

Longitudinal Temperature Distribution for 220 kV/3 kA CD HTS Cable*

Zhiqiang Zheng¹, Yinshun Wang¹, Xiao Li¹, Yuan Cheng¹, Changhui Dai¹, Chi Xue², Lianqi Zhao²

¹State Key Laboratory for Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, Key Laboratory of HV and EMC Beijing, North China Electric Power University, Beijing

²Zhongtian Technology Group Company, Ltd., Shanghai
Email: zhiqiang721@163.com, yswang@ncepu.edu.cn

Received: Oct. 15th, 2012; revised: Nov. 2nd, 2012; accepted: Nov. 5th, 2012

Abstract: For long distance transmission HTS cables, co-flow cooling of LN₂ should be adopted, since that counter-flow cooling of LN₂ in cable former and cryostat may lead to large temperature difference between cable terminals. Due to their extraordinary property of mechanical strength and thermal compensation, corrugated pipes can be widely used in flowing channels of cooling liquid nitrogen (LN₂), the coolant of superconductors. Hydraulic characteristics of LN₂ in corrugated pipes are needed to be studied in design of high temperature superconducting (HTS) cable. Variation law of friction factors with Reynolds number for LN₂ flow in corrugated pipes is systematically studied, and therefore value of pumping loss, which is caused by LN₂ flowing in the corrugated pipe channels, for 220 kV/3 kA HTS cables can be obtained. Based on all items of losses of HTS cable calculated, equations and curve of temperature distribution for HTS cable can be finally obtained.

Keywords: High Temperature Superconducting (HTS) Cable; Cold Dielectric (CD); Pumping Loss; Heat Transfer Characteristics; Temperature Distribution

220 kV/3 kA 冷绝缘高温超导电缆的轴向温度分布*

郑志强¹, 王银顺¹, 李肖¹, 程远¹, 代常会¹, 薛驰², 赵连岐²

¹华北电力大学高电压技术与电磁兼容北京市重点实验室, 新能源电力系统国家重点实验室, 北京

²中天科技集团股份有限公司, 上海
Email: zhiqiang721@163.com, yswang@ncepu.edu.cn

收稿日期: 2012年10月15日; 修回日期: 2012年11月2日; 录用日期: 2012年11月5日

摘要: 对远距离输电高温超导电缆而言, 液氮在电缆导体骨架与低温容器内如采用反向循环流动制冷方式会导致电缆两端温差过大, 因此高温超导电缆应采用液氮同向流动的制冷方式。由于波纹管具有优良的机械强度与热补偿特性, 使其在高温超导电缆中得到了广泛应用, 它可以形成冷却超导体用的制冷液氮的流通通道。在高温超导电缆设计之前, 有必要对液氮在波纹管中的流动特性进行研究。文章对波纹管通道内液氮流动的摩擦系数随雷诺数的变化规律进行了研究分析, 得到了220 kV/3 kA高温超导电缆液氮流动产生的泵浦损耗值。在得到了高温超导电缆的各项损耗值之后, 对高温超导电缆的温度分布进行了研究, 并得到高温超导电缆温度分布方程以及温度分布规律曲线图。

关键词: 高温超导电缆; 冷绝缘; 泵浦损耗; 换热特性; 温度分布

*基金项目: 国家自然科学基金项目(51077051)。

1. 引言

高温超导电缆因其损耗低、载流能力强和电流密度大等优点,是未来实现大容量、低损耗的主输电通道之一^[1]。按其绝缘介质工作温区的不同,可以将高温超导电缆分为室温绝缘(Warm Dielectric)电缆和冷绝缘(Cold Dielectric)电缆两种类型。图 1 分别为两种高温超导电缆结构示意图。冷绝缘高温超导电缆的运行成本要远低于室温介质绝缘超导电缆,它可以更好地输送大功率,输送功率为常规电缆五倍时损耗只有常规电缆的 2/3^[2]。自 20 世纪 90 年代以来,美国、日本、中国和韩国等都相继开展高温超导电缆的研究^[3]。美国超导公司(AMSC)于 2008 年研制成功并投入运行了 600 m, 138 kV/2.4 kA 的高温超导电缆项目。这也是迄今为止成功实现的运行容量最大的高温超导电缆项目。本文基于华北电力大学与中天科技集团共同合作进行的 220kV/3kA 冷绝缘高温超导电缆项目开展研究。

由于波纹管具有比光滑管更好的热补偿性能,所以波纹管在高温超导电缆中得到更广泛应用^[4]。高温超导电缆用波纹管的换热特性决定了高温超导电缆

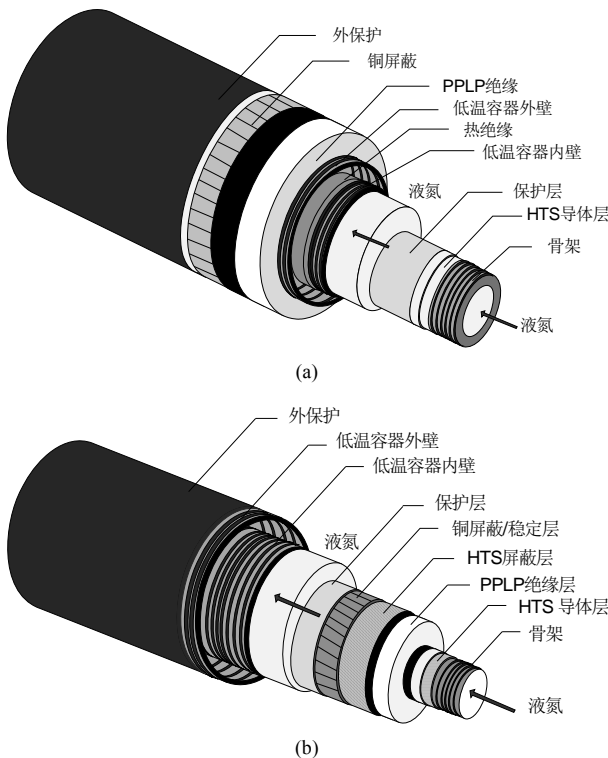


Figure 1. Schematic view of HTS cable (a) WD (b) CD
图 1. 高温超导电缆结构 (a)室温绝缘 (b)冷绝缘

的结构强度、长度、循环压力等。目前,对液氮在波纹管内的流动特性的研究还很少,使得该研究具有重要的意义。采用液氮双向流动的制冷方式会在高温超导电缆两端产生较大温差^[5],因此本文采用液氮同向流动的冷却方式进行分析计算。考虑到运输条件、实现技术等因素的影响,目前高温超导电缆总长度一般都在 3000 m 以内,所以本文中高温超导电缆的长度取 3000 m。论文通过对波纹管液氮的流动特性进行了系统地研究分析,得到了 3000 m, 220 kV/3 kA 高温超导电缆内液氮流动特性,并最终完成了电缆本体的温度分布研究。

2. 不同类型管道内液氮的流动特性

液氮通道两端压强差可由下式计算^[6]:

$$\Delta P = \lambda \times \frac{l}{D_h} \times \frac{\rho V^2}{2} \quad (1)$$

其中, λ 为通道内液氮对应的摩擦系数, l 为通道长度(m), ρ 为液氮密度(Kg/m³), V 为液氮在通道内的流速(m/s), D_h 为液氮通道对应的水利学直径(m), 其一般定义为

$$D_h = \frac{4A}{P_w} \quad (2)$$

其中, A 为液氮通道的横截面积(m²), P_w 为液氮流通部分的通道直径(m)。

液氮在通道内的流速:

$$V = \frac{M}{\rho A} \quad (3)$$

其中, M 为液氮的质量流速(Kg/s)。

通道内液氮的摩擦系数 λ 对于不同管道类型有不同的计算方法,下面以光滑管(如图 2 所示)与波纹管(如图 3 所示)为例进行分析:

(a) 光滑管的 Koo 摩擦系数按下式计算^[7]:

$$\lambda_{sm} = 0.0014 + 0.125 \text{Re}^{-0.32}, \quad (4)$$

(b) Blasius 等效摩擦系数按下式计算^[8]:

$$\lambda_{Blasius} = 0.096 \text{Re}^{-0.2} \quad (5)$$

(c) 波纹管 Hex 摩擦系数按下式计算^[9]:

$$\lambda_{Hex} = 0.451 \text{Re}^{-0.2} \quad (6)$$



Figure 2. Schematic view of smooth pipe
图 2. 光滑管示意图

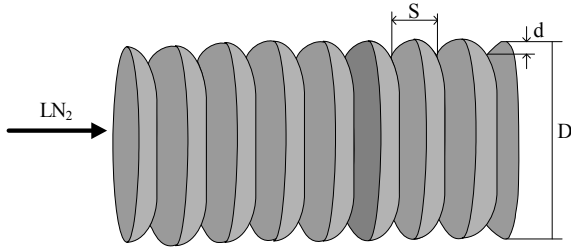


Figure 3. Schematic view of corrugated pipe
图 3. 波纹管示意图

(d) 波纹管摩擦系数在雷诺数(Re)为 10^4 左右时与只与液氮通道几何参数有关, 计算公式为^[10]:

$$\lambda_{cor} = \frac{d}{4s} \left\{ 1 - \left(\frac{d}{d + 0.438s} \right)^2 \right\}^2 \quad (7)$$

(e) 波纹管的摩擦系数与雷诺数以及管道几何结构的关系通式如下^[11]:

$$\lambda'_{cor} = 1.15 Re^{-0.239} (t/D_h)^{0.179} (s/D_h)^{0.164} \quad (8)$$

其中, t, s 分别为波纹管波纹高度与波纹间距(m), d 为波纹管的内径(m), Re 为雷诺数, 其计算公式如下:

$$Re = \frac{V\rho d}{\mu} \quad (9)$$

其中, μ 为液氮的动力粘度(Pa·s)。

由文献[12]知道, 波纹管内摩擦系数为光滑管内摩擦系数的 4 倍左右。

在得到了波纹管摩擦系数的条件下, 结合高温超导电缆结构参数, 即可对液氮流动产生的泵浦损耗(Pumping loss)进行计算。

对流换热系数 h 是表征流体与壁面对流换热的强弱程度的一个重要参数, 其计算方法为:

$$h = Nu \times k / D_h \quad (10)$$

其中, k 为流体热导率(W/(m·K)), Nu 为努塞特(Nusselt)数, 其计算方法为:

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (11)$$

其中, Pr 为普朗特(Prandtl)数, 其计算方法为:

$$Pr = \mu C_p / k \quad (12)$$

其中, C_p 为流体比热容(J/(Kg·K))。

3. 220 kV/3 kA 高温超导电缆泵浦损耗

220 kV/3 kA 冷绝缘高温超导电缆内液氮流通过道参数如下表 1 所示。

结合 220 kV/3 kA 高温超导电缆的结构参数, 波纹管内液氮流动的摩擦系数与雷诺数的关系如下图 4 所示。其中, 摩擦系数下标 1、2 分别表示的是骨架通道与低温容器和电缆本体形成的“环形”通道。

在雷诺数为 10^4 附近变化时, 液氮流动特性逐渐由层流(Laminar flow)特性过渡为湍流(Turbulent flow)特性^[8]。由波纹管内液氮流动的摩擦系数与雷诺数的关系曲线可以看出, 在雷诺数介于 $3 \times 10^3 \sim 10^5$ 之间时, λ_{Hex} 总比相同雷诺数下的其他波纹管摩擦系数计算值要大, 因此液氮在高温超导电缆波纹管内流动的摩擦系数可以按公式(6)进行计算。

Table 1. Parameters of LN₂ flowing channels of 220 kV/3 kA HTS cable

表 1. 220 kV/3 kA 高温超导电缆内液氮流通过道参数

液氮通道	内径 d (mm)	外径 d_0 (mm)	波纹间距 s (mm)	波纹高度 t (mm)	通道长度 l (m)
骨架通道	20	-	3	1	3000
“环形”通道	80	90	3	1	3000

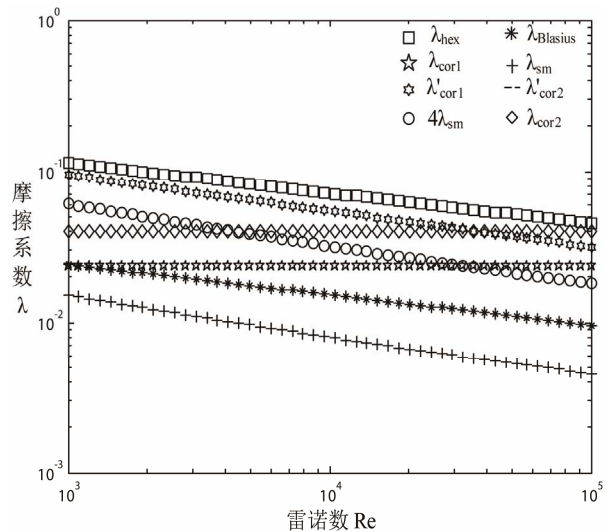


Figure 4. Relation of friction factor λ with reynolds number Re
图 4. 摩擦系数 λ 与雷诺数(Re)的关系

对于液氮同向流动的高温超导电缆，其骨架通道与低温容器“环形”通道两端压强应大小相等，即满足 $\Delta P_1 = \Delta P_2$ 。结合式(1)、(3)、(9)可以得到：

$$\beta = \frac{M_2}{M_1} = \frac{A_2}{A_1} \left(\frac{d_{h2}}{d_{h1}} \right)^{2/3} \quad (13)$$

计算得到， $\beta = 2.677$ 。

液氮在标准大气压下的热力学参数如表 2 所示。

选定不同质量流速下，电缆两侧压强差与电缆(冷却通道)长度的关系曲线如图 5 所示。

选用的与两缸斯特林(Stirling)制冷机配套使用的液氮泵可以提供的液氮流量为 900 L/h，即通入高温超导电缆的液氮总质量流速为 $M = 0.26 \text{ Kg/s}$ 。

3.1. 骨架通道内液氮的泵浦损耗

在电缆铜骨架所形成通道内，结合式(13)可得液氮流速 $V_1 = 0.2813 \text{ m/s}$ 。

对应的液氮流动雷诺数 $Re_1 = 3.0007 \times 10^4$ ，对应的波纹管骨架通道内液氮流动的摩擦系数 $\lambda_1 = 0.0574$ 。

高温超导电缆波纹管骨架通道两端压强差： $\Delta P_1 =$

Table 2. Thermo-physical properties of LN₂ (at 77 K, 0.1 MPa)
表 2. 液氮在 77 K, 0.1 MPa 下的热力学参数

比热容, C_p (J/(Kg·K))	热导率, k (W/m·K)	动力粘度, μ (μPa)	普朗特数, Pr	密度, ρ (Kg/m ³)
2×10^3	0.15	150	2	800

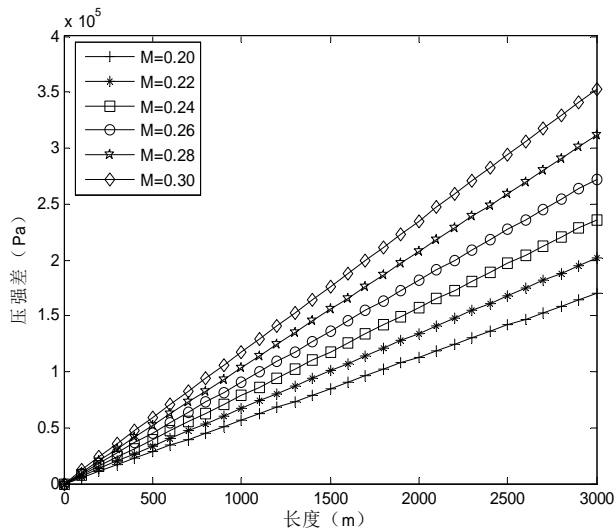


Figure 5. Relation of pressure difference with length of HTS cable
图 5. 高温超导电缆两侧压强差与电缆长度的关系

0.27245 MPa。

高温超导电缆两端的压强差与液氮流动产生的泵浦损耗之间的关系如下：

$$Q'_{\text{pump}} = V\Delta P \quad (14)$$

因此，单位长度泵浦损耗为 $Q_{\text{pump1}} = 0.0080 \text{ W/m}$ 。

由式(11)可得，努塞特数 $Nu_1 = 115.8573$ 。

因此，波纹管骨架通道内对应的对流换热系数 $h_1 = 868.929 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

3.2. 低温容器内壁与电缆本体形成的“环形”通道内液氮的泵浦损耗

低温容器内壁与电缆绝缘层之间形成的“环形”通道横截面积 $A_2 = 0.0013 \text{ m}^2$ ，流速 $V_2 = 0.1772 \text{ m/s}$ 。

液氮流动雷诺数 $Re_2 = 9.4518 \times 10^3$ ，对应的“环形”通道内液氮流动的摩擦系数 $\lambda_2 = 0.0723$ 。

高温超导电缆低温容器内壁与电缆本体形成的“环形”通道两端压强差 $\Delta P_2 = 0.27245 \text{ MPa}$ ，计算结果与 ΔP_1 相等，即两通道两端压强差相等。

单位长度“环形”通道内的液氮泵浦损耗 $Q_{\text{pump2}} = 0.0215 \text{ W/m}$ 。

由式(11)可得，努塞特数： $Nu_2 = 45.9780$ 。

因此电缆低温容器内壁与电缆本体形成的“环形”通道对应的对流换热系数 $h_2 = 689.6699 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

综上，220 kV/3 kA 冷绝缘高温超导电缆同向液氮流动产生的泵浦损耗为：

$$Q_{\text{pump}} = Q_{\text{pump1}} + Q_{\text{pump2}} = 0.0295 \text{ W/m}$$

4. 低温容器漏热与电缆介质损耗

4.1. 低温容器漏热计算

根据经验公式^[13]

$$Q_0 = \frac{2\pi k_{\text{eff}} (T_{\infty} - T_i)}{\ln(D_{co}/D_{ci})} \quad (15)$$

其中， k_{eff} 为低温绝热材料对应的有效热导率(W/(m·K))， T_i 、 T_{∞} 分别为低温容器内、外壁温度(K)， D_{io} 、 D_{co} 分别为低温容器内、外壁直径(m)。低温容器绝热为高真空多层绝热，绝热材料采用 10 层 GS-80 绝热材料。

计算可得高温超导电缆低温容器漏热:

$$Q_{\text{cryo}} = 0.1732 \text{ W/m}$$

4.2. 电缆介质损耗

绝缘材料在交变电磁场中产生介质损耗, 一般采用下式计算:

$$Q_{\delta} = U_o^2 \omega \frac{\epsilon_0 \epsilon_r}{\ln(r_{ii}/r_{io})} \text{tg} \delta \quad (16)$$

其中 U_o 为高温超导电缆对地电压, ω 为圆频率, r_{ii} 和 r_{io} 为绝缘层内外半径, ϵ_r 为绝缘层相对介电常数, $\text{tg} \delta$ 为绝缘介质损耗角。对于 PPLP 绝缘材料, 液氮温度下相对介电常数为 2.21, 介质损耗正切为 8×10^{-4} 。

计算可得, 高温超导电缆介质损耗 $Q_{\delta} = 0.0364 \text{ W/m}$ 。

5. 高温超导电缆总体损耗

高温超导电缆电气损耗包括电缆磁滞损耗、带材涡流损耗、铜骨架涡流损耗以及介质损耗等。对于液氮泵本身产生的损耗, 因其在高温超导电缆末端, 其温度变化对电缆无影响, 因此可忽略不计。结合之前完成的 220 kV/3 kA 冷绝缘高温超导电缆电气损耗计算结果(计算成果已整理成文并已投其他期刊, 尚未发表), 额定运行情况下高温超导电缆各种电气损耗参数如下表 3 所示。

电缆总电气损耗 $Q_{\text{elec}} = 1.5055 \text{ W/m}$ 。

综上, 220 kV/3 kA 高温超导电缆总损耗主要包括电缆电气损耗、液压损耗以及低温容器漏热等, 即:

$Q_t = Q_{\text{pump}} + Q_{\text{cryo}} + Q_{\text{elec}} = 1.7082 \text{ W/m}$, 折合成每 kA 电流下电缆损耗为 $0.5694 \text{ W/(m} \cdot \text{kA)}$ 。

6. 高温超导电缆轴向温度分布

高温超导电缆处于稳态工作时的热平衡示意图如图 6 所示, 结合稳态下的热平衡微分方程组:

$$\begin{cases} T_1(x) = \frac{Q+Q_0}{C_p M_1} x + T_0 - \frac{(Q_0+Q/2)\beta}{2\pi K(1+\beta)} - \beta \left(\frac{(Q+Q_0)\beta}{(1+\beta)^2 2\pi K} - \frac{Q_0+Q/2}{(1+\beta) 2\pi K} \right) e^{-\frac{2\pi K(1+\beta)}{C_p M_1 \beta} x} - \frac{(Q+Q_0)\beta}{C_p M_1(1+\beta)} x + \frac{(Q+Q_0)\beta^2}{(1+\beta)^2 2\pi K} \\ T_2(x) = T_0 + \frac{(Q_0+Q/2)}{2\pi K(1+\beta)} + \left(\frac{(Q+Q_0)\beta}{(1+\beta)^2 2\pi K} - \frac{Q_0+Q/2}{(1+\beta) 2\pi K} \right) e^{-\frac{2\pi K(1+\beta)}{C_p M_1 \beta} x} + \frac{(Q+Q_0)}{C_p M_1(1+\beta)} x - \frac{(Q+Q_0)\beta}{(1+\beta)^2 2\pi K} \end{cases}$$

其中, $Q = Q_{\text{elec}} + 2Q_{\text{pump1}}$, $Q_0 = Q_{\text{cryo}} + Q_{\text{pump2}} - Q_{\text{pump1}}$

Table 3. Electrical dissipation parameter of 220 kV/3 kA HTS cable
表 3. 220 kV/3 kA 超导电缆电气损耗参数

磁滞损耗 (W/m)	带材涡流损耗 (W/m)	骨架涡流损耗 (W/m)	介质 (PPLP) 损耗 (W/m)	电气总损耗 (W/m)
1.442	0.00616	0.0214	0.0364	1.5055

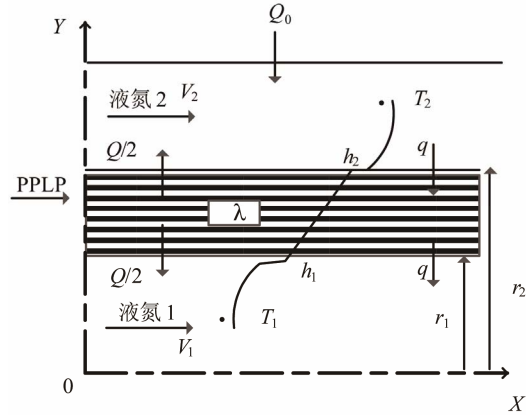


Figure 6. Heat balance of HTS cable
图 6. 高温超导电缆热平衡示意图

$$\begin{cases} C_p M_1 \frac{dT_1}{dx} = q(x) + Q/2 \\ C_p M_1 \beta \frac{dT_2}{dx} = -q(x) + Q/2 + Q_0 \end{cases} \quad (17)$$

边界条件如下:

$$T_1(0) = T_2(0) = T_0$$

其中

$$q(x) = 2\pi K [T_2(x) - T_1(x)] \quad (18)$$

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{h_1 r_1} + \frac{\ln(r_2/r_1)}{\lambda} + \frac{1}{h_2 r_2} \quad (19)$$

式中, r 为液氮通道的半径, h 为热传导系数, λ 为介质热导率, 本文中即 PPLP 的热导率, 由文献[14,15]可知, λ 可分别取值为 $0.2 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ 与 $0.05 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ 。

由热平衡方程可以得到骨架通道与低温容器和电缆本体形成的“环形”通道的温度分布方程:

各项损耗值已在上述介绍中给出, 可以得到 $\lambda =$

0.05 与 $\lambda = 0.2$ 时的高温超导电缆温度分布曲线如图 7 所示。

由温度分布图可以看出, 相对于液氮反向流动的制冷方式, 3000 m 高温超导电缆两端温差可以维持在较小的(10 K 左右)范围内, 这也验证了高温超导电缆采用液氮同向流动制冷方式的可行性; 对于绝缘材料 PPLP 的热导率取值较大时对应的高温超导电缆两端温差较小, 这也说明了高温超导电缆两端温差随介质热导率的增大而减小的规律。需要指出的是, 在满足绝缘强度的前提下, 对于长度为大于 3000 m、采用不同热导率绝缘材料的高温超导电缆温度分布也可以进行计算。

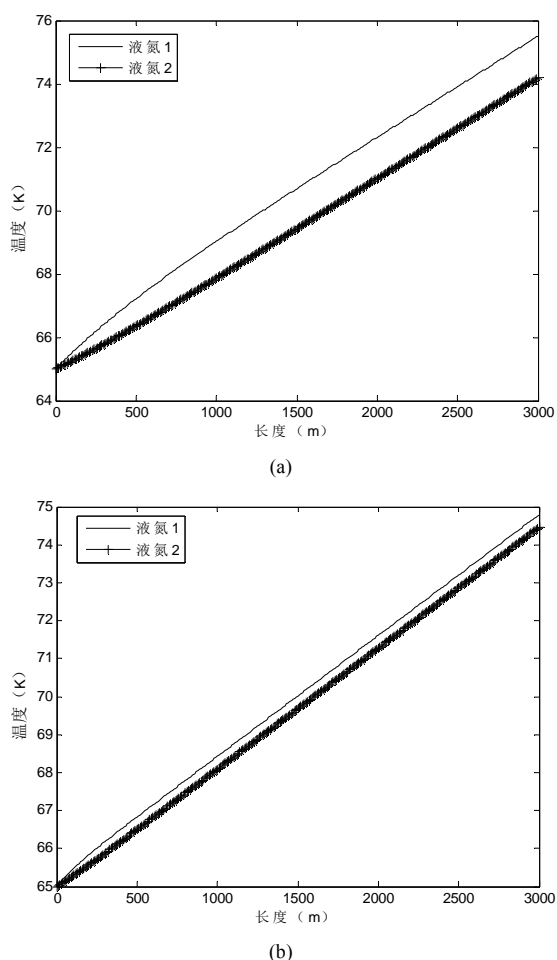


Figure 7. Longitudinal temperature distribution in HTS cable (a) $\lambda = 0.05$ (b) $\lambda = 0.2$

图 7. 高温超导电缆轴向温度分布

7. 结论

综合分析了波纹管摩擦系数随雷诺数变化的规律, 得到了 220 kV/3kA 高温超导电缆波纹管内液氮流动的摩擦系数计算方法, 并最终计算得到了液氮同向流动情形下高温超导电缆通道内液氮的泵浦损耗值 0.0295 W/m。然后结合高温超导电缆的电气损耗与低温容器漏热计算结果, 建立了高温超导电缆温度分布方程, 并得到温度分布曲线。从方程以及曲线中可以看出, 随热导率增大电缆两端温差有减小的趋势; 同时也验证了液氮同向流动方式下电缆两端温差较小的结论, 对实用高温超导电缆温度分布研究有重要的实际参考价值。

参考文献 (References)

- [1] 王银顺. 超导电力技术基础[M]. 北京: 科学出版社, 2011.
- [2] 林良真. 我国超导技术研究现状及展望[J]. 电工技术学报, 2005, 20(1): 1-7.
- [3] 林良真, 肖立业. 高温超导输电电缆的现状与发展[J]. 电力设备, 2007, 8(1): 1-4.
- [4] 孙凤玉, 徐烈等. 高温超导电缆用波纹管内液氮流动特性的数值研究[J]. 低温技术, 2007, 35(5): 376-380.
- [5] S. Fuchino, et al. Longitudinal temperature distribution in superconducting power cables with counter-flow cooling. IEEE Transaction on Applied Superconductivity, 2002, 12(1): 1339-1342.
- [6] 张英主. 工程流体力学[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2002: 69-77.
- [7] T. S. Drew, E. C. Koo and W. H. McAdams. The friction factor in clean, round pipes. Transactions of the American Institute of Chemical Engineers, 1932, 28: 56.
- [8] S. Fuchino, et al. Hydraulic characteristics in superconducting power transmission cables. Physica C, 2001, 354: 125-128.
- [9] JSME. JSME data book: Heat transfer. 4th Edition, Tokyo: Maruzen, 1991: 255.
- [10] F. D. Yeaple, et al. Hydraulic and pneumatic power and control. McGraw-Hill, New York, 1966.
- [11] S. Pethkool, et al. Turbulent heat transfer enhancement in a heat exchanger using helically corrugated tube. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2011, 38: 340-347.
- [12] J. G. Weisend and S.W. Van Sciver. Pressure drop from flow of cryogenics in corrugated bellows. Cryogenics, 1990, 30: 935-941.
- [13] J. A. Demko, et al. Practical AC loss and thermal considerations for HTS power transmission cable systems. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2001, 11(1): 1789-1792.
- [14] S. Akita, K. Ishihara, J. Ogata and M. Nemoto. Development of external cooling cryoresistive cable system. Komae Research Laboratory Report No. T86081, Nihon Kikai Gakkai, 1987.
- [15] T. Masuda et al. Study of a 66kV 3-core high-T superconducting cable. IEEE Japanese Proceedings of 11th Annual Conference on Power & Energy Society, 2000: 592-593.