ea}) - (W_{pa} - W_{pb})}{t\Delta a} \quad (10)$$

上式中, $(W_{eb} - W_{ea})$ 表示裂纹扩展前后结构的弹性变性能减少量, $(W_{pa} - W_{pb})$ 表示裂纹扩展前后结构的塑性功增加量。 $t\Delta a$ 即表示裂纹扩展所增加的裂纹面面积, 其中 t 为试样厚度, 做平面问题处理则取单位厚度, Δa 为裂纹虚拟扩展长度。

本文采取释放节点的方法模拟裂纹扩展, 裂纹虚拟扩展长度相当于网格尺度, 因此该方法获得的能量释放率是较大范围内的平均值。如图 2(b)所示, 表示裂纹长度达到面层厚度的 1/2, 计算中释放了涂层半厚度以上的节点。

表 1 中列出了本文采用的材料热-力学性能参数, 其中 T 表示陶瓷面层, B 表示粘接层, S 表示壁板基体材料。

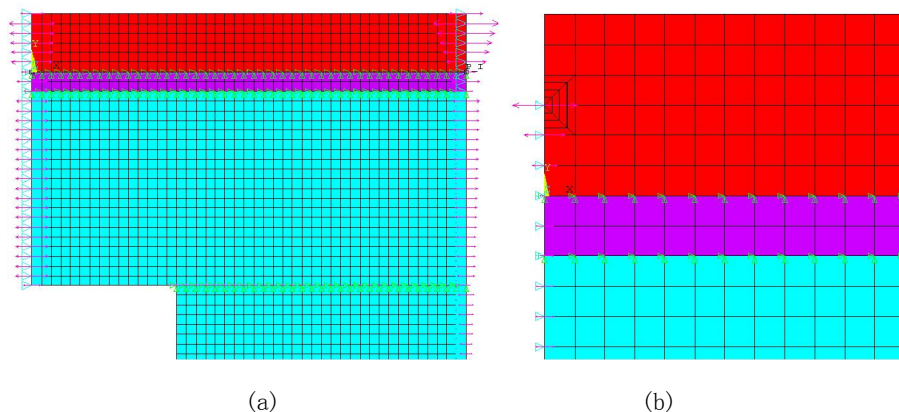


图 2 完整隔热涂层及裂纹体有限元离散模型局部图示

表 1 材料热-力学性能[4]

	20℃			600℃			1200℃		
	T	B	S	T	B	S	T	B	S
k (W/mK)	1~2	11.8	10.1	1~2	20.1	18.4	1~2	27.5	23.5
α (10 ⁻⁶ /K)	10	12.2	11.25	10	13.2	13.68	10	15.2	15.97
E (GPa)	25~35	200	208	25~35	179	187	25~35	124	148
ν	0.33	0.23	0.3	0.33	0.23	0.3	0.33	0.23	0.3
σ_s (MPa)	--	615	615	--	475	475	--	250	250

2 计算结果

作为示例, 不含裂纹的完整热障涂层结构的离面位移分布如图 3 所示。可见从冷却槽往

肋过渡的方向上, 由于基体约束逐渐增强, 涂层离面位移逐渐降低。考虑陶瓷面层垂直裂纹的结构位移分布模式与完整体系定性相符, 但位移的具体数值有所变化。

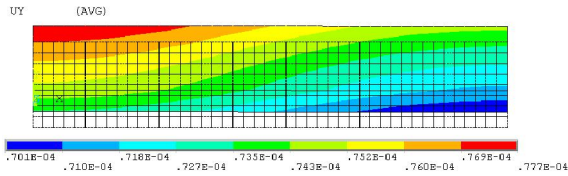


图3 隔热涂层离面位移 (Y向) 分布云图

完整涂层结构的 Y 方向应力分布如图 4 所示。由于热-力学性能差异, 导致陶瓷面层-粘接层界面出现了较高水平的法向应力。当考虑涂层内裂纹作用时, 应力分布模式也大致相似, 但是裂纹引起的局部应力松弛导致界面应力水平发生了变化。

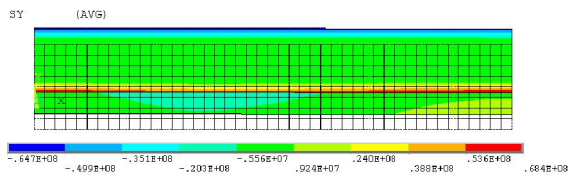


图4 隔热涂层 Y 向应力分量分布云图

通过采用逐渐释放节点的方法, 本文模拟了裂纹长度与面层厚度比值 lc/tc 分别为 0/6 (无裂纹), 1/6, 2/6, 3/6, 4/6, 5/6 和 6/6 (裂纹贯穿陶瓷面层) 的裂纹体变形和应力行为。分析了对应的裂纹尖端能量释放率, 得到裂尖能量释放率随裂纹长度的变化如图 5 所示。从图 5 中可见, 裂尖能量释放率随着裂纹长度的增大而增大, 这意味着如果涂层材料性能均匀、且断裂韧性处处一致, 则一旦裂纹开始扩展, 就很可能是一种失稳扩展状态。

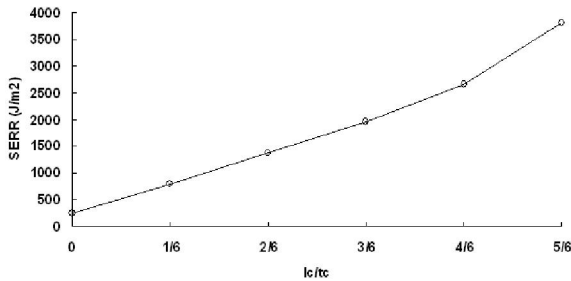


图5 裂尖能量释放率与裂纹长度的关系

并且, 随着裂纹长度的增大, 陶瓷面层-粘接层界面应力也相应升高, 如图 6 和 7 所示 (对应 $rw=w2/w1=0.5, h2=1.0mm$)。这表明当涂层裂纹扩展时, 陶瓷面层-粘接层界面蒙生界面裂纹或者初始界面缺陷演化、汇聚的可能性

将增大。此外, 对比图 6 和图 7 的结果可知, 界面拉应力和剪应力峰值水平在 100Mpa 量级, 然而由于界面拉伸破坏强度往往远小于剪切破坏强度, 因此在这种载荷条件下界面更可能呈现拉伸破坏。

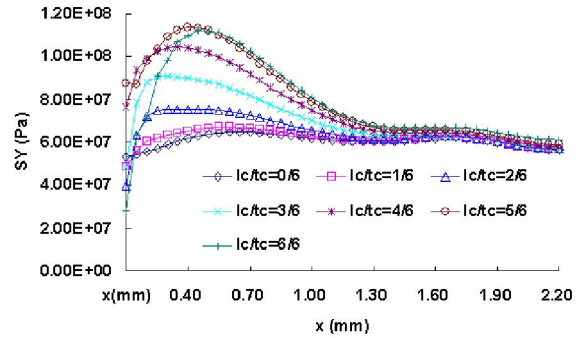


图6 裂纹长度对界面法向应力的影响

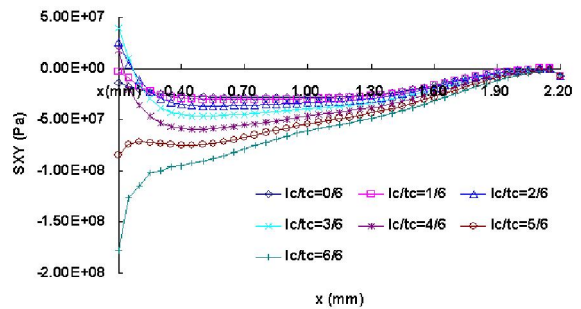


图7 裂纹长度对界面切向应力的影响

为了研究主动冷却结构几何参数对涂层结构响应的影响, 本文研究了陶瓷面层-粘接层界面应力对薄板厚度 $h2$ 和冷却槽/肋宽度比 $rw(=w2/w1)$ 的依赖规律。

图 8 和图 9 分别给出的是薄板厚度对界面法向应力和切向应力的影响, 图 10 和图 11 分别给出的是冷却槽/肋宽度比对界面法向应力和切向应力的影响。

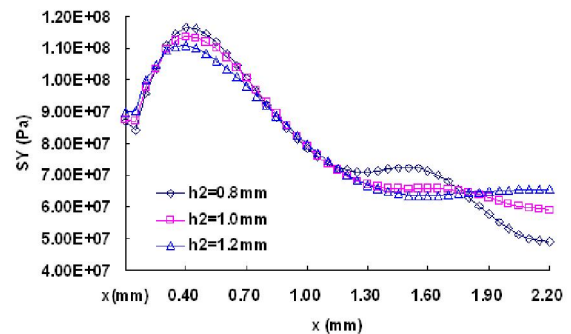


图8 薄板厚度对界面法向应力的影响

图 8 的结果显示,薄板厚度变化对界面法向应力的影响总体上比较小,当薄板厚度从 1.2mm 降低到 0.8mm 时,界面法向应力略有升高,但是在冷却槽肋的中心上方反而有所降低。

但是随着薄板厚度降低,陶瓷面层-粘接层界面切向应力整体有明显的降低,如图 9 所示。

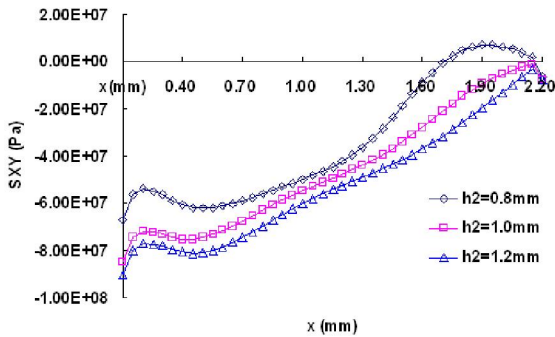


图 9 薄板厚度对界面切向应力的影响

图 10 和图 11 的结果显示,冷却槽/肋宽度比对界面应力的影响并非单调变化的。从图中可以看出,当 $rw=1$ 时,虽然界面切向应力水平相对其它两种情形有所降低,但是界面法向应力在较大范围内明显高于其它情形所对应的界面法向应力水平。

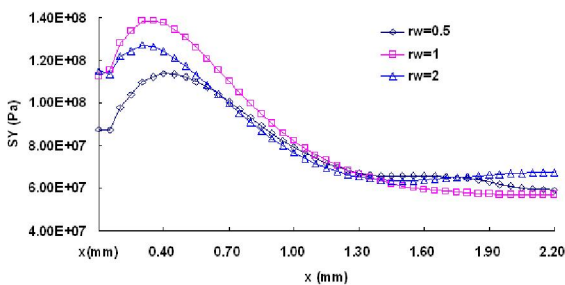


图 10 冷却槽/肋宽度比对界面法向应力的影响

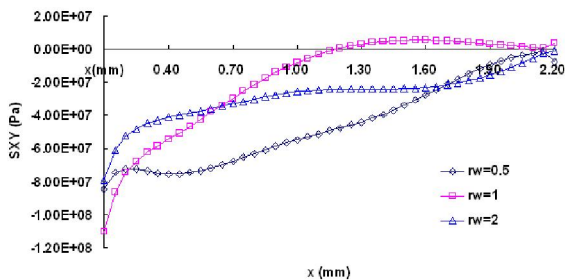


图 11 冷却槽/肋宽度比对界面切向应力的影响

同时,计算结果显示,对应 $h_2=0.8\text{mm}$, 1mm 和 1.2mm 的情形,结构第一主应力分布峰值分别为 387Mpa , 354Mpa 和 332Mpa ,出现在冷却槽肋的半高点附近;结构温度峰值分别约为 1140.5K , 1150K 和 1159.5K ,出现在陶瓷面层表面。对应 $rw=0.5$, 1 和 2 的情形,结构第一主应力分布峰值分别为 349Mpa , 354Mpa 和 360Mpa ,出现在冷却槽肋的半高点附近;结构温度峰值分别为 1210K , 1150K 和 1100K ,出现在陶瓷面层表面。可见,薄板厚度和冷却槽/肋宽度比变化对结构整体热-结构响应峰值的影响并不明显。这表明,如果在一定范围内对这两方面的几何参数进行优选,有可能控制界面应力水平,但是对结构整体强度性能并不会带来明显的影响。

这意味着,如果基于陶瓷面层-粘接层界面强度可靠性的考虑,特别是考虑到陶瓷面层-粘接层界面往往呈现拉伸破坏的事实,尽可能选择合适的几何参数匹配,以降低界面拉应力水平。譬如对于本文研究的结构参数匹配情形而言,冷却槽几何取值应当尽可能远离 $rw=1$,即结构几何设计在 $rw=1$ 附近存在一个优化避让区间。

3 结论与讨论

本文针对超燃冲压发动机燃烧室隔热涂层体系的强度可靠性问题,建立了传热及结构响应的连续介质模型,以有限元法计算分析了涂层裂纹扩展行为以及界面应力对典型几何参数的依赖关系。数值计算结果表明:

- 1) 陶瓷面层-粘接层界面存在较高的界面应力值;涂层裂纹长度增大,界面应力将随之升高;
- 2) 薄板厚度对陶瓷面层-粘接层界面应力影响不明显;对控制界面应力水平而言,冷却槽/肋宽度比在 $rw=1$ 附近可能存在优化避让区间。

以上研究结果可望为燃烧室隔热涂层设计及面向涂层强度可靠性的冷却结构优化设计提供参考。但是需要指出的是,本研究所采用的模型中尚未考虑涂层制备过程中形成的残余应力对结构的影响;并且没有对界面开裂以后的界面裂纹扩展行为进行分析,这些问题应当作为下一步研究的重点。

参考文献

- 1 1 Mercier, R. A., and C. McClinton, Hypersonic Propulsion - Transforming the Future of Flight, AIAA 2003-2732, AIAA/ICAS International Air and Space Symposium, 14-17 July 2003, Dayton, Ohio.
- 2 Joseph M. Hank, James S. Murphy, and Richard C. Mutzman. The X-51A Scramjet Engine Flight Demonstration Program, AIAA 2008-2540, 15th AIAA International Space Planes and Hypersonic Systems and Technologies Conference, 28 April - 1 May 2008, Dayton, Ohio.
- 3 N. VERMAAK, L. VALDEVIT, and A.G. EVANS, Materials Property Profiles for Actively Cooled Panels: An Illustration for Scramjet Applications, METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS A 40 (2009)
- 4 Sung R. Choi, Dongming Zhu and Robert A. Miller. Mechanical Properties of Plasma-Sprayed ZrO₂-8 wt% Y₂O₃ Thermal Barrier Coatings, NASA/TM-2004-213216: 1-18.
- 5 Nitin P. Padture, Maurice Gell, Eric H. Jordan, Thermal Barrier Coatings for Gas-Turbine Engine Applications, Science 296 (2002): 280-284.
- 6 Bruno A Boley, Jerome H Weiner, Theory of Thermal Stresses, USA: John Wiley & Sons, 1960: 525-535.
- 7 Chen-Wu Wu, Kun Zhang, Guang-Nan Chen, On the cyclic bending behavior of a hard coating on a ductile substrate with periodic surface hardened regions, International Journal of Solids and Structures 45 (22-23) (2008) 5661-5674.

ON THE CRACKING OF THE THERMAL BARRIER COATINGS IN THE COMBUSTION CHAMBER OF SCRAM-JET

WU Chenwu^{1,2} HUANG Chenguang^{1,3}

(1 Hypersonic Research Center CAS, Beijing 100190, China)

(2 Key Laboratory of Mechanics in Advanced Manufacturing, Institute of Mechanics, CAS, Beijing 100190, China)

(3 Key Laboratory for Hydrodynamics and Ocean Engineering, Institute of Mechanics, CAS, Beijing 100190, China)

Abstract A multilayer continuum model was established for investigating theoretically the reliability of the thermal barrier coatings used in the scramjet chamber. The deformation and stresses were computed and the strain energy release rate were analyzed for the steady state of heat transfer in structures. The influences of the geometry parameters on the interfacial stresses between the top coat and the bond coat were discussed.

Key words thermal barrier coatings, crack, interfacial stress, geometry