

应力降低因子和陶瓷材料抗热冲击 阻力参数的性质及适用条件*

李卫国¹, 成天宝¹, 张如炳², 方岱宁²

(1. 重庆大学 资源及环境科学学院 工程力学系, 重庆 400030;

2. 北京大学 工学院 湍流与复杂系统国家重点实验室, 北京 100871)

摘要: 将对流条件下薄板的瞬态导热问题的解析解引入自由弹性薄板的热应力场模型中, 给出了相应应力降低因子的具体表达形式. 为了便于比较, 进一步定义了一个新的应力降低因子. 详细讨论了应力降低因子及分别对应于高 Biot 模数和低 Biot 模数的第 1 个和第 2 个抗热冲击阻力参数及与中间量级的 Biot 模数相对应的近似表达式的性质及适用条件. 将传热学与热弹性力学或断裂力学相结合的方法及有限元方法是该文所推荐的抗热震性能计算方法. 研究表明, 采用断裂临界温差和断裂临界无量纲时间相结合的方式能够直观简洁地表征陶瓷材料的抗热震性能.

关键词: 应力降低因子; 抗热冲击阻力参数; 陶瓷材料; Biot 模数; Fourier 数

中图分类号: O343.6 **文献标志码:** A

DOI: 10.3879/j.issn.1000-0887.2012.11.001

引 言

陶瓷材料因具有极高的熔点、高的化学和物理稳定性及优异的抵抗极端环境的能力而闻名. 但陶瓷材料由于其固有的脆性, 抗热震性能较差, 热冲击是造成陶瓷材料破坏的重要原因^[1-10]. 因此, 改善陶瓷材料的抗热震性能历来就是陶瓷材料研究的重大课题之一, 而正确评价陶瓷材料的抗热震性能是进行这一重大课题研究的基础.

陶瓷材料的抗热震性能是陶瓷材料的力学性质和热学性质的综合表现, 同时受传热模式、边界条件、构件几何形状、尺寸、温度、初始缺陷和外部环境等因素的影响.

自 20 世纪 50 年代开始, 陶瓷材料的抗热震性能无论是在理论还是试验上均得到了广泛的研究^[1-6]. 理论上主要通过不断从数学上简化热应力场和瞬态温度场的模型来试图明确影响陶瓷材料抗热震性能的一些因素^[1-2]. 同时, 为简化分析, 引入了应力降低因子(或称无量纲应力)^[1-2,5,8]. 这些研究以热冲击断裂理论^[1-2]和热冲击损伤理论^[3-4]为代表. 同时, 提出了许多抗热冲击阻力参数^[1-8]. 目前, 陶瓷材料的抗热震性能以试验为主, 主要集中在研究裂纹长度和

* 收稿日期: 2012-02-29; 修订日期: 2012-03-28

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(90916009;11172336)

作者简介: 李卫国(1976—), 男, 山东人, 副教授, 博士, 硕士生导师(联系人. Tel: +86-23-65102421;

E-mail: wgli@cqu.edu.cn);

方岱宁(1958—), 男, 北京人, 教授, 博士, 博士生导师(Tel: +86-10-62760322;

E-mail: fangdn@pku.edu.cn).

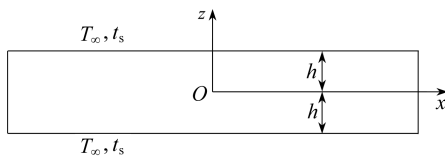
密度^[11-15]及各种添加物^[16-19]对其抗热震性能的影响上.此外,数值模拟也用来分析一些较为复杂的问题^[20-21].这些卓有成效的工作加深了人们对陶瓷材料抗热震性能的理解.但为了能更好地表征不同应用环境下陶瓷材料的抗热震性能,应力降低因子和抗热冲击阻力参数的性质及适用条件亟需阐明.

本文的目的是探讨应力降低因子和抗热冲击阻力参数的性质及适用条件.且通过理论和数值方法研究了陶瓷薄板的抗热震性能,建议了陶瓷材料抗热震性能的计算和表征方法.本研究有助于对受热冲击构件热应力的计算和更好地表征陶瓷材料的抗热震性能.

1 受热冲击陶瓷薄板的温度分布和热应力

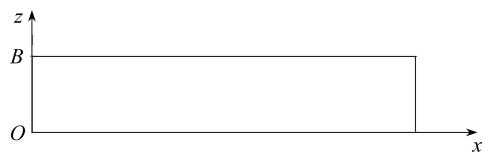
本文将考虑厚度为 $2h$ 的矩形薄板, x - y 平面为其中面, z 为厚度方向的坐标,如图1(a)(图1(b)为相应的数值分析简化模型)所示.初始时刻薄板处于均匀温度 T_1 ,在 $t=0$ 时刻突然将其浸入于 T_∞ 的自然流中,表面换热系数为 t_s .这是传统陶瓷材料抗热震性能研究的主要情形.此外,假设薄板是自由的、连续的、均匀的、各向同性和完全弹性的,且满足小变形假设.由于薄板厚度远小于其面内尺寸,故可合理地认为只在 z 方向发生导热^[22].其瞬态温度分布可通过直接求解导热微分方程和相应的定解条件而得到,可表示如下^[22]:

$$T(z, t) = \left[\sum_{n=1}^{\infty} C_n \exp(-\lambda_n^2 Fo) \cos\left(\lambda_n \frac{z}{h}\right) \right] [T_1 - T_\infty] + T_\infty, \quad (1)$$



(a) 沉浸于温度为 T_∞ ,表面换热系数为 t_s 的自然流中的自由薄板

(a) Schematic of free plate with its both surfaces being exposed to the fluid of temperature T_∞ with convection coefficient t_s .



(b) 数值分析简化模型

(b) The simplified model used in numerical simulation

图1 自由薄板简图

Fig. 1 Diagram of free plate

其中, Fo 为无量纲的Fourier数,等同于无量纲时间 t^* ,即 $Fo \equiv ath^{-2} \equiv t^*$;系数 $C_n = 4 \sin \lambda_n [2\lambda_n + \sin(2\lambda_n)]^{-1}$;离散值(特征值) λ_n 是超越方程 $\lambda_n \tan \lambda_n = Bi$ ($Bi \equiv ht_s k^{-1}$ 为Biot模数)的正根; a 和 k 为材料的热扩散率和热导率.

对于初始温度为 T_1 ,当前温度仅为厚度方向坐标 z 的函数的自由弹性薄板的热应力场可表示如下^[23]:

$$\sigma_x = \sigma_y = -\frac{E\alpha[T - T_1]}{1 - \nu} + \frac{1}{2h[1 - \nu]} \int_{-h}^h E\alpha[T - T_1] dz + \frac{3z}{2h^3[1 - \nu]} \int_{-h}^h E\alpha[T - T_1] z dz, \quad (2)$$

其中, σ_x 和 σ_y 分别为 x 和 y 方向的正应力; E 和 ν 分别为弹性模量和Poisson比; α 为线膨胀系数.这里,由于薄板受到对称冷却,故其热应力关于薄板中面对称.扣除式(2)中的弯曲项,即得到相应的热应力场模型^[23]:

$$\sigma_x = \sigma_y = -\frac{E\alpha[T - T_1]}{1 - \nu} + \frac{1}{2h[1 - \nu]} \int_{-h}^h E\alpha[T - T_1] dz. \quad (3)$$

到此,已经能够计算对流条件下薄板的抗热震性能了.对于给定的时间,可从式(1)计算得到薄板的温度分布,然后可从式(3)计算得到薄板的热应力场.重复如上步骤,即可计算出不同时刻薄板的热应力场.这可由程序方便地执行.

实际上,一种更普遍的热应力分析方法是利用应力降低因子^[2,5,8],尤其是在20世纪中后期.通过考虑 Biot 模数和 Fourier 数来分析热应力,从而定义材料的抗热冲击阻力参数.对于初始温度为 T_1 ,在 $t=0$ 时刻突然沉浸于温度为 T_∞ ,表面换热系数为 t_s 的自然流中的薄板,其应力降低因子定义如下^[2,5,8]:

$$\varphi = \frac{1}{[1 - \nu]^{-1} E\alpha[T_1 - T_\infty]} \sigma(z, t), \quad (4)$$

其中, $\sigma(z, t)$ 为 t 时刻薄板的热应力场.分母表示薄板从初始温度 T_1 以无限快的速度冷却到介质温度 T_∞ 时(此时,薄板表面温度已变为 T_∞ ,而内部温度仍保持在 T_1) 在表面产生的可能的最大应力.

对于大多数情况,最大应力将出现在表面,由于是冷却,故为拉应力.将式(1)和(3)带入式(4),即可得薄板表面的应力降低因子如下式所示:

$$\begin{aligned} \varphi &= \frac{1}{\{-[1 - \nu]^{-1} E\alpha[T_\infty - T_1]\}} \left\{ -[1 - \nu]^{-1} E\alpha[T(1) - T_1] + \right. \\ &\quad \left. [2(1 - \nu)]^{-1} \int_{-1}^1 E\alpha[T - T_1] dz^* \right\} = \\ &= \frac{1}{[T_\infty - T_1]} \left\{ [T(1) - T_1] - \frac{1}{2} \int_{-1}^1 [T - T_1] dz^* \right\} = \\ &= \left(1 - \left(\sum_{n=1}^{\infty} C_n \exp(-\lambda_n^2 Fo) \cos \lambda_n \right) \right) - \\ &= \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \left(1 - \left(\sum_{n=1}^{\infty} C_n \exp(-\lambda_n^2 Fo) \cos(\lambda_n z^*) \right) \right) dz^*, \quad (5) \end{aligned}$$

其中, $z^* \equiv zh^{-1}$ 为无量纲的空间坐标.式(5)即薄板表面的应力降低因子,其仅为 Biot 模数和 Fourier 数的函数,即 $\varphi = \varphi(Bi, Fo)$,而与材料的具体性质、介质温度、热冲击初始环境温度和薄板厚度无关.注意式(5)是在不考虑材料性质温度相关性的前提下得到的.此外,它是薄板表面的实际应力与薄板表面的可能最大应力的比值.故应力降低因子介于0和1之间.不同 Biot 模数和 Fourier 数下薄板表面的应力降低因子可由式(5)计算得到,如图2所示.类似的关系图亦可见文献[2,5,8,24].此外,有关薄板中面的应力降低因子也可作类似地定义.

可见,随着无量纲时间的增加,应力降低因子先迅速地增加,并达到最大值,然后缓慢地减小.根据热冲击断裂理论^[1,2],一旦由温度梯度引起的热应力大于材料的断裂强度,材料将产生裂纹,并发生瞬间断裂.故陶瓷材料将在应力降低因子上升阶段的某一时刻发生断裂.通常须采用数值迭代的方法来计算断裂临界无量纲时间.故对于不同的 Biot 模数和材料,并不存在一个统一的断裂临界应力降低因子.本文建议用将传热学与热弹性力学或断裂力学相结合的方法及有限元方法来计算构件的断裂临界温差和断裂临界无量纲时间.

为了更好地理解上面的应力降低因子,下面将定义一个新的应力降低因子.对于对流条件下的薄板,这个新的应力降低因子可定义如下:

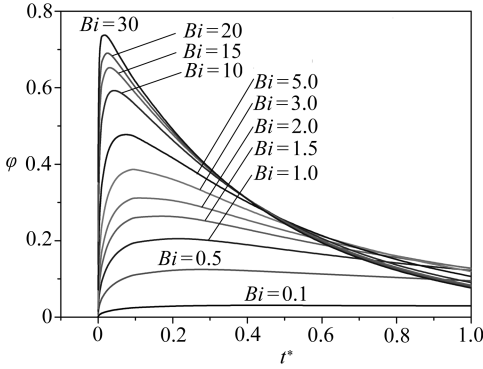


图2 不同 Biot 模数下, 处于对流条件的薄板表面的应力降低因子与无量纲时间关系图 (其中, 应力降低因子的最大值随 Biot 模数的增加而增加; 最小无量纲时间为 10^{-4}) (由式(5)计算得到)

Fig. 2 Stress reduction factor of the surface of the plate with convection versus dimensionless time for different Biot number (the maximum value of the stress reduction factor increases with the Biot number increasing; the minimum dimensionless time is 10^{-4}) (calculated from Eq. (5))

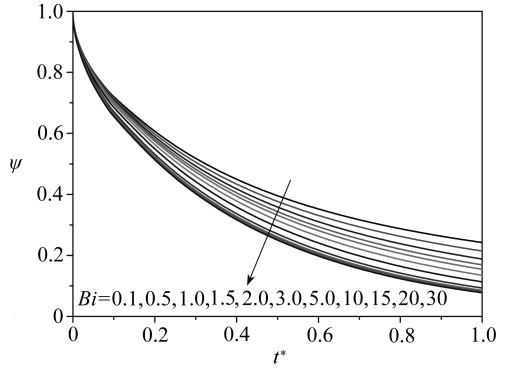


图3 不同 Biot 模数下, 处于对流条件的薄板表面的新的应力降低因子与无量纲时间关系图 (其中, 新的应力降低因子随 Biot 模数的增加而减小) (由式(7)计算得到)

Fig. 3 The new stress reduction factor of the surface of the plate with convection versus dimensionless time for different Biot number (the new stress reduction factor decreases with the Biot number increasing) (calculated from Eq. (7))

$$\psi = \frac{1}{[1 - \nu]^{-1} E \alpha [T_1 - T(h, t)]} \sigma(z, t). \tag{6}$$

它是薄板的实际热应力场与薄板表面可能出现的最大应力的比值. 注意这里的可能最大应力为假如薄板表面从初始温度 T_1 以无限快的速度冷却到薄板当前实际表面温度 $T(h, t)$ 时产生的应力. 将式(1)和(3)带入式(6), 薄板表面新的应力降低因子可表示如下:

$$\begin{aligned} \psi &= \frac{1}{\{-[1 - \nu]^{-1} E \alpha [T(1) - T_1]\}} \left\{ -[1 - \nu]^{-1} E \alpha [T(1) - T_1] + \right. \\ &\quad \left. [2(1 - \nu)]^{-1} \int_{-1}^1 E \alpha [T - T_1] dz^* \right\} = \\ &= 1 - \frac{1}{2[T(1) - T_1]} \int_{-1}^1 [T - T_1] dz^* = \\ &= 1 - \frac{1}{2 \left(1 - \left(\sum_{n=1}^{\infty} C_n \exp(-\lambda_n^2 Fo) \cos \lambda_n \right) \right)} \times \\ &\quad \int_{-1}^1 \left(1 - \left(\sum_{n=1}^{\infty} C_n \exp(-\lambda_n^2 Fo) \cos(\lambda_n z^*) \right) \right) dz^*. \tag{7} \end{aligned}$$

由式(7)可得不同 Biot 模数和 Fourier 数下薄板表面新的应力降低因子, 如图 3 所示. 同样, 有关薄板中面新的应力降低因子也可作类似地定义. 可见, 与原有的应力降低因子不同, 新的应力降低因子随着无量纲时间的增加而降低.

2 抗热冲击阻力参数

定义一些参数来表征陶瓷材料对热冲击的抵抗能力是有用的, 特别是在材料选择的初始

阶段^[2,5,8]. 定义这些参数的困难在于热应力与热传导过程的一些特殊细节密切相关^[2,5,8]. 事实上, 由于计算机程序和有限元方法的发展, 已经能够方便地通过数值方法来研究陶瓷材料的抗热震性能^[20-21]. 为了更好地表征陶瓷材料的抗热震性能, 本节将对抗热冲击阻力参数的定义、起源和局限性进行讨论.

第 1 个抗热冲击阻力参数 R 描述的是薄板受到快速加热或冷却的情形, 此时仅薄板表面温度发生了改变, 而内部温度保持不变^[2,5,8]. 根据式(2)或式(3), 最大应力发生在薄板表面:

$$\sigma_{\max} = \sigma_{\text{surf}} = -\frac{1}{1-\nu} E\alpha [T_{\text{surf}} - T_1]. \quad (8)$$

令 σ_{\max} 等于材料的断裂强度 σ_{th} , 由此可求得薄板所能承受的最大温度改变量, 即第 1 个抗热冲击阻力参数 R :

$$R = \Delta T_c = \text{abs}(T_{\text{surf}} - T_1) = \frac{\sigma_{\text{th}} [1 - \nu]}{E\alpha}. \quad (9)$$

可见, 第 1 个抗热冲击阻力参数 R 描述的是一种理想的极端情况, 例如, 处于导热问题的第一类边界条件下的陶瓷薄板. 显然, 参数 R 仅反映了材料的力学性能对抗热震性能的影响. 它是陶瓷薄板受热冲击所能承受的断裂临界温差的下限值.

20 世纪中后期, 由于难以精确地获得问题的解析解, 大量学者提出了最大应力与 Biot 模数的近似表达式^[2]. 对于相对较低的 Bi 值 (主要指气体对流和辐射冷却), 建议采用关系式 $\varphi_{\max}^{-1} \approx a + bBi^{-1}$ (不同作者提出的近似表达式见文献[2]). 特别地, $\varphi_{\max} \approx cBi$, 由此, 最大应力可表示如下:

$$\sigma_{\max} = -\frac{1}{1-\nu} E\alpha [T_{\infty} - T_1] c \frac{ht_s}{k}. \quad (10)$$

令 σ_{\max} 等于材料的断裂强度 σ_{th} , 由此, 薄板所允许的最大温差可按下式计算得到:

$$\Delta T_c = \text{abs}(T_{\infty} - T_1) = \frac{\sigma_{\text{th}} k [1 - \nu]}{E\alpha c h t_s}. \quad (11)$$

这样, 第 2 个抗热冲击阻力参数 R' 和断裂临界温差 ΔT_c 可分别定义和表示如下^[2,5,8]:

$$R' = \frac{\sigma_{\text{th}} k [1 - \nu]}{E\alpha}, \quad \Delta T_c = \frac{R'}{c h t_s}. \quad (12)$$

可见, 参数 R' 除了反映材料的力学性能外, 还反映了材料的热导率对其抗热震性能的影响. 对于通常在对流及辐射传热条件下观察到的相对较低的表面换热系数, Manson^[25] 发现 $\varphi_{\max}^{-1} \approx 3.25Bi^{-1}$, 即 $c \approx 0.31$, 这后来得到了广泛地引用^[2,5,8,26].

对于较高的 Biot 模数, 材料的抗热震性能近似与参数 R 成正比; 对于较低的 Biot 模数, 材料的抗热震性能近似与参数 R' 成正比, 不可能定义一个适用于所有情况的抗热冲击阻力参数^[2]. 此外, 对于其他几何形状的构件, 在此基础上还须考虑形状因子的影响^[2,5]. 对于中间量级的 Biot 模数, 如下近似表达式被不少学者采用^[6,14,25,27-30]:

$$\Delta T_c = Rf(Bi) = \frac{\sigma_{\text{th}} [1 - \nu]}{E\alpha} \left[1.5 + \frac{B}{Bi} - 0.5 \exp\left(-\frac{C}{Bi}\right) \right], \quad (13)$$

其中, $f(Bi)$ 为 Biot 模数的函数, B 和 C 是与结构形状有关的形状因子. 对于薄板 $B = 3.25, C = 16$ ^[25]. 此外, 如下近似表达式也被采用^[18-19,28-29]:

$$\Delta T_c = Rf(Bi) = \frac{\sigma_{\text{th}} [1 - \nu]}{E\alpha} \left[1 + \frac{A}{Bi} \right], \quad (14)$$

其中, A 是与结构形状有关的形状因子. 对于薄板 $A = 3.75^{[28]}$. 式(13)和(14)通常用来说明淬火试验中导致强度下降的淬火温差^[6,14,18-19,25,27-28,30]. 众所周知, 对流换热系数与边界层中的条件有关, 后者又取决于表面的几何形状、流体的运动特性及流体的众多热力学性质和运输性质^[22]. 此外, 在陶瓷材料的淬火试验中很难准确地测量对流换热系数^[31].

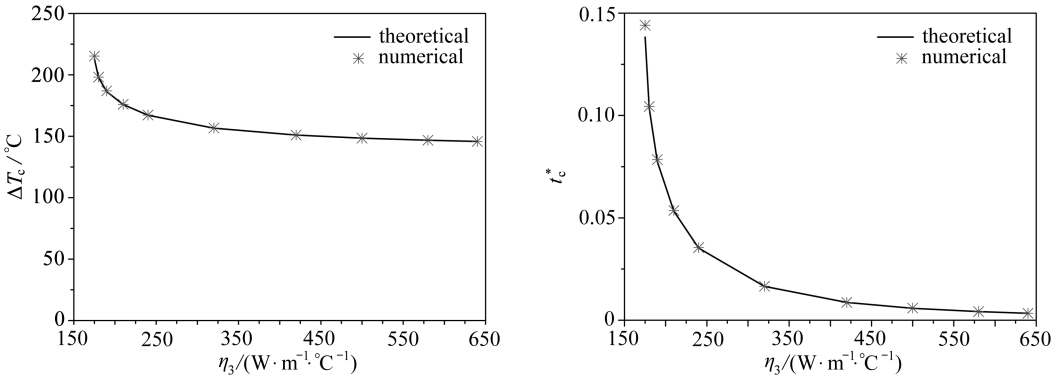
3 陶瓷薄板的抗热震性能

本节将以硼化铪 (HfB_2) 陶瓷材料为例, 从理论和数值两方面对处于对流条件下的陶瓷薄板的抗热震性能进行研究. 数值分析中所须的材料参数与理论计算中一致: 热导率 k , 比热容 C_p 和密度 ρ 用于瞬态传热分析; 线膨胀系数 α , 弹性模量 E 和 Poisson 比 ν 用于热应力分析. HfB_2 陶瓷材料的相关材料参数见表 1^[32-34].

表 1 HfB_2 陶瓷材料的相关材料参数^[32-34]
Table 1 Material properties of HfB_2 ceramics^[32-34]

$k / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{C}^{-1})$	$C_p / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{C}^{-1})$	$\rho / (\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$10^{-6} \alpha / \text{C}^{-1}$	E / GPa	ν	σ_{th} / MPa
104.058	240.828	10.5	6.48	440.733	0.12	448

理论计算基于式(1)和(3)通过程序实现. 数值模拟在大型通用有限元分析软件 SIMULIA Abaqus v6.9.1 中完成. 分析类型为顺序耦合热应力分析. 为了避免乱真振荡, 瞬态传热分析采用 8 节点强制对流扩散单元 (DCC3D8 单元). 该单元为线性单元, 采用集中的热容项, 且时间积分采用梯形法则. 另外, 由于受冷却表面附近的应力集中现象, 热应力分析采用 20 节点二次减缩积分单元 (C3D20R 单元). 这样, 传热分析计算得到的一阶温度场刚好与二次应力位移单元提供的一阶热应变场相协调.



(a) 断裂临界温差

(b) 断裂临界无量纲时间

(a) Critical rupture temperature difference

(b) Critical rupture dimensionless time

图 4 对流条件下 HfB_2 陶瓷薄板的断裂临界温差和断裂临界无量纲时间与传热条件关系图 ($T_\infty = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_1 = 500 \text{ }^\circ\text{C}$)

Fig. 4 Critical rupture temperature difference and critical rupture dimensionless time of HfB_2 ceramic plate with convection versus heat transfer condition ($T_\infty = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_1 = 500 \text{ }^\circ\text{C}$)

传热分析中采用的计算网格比热应力分析中采用的网格密 1 倍. 这样, 热应力分析中各单元的角节点和中间节点均直接从相应的传热分析的单元的角节点获得温度值. 由于受冷却表面附近的应力集中现象, 计算中加密了其附近的网格. 此外, 为了提高计算效率, 分析中采用非等比例单元, 单元长宽比小于 100.

由于本问题中,温度和应力不仅关于 x 和 y 轴对称,而且关于薄板中面对称,故仅取薄板的 $1/8$ 进行数值分析,如图 1(b).其上表面与 T_∞ 的自然流进行对流换热,表面换热系数为 t_s ,中面绝热,薄板中面及两个相互垂直的侧面被施加对称约束.在此,介质温度 $T_\infty = 20\text{ }^\circ\text{C}$,薄板热冲击初始环境温度 $T_1 = 500\text{ }^\circ\text{C}$.分析使用失效判据:一旦薄板上表面的正应力(数值分析中为节点 B 的 σ_x 应力)大于材料的断裂强度即认为材料发生破坏.

传热条件(表面换热系数与薄板半厚的乘积)对 HfB_2 陶瓷薄板的断裂临界温差和断裂临界无量纲时间的影响如图 4 所示.结果表明:随着传热条件的增加,断裂临界温差和断裂临界无量纲时间先迅速下降,然后趋于平缓,即陶瓷薄板的抗热震性能随着传热条件的增加而降低.特别地,随着传热条件的增加,断裂临界温差将趋于陶瓷薄板的参数 R ,而断裂临界无量纲时间将趋于 0.可见,如果同时将断裂临界温差和断裂临界无量纲时间用来表征陶瓷材料的抗热震性能将使问题变得直观明了.

4 结 论

本文对应力降低因子及分别对应于高 Biot 模数和低 Biot 模数的第 1 个和第 2 个抗热冲击阻力参数及与中间量级的 Biot 模数相对应的近似表达式的性质及适用条件进行了讨论.传热学与热弹性力学或断裂力学相结合的方法及有限元方法是本文所推荐的抗热震性能计算方法.以 HfB_2 陶瓷材料为例,对处于对流条件下的陶瓷薄板的抗热震性能同时从理论和数值上进行了研究.结果表明,陶瓷材料的抗热震性能将随着传热条件的增加而降低.采用断裂临界温差和断裂临界无量纲时间相结合的方式能够直观简洁地表征陶瓷材料的抗热震性能.

参考文献(References):

- [1] Cheng C M. Resistance to thermal shock[J]. *Journal of the American Rocket Society*, 1951, **21**(6): 147-153.
- [2] Kingery W D. Factors affecting thermal stress resistance of ceramic materials[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 1955, **38**(1): 3-15.
- [3] Hasselman D P H. Elastic energy at fracture and surface energy as design criteria for thermal shock[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 1963, **46**(11): 535-540.
- [4] Hasselman D P H. Unified theory of thermal shock fracture initiation and crack propagation in brittle ceramics[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 1969, **52**(11): 600-604.
- [5] Kingery W D, Bowen H K, Uhlmann D R. *Introduction to Ceramics*[M]. 2nd ed. New York: John Wiley and Sons, 1976.
- [6] Lewis D. Comparison of critical ΔT_c values in thermal shock with the R parameter[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 1980, **63**(11/12): 713-714.
- [7] Wang H, Singh R N. Thermal shock behaviour of ceramics and ceramic composites[J]. *International Materials Reviews*, 1994, **39**(6): 228-244.
- [8] Green D J. *An Introduction to the Mechanical Properties of Ceramics*[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1998.
- [9] Fahrenholtz W G, Hilmis G E, Talmy I G, Zaykoski J A. Refractory diborides of zirconium and hafnium[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 2007, **90**(5): 1347-1364.
- [10] Song F, Meng S H, Xu X H, Shao Y F. Enhanced thermal shock resistance of ceramics through biomimetically inspired nanofins[J]. *Physical Review Letters*, 2010, **104**(12): Article ID 125502, 4 pages.

- [11] 戈西 M K, 卡诺瑞阿 M. 热冲击荷载作用下的含球形空腔的广义热弹性功能梯度球形各向同性体[J]. 应用数学和力学, 2008, **29**(10):1147-1160. (Ghosh M K, Kanoria M. Generalized thermoelastic functionally graded spherically isotropic solid containing a spherical cavity under thermal shock[J]. *Applied Mathematics and Mechanics (English Edition)*, 2008, **29**(10): 1263-1278.)
- [12] Meng S H, Liu G Q, Sun S L. Prediction of crack depth during quenching test for an ultra high temperature ceramic[J]. *Materials and Design*, 2010, **31**(1): 556-559.
- [13] Shao Y F, Xu X H, Meng S H, Bai G H, Jiang C P, Song F. Crack patterns in ceramic plates after quenching[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 2010, **93**(10): 3006-3008.
- [14] Liang J, Wang Y, Fang G D, Han J C. Research on thermal shock resistance of ZrB_2 -SiC-AlN ceramics using an indentation-quench method[J]. *Journal of Alloys and Compounds*, 2010, **493**(1/2): 695-698.
- [15] Han J C, Wang B L. Thermal shock resistance of ceramics with temperature-dependent material properties at elevated temperature[J]. *Acta Materialia*, 2011, **59**(4): 1373-1382.
- [16] Levine S R, Opila E J, Halbig M C, Kiser J D, Singh M, Salem J A. Evaluation of ultra-high temperature ceramics for aeropropulsion use[J]. *Journal of the European Ceramic Society*, 2002, **22**(14/15): 2757-2767.
- [17] Zhang X H, Xu L, Du S Y, Han W B, Han J C, Liu C Y. Thermal shock behavior of SiC-whisker-reinforced diboride ultrahigh-temperature ceramics[J]. *Scripta Materialia*, 2008, **59**(1): 55-58.
- [18] Liang J, Wang C, Wang Y, Jing L, Luan X. The influence of surface heat transfer conditions on thermal shock behavior of ZrB_2 -SiC-AlN ceramic composites[J]. *Scripta Materialia*, 2009, **61**(6): 656-659.
- [19] Zhang X H, Wang Z, Hu P, Han W B, Hong C Q. Mechanical properties and thermal shock resistance of ZrB_2 -SiC ceramic toughened with graphite flake and SiC whiskers[J]. *Scripta Materialia*, 2009, **61**(8): 809-812.
- [20] Özdemir I, Brekelmans W A M, Geers M G D. Modeling thermal shock damage in refractory materials via direct numerical simulation (DNS)[J]. *Journal of the European Ceramic Society*, 2010, **30**(7): 1585-1597.
- [21] Li W G, Cheng T B, Li D Y, Fang D N. Numerical simulation for thermal shock resistance of ultra-high temperature ceramics considering the effects of initial stress field[J]. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2011, **2011**: Article ID 757543, 7 pages.
- [22] Incropera F P, DeWitt D P, Bergman T L, Lavine A S. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*[M]. 6th ed. New York: John Wiley and Sons, 2007: 166-188.
- [23] Timoshenko S, Goodier J N. *Theory of Elasticity*[M]. 2nd ed. New York: McGraw-Hill Book Co, 1951: 399-404.
- [24] Song F, Liu Q N, Meng S H, Jiang C P. A universal Biot number determining the susceptibility of ceramics to quenching[J]. *Europhysics Letters*, 2009, **87**(5): Article ID 54001, 3 pages.
- [25] Manson S S. Behavior of materials under conditions of thermal stress[R]. NACA Technical Note 2933, Washington, DC, July 1953.
- [26] Li W G, Fang D N. Effects of thermal environments on the thermal shock resistance of ultra-high temperature ceramics[J]. *Modern Physics Letters B*, 2008, **22**(14): 1375-1380.
- [27] Manson S S. Thermal stresses: I [J]. *Machine Design*, 1958, **30**: 114-120.
- [28] Becher P F, Lewis III D, Garman K R, Gonzalez A C. Thermal-shock resistance of ceramics-

- size and geometry-effects in quench tests[J]. *American Ceramic Society Bulletin*, 1980, **59**(5): 542-545.
- [29] Noda N, Matsunaga Y, Tsuji T, Nyuko H. Thermal shock problems of elastic bodies with a crack[J]. *Journal of Thermal Stresses*, 1989, **12**(3): 369-383.
- [30] Collin M, Rowcliffe D. Analysis and prediction of thermal shock in brittle materials[J]. *Acta Materialia*, 2000, **48**(8): 1655-1665.
- [31] Kim Y, Lee W J, Case E D. The measurement of the surface heat transfer coefficient for ceramics quenched into a water bath[J]. *Materials Science and Engineering A*, 1991, **145**(1): L7-L11.
- [32] Opeka M M, Talmy I G, Wuchina E J, Zaykoski J A, Causey S J. Mechanical, thermal, and oxidation properties of refractory hafnium and zirconium compounds[J]. *Journal of the European Ceramic Society*, 1999, **19**(13/14): 2405-2414.
- [33] Wuchina E, Opeka M, Causey S, Buesking K, Spain J, Cull A, Routbort J, Guitierrez-Mora F. Designing for ultra high-temperature applications: the mechanical and thermal properties of HfB_2 , HfC_x , HfN_x , and $\alpha\text{Hf(N)}$ [J]. *Journal of Materials Science*, 2004, **39**(19): 5939-5949.
- [34] Loehman R, Corral E, Dumm H P, Kotula P, Tandon R. Ultra high temperature ceramics for hypersonic vehicle applications[R]. SAND 2006-2925, Albuquerque, NM, June 2006.

Properties and Appropriate Conditions of Stress Reduction Factor and Thermal Shock Resistance Parameters for Ceramics

LI Wei-guo¹, CHENG Tian-bao¹, ZHANG Ru-bing², FANG Dai-ning²

(1. *Department of Engineering Mechanics, College of Resources and Environmental Science, Chongqing University, Chongqing 400030, P. R. China;*

2. *State Key Laboratory for Turbulence and Complex Systems, College of Engineering, Peking University, Beijing 100871, P. R. China)*

Abstract: Through introducing the analytical solution of the transient heat conduction problem of the plate with convection into the thermal stress field model of the elastic plate, the stress reduction factor was presented explicitly in its dimensionless form. A new stress reduction factor was introduced for the purpose of comparison. The properties and appropriate conditions of the stress reduction factor, the first and second thermal shock resistance (TSR) parameters for the high and low Biot numbers respectively, and the approximation formulas for the intermediate Biot number-interval were discussed. To investigate the TSR of ceramics more accurately, it was recommended to combine the heat transfer theory with the theory of thermoelasticity or fracture mechanics or use a numerical method. The critical rupture temperature difference and the critical rupture dimensionless time can be used to characterize the TSR of ceramics intuitively and legibly.

Key words: stress reduction factor; thermal shock resistance parameter; ceramics; Biot number; Fourier number