中国科学: 技术科学 2013 年 第 43 卷 第 4 期: 397 ~ 406
www.scichina.com tech.scichina.com
《中国科学》杂志社
SCIENCE CHINA PRESS

热电有限元模型应力分析研究现状及方法介绍

周岷峰*

北京航空航天大学交通科学与工程学院, 北京 100191
* E-mail: zhouminfeng@dae. buaa. edu. cn

收稿日期: 2012-10-22; 接受日期: 2013-01-29

摘要 旨在分析热电模块及系统内部应力分布情况的热-电-结构耦合问题近年来得到了产业和学术界的广泛关注, 该类问题以有限元模型分析为主要手段, 研究内部应力云图及曲线的分布及变化情况, 对设计热电模块时预防和减少应力集中提供直观有效的帮助. 本文总结了国内外热电有限元模型应力分析的最新研究进展, 介绍了热电有限元模型应力分析的基本原理, 模型建立过程及相应部件物性参数的选择依据, 利用有限元分析软件计算得到的应力分布及变化的结论, 以及对热电模块结构进行优化设计的方法.

关键词
应力分布
热-电-结构耦合
有限元分析
优化设计

近年来, 随着能源技术和热电材料的发展, 对热电模块(thermoelectric modules, TEM)的研究受到越来越多的关注. 由于热电模块具有无污染、无噪声、不需要中间部件带动等优点, 因此在温差发电领域(主要利用赛贝克效应)和温差制冷领域(主要利用帕尔帖效应)等方面, 都有着广泛的应用. 在研究过程中, 研究者们或从提高热电材料性能入手, 提高热电模块的整体性能[1~3]; 或从工程角度入手, 通过优化热电发电器或制冷器的结构参数以及热电模块的布局, 得到较好的输出性能值[4~7]. 同时, 国内外的一些学者对热-电-结构(thermal-electric-structure)的多物理场耦合的情况进行了分析, 并对这种情况下热电模型热应力分布进行研究, 取得了一些较为有价值的成果: Ionescu 等人[8, 9]利用商用有限元软件 ANSYS 对热电制冷模块、阵列式热电模块和印刷板热电模块进行了网格划分和有限元分析, 并与实验结果进行了对比, 两者符合较好; Gao 等人[10]建立了热电模块的单体模型, 通过 ANSYS 软件分析得到了热电模块的范米塞斯(von Mises)应力云图和剪应力云图, 并指出了应力集中区域, 根据应力变化情况对结构参数进行优化; Huang 等人[11~13]对由汤姆逊效应引起的薄膜热电制冷模块的热应力分布情况进行了研究, 分别建立了一维和二维应力分布模型, 并在不同的工作电流情况下对两种模型进行了对比验证. 本文总结了国内外热电有限元模型应力分析的最新研究进展, 介绍了热电有限元模型应力分析的基本原理, 模型建立过程及相应部件物性参数的选择依据, 利用有限元分析软件计算得到的应力分布及变化的结论, 以及对热电模块结构进行优化设计的方法.

1 热电问题有限元分析

1.1 有限元方法及分析软件简介

有限元方法(finite element method, FEM)在如今工程与物理学领域多方面均得到了广泛的应用. 有限元方法的通用性得益于它可以建立任意形状的结构模型, 应对不同的复杂材料, 以及适用于各种载荷和边界条件. 有限元方法可以采用不同构造的方程组, 这一点对于多场耦合问题来说具有独到的优势.

目前较为常用的有限元分析软件有 ANSYS 和 ABAQUS 等. ANSYS 软件是目前国际上最著名的大型通用有限元分析软件, 经过 30 多年的发展, 已经

中文版发表信息: 周岷峰. 热电有限元模型应力分析研究现状及方法介绍. 中国科学: 技术科学, 2013, 43: 397–406, doi: 10.1360/092012-1215

支持结构、热、流体、电磁、声学及多物理场的耦合, 多物理场耦合例如热-结构、流体-结构、电磁-热、热-电-结构等等. ANSYS 软件既可以处理一维线性和二维平面模型, 也可以很好的处理三维立体模型, 能适应热电模块分析的多样性和复杂性[14].

1.2 热电问题有限元分析原理

1.2.1 热电问题热力学有限元分析原理

热电分析中, 热流方程可以描述为

$$\rho C\frac{\partial T}{\partial t}+\nabla\cdot\boldsymbol{q}=\dot{q}. \tag{1}$$

电流的连续性方程可以描述为

$$\nabla\left(\boldsymbol{J}+\frac{\partial\boldsymbol{D}}{\partial t}\right)=0. \tag{2}$$

热电连续耦合方程分别是

$$\boldsymbol{q}=[\Pi]\cdot\boldsymbol{J}-[\lambda]\cdot\nabla T, \tag{3}$$

$$\boldsymbol{J}=[\sigma]\cdot(\boldsymbol{E}-[\alpha]\cdot\nabla T). \tag{4}$$

电介质的连续方程为

$$\boldsymbol{D}=[\varepsilon]\cdot\boldsymbol{E}, \tag{5}$$

其中, ρ为密度, C 为比热容, T 为绝对温度, $\dot{q}$ 为单位体积的发热率, $\boldsymbol{q}$ 为热流向量, $\boldsymbol{J}$ 为电流密度向量, $\boldsymbol{E}$ 为电场强度向量, $\boldsymbol{D}$ 为电荷流密度向量, $[\Pi]$, $[\lambda]$, $[\sigma]$, $[\alpha]$和$[\varepsilon]$分别是帕尔帖系数矩阵、热导率矩阵、电导率矩阵、赛贝克系数矩阵和介电常数矩阵. 在随时间变化的磁场中, 电场 $\boldsymbol{E}$ 是无旋的, 可以由电标势(electric scalar potential)ϕ衍生而来[15], 即

$$\boldsymbol{E}=-\nabla\varphi. \tag{6}$$

将(3)~(6)代入(1)和(2)式, 可得

$$\rho C\frac{\partial T}{\partial t}+\nabla\cdot\left([\Pi]\cdot\boldsymbol{J}\right)-\nabla\cdot\left([\lambda]\cdot\nabla T\right)=\dot{q}, \tag{7}$$

$$\nabla\cdot\left([\varepsilon]\cdot\nabla\frac{\partial\varphi}{\partial t}\right)+\nabla\cdot\left([\sigma]\cdot[\alpha]\cdot\nabla T\right)+\nabla\cdot\left([\sigma]\cdot\nabla\varphi\right)=0. \tag{8}$$

发热量 $\dot{q}$ 包括了用于焦耳热和工作于赛贝克场 $[\alpha]\cdot\nabla T$ 的电能 $\boldsymbol{J}\cdot\boldsymbol{E}$.

热电有限元分析方程组可以通过伽辽金有限元程序法(Galerkin FEM procedure)得到, 包括 4 个基本步骤: (a) 将温度与电标势近似为有限元; (b) 将方程(7)和(8)写成弱投射形式; (c) 将投射形式的方程整合; (d) 考虑诺依曼(Neumann)边界条件[16]. 最后得到的热电有限元分析的方程组为(表达成矩阵形式)

$$\begin{bmatrix}C^{TT} & 0\\ 0 & C^{\varphi\varphi}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\dot{T}_e\\ \dot{\varphi}_e\end{Bmatrix}+\begin{bmatrix}K^{TT} & 0\\ K^{\varphi T} & K^{\varphi\varphi}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}T_e\\ \varphi_e\end{Bmatrix}=\begin{Bmatrix}Q+Q^P+Q^e\\ I\end{Bmatrix}, \tag{9}$$

其中, K^{TT} 为热刚性矩阵, $K^{\varphi\varphi}$ 为电刚性矩阵, $K^{\varphi T}$ 为赛贝克刚性矩阵, C^{TT} 为热阻尼矩阵, $C^{\varphi\varphi}$ 为电介质阻尼矩阵, Q 为联合发热量, Q^P 和 Q^e 分别为帕尔帖热量和电能量, I 为电流量.

1.2.2 热电问题应力有限元分析原理

由于热电材料的非均质性[17], 所以材料的热导率和电导率取决于温度梯度的变化, 在 z 方向(垂直于热流平面方向)瞬态导热方程描述为

$$\frac{\partial}{\partial x}\left[k(z)\frac{\partial T}{\partial x}\right]+\frac{\partial}{\partial y}\left[k(z)\frac{\partial T}{\partial y}\right]+\frac{\partial}{\partial z}\left[k(z)\frac{\partial T}{\partial z}\right]=c_P\rho\frac{\partial T}{\partial t}, \tag{10}$$

其中, $k(z)$是 z 方向上的热导, c_P 表示比热容, ρ是材料密度.

应力分析需要得到位移-应变关系, 各个方向的位移-应变关系描述为[18]

$$\bar{\varepsilon}_{xx}=\frac{\partial\bar{u}}{\partial\bar{x}},\ \bar{\varepsilon}_{yy}=\frac{\partial\bar{v}}{\partial\bar{y}},\ \bar{\varepsilon}_{zz}=\frac{\partial\bar{w}}{\partial\bar{z}}, \tag{11}$$

$$\bar{\varepsilon}_{xy}=\frac{1}{2}\left(\frac{\partial\bar{u}}{\partial\bar{y}}+\frac{\partial\bar{v}}{\partial\bar{x}}\right),\ \bar{\varepsilon}_{yz}=\frac{1}{2}\left(\frac{\partial\bar{v}}{\partial\bar{z}}+\frac{\partial\bar{w}}{\partial\bar{y}}\right),$$

$$\bar{\varepsilon}_{zx}=\frac{1}{2}\left(\frac{\partial\bar{u}}{\partial\bar{z}}+\frac{\partial\bar{w}}{\partial\bar{x}}\right). \tag{12}$$

利用牛顿法接触各个方向的应力值, 包含以无量纲形式表示的位移-应变关系的非对称雅克比矩阵(nonsymmetrical Jacobian matrix), 描述为[18]

$$\begin{Bmatrix}\bar{\sigma}_{xx}\\ \bar{\sigma}_{yy}\\ \bar{\sigma}_{zz}\\ \bar{\sigma}_{yz}\\ \bar{\sigma}_{zx}\\ \bar{\sigma}_{xy}\end{Bmatrix}=\frac{\bar{E}}{(1+\nu)(1-2\nu)}\begin{bmatrix}1-\nu & \nu & \nu & & & \\ \nu & 1-\nu & \nu & & & \\ \nu & \nu & 1-\nu & & & \\ & & & 1-2\nu & & \\ & & & & 1-2\nu & \\ & & & & & 1-2\nu\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\bar{\varepsilon}_{xx}\\ \bar{\varepsilon}_{yy}\\ \bar{\varepsilon}_{zz}\\ \bar{\varepsilon}_{yz}\\ \bar{\varepsilon}_{zx}\\ \bar{\varepsilon}_{xy}\end{Bmatrix}-\begin{Bmatrix}1\\ 1\\ 1\\ 0\\ 0\\ 0\end{Bmatrix}\frac{\bar{\alpha}\bar{E}\bar{T}}{1-2\nu}. \tag{13}$$

解这类方程组可以用非对称矩阵存储与求解法, 热应力方程可以与传热方程同时进行求解.

贝尔特拉密(E. Beltrami, 1885)首先提出能量理论, 后经胡贝尔(F. Huber, 1904)、米塞斯(R. Mises, 1913)和汉基(H. Hencky, 1924)分别提出建议, 认为不是以全部比能, 而是以改变材料形状的那一部分比能作为引起材料屈服的主要因素, 成为第四强度理论[19]. 按照第四强度理论建立的强度条件为

$$\sigma_{r4}=\sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2\right]}\leqslant[\sigma]. \tag{14}$$

这一应力称为范米塞斯应力(von Mises stress), 是根据第四强度理论推导出来的当量应力. 其中σ_1, σ_2, σ_3是构件危险点处的 3 个主应力, $[\sigma]$是材料许用应力值.

由于热电模块中温度梯度的存在, 所以由于热延伸率的原因, 材料在各个方向上受压或拉伸, 符合三向应力状态下塑性或脆性材料普遍发生屈服失效的情况[19], 所以在热电问题的热应力分析中, 应采用第四强度理论, 计算出 von Mises 应力的大小及分布情况.

2　热电有限元模型分析建模方法与材料物性参数选择

有限元多物理场耦合问题分为两种情况, 即单向耦合和双向耦合. 单向耦合指按照顺序对方程依次求解, 物理场之间的相互联系可以是单向的; 而双向耦合则可以只利用一个求解程序同时求解两个物理场. 双向耦合要求两个有限元单元的网格划分类型一致, 从而提高了运算效率, 单向耦合可以适用于不同网格类型之间的计算, 但是较双向耦合多出二倍以上的计算量. 在热电模型多物理场有限元分析中, 各物理场的耦合关系如图 1 所示, 热场和电场之间的耦合即属于双向耦合, 而电场和电路连接之间的耦合属于单向耦合.

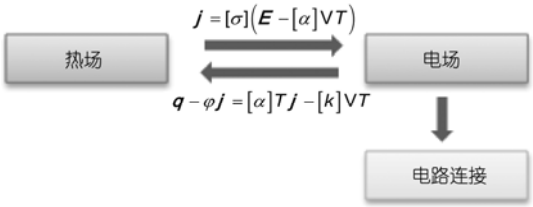


图 1　热电模型多物理场有限元分析中各物理场耦合关系

2.1　热电模块建立实体模型

热电实体模型一般先建立热电单偶, 然后再建立以单偶为阵列的热电模块. 常见的热电单偶实体模型如图 2 所示(已划分网格).

在 ANSYS 中, 可以使用两种通用的有限元分析单元划分网格: Solid226 和 Solid227, 这两种单元的结构示意图及介绍如表 1 所示.

在本文中, 无特别说明, PN 结半导体材料采用商用热电材料碲化铋(Bi_2Te_3). 需特别指出, 接触层在实际热电单偶模型中并不存在, 由于 PN 半导体结和铜片之间存在接触电阻和接触热阻, 以及铜片和陶瓷基板之间存在接触热阻[20], 所以假想 PN 结上下端面各有一个接触层, 集中反映热电单偶中存在的接触电阻和接触热阻. 接触层一般用 Sn-Pb 材料代替, 屈服强度为 26 MPa, 强度极限 41 MPa, 延伸率 38%.

将多个热电单偶模块按照一定顺序排列, 就构成了热电模块阵列, 如图 3 所示, 是一个由 127 个热电单体模块构成的模块陈列[8]. 这些模块在电路上是串联的, 在热传导上则是并联的. 每个单偶冷热端面的温度和其他单偶模块保持一致, 即工作温差相同, 模块组的总内阻等于各个单偶模块内阻之和.

2.2　热电材料物性参数的选择与讨论

热电组件在使用过程中要承受一定的冲击振动,

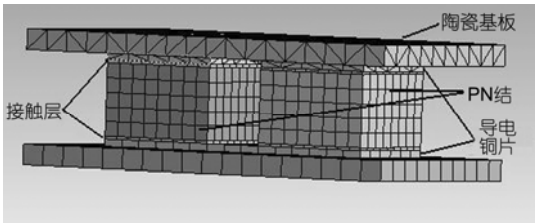
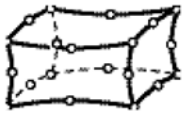


图 2　已划分网格的热电单偶实体模型

表 1　两种有限元单元结构示意图及介绍

Solid 226	Solid 227
	
3D 20 节点六面体模型	3D 10 节点四面体模型

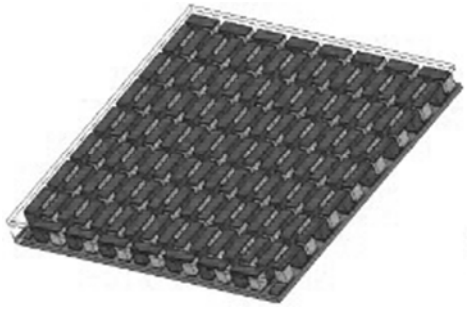


图 3　一个由 127 个热电单体模块构成的阵列

同时由于冷热面有较大温差, 所以对热电材料的机械性能提出一定的要求, 例如材料的抗剪切强度, 这也是运用有限元手段对热电模块进行热应力分析的出发点. 目前区熔法制备的Bi_2Te_3基热电材料的剪切强度约为 5 MPa, 由于其可靠性差, 会受到热应力和外部载荷的影响, 热电元件常发生裂纹、掉角等, 降低了材料的利用率及热电元件的稳定性和可靠性, 目前主要用于低温差情况下的余热回收. 而热压法制备的Bi_2Te_3基热电材料的剪切强度达到了 21 MPa 以上, 与区熔Bi_2Te_3基材料解理面的强度相比, 提高了 4 倍多[21, 22]. 热压法制备的Bi_2Te_3基温差电材料密度和强度均有提高, 克服了区熔法制备的Bi_2Te_3基温差电材料在平行于晶体方向上易发生解理破坏的问题, 从而大大提高温差发电组件的稳定性和可靠性. 文献[23]利用溶剂热法制备的 Sn(Pb)Te-Bi_2Te_3 三元合金粉体, 结合冷等静压成型-常压烧结办法形成块状样品, 有效的提高了材料的热电性能.

文献[20]给出了热压法制备的热电材料的物性参数, 如表 2 所示.

表 2 中, P 型和 N 型半导体元件材料的赛贝克系数、热导率和电阻率都是随温度变化而变化的物理量, 与温度的对应变化关系分别如图 4~6 表示, 其中图 4 中 N 型半导体元件材料的赛贝克系数为负. 实际有限元分析中, 需要根据具体的冷热端面温度、以及温度梯度分布情况选择合适的物性参数[10].

在 ANSYS 中, 建模和仿真的一般程序是: 建立固体模型, 定义材料属性和适合的有限元单元结构, 划分网格, 加载荷和边界条件, 最后是求解和后处理运算结果. 本文之前部分已经完成了前三项工作, 求解和分析将在后面章节讨论. 需要特别指出的是, 对于图 3 的热电模块阵列模型, 若热电模块材料的物性参数不相同, 而结构尺寸完全相同, 则不必对每个热电模块重新建立固体模型, 只需将建立原有模型对应的存储空间里的内容复制到其他需要的地方, 然后改变对应材料的物性参数即可, 这就是参数化固体模型的优势所在. 通常在程序中, 使用“for”语句执行此步骤会相对便捷[9].

3　热电有限元模型结果分析及实验对比

根据热电有限元模型的分类情况, 就热电单偶有限元模型、热电阵列有限元模型以及热电发电器设备中的衬垫部分有限元模型等几种典型的热电有限元模型的处理结果进行分析, 并就热电模型的部分输出特性进行了实验验证.

3.1　热电单偶有限元模型分析讨论

文献[20]对类似于图 2 建立的热电单偶模型进行有限元分析, 设定冷热端温度分别为 230°C 和 30°C, 并设置冷热端面均为自由状态(即无外部约束力). 在 P 型半导体、N 型半导体、铜带和接触层表面之间设置电压耦合, 保证两极之间的电路串联.

图 7 为热电单偶模型温度场分布云图, 半导体元件高温端温度约在 184°C~205°C 之间, 低于单偶模型高温端温度 230°C; 半导体低温端温度约在 52°C~74°C 之间, 高于单偶模型低温端温度 30°C, 说明接

表 2　热压法制备的热电材料物性参数

	热延伸率(K^{-1})	密度(kg/m^3)	比热容(J/(kg K))	弹性模量(GPa)	泊松比	热导率(W/m K)	电阻率(Ω m)
陶瓷片	0.65×10^{-5}	3970	800	380	0.26	17	4×10^{-11}
铜片	1.7×10^{-5}	8930	386	115	0.31	110	4×10^{-7}
接触层	2.7×10^{-5}	7240	210	44.5	0.33	0.5	5.93×10^{-6}
P 型元件	1.68×10^{-5}	6760	190	47	0.4	–	–
N 型元件	1.68×10^{-5}	7720	170	47	0.4	–	–

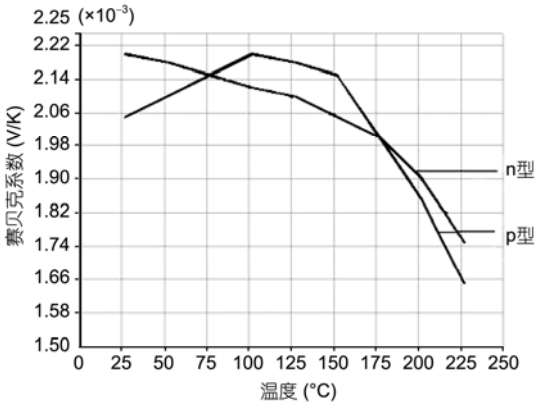


图 4　p 型和 n 型元件材料赛贝克系数随温度变化的关系

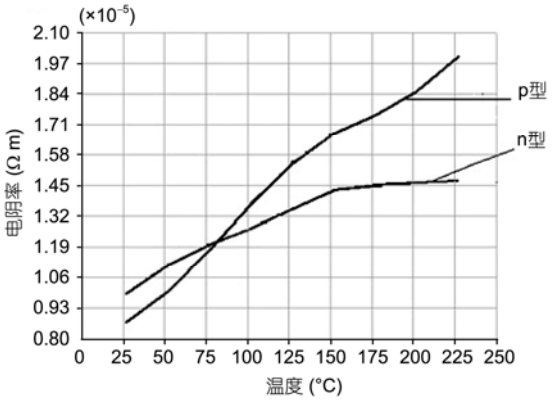


图 5　p 型和 n 型元件材料电阻率随温度变化的关系

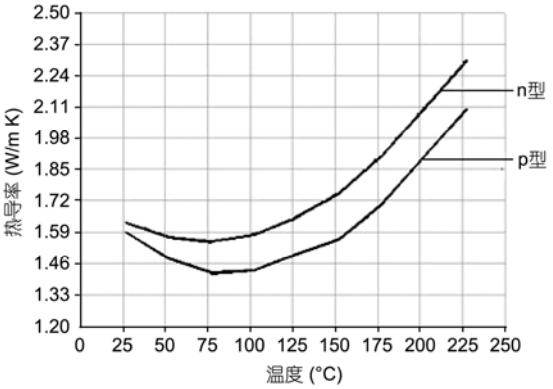


图 6　p 型和 n 型元件材料热导率随温度变化的关系

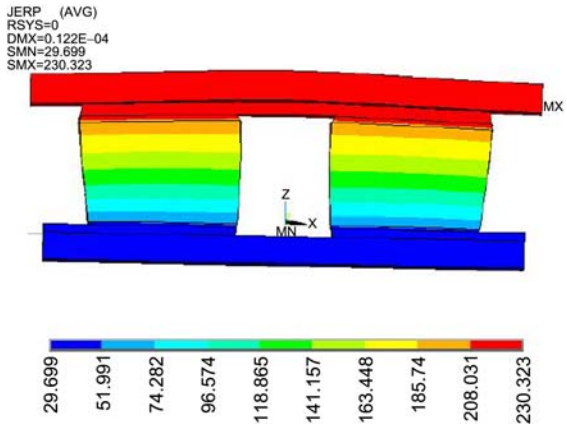


图 7　热电单偶模型温度场分布云图

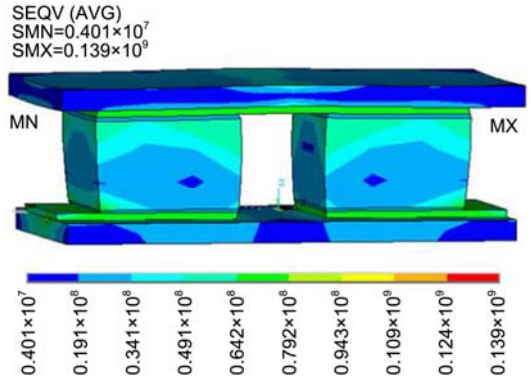


图 8　热电单偶模型 von Mises 应力分布云图

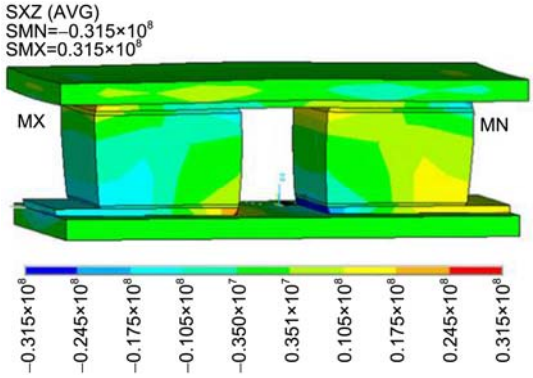


图 9　热电单偶模型 *XZ* 平面剪应力分布云图

触热阻对温差电偶温度场的分布影响较大. 由图 7 中可以看出, 由于没有考虑热辐射和自然对流换热, 最高温度超过了热电单偶高温端面起始设置的温度.

图 8 和 9 分别为热电单偶模型的 von Mises 应力云图和 *XZ* 平面剪应力云图. 图 8 中, 热电单偶模型四角处出现了应力集中, 最大 von Mises 应力值约为 64.2 MPa, 表明在四角处易出现碎裂情况. 图 9 中, 在接触层以及铜片带角落处出现了最大的剪应力, 约为 17.5 MPa, 表明这些地方容易出现由于横向拉伸导致的裂缝. 可以看出, 破坏热电模块的热应力主要

集中在四角区域, 主要原因在于结构上单体模型的直角边设计使得应力不能得到很好的过渡和释放, 容易向直角处集中. 针对这一点, 在第四节中将给出对结构进行优化设计的方案, 减小应力集中, 提高热电单偶的结构强度.

3.2 热电阵列有限元模型分析讨论

文献[24]中, 作者对两种热电模块阵列进行了有限元应力分析工作. 第一种阵列是 30 mm×30 mm 的表面, 共有 254 个热电电偶臂(16×16, 减去两个用于做连接导线的电偶臂), 臂长 0.8 mm, 横截面 1 mm×1 mm, 电偶臂间距为 0.8 mm;第二种阵列为 40 mm×40 mm 的表面, 电偶臂数量与前者一样, 包括 1.5 mm 和 2.5 mm 两种臂长, 电偶臂横截面 1.4 mm×1.4 mm, 电偶臂间距 1 mm. 40 mm×40 mm 热电模块阵列的四分之一模型如图 10 所示, 图 10 中虚线对应平面为阵列的对称平面, 去掉上表面基板(矾土层)是为了更好的观察模块的排列形式.

对 40 mm×40 mm 阵列进行自由边界条件有限元分析, 即不施加外部载荷, 冷热端面温度分别设定为 120°C 和 20°C, 材料的物性参数由文献[24]给出. 应力值为正标量, 由第二偏应力不变量(second deviatoric stress invariant)计算得出, 并用于评估导致塑性形变的剪应力[25]. 根据 1.2 节的结论, 这里选用 von Mises 应力作为评估热电模型热应力的性能指标. 图 11 为 40 mm×40 mm 热电模块阵列局部的 von Mises 应力云图. 可以看出, 应力集中分布临近在基板(矾土层)表面的角落处, 说明上文分析得到的热电单偶出现四角处应力集中的现象在热电模块阵列中仍然存在. 不同的是, 在热电模块阵列中, 每个电偶臂处最大应力值不同. 这时可以沿着如图 10 所示的热电模块阵列边的方向, 得到每个电偶臂在边角处的 von Mises

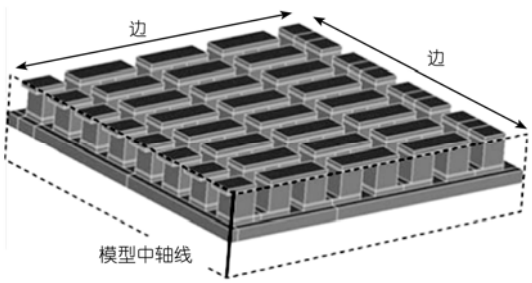


图 10 40 mm×40 mm 热电模块阵列的四分之一模型图

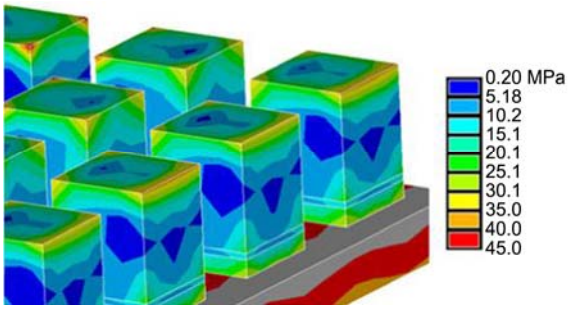


图 11 40 mm×40 mm 热电模块阵列局部 von Mises 应力云图

应力分布曲线, 如图 12 所示. 可以清楚的看到, 最大应力值出现在靠近冷端或者热端的电偶臂的边角处, 说明这些地方温度变化较大, 导致热变形加剧, 对应的热应力值相对较高.

对 30 mm×30 mm 阵列的有限元分析和 40 mm×40 mm 分析手段相似, 只是在基板上施加了 14 kg/cm^2 的沿中心轴向均匀分布的载荷, 以研究在非自由端面情况下热电模型阵列的热应力分布情况, 得到了类似于图 11 的 von Mises 应力云图和图 12 的沿热电模块阵列边的方向的电偶臂边角处 von Mises 应力分布曲线, 分别如图 13 和 14 所示.

图 13 表示, 应力最大值不只出现在电偶臂边角处, 也出现在左边一排电偶臂的上边沿中间的位置(靠近热端部分), 说明施加载荷后边沿处易出现应力集中带, 若超过许用应力值, 则会发生挤压碎裂. 图 14 表现为沿热电模块阵列边的方向各个电偶臂应力变化分布情况相似.

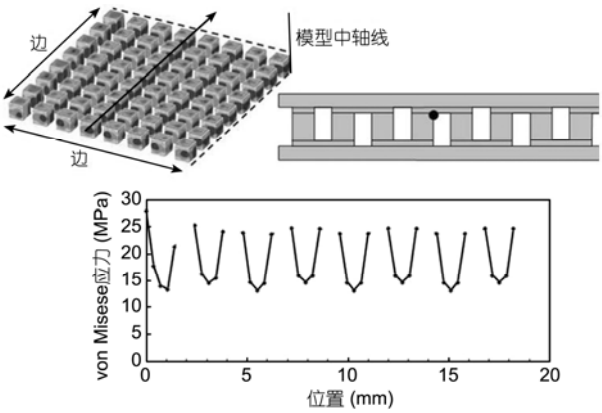


图 12 40 mm×40 mm 热电模块阵列沿边方向 von Mises 应力分布曲线

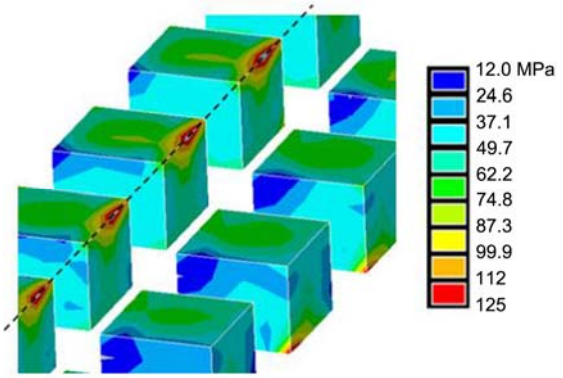


图 13　30 mm×30 mm 热电模块阵列在施加外部中心轴向均匀分布载荷(14 kg/cm^2)情况下局部 von Mises 应力云图

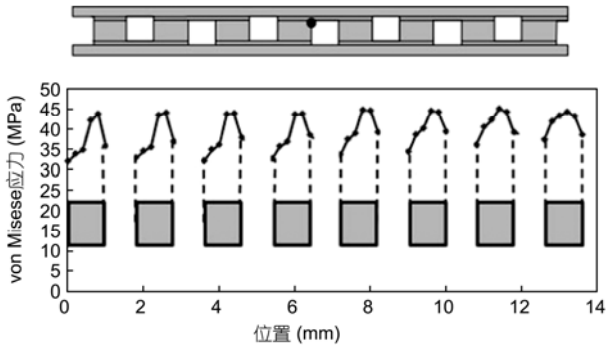


图 14　30 mm×30 mm 热电模块阵列在施加外部中心轴向均匀分布载荷(14 kg/cm^2)情况下沿边方向的 von Mises 应力分布曲线

3.3　热电发电器衬垫有限元模型分析讨论

在文献[26]中, 作者对 SP-100 热电设备的铌材料制的衬垫进行有限元分析, 模型如图 15 所示.

在扭转条件下利用 ANSYS 软件仿真其内部应力分布, 图 16 表示该衬垫的扭转测试位移分布云图, 图 17 表示最大剪应力和 von Mises 应力沿 z 方向分布情况. 由图 17 可知, 最大剪应力和 von Mises 应力的最小值都出现在 z=5.5 mm 附近. 同时该文献也指出以上的分析结果仅限于各向同性条件下该尺寸几何模型. 对于不同的模型, 尤其是在相似条件下的薄膜(thin film)设备, 由于热电材料的热伸缩性不尽相同, 所以结果也会有一定差别.

3.4　热电有限元模型部分输出特性实验验证

目前, 利用实验手法验证热电有限元模型应力分布的研究较少, 可以根据一些热电模块在实际应用中的疲劳失效案例来验证有限元分析结果可靠性[9, 20]. 目前在热电研究领域, 常用的实验方法主要集中在研究其输出特性, 例如热电模块的产生的电势差、负载的输出功率以及效率随可控变量的变化情况等[27~30]. 文献[9]用实验的方法研究了印刷板热电发电模型的输出特性, 实验环境与得到的部分结论如图 18 所示.

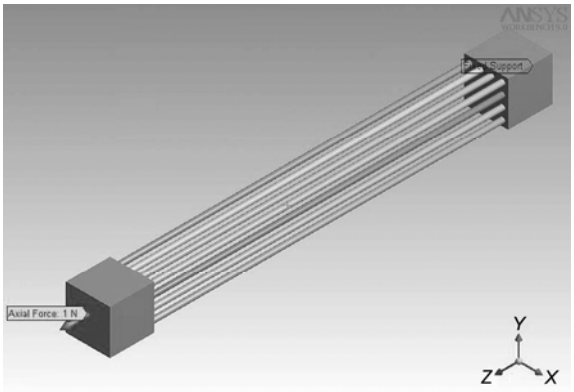


图 15　铌材料制衬垫有限元模型

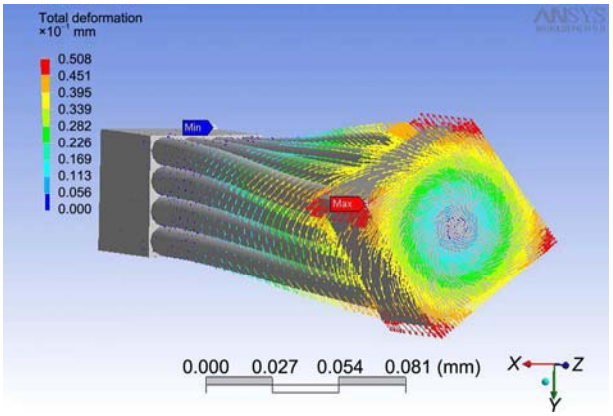


图 16　衬垫扭转测试位移分布云图

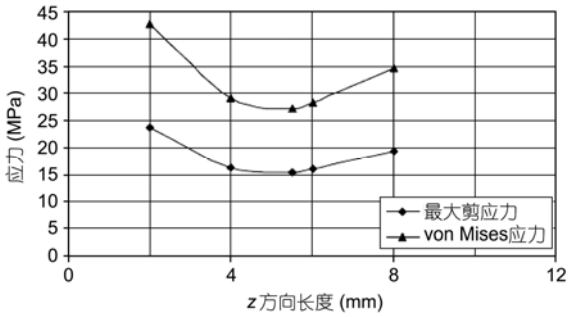


图 17　z 方向衬垫最大剪应力和 von Mises 应力分布

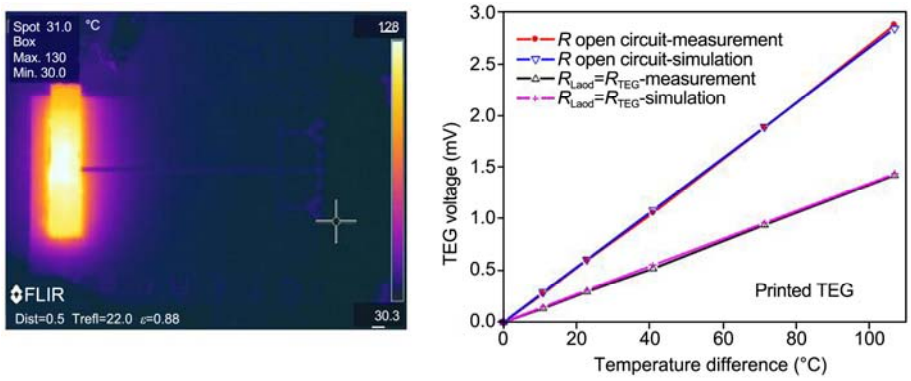


图 18　文献[31]中实验环境及结论

4　热电模块的热应力改进措施

如本文 3.1 节所提出的问题, 热电单偶四角处易出现应力集中且有最大值(在阵列热电模块分析中也存在), 可能造成热电模块的断裂和解理性破坏[10]. 针对这个问题, 王银涛等人[31]提出了一种全新的热电偶结构, 电偶臂形状与图 2 中热电单偶电偶臂一致, 接触铜片横截面形状如图 19 所示. 较传统矩形接触铜片相比, 新型接触铜片边缘采用了圆弧过渡, 目的就是为了缓解应力, 避免出现应力带与应力集中现象.

图 20 是矩形接触铜片和新型圆弧铜片的应力分布云图比较. 可以明显看出, 左边的矩形铜片边角处出现了应力集中现象, 而右边的铜片由于采取了圆弧形过渡, 没有明显的应力集中点. 计算表明, 矩形铜片出现的最大热应力为 1.57 GPa, 采用圆弧形过渡的铜片最大热应力为 0.96 GPa, 应力缓解效果明显.

图 19　新型热电偶接触铜片横截面形状

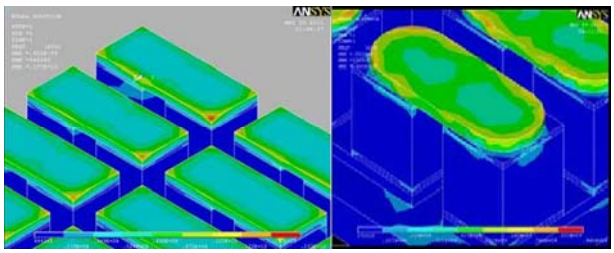


图 20　矩形接触铜片和新型圆弧铜片的应力分布云图比较

文献[17]中提到另一种热电模块的改进措施, 采用新型的梯形热电偶臂, 几何示意图如图 21 所示. 定义 R_A 为电偶臂高温端与低温端处横截面积的比值, 即

$$R_A = A_H / A_L . \tag{15}$$

当 R_A=1 时, 热电偶臂为传统的长方体形状. 图 22 和 23 分别为当 R_A=1 时 von Mises 应力分布云图和应力值沿 y 方向的变化情况, 图 24 和 25 分别为当 R_A=2 时 von Mises 应力分布云图和应力值沿 y 方向的变化情况, 对热电模块的有限元分析采用 ABAQUS 软件.

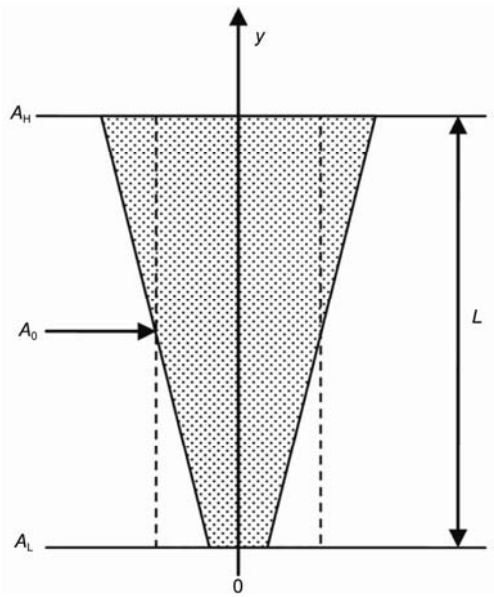


图 21　梯形热电电偶臂几何示意图

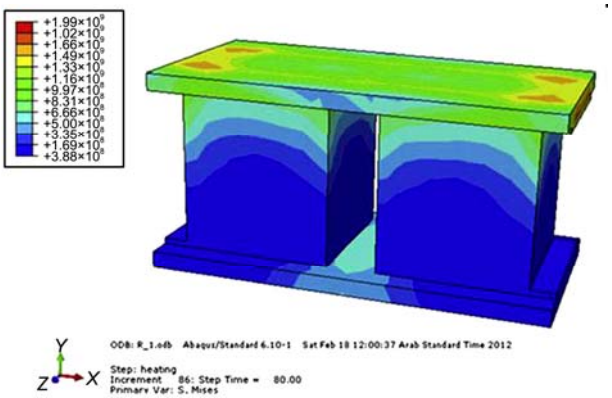


图 22　R_A=1 时 von Mises 应力分布云图

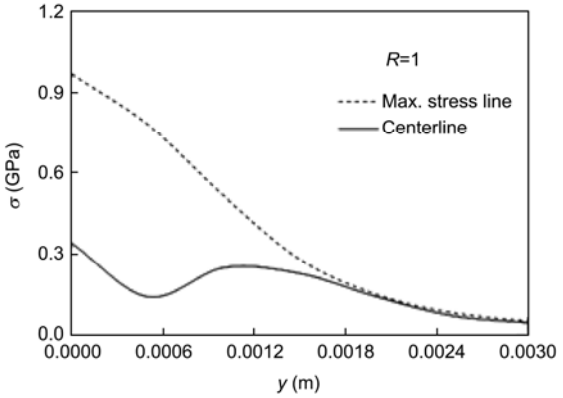


图 23　R_A=1 时 von Mises 应力值沿 y 方向的变化情况

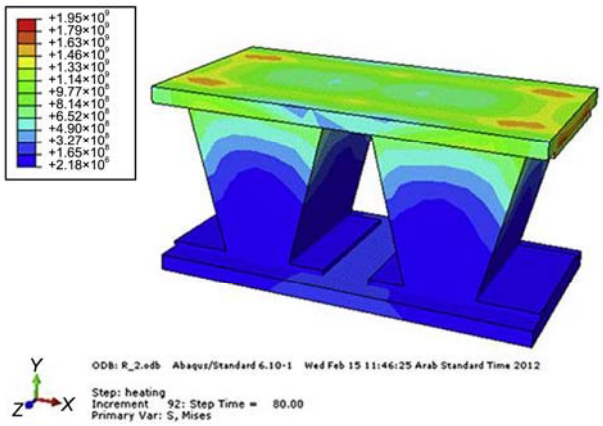


图 24　R_A=2 时 von Mises 应力分布云图

可以看出, 图 22 和 24 在四角处都有应力集中现象, 但是如图 25 和 23 表示, 当 R_A=2 时, 最大应力值

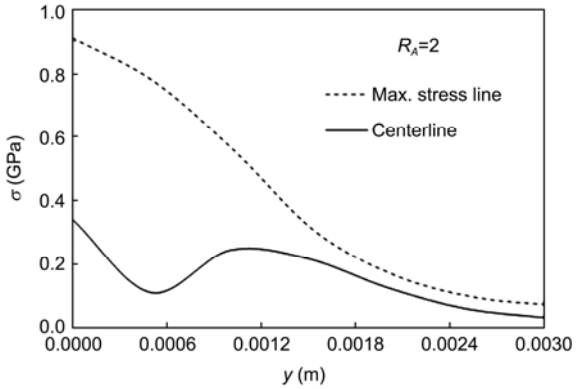


图 25　R_A=2 时 von Mises 应力值沿 y 方向变化情况

为 0.912 GPa, 与 R_A=1 时最大应力值 0.969 GPa 相比较小, 说明变截面电偶臂起到了降低热电模块最大热应力值的作用.

5　结语

热电有限元问题研究, 已经从最开始研究温度场、电势场、热流量等的分布, 发展到现在的热-电-结构耦合有限元分析. 根据有限元原理构造热电耦合分析的整体方程, 建立热电模块的实体模型, 合理选择热电模块各材料的物性参数, 选用恰当的有限元结构单元进行网格划分, 设置边界条件, 进行求解计算, 得到应力分布云图(主要是 von Mises 应力云图)以及应力变化曲线, 找出应力集中点或应力带, 计算出最大应力值, 并与热电材料的许用应力值进行比较, 判断热电模块是否处于断裂或解理破坏的危险情况中. 多项研究指出[8~10, 17, 20, 24~27], 应力集中易出现在热电偶臂靠近外端的边角处, 利用热压法制备的热电材料相比区熔法制备的热电材料具有更大的剪切强度, 具有较好的抗剪压性. 同时针对热电模块电偶臂边角易出现应力集中的现象, 导电铜带可以采用更为平顺的弧形过渡, 缓解应力集中现象, 采用可变电偶臂结构也可以降低热电模块的最大热应力值, 从而提高材料的稳定性和使用寿命. 对热电模块建立有限元模型, 分析应力分布情况, 对设计合理的热电模块形状以预防减少使用中产生的应力集中现象具有重要的意义.

参考文献

1 García-Cañadas J, Power A V, Kaltzoglou A, et al. Fabrication and evaluation of a skutterudite-based thermoelectric module for high-temperature applications. J Electron Mater, 2012, 41(9): 1316–1324

2 Poudel B, Hao Q, Ma Y, et al. High-thermoelectric performance of nanostructured bismuth antimony telluride bulk alloys. Science, 2008, 320: 634–638

3 Anatychuk L I. Original thermoelectric development of physical concepts, materials and related technologies and applications. Proceedings of 2001 International Conference of Thermoelectric, 2001. 35–41

4 Lu K S, Pellicone D, Bonner R, et al. High-capacity thermoelectric heat exchanger. Proceedings of 13th IEEE ITHERM Conference, 2012. 78–85

5 Tatarinov D, Wallig D, Bastian G. Optimized characterization of thermoelectric generators for automotive application. J Electron Mater, 2012, 41(6): 1706–1712

6 Fleurial J P, Johnson K, Sakamoto J, et al. Development of segmented thermoelectric multicouple converter technology. IEEE AC paper, 2006, 45(9): 1117–1124

7 Ku J, Ottenstein L. Thermoelectric Converter for Loop Heat Pipe Temperature Control: Experience and Lessons Learned. Technical Report. American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2010

8 Ionescu C, Codreanu N, Svasta P. Performance evaluation of a thermoelectric cooler using finite element analysis. Proceedings of 34th International Spring Seminar on Electronics Technology, 2011. 436–441

9 Ionescu C, Svasta P, Bonfert D. Simulation of printed thermoelectric generators using finite element analysis. Proceedings of 2011 IEEE 17th International Symposium for Design and Technology in Electronic Packaging (SIITME), 2011. 235–240

10 Gao J L, Du Q G , Zhang X D, et al. Thermal stress analysis and structure parameter selection for a Bi_2Te_3-based thermoelectric module. J Electron Mater, 2011, 40(5): 884–888

11 Huang M J, Chou P K, Lin M C. An investigation of the thermal stresses induced in a thin-film thermoelectric cooler. J Thermal Stresses, 2008, 31(2): 438–454

12 Huang M J, Chou P K, Lin M C. Thermal and thermal stress analysis of a thin-film thermoelectric cooler under the influence of the Thomson effect. Sensors Actuat A, 2006, 126(7): 122–128

13 Huang M J, Yen R H, Wang A B. The influence of the Thomson effect on the performance of a thermoelectric cooler. Int J Heat Mass Transfer, 2005, 48(10): 413–418

14 ANSYS Release 9. 0 Documentation, 2004

15 Antonova E E, Looman D C. Finite elements for thermoelectric device analysis in ANSYS. ANSYS Inc. , 2006

16 Silvester P P, Ferrari R L. Finite Elements for Electrical Engineers. 3rd ed. Cambridge: Cambridge University Press, 1996

17 Al-Merbati A S, Yilbas B S, Sahin A Z. Thermodynamics and thermal stress analysis of thermoelectric power generator: Influence of pin geometry on device performance. Appl Therm Eng, 2013, 50: 683–692

18 Ootao Y, Tanigawa Y. Three-dimensional solution for transient thermal stresses of functionally graded rectangular plate due to nonuniform heat supply. Int J Mech Sci, 2005, 47: 1769–1788

19 邓训, 徐远杰. 材料力学. 武汉: 武汉大学出版社, 2002. 308–315

20 蒋新强. 汽车半导体温差发电系统研究. 硕士学位论文. 广州: 华南理工大学, 2010

21 李将禄, 张晓晔, 赵秀平, 等. 三元热电烧结体材料制作技术的研究. 人工晶体学报, 1995, 24(2): 128–131

22 卢波辉, 赵新兵. 热压法制备 Bi2Te3 基温差电材料的组织与性能. 兵器材料科学与工程, 2007, 27(3): 13–16

23 周西松, 邓元, 韦国丹, 等. 溶剂热法合成 Sn(Pb)Te-Bi_2Te_3 系热电材料及其性能研究. 中国科学 E 辑: 技术科学, 2003, 33(3): 217–221

24 Turenne S, Clin T, Vasilevskiy D, et al. Finite element thermomechanical modeling of large area thermoelectric generators based on bismuth telluride alloys. J Electron Mater, 2010, 39(9): 1926–1933

25 Clin T, Turenne S, Vasilevskiy D, et al. Numerical simulation of the thermomechanical behavior of extruded bismuth telluride alloy module. J Electron Mater, 2009, 38(7): 994–1001

26 Soto M A, Venkatasubramanian R. Ansys-based detailed thermo-mechanical modeling of complex thermoelectric power designs. Proceedings of 2005 International Conference on Thermoelectrics, 2005. 219–221

27 Stobart R, Milner D. The potential for thermo-electric regeneration of energy in vehicles. 2009 SAE World Congress & Exhibition, SAE International 2009-01-1333

28 Morschel M, Bastian G. Interferometric analysis of thermomechanical deformations in thermoelectric generators. J Electron Mater, 2012, 41(12): 714–719

29 Crane D T, Lagrandeur J W. Progress report on BSST-Led US Department of energy automotive waste heat recovery program. J Electron Mater, 2010, 39: 2142–2148

30 Chen J C, Zhou Y H, Wang H J, et al. Comparison of the optimal performance of single- and two-stage thermoelectric refrigeration systems. Appl Energy, 2002, 73: 285–298

31 王银涛, 杨华峰, 刘伟, 等. 温差发电片应力分析及一种改进措施. 中国工程热物理学会, 传热传质学, 2011