

杨小秋,施小斌,许鹤华等. 双探针型海底热流计的结构优化. 地球物理学报, 2009, 52(5):1280~1288, DOI:10.3969/j.issn.0001-5733.2009.05.017

Yang X Q, Shi X B, Xu H H, et al. Optimizing probe structure for dual-probe seafloor heat flow meter. *Chinese J. Geophys.* (in Chinese), 2009, 52(5):1280~1288, DOI:10.3969/j.issn.0001-5733.2009.05.017

双探针型海底热流计的结构优化

杨小秋^{1,2}, 施小斌¹, 许鹤华¹, 徐 行³, 李官保⁴, 郭兴伟⁵, 罗贤虎³

1 中国科学院边缘海地质重点实验室, 南海海洋研究所, 广州 510301

2 中国科学院研究生院, 北京 100049

3 广州海洋地质调查局, 广州 510760

4 国家海洋局第一海洋研究所, 青岛 266061

5 青岛海洋地质研究所, 青岛 266071

摘 要 本文在现有海底热流探针制作技术条件下, 首先建立了脉冲式双探针海底测量单元的有限元数值模型, 模拟获得多组参数下的温度-时间数据, 作为“实测”数据, 再用脉冲加热有限长线热源(PFLS)模型求解待测介质热导率及其相对误差上限($RE_{\lambda-UL}$), 并以 $RE_{\lambda-UL}$ 最小为原则, 对双探针热流计的结构进行优化. 结果表明: (1) 在不同探针脉冲强度(q)、温度测量误差(ΔT_m)和探针长度(L)组合下, 都存在最佳探针间距($Best_r$), 使得 $RE_{\lambda-UL}$ 降到最低; (2) 随着 q 增大或 ΔT_m 减小, $Best_r$ 逐渐增大; (3) 当 q 、 ΔT_m 及探针半径(a)都给定时, $Best_r$ 与探针长度(L)呈线性正相关; (4) 当 $a=1.0$ mm, 且 q 、 ΔT_m 分别取为 $628.0\sim 1100.0$ J·m⁻¹、 $0.5\sim 1.0$ mK, 若 L 在 $20.0\sim 42.0$ mm 之间时, 则 $Best_r$ 在 $18.0\sim 30.0$ mm 之间, 此时介质热导率相对误差上限可控制在 5.5% 以内, 同时测量温度可在 6 min 内达到最大值, 即脉冲加热开始后, 温度测量只需约 7 min, 便可满足介质热导率的求解, 这比目前常用的 Lister 型热流计所需海底测量时间缩短 8 min 左右.

关键词 双探针型海底热流计, 结构优化, 双探针脉冲法(DPHP), 脉冲加热有限长线热源(PFLS)模型, 有限元数值模拟

DOI:10.3969/j.issn.0001-5733.2009.05.017 中图分类号 P743, TK521 收稿日期 2008-09-05, 2009-04-16 收修定稿

Optimizing probe structure for dual-probe seafloor heat flow meter

YANG Xiao-Qiu^{1,2}, SHI Xiao-Bin¹, XU He-Hua¹, XU Xing³,

LI Guan-Bao⁴, GUO Xing-Wei⁵, LUO Xian-Hu³

1 CAS Key Laboratory of Marginal Sea Geology, South China Sea Institute of Oceanology, Chinese Academy of Sciences, Guangzhou 510301, China

2 Graduate University, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China

3 Guangzhou Marine Geological Survey, Guangzhou 510760, China

4 First Institute of Oceanography, State Oceanography Administration, Qingdao 266061, China

5 Qingdao Institute of Marine Geology, Qingdao 266071, China

Abstract This paper aims to optimize the probe structure for dual-probe seafloor heat flow meter. Firstly, with a constructed finite element model for seafloor pulsing dual-probe, a series of temperature-time data, which are used as the “observed” data, can be obtained by giving different probe structures and thermal properties. Then, we calculated medium thermal

基金项目 国家高技术研究发展计划(863 计划)项目(2006AA09A203)、国家重点基础研究发展 973 计划项目(2007CB41170104)、国家高技术研究发展计划(863 计划)项目(2008AA09Z306)和国土资源部海洋油气资源与环境地质重点实验室基金项目(MRE200804)资助.

作者简介 杨小秋,男,1981 年生,中国科学院南海海洋研究所博士研究生,主要从事地热学和构造应力场模拟研究.

E-mail:yxq2081@scsio.ac.cn

conductivity and its corresponding maximum relative error ($RE_{\lambda-UL}$) by using Pulsed Finite Line Source (PFLS) model, and optimize the probe structure in which $RE_{\lambda-UL}$ is minimized. Finally, we optimized dual-probe structure with the now available manufacture technique of seafloor heat flow probe. Our results show that: (1) under each distinct combination of probe heat pulse strength (q), temperature measurement error (ΔT_m) and probe length (L), there must be a best probe spacing (Best_ r), at that position, $RE_{\lambda-UL}$ is least; (2) Best_ r can be accordingly increased with q increasing or ΔT_m decreasing; (3) when $q, \Delta T_m$ and probe radius (a) are given, there is a significant linear positive correlation between Best_ r and L ; (4) when a is 1.0 mm, q is from 628.0~1100.0 J·m⁻¹, ΔT_m is from 0.5 mK to 1.0 mK, and L is from 20.0 mm to 42.0 mm, Best_ r ranges from 18.0 mm to 30.0 mm. In this case, the maximum relative error in medium thermal conductivity is within 5.5%, meanwhile, it reaches the maximum measurement temperature within 6 minutes, which means that the temperature measurement just needs about 7 minutes to calculate medium thermal conductivity after the beginning of pulse heating, which is about 8 minutes shorter than that of the Lister-type heat flow meter.

Keywords Dual-probe seafloor heat flow meter, Structure optimization, Dual-probe heat pulse (DPHP) method, Pulsed Finite Line Source (PFLS) model, Finite element numerical modeling

1 引言

海底热流探测是很重要的地球物理调查项目之一,对地球动力学基础研究和包括天然气水合物在内的油气资源评价都具有重要意义. 探针式热流计是获取深水热流的主要手段,而原位测量技术是海底热流探测技术的发展方向. 现今广泛使用的海底热流探针属于单探针类,即热源的主动或被动激发与温度的测量由同一探针完成,这类探针又可以分为 Ewing 型和 Lister 型两类. Ewing 型探针^[1~5]由多个微型自容式温度传感器按不同角度和一定间距外挂固定在重力采样管或钢矛上,通过测量传感器所处的环境温度获得该站点的地温梯度. Lister 型探针^[6~11]由一根细管和一根加强钢杆构成,细管中安装加热丝,同时等间距排列多个温度传感器,这样不仅可测传感器所处的环境温度,而且可通过脉冲激发加热后的温度衰减记录求得原位热导率. 前者所需的海上作业时间较短,但热流计算所需的沉积物热导率需要取样后在室内测量. 后者虽可求得原位热导率,但要求脉冲加热后探针在沉积物中停留较长的时间(约 15 min),增加了海上作业的风险性. 为了缩短海底测量时间、降低海上作业风险,同时又能获得原位地温梯度和热导率,李官保等^[12,13]创新地提出并开始着手制作双探针型海底热流计.

双探针型海底热流计也是由多个测量单元组成,每个测量单元的热源激发与温度测量分别由两

根平行且保持一定间距的细探针完成,其中一根为加热探针,内部装有加热丝;另一根为温度记录探针,内部装有温度传感器. 其地温梯度的测量与 Ewing 型探针类似;同时,根据其工作原理,利用热脉冲激发后温度探针记录到的最大温度及其对应时间,就可以求得介质原位热导率等热物性参数^[14~18]. 这样可以大大缩短探针在海底的工测量时间. 但是,介质热物性求解误差主要来源于模型误差和测量误差,也即与所选用的简化模型和探针结构参数(探针半径、长度及间距)、脉冲加热时间、功率及温度测量分辨率等密切相关^[15~20]. Ham 等^[20]曾为探讨双探针脉冲法(DPHP; dual-probe heat pulse method)中各因素是如何影响土壤热物性的测量而进行过定性分析,但他们的分析仅基于瞬间加热无限长线热源(IILS: instantaneous infinite line source)和脉冲加热无限长线热源(PILS: pulsed infinite line source)两简化模型,且受实际实验条件限制,只做了少数几组实验. 而我们^[21]已基于双探针海底测量单元的有限元数值模型,对各因素在 DPHP 法的 3 个线热源简化模型中所引起的模型误差作了详细的分析和讨论. 并以模型误差最小为原则选取简化模型. 结果表明 PFLS(PFLS: pulsed finite line source)模型是 DPHP 法中求解介质热物性较为实用的简化模型. 但 PFLS 模型要求小的探针半径、宽的探针间距. 而在实际海底热流测量时,为保障探针在快速插入沉积物过程中不易弯曲或折断,要求探针有一定强度,这样探针就不能太细长. 同时,为了降低设备能耗,

应降低探针的脉冲功率, 但探针温度测量的分辨率又是有限的, 为保障获得有效的温度变化数据, 需要足够大的脉冲功率和尽量小的探针间距。

为解决上述理论要求与实际条件限制之间的矛盾, 本文在现有的海底热流探针制作技术条件下, 首先根据双探针结构及其工作原理和海底作业环境特征, 建立双探针海底测量单元的有限元数值模型, 并计算出多组参数(附录 1)下的温度-时间($T-t$)数据, 然后将这些数据作为“实测”数据, 利用 PFLS 简化模型解算介质热物性参数及对应的相对误差上限, 并以相对误差上限最小为原则, 对双探针型海底热流计结构进行优化。

2 模型与实验方法

本文基于双探针静止停留在海底沉积物中的工作特点, 在实际利用简化模型进行热流解算中一般假设: (1)各双探针测量单元所处位置的介质是各向同性的; (2)探针与介质之间无接触热阻。在有限元模型中也作这些假设, 同时为了计算简便, 我们还假设探针和介质的初始温差为 0.0 K, 该假设对结果没有影响。

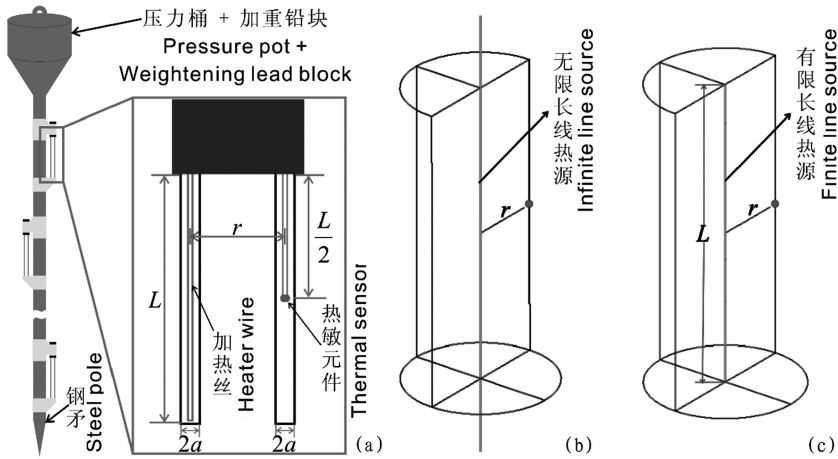


图 1 双探针型海底热流计结构及简化模型示意图¹⁾
(a) 双探针结构; (b) 无限长线热源简化模型; (c) 有限长线热源简化模型;
 a 表示探针半径, L 表示探针长度, r 表示探针间距。

Fig. 1 Schematic diagrams of the dual-probe seafloor heat flow meter's structure and its simplified models¹⁾

(a) dual-probe structure; (b) infinite line source model; (c) finite line source model a is probe radius, L is probe length, r is probe spacing.

表 1 简化模型特征

Table 1 Characters of simplified models

序号	简化模型	简写符号	加热方式		探针长度		热源形状
			瞬间	脉冲	无限长	有限长	线热源
1	瞬间加热无限长线热源	IILS	√		√		√
2	脉冲加热无限长线热源	PILS		√	√		√
3	脉冲加热有限长线热源	PFLS		√		√	√

2.1 理论简化模型

DPHP 法在理论上可从 3 个方面加以简化: (1) 加热方式为瞬间加热或脉冲加热; (2) 探针长度是有限长或无限长; (3) 探针是线热源或圆柱体热源(图 1)。

柱热源模型比线热源模型更接近双探针的实际结构, 但柱热源各简化模型中, 只有瞬间加热无限长柱热源模型 (IICS: instantaneous infinite cylinder source model) 给出了解析解^[22], 而且解析解过于复杂, 不宜用来对实测数据进行解算。因此, 为实用起见, 我们仅利用线热源中的 3 个简化模型(表 1), 对实测数据进行解算, 求取介质热物性参数及相应的相对误差。

基于上述基本假设, 这 3 个线热源简化模型的解析解可表示如下:

IILS 模型 该模型将探针视为无限长线热源, 同时将脉冲阶段加热丝所释放的总热量视为瞬间产生的总热量, 则加热探针周围介质的温度分布为^[22]

$$T(r, t) = \frac{q}{4\pi\kappa Ct} \exp\left(-\frac{r^2}{4\kappa t}\right), \quad (1)$$

其中各参数见表 2, 下同。

PILS 模型 该模型将探针视为无限长线热源,

同时假定脉冲阶段加热丝以恒定的功率放热. 脉冲加热后, 加热探针周围介质的温度分布可表示为^[22]

$$T(r, t) = \frac{q'}{4\pi\kappa C} \left\{ \text{Ei} \left[\frac{-r^2}{4\kappa(t-t_0)} \right] - \text{Ei} \left[\frac{-r^2}{4\kappa t} \right] \right\} \quad t > t_0. \quad (2)$$

源, 同时假定脉冲阶段加热丝以恒定的功率放热. 脉冲加热后, 加热探针中垂面上周围介质的温度分布可表示为^[15]

$$T(r, t) = \frac{q'}{4\pi\kappa C} \int_{r^2/(4\kappa t)}^{r^2/(4\kappa(t-t_0))} \frac{\exp(-u)}{u} \text{erf} \left(\frac{L}{2r} \sqrt{u} \right) du \quad t > t_0. \quad (3)$$

PFLS 模型 该模型将探针视为有限长线热

表 2 参数说明

Table 2 Introduction of parameters

参数	物理意义	单位	参数	物理意义	单位
κ_1	探针热扩散率	$\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	t	测量时间	s
C_1	探针体积热容	$\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1}$	t_0	脉冲加热时间	s
λ_1	探针热导率	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	t_m	r 处达最大温度的时间	s
κ	介质热扩散率	$\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	$T(r, t)$	r 处 t 时刻的温度	K
C	介质体积热容	$\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1}$	$T_m(r, t_m)$	r 处的最大温度	K
λ	介质热导率	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	ΔT_m	探针温度测量误差	K
$\hat{\kappa}$	介质热扩散率解算值	$\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	A_0	加热探针体生热率	$\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$
\hat{C}	介质体积热容解算值	$\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1}$	$q' = A_0(\pi a^2)$	加热探针线生热率	$\text{J} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$
$\hat{\lambda}$	介质热导率解算值	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	$q = q' t_0$	加热探针脉冲强度	$\text{J} \cdot \text{m}^{-1}$
a	探针半径	m	$RE_{\eta-\text{mod}}^\dagger$	介质热物性模型误差	%
L	探针长度	m	$RE_{\eta-\text{meas}}^\dagger$	介质热物性测量误差	%
r	探针间距/径向半径	m	RE_{η}^\dagger	介质热物性相对误差	%
Best_ r	最佳探针间距	m	$RE_{\eta-UL}^\dagger$	介质热物性相对误差上限	%
W	有限元模型宽度	m	$\text{Ei}[-x]$	指数积分	
D	有限元模型深度	m	$\text{erf}(x)$	误差函数	

† 其中 $\eta = \kappa, C, \lambda$

2.2 有限元数值模型与“实测”数据

假设双探针(半径为 a , 长度为 L)在插入海底沉积物后保持静止, 并且与周围沉积物的初始温差 $T(r, z, 0) = 0$, 在时段 $[0, t_0]$ 内, 加热探针以恒定的体生热率 A_0 加热. 若以加热探针中心轴为 Z 轴, 过探针中点的径向轴为 R 轴(图 2), 则双探针及周围沉积物的温度变化量 $T(r, z, t)$ 在 $O-RZ$ 柱坐标系下的热传导微分方程可表示为

$$C \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + A, \quad (4)$$

初始条件: $T(r, z, 0) = 0$.

其中 $C = C_1, \lambda = \lambda_1 \left(|r| \leq a, |z| \leq \frac{L}{2} \right)$;

$A = A_0 \left(|r| \leq a, |z| \leq \frac{L}{2}, t \leq t_0 \right)$; $A = 0$ (沉积物区域).

我们利用 FEPG 有限元软件自动生成系统 (<http://www.fegensoft.com/>), 生成求解方程(1)

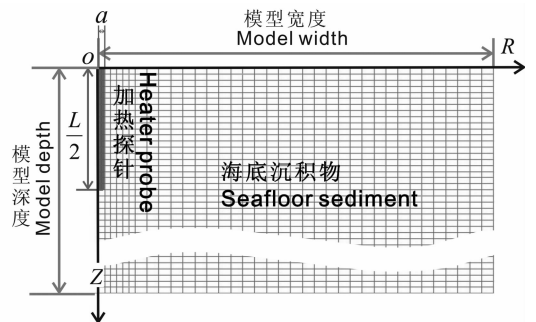


图 2 双探针海底测量单元的有限元模型示意图(加热探针和海底沉积物关于 R 轴和 Z 轴对称)

Fig. 2 Schematic diagram of the finite element model for seafloor dual-probe (heater probe and seafloor sediment are symmetry about both R -axis and Z -axis)

的双探针海底测量单元的有限元数值模型. 该模型在给定沉积物热物性、探针热物性、结构参数、脉冲时间以及探针体生热率条件下, 可计算出探针及其周围介质温度随时间的变化.

2.3 热物性参数求解

(1) 热扩散率 上述 3 个理论简化模型 $T-t$ 曲线和有限元数值模拟获得的 $T-t$ 曲线^[15,21]表明: 在脉冲加热后, 探针间距 r 处的温度先是逐渐升高, 达到极大值 T_m (对应的时刻记为 t_m) 后再逐渐衰减. 因此, 可据函数的极值原理, 求取温度分布函数 (1)~(3) 在 r 处的极值点, 可得到 ILS、PILS 和 PFLS 3 个简化模型中热扩散率(κ)与最大温度时间(t_m)的关系式分别为^[14,15,17]

$$\kappa = r^2 / (4t_m), \quad (5)$$

$$\kappa = \frac{r^2 t_0}{4(t_m - t_0)t_m [\ln(t_m) - \ln(t_m - t_0)]}, \quad (6)$$

$$t_m \exp\left[\frac{-r^2}{4\kappa(t_m - t_0)}\right] \operatorname{erf}\left[\frac{L}{4\sqrt{\kappa(t_m - t_0)}}\right] \\ = (t_m - t_0) \exp\left[\frac{-r^2}{4\kappa t_m}\right] \operatorname{erf}\left[\frac{L}{4\sqrt{\kappa t_m}}\right]. \quad (7)$$

根据(5)~(7)式, 利用由实测 $T-t$ 曲线读取的 (T_m, t_m), 探针间距 r 以及脉冲时间 t_0 , 可分别求得 3 个简化模型中的热扩散率.

(2) 体积比热容 利用参数 r, t_0, t_m, T_m 及 κ , 根据方程(1)、(2)、(3), 则可得到 ILS、PILS 和 PFLS 3 个简化模型下的体积比热容, 其表达式分别为^[14,17]

$$C = \frac{q}{e\pi r^2 T_m}, \quad (8)$$

$$C = \frac{q'}{4\pi\kappa T_m} \left\{ \operatorname{Ei}\left[\frac{-r^2}{4\kappa(t_m - t_0)}\right] - \operatorname{Ei}\left[\frac{-r^2}{4\kappa t_m}\right] \right\}, \quad (9)$$

$$C = \frac{q'}{4\pi\kappa T_m} \int_{r^2/(4\kappa t_m)}^{r^2/(4\kappa(t_m - t_0))} \frac{\exp(-u) \operatorname{erf}\left(\frac{L}{2r}\sqrt{u}\right) du}{u}. \quad (10)$$

(3) 热导率 又因为热导率是热扩散率与体积热容的乘积, 即

$$\lambda = \kappa C. \quad (11)$$

则将上面求得的 κ, C 代入(11)式, 可得到各简化模型中的热导率.

2.4 相对误差计算

上述 3 个简化模型都对实际探针结构进行了不同程度的简化, 则介质热物性的求解必然存在模型误差, 其大小与简化模型的选取有关. 另外, 由于探针间距 r 处的最大温度 T_m 是个测量量, 其测量误差 ΔT_m 也会给热物性参数的求解带来误差. 因此, 模型误差和测量误差是介质热物性误差的主要来源.

(1) 模型误差 若把据 3 个简化模型求得的热扩散率、体积比热容和热导率分别记为 $\hat{\kappa}, \hat{C}, \hat{\lambda}$, 那么它们的模型误差可定义如下

$$RE_{\eta\text{-mod}} = \frac{\hat{\eta} - \eta}{\eta} \times 100\%, \quad (12)$$

其中 $\eta = \kappa, C, \lambda$ (下同).

(2) 测量误差 记探针间距 r 处最大温度升高量 T_m 的测量误差为 ΔT_m , 将方程(5)~(11)对 T_m 进行泰勒展开, 并作一阶近似, 则可得到 ΔT_m 给介质热物性参数带来的测量误差:

$$RE_{\kappa\text{-meas}} = 0, \quad (13)$$

$$RE_{C\text{-meas}} = -(\Delta T_m / T_m) \times 100\%, \quad (14)$$

$$RE_{\lambda\text{-meas}} = -(\Delta T_m / T_m) \times 100\%, \quad (15)$$

(3) 相对误差 介质热物性相对误差计算公式可由模型误差与测量误差之和表示, 即

$$RE_{\eta} = RE_{\eta\text{-mod}} + RE_{\eta\text{-meas}}, \quad (16)$$

且其相对误差上限可表示为

$$RE_{\eta\text{-UL}} = |RE_{\eta\text{-mod}}| + |RE_{\eta\text{-meas}}|. \quad (17)$$

3 优化结果与讨论

探针脉冲加热时间(t_0)、体生热率(A_0)、热物性(λ_1, C_1, κ_1)、探针长度(L)及半径(a), 在上述 3 个简化模型中都会引起不同的模型误差. 为此, 我们^[21]已基于双探针海底测量单元的有限元数值模型, 根据方程(5)~(12), 对双探针的脉冲加热时间、体生热率、热物性、长度及半径等因素在上述 3 个线热源简化模型中所引起的模型误差作了详细的分析和讨论. 并以模型误差最小为原则选取简化模型. 结果表明 PFLS(PFLS: pulsed finite line source)模型是 DPHP 法中求解介质热物性较为实用的简化模型, 它可消除加热时间、探针长度及探针热导率对介质热物性参数求解的影响. 但是为了减小介质热物性求解的模型误差, PFLS 模型要求小的探针半径、宽的探针间距. 而在实际海底热流测量时, 为保障探针在快速插入沉积物过程中不易弯曲或折断, 要求探针有一定强度, 这样探针就不能太细长. 同时, 为了降低设备能耗, 应降低探针的脉冲功率. 但探针温度测量的分辨率又是有限的, 为保障获得有效的温度变化数据, 需要足够大的脉冲功率和尽量小的探针间距. 为解决这对理论要求与实际条件限制之间的矛盾, 下面我们在现有的海底热流探针制作技术条件下, 基于有限元数值模型获取不同参数组合下的 $T-t$ 数据, 利用 PFLS 模型, 对双探针型海底热流计结构进行优化.

3.1 参数选取

通常情况下常见金属的热导率、体积热容和热扩

散率变化范围分别为: $35.0 \sim 400.0 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 、 $1.4 \times 10^6 \sim 4.0 \times 10^6 \text{ J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1}$ 、 $20.0 \times 10^{-6} \sim 130.0 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1[23]}$; 而海底沉积物的热导率和热扩散率变化范围分别为: $0.8 \sim 1.34 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1[4,5,24]}$ 、 $0.22 \times 10^{-6} \sim 1.39 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1[19]}$ 。因此,为尽量符合实际,本文的有限元模拟实验中,探针及待测介质的热物性参数都在上述范围内取值(附录 1)。

据上述基本认识,进行双探针结构优化时,探针热导率、体积热容及脉冲时间可分别取为 $\lambda_1 = 40.0 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 、 $C_1 = 3.6 \times 10^6 \text{ J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1}$ 、 $t_0 = 10.0 \text{ s}$ 。而探针半径可据海底热流探针制作现有技术条件取为 $a = 1.0 \text{ mm}$,同时为探讨实际温度测量误差 ΔT_m 和探针脉冲强度 q 是如何影响最佳探针间距与探针长度之间的关系,我们在现有技术条件下,可将探针温度测量分辨率 1.0 mK 或其二分之一作为 ΔT_m ,即 $\Delta T_m = 1.0 \text{ mK}$ 、 0.5 mK ,同时令 $q = 1100.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1}$ 、 $628.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1}$ (分别对应 $A_0 = 3.6 \times 10^7 \text{ J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $2.0 \times 10^7 \text{ J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$)(附录 1 之 test18~test24、test27~test33)。

3.2 优化结果

在如上选取的 (a, λ_1, C_1, t_0) 参数下,通过改变探针长度 $(L = 20.0 \sim 42.0 \text{ mm})$ 及探针脉冲强度 $(q = 1100.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1}$ 、 $628.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1})$,进行有限元数值模拟得到 test18~test24 和 test27~test33 的 $T-t$

“实测”数据。再用 PFLS 模型求解 ΔT_m 分别为 1.0 mK 和 0.5 mK 时的介质热物性参数及相对误差,由式子(12)、(15)、(17)可得到介质热导率的相对误差上限:

$$RE_{\lambda-UL} = \left(\left| \frac{\hat{\lambda} - \lambda}{\lambda} \right| + \left| \frac{\Delta T_m}{T_m} \right| \right) \times 100\% \quad (18)$$

并以此上限最小为原则,对各参数组合下的双探针热流计结构进行优化。

图 3 是 q 为 $628.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1}$ 或 $1100.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1}$,而 ΔT_m 为 0.5 mK 或 1.0 mK 时的 $RE_{\lambda-UL} - r$ 曲线图。图 4 是不同 q 和 ΔT_m 组合时,最佳探针间距与探针长度的线性关系图。由图 3 可知: $RE_{\lambda-UL}$ 随着探针间距的增大,先是逐渐减小,达到极值后,又逐渐增大,说明在不同的 q 、 ΔT_m 和 L 组合条件下,都存在最佳探针间距(Best_r),使得所求介质热导率的相对误差上限降到最低。同时,图 3、图 4 及表 3 还表明:(1)当 ΔT_m 一定而增大 q ,或 q 一定而减小 ΔT_m 时,最佳探针间距也逐渐增大;(2)当 q 和 ΔT_m 都一定时,最佳探针间距与探针长度呈线性正相关(图 4、表 3);(3)当 $a = 1.0 \text{ mm}$, q 在 $628.0 \sim 1100.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1}$, ΔT_m 在 $0.5 \sim 1.0 \text{ mK}$ 之间时,若探针长度范围为 $20.0 \sim 42.0 \text{ mm}$,则最佳探针间距在 $18.0 \sim 30.0 \text{ mm}$ 之间,此时介质热导率的相对误差可控制在 5.5% 以内(表 3、图 3),探针测量温度达到最大时的时间(t_m) 在 $150.0 \sim 360.0 \text{ s}$ 之间(图 5)。

表 3 不同 q 和 ΔT_m 组合时,最佳探针间距与探针长度的线性关系

Table 3 Linear relation between Best_r and L at different combinations of q and ΔT_m

有限元实验	脉冲强度 $q/(\text{J} \cdot \text{m}^{-1})$	温度测量误差 $\Delta T_m = 0.5 \times 10^{-3} \text{ K}$	温度测量误差 $\Delta T_m = 1.0 \times 10^{-3} \text{ K}$
test18~test24	1100.0	Best_r = $0.2939 \times L + 0.0160 (R^2 = 0.6523)$ 范围: $(21.0 \sim 30.0) \times 10^{-3} \text{ m}$, $RE_{\lambda-UL} = 3.5\%$	Best_r = $0.2918 \times L + 0.0136 (R^2 = 0.7330)$ 范围: $(18.0 \sim 26.0) \times 10^{-3} \text{ m}$, $RE_{\lambda-UL} = 4.5\%$
test27~test33	628.0	Best_r = $0.2826 \times L + 0.0140 (R^2 = 0.8477)$ 范围: $(19.0 \sim 26.0) \times 10^{-3} \text{ m}$, $RE_{\lambda-UL} = 4.5\%$	Best_r = $0.1480 \times L + 0.0158 (R^2 = 0.6875)$ 范围: $(18.0 \sim 22.0) \times 10^{-3} \text{ m}$, $RE_{\lambda-UL} = 5.5\%$

4 结 论

在现有的海底热流探针制作技术条件下(探针半径 a 为 1.0 mm 、探针脉冲强度 q 为 $628.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1}$ 或 $1100.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1}$ 、温度测量误差 ΔT_m 为 0.5 mK 或 1.0 mK),利用 PFLS 模型,对双探针热流计的结构进行优化。通过对优化结果进行分析和讨论,获得以下主要认识及结论:

(1)在不同的 q 、 ΔT_m 和 L 组合下,都存在最佳

探针间距(Best_r),使得相对误差上限降到最低;

(2)当 ΔT_m 一定而增大 q ,或 q 一定而减小 ΔT_m 时,最佳探针间距也逐渐增大;

(3)当 q 、 ΔT_m 及 a 都给定时,最佳探针间距与探针长度呈线性正相关;

(4)当 $a = 1.0 \text{ mm}$, q 在 $628.0 \sim 1100.0 \text{ J} \cdot \text{m}^{-1}$, ΔT_m 在 $0.5 \sim 1.0 \text{ mK}$ 之间时,若探针长度在 $20.0 \sim 42.0 \text{ mm}$ 之间,最佳探针间距在 $18.0 \sim 30.0 \text{ mm}$ 之间,此时介质热导率的相对误差可控制在 5.5% 以内,同时测量温度可在 6 min 内达到最大,即脉冲加

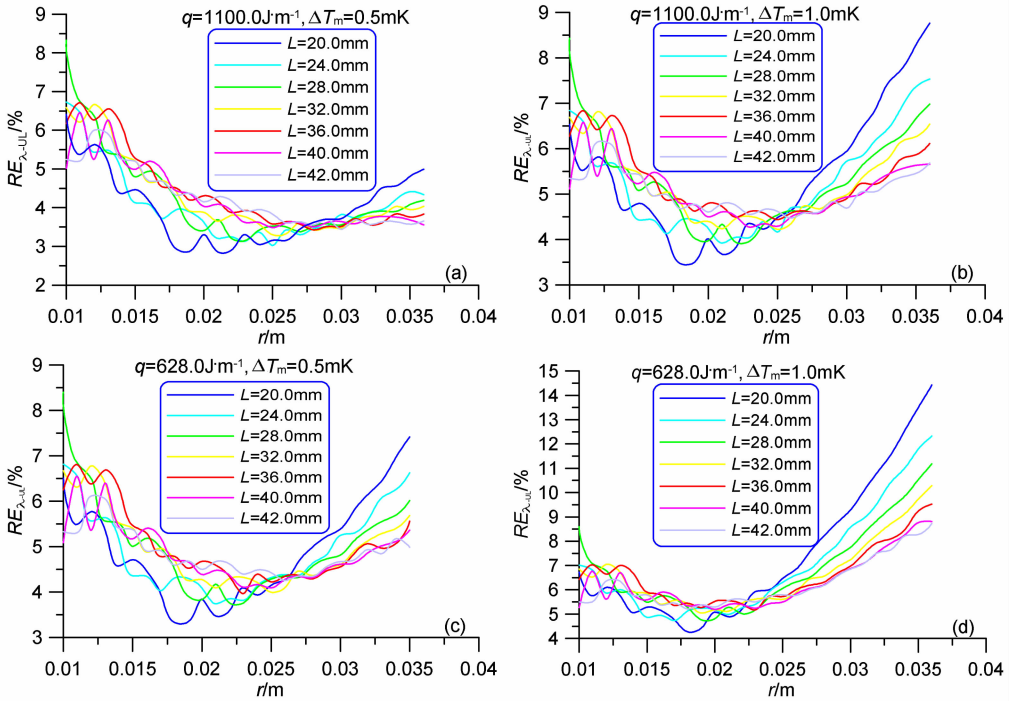


图 3 考虑 ΔT_m 时的 $RE_{\lambda-UL} - r$ 曲线

r 表示探针间距, $RE_{\lambda-UL}$ 表示介质热导率相对误差上限.

Fig. 3 Curves of $RE_{\lambda-UL} - r$ when ΔT_m is taken into account

r is probe spacing, $RE_{\lambda-UL}$ is maximum relative error in thermal conductivity.

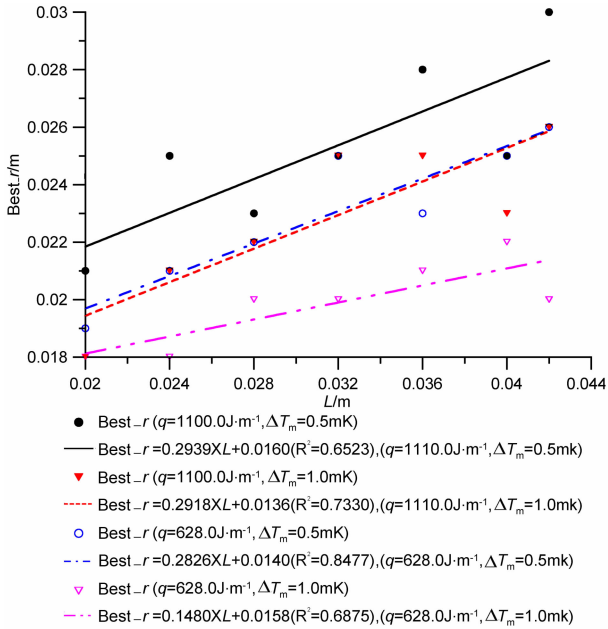


图 4 最佳探针间距与探针长度的线性关系 (test18~test24, test27~test33)

Fig. 4 Linear relation between Best_r and L (test18~test24, test27~test33)

L is probe length, Best_r is the best probe spacing

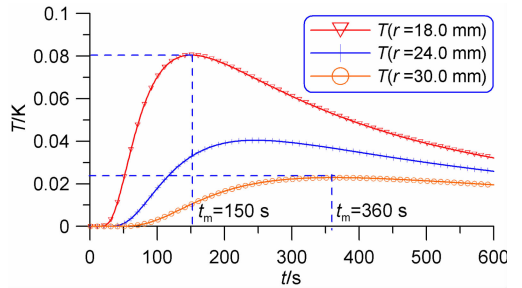


图 5 探针间距 $r=18.0, 24.0, 30.0$ mm 处的 $T-t$ 曲线(选自实验 test24)

Fig. 5 Curves of $T-t$ at $r=18.0, 24.0, 30.0$ mm (from test24)

热开始后,温度测量只需约 7 min,便可满足介质热物性参数的求解,这比目前常用的 Lister 型热流计所需的海底测量时间减少 8 min 左右.

致谢 中国科学院研究生院计算地球动力学重点实验室张怀副教授和北京火箭软件有限公司杨小军高级工程师在有限元文件修改和数值模拟过程中给予了指导和帮助;审稿专家对本文提出了建设性的评审及修改意见,在此一并致谢!

附录 1 有限元模拟实验

Appendix 1 Experiments of finite element modeling

test	探针热物性参数		探针结构参数		探针脉冲加热参数		介质热物性参数		有限元几何模型	
	$\lambda_1 / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$C_1 / (10^6 \text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1})$	$a / (10^{-3} \text{m})$	$L / (10^{-3} \text{m})$	$A_0 / (10^7 \text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1})$	t_0 / s	$\lambda / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$C / (10^6 \text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1})$	$W / (10^{-3} \text{m})$	$D / (10^{-3} \text{m})$
18	40.0	3.6	1.0	20.0	3.5	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
19	40.0	3.6	1.0	24.0	3.5	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
20	40.0	3.6	1.0	28.0	3.5	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
21	40.0	3.6	1.0	32.0	3.5	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
22	40.0	3.6	1.0	36.0	3.5	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
23	40.0	3.6	1.0	40.0	3.5	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
24	40.0	3.6	1.0	42.0	3.5	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
27	40.0	3.6	1.0	20.0	2.0	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
28	40.0	3.6	1.0	24.0	2.0	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
29	40.0	3.6	1.0	28.0	2.0	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
30	40.0	3.6	1.0	32.0	2.0	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
31	40.0	3.6	1.0	36.0	2.0	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
32	40.0	3.6	1.0	40.0	2.0	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0
33	40.0	3.6	1.0	42.0	2.0	10.0	1.2	2.5	65.0	65.0

参考文献 (References)

- [1] Gerard R, Langseth M G, Ewing M. Thermal gradient measurements in the water and bottom sediment of western Atlantic. *J. Geophys. Res.*, 1962, **67**:785~803
- [2] Clark T F, Malcolm F J, Korgen B J. An improved Ewing heat probe frame. *Mar. Geophys. Res.*, 1972, **1**:451~455
- [3] Pfender M, Villinger H. Miniaturized data loggers for deep sea sediment temperature gradient measurements. *Mar. Geol.*, 2002, **186**:557~570
- [4] 徐行, 施小斌, 罗贤虎等. 南海北部海底地热测量的数据处理方法. *现代地质*, 2006, **20**(3):454~464
Xu X, Shi X B, Luo X H, et al. Data processing methods of marine geothermal measurement on the northern margin of the south china sea. *Geoscience* (in Chinese), 2006, **20**(3):454~464
- [5] 徐行, 施小斌, 罗贤虎等. 南海西沙海槽地区的海底热流测量. *海洋地质与第四纪地质*, 2006, **26**(4):51~58
Xu X, Shi X B, Luo X H, et al. Heat flow measurements in the xisha trough of the south china sea. *Marine Geology & Quaternary Geology* (in Chinese), 2006, **26**(4):51~58
- [6] Lister C R B. Measurement of in situ sediment conductivity by means of a Bullard-type probe. *Geophys. J. R. astr. Soc.*, 1970, **19**:521~532
- [7] Lister C R B. The pulse-probe method of conductivity measurement. *Geophys. J. R. astr. Soc.*, 1979, **57**:451~461
- [8] Hyndman R D, Davis E E, Wright J A. The measurement of marine geothermal heat flow by a multipenetration probe digital acoustic telemetry an in-situ thermal conductivity. *Mar. Geophys. Res.*, 1979, **4**:181~205
- [9] Villinger H, Davis E E. A new reduction algorithm for marine heat flow measurements. *J. Geophys. Res.*, 1987, **92**:12846~12856
- [10] Lister C R B, Selater J G, Davis E E, et al. Heat flow maintained in ocean basins of great age: investigations in the north-equatorial West Pacific. *Geophys. J. Int.*, 1990, **120**:603~630
- [11] Hartmann A, Villinger H. Inversion of marine heat flow measurements by expansion of the temperature decay function. *Geophys. J. Int.*, 2002, **148**:628~636
- [12] 李官保, 裴彦良, 刘保华. 海底热流探测技术综述. *地球物理学进展*, 2005, **3**:611~619
Li G B, Pei Y L, Liu B H. Review of measurement techniques of seafloor heat flow. *Progress in Geophysics* (in Chinese), 2005, **3**:611~619
- [13] 李官保, 刘保华. 海底热流原位测量技术研究. *海洋技术*, 2006, **2**:28~33
Li G B, Liu B H. Study on seafloor heat-flow in-situ measurement techniques. *Ocean Technology* (in Chinese), 2006, **2**:28~33
- [14] Campbell G S, Calissendorff C, Williams J H. Probe for measurement soil specific heat using a heat-Pulse method. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 1991, **55**:291~293
- [15] Kluitenberg G J, Ham J M, Bristow K L. Error analysis of the heat pulse method for measuring the volumetric heat capacity of soil. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 1993, **57**:1444~1451
- [16] Kluitenberg G J, Bristow K L, Das B S. Error analysis of the heat pulse method for measuring soil heat capacity,

- diffusivity, and conductivity. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 1995, **59**:719~726
- [17] Bristow K L, Kluitenberg G J, Horton R. Measurement of soil thermal properties with a dual-probe heat-pulse technique. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 1994, **58**:1288~1294
- [18] Bristow K L, White R D, Kluitenberg G J. Comparison of single and dual probes for measuring soil thermal properties with transient heating. *Aust. J. Soil Res.*, 1994, **32**:447~464
- [19] Drury M J. A simple needle-probe method for measuring thermal diffusivity of unconsolidated materials. *Geothermics*, 1988, **17**(5-6):757~763
- [20] Ham J M, Benson E J. On the construction and calibration of dual-probe heat capacity sensors. *Soil Sci. Am. J.*, 2004, **68**:1185~1190
- [21] 杨小秋, 施小斌, 许鹤华等. 双探针型海底热流计数据解算模型选取. 热带海洋学报, 2009(待刊)
- Yang X Q, Shi X B, Xu H H, et al. Selecting simplified model for dual-probe seafloor heat flow meter. *Journal of Tropical Oceanography* (in Chinese), 2009 (in press)
- [22] Carslaw H S, Jaeger J C. *Conduction of heat in solids*, Second Edition. London: Oxford University Press, 1959. 258~347
- [23] 杨世铭, 陶文铨. 传热学(第三版). 北京: 高等教育出版社, 1998. 420~421
- Yang S M, Tao W Q. *Heat Transfer (Third Edition)*. Beijing: Higher Education Press, 1998. 420~421
- [24] Taylor A, Judge A and Allen V. Terrestrial heat flow from project CESAR, Alpha Ridge, Arctic Ocean. *J. Geodyn.*, 1986, **6**:137~176
- (本文编辑 汪海英)