

考虑应变的管内电缆导体设计模型

蒋华伟¹, 李战升², 武松涛³

(1. 河南工业大学信息科学与工程学院, 450001, 郑州; 2. 河南省邮电规划设计院, 450001, 郑州;
3. 中国科学院等离子体物理研究所, 230031, 合肥)

摘要: 为了简化管内电缆导体(CICC)的设计过程,提出了考虑稳定性和应变的导体仿真设计思想,研究了应变对临界电流密度的影响,量化了应变的作用;根据 1 级子缆采用 3 根超导体股线、CICC 运行于过渡区间以及纯铜线起不同作用的假定条件,建立了导体的数值仿真设计模型,讨论了 Nb₃Sn 等 A15 材料的应变对临界电流密度等的影响,并进行了导体结构的仿真设计. 将数值仿真设计与工程设计进行了比较,结果显示二者吻合良好. 采用数值仿真设计模型能有效减轻设计工作量,缩短设计周期.

关键词: 管内电缆导体;导体设计;稳定性;应变

中图分类号: TM249.7 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2010)05-0075-05

Model for Cable-in-Conduit Conductor(CICC) Design Considering Strain Effect

JIANG Huawei¹, LI Zhansheng², WU Songtao³

(1. School of Information Science and Engineering, Henan University of Technology, Zhengzhou 450001, China;
2. Henan Post & Telecom Planning and Designing Institute, Zhengzhou 450001, China; 3. Institute of
Plasma Physics, Chinese Academy of Sciences, Hefei 230031, China)

Abstract: To simplify the design process of cable-in-conduit conductor (CICC), a simulation design idea considering both stability and strain is presented. The effect of strain on critical current density is investigated, and a corresponding quantification method is given. A model of numerical simulation design of CICC is deduced following the assumptions that first strand includes three superconducting wires, CICC operates in transition range, and copper wire fills different roles, and a structure of CICC is designed via the model. The numerical simulation design coincides well with the engineering design, and effectively reduces the design task and time.

Keywords: cable-in-conduit conductor; conductor design; stability; strain

管内电缆导体(cable-in-conduit conductor, 简称 CICC)作为内冷超导体(ICS)家族中的一员,早在 1975 年前已经引起了研究者的关注^[1]. 此后, Chester 提出了改善导体性能的建议^[1-3], Altov 等人据此提出了几种导体设计结构. 在这些实验研究工作的基础上, Hoenig 等人提出了 CIC(Cable in Conduit)和 CICC 概念模型^[1-4], 其核心思想是: 导体的良好冷却状态可以通过细分导体和股线换位

获得.

这种概念模型的第一个 Demo 磁体是美国、欧洲、日本等的大线圈计划 LCT(Large Coil Task)的重要成果^[5], 该计划的目的是为获取应用超导技术制造线圈的经验. 这种线圈采用 Nb₃Sn 绕制而成, 是 ICS 和 CIC 技术相结合的产物. 但是, 在用 Nb₃Sn 绕制线圈时出现的缺陷使其难以满足实际工程应用的需求. 这些大型磁体线圈的制造不仅要

采用复杂的绕制和热处理工艺,而且在瞬变电磁场环境中,还受洛伦兹力等的作用,所产生的应变对 CICC 的稳定运行有很大影响,这使得 Nb_3Sn 导体从理论探讨转向工程实际应用遇到了很大困难.为此,本文将针对这些问题进行相关研究.

1 相关工作

Nb_3Sn 线圈的关键参数(如电流密度等)对应变较为敏感,如在 CSI(Central Solenoid Insert)模型股线上就发现了临界电流密度等性能的变化,因此需要考虑绞缆时股线产生的应变.

在文献[6]中,通过对 ITER(国际热核聚变实验堆)概念模型的 TF(Toroidal Field)和 CS(Central Solenoid)线圈的股线短样以及 CICC 子缆的实验发现:剩余应变对导体的关键参数有显著影响.文中为模拟该效果,还开发了能处理材料应力和应变的有限元程序,通过数值模拟发现,匀质的尺度结构与有效材料系数的计算有关.

文献[7]描述了磁场对弯绕线圈产生的洛伦兹力,演示了应力对铜基 NbTi 强化 Nb_3Sn 线圈的临界电流密度的影响,以及在横截面上的强化分布效果,发现铜基 NbTi 的强化作用分布在线圈中间时的稳定性比分布在线圈周围时的好.因此,在设计磁体时应考虑洛伦兹力所产生的应力作用.

文献[8]不仅认为 Nb_3Sn 股线的特性受其应变状态的影响,还强调了轴向应变的作用,并在轴向应变为 -0.8% (压)到 0.7% (拉)的范围内,对温度 4.2 K 、磁场强度 12 T 条件下 ITER 的 Nb_3Sn 股线的临界电流密度 J_c 进行了测量,由此精确描述了临界电流密度对不同应变的敏感性,分析了临界电流密度的恶化情况和应变对 n (n 是超导体从超导态向正常态转变时退钉扎的同步率)的作用.

文献[9]指出, Nb_3Sn 等 A15 超导材料的脆性是由弯绕和热处理形成的,其临界电流密度 J_c 、上临界磁场 B_{c2} 、临界温度 T_c 以及 n 受应变的影响,热处理对 Nb_3Sn 的超导性影响很大.

上述工作多侧重于研究由 Nb_3Sn 股线构成的 CICC 的关键参数对应变的敏感性,在概念上提出在 CICC 设计和绞缆时,应充分考虑 Nb_3Sn 等 A15 材料股线应变的作用,但对具体导体的设计,未提出股线应变对临界电流密度 J_c 等参数的影响的量化模型,以及基于此对 CICC 的结构进行的数值仿真研究.为此,本文就应变对临界电流密度的影响进行了量化研究,推导建立了 CICC 数值仿真设计的数

学模型,并进行了导体结构的模拟设计.

2 CICC 的稳定性研究

CICC 的稳定性是超导体设计的核心和关键^[10-11]. CICC 由股线、子缆以及在它们的空隙中流动的液氮(迫流氮)组成,其间的热交换是一个复杂的过程.当导体受到扰动时,如果液氮及导体的焓差小于扰动能量,就会产生正常区,甚至有失超传播的危险,当干扰能量足够大时,就可能使导体受到的扰动高于其可承受的能量(能量裕度),从而导致失超^[12-14].因此,CICC 的稳定性就是当导体受到外界干扰时仍能保持其超导特性而不失超的能力,而导体的稳定性裕度则是指单位体积不失超所能承受的最大干扰能量.

CICC 的稳定性受某一温度范围内液氮焓差的限制.可以对一定温度区间内的热容进行积分得到焓差

$$\Delta H = \frac{A_{\text{he}}}{A_{\text{st}}} \int_{T_{\text{op}}}^{T_{\text{cs}}} C_{\text{he}} dT \quad (1)$$

式中: A_{he} 、 A_{st} 是液氮和超导体的面积; C_{he} 是液氮的热容; T_{cs} 、 T_{op} 分别是分流温度和运行温度(或液氮的温度).

根据能量平衡并结合在整个干扰区间内液氮和股线的情况,可以粗略地估计出在好冷却区间、过渡区间和差冷却区间的稳定性裕度.

在好冷却区间,运行电流小于下极限电流,温度能上升到分流温度,可用的最大液氮热沉

$$\Delta E_{\text{wc}} = \int_{T_{\text{op}}}^{T_{\text{cs}}} \frac{A_{\text{he}}}{A_{\text{cu}}} C_{\text{he}} dT + \int_{T_{\text{op}}}^{T_{\text{cs}}} C_{\text{st}} dT \approx C_{\text{he}} \frac{A_{\text{he}}}{A_{\text{cu}}} (T_{\text{cs}} - T_{\text{op}}) \quad (2)$$

式中: A_{cu} 是铜的面积.

在过渡区间,运行电流处在下、上极限电流之间,液氮的温度仅可以上升到恢复温度 T_{rec} ,在该区间可用的最大液氮热沉

$$\Delta E_{\text{tr}} = \int_{T_{\text{op}}}^{T_{\text{rec}}} \frac{A_{\text{he}}}{A_{\text{cu}}} C_{\text{he}} dT + \int_{T_{\text{op}}}^{T_{\text{rec}}} C_{\text{st}} dT \approx C_{\text{he}} \frac{A_{\text{he}}}{A_{\text{cu}}} (T_{\text{rec}} - T_{\text{op}}) \quad (3)$$

在差冷却区间,运行电流大于上极限电流,没有可以利用的液氮焓差,所以焓差为 0.

3 CICC 设计模型

3.1 CICC 设计的基本原则和思路

CICC 设计的原则是根据预先设定的第一级子

缆结构及导体的运行条件,计算出临界电流密度和临界温度、分流温度、温度裕度等,初定1级子缆中超导体及铜的股线根数,然后粗略地定出2级、3级、4级等子缆的股数,获得导体的基本结构,并对导体稳定性裕度等各种参数进行校核和优化计算,以获得合理的导体结构。

作者针对1级子缆由包含铜股线在内的3根股线构成的导体情况,已经进行过数值仿真^[15]。本文研究的情况是给定运行电流、温度、背景场、稳定性裕度、温度裕度和导体的空隙率等参数,没有给出1级子缆中超导股线的直径和铜超比。设计的基本思路是:在给定运行条件下,由稳定性裕度、温度裕度等参数,根据空隙率并结合Stekly参数小于1的情况,利用导体中铜的面积、湿边周长(与稳定性裕度有关)、电缆空间电流密度(与铜组分优化有关)以及超导材料的临界电流密度,推导出关于股线根数、超导股线直径和铜超比的矩阵方程,由此获得CICC的基本结构;结合应变对导体临界电流密度参数产生的影响进行导体稳定性研究,以获得合理的导体结构并进行优化设计。

在仿真计算中采用了以下假定条件。

(1)1级子缆用3根股线绞缆,且都为超导股线。

(2)为获得合理的电流密度,设定导体运行在过渡区间(即运行电流大于下极限电流,小于上极限电流),Stekly参数不大于1(即导体产生的焦耳热小于液氮带走的能量)。

(3)若存在纯铜股线,则可按以下3种情况处理:在计算起稳定作用的铜面积和湿边周长时都包括铜股线的作用;仅在计算起稳定作用的铜面积时考虑铜股线的作用;仅在计算湿边周长时考虑铜股线的作用。

3.2 稳定性裕度的算法模型

根据导体运行在过渡区^[15]($I_{\text{lim, low}} < I_{\text{op}} < I_{\text{lim, up}}$)的假设,由稳定性裕度可得Stekly参数 α 的表达式

$$\alpha = 1 - \frac{(1 - f_v) \Delta E_{\text{tr}}}{\rho C_p (T_c - T_{\text{op}})} \quad (4)$$

式中: f_v 为CICC的空隙率; ΔE_{tr} 为过渡区的稳定性裕度; ρ 、 C_p 分别是氮的密度和比定压热容; T_c 、 T_{op} 分别是超导体的临界温度和运行温度。

由于Stekly参数 α 表示的是导体产生的焦耳热与焦耳热-液氮间传热量的比率,故可得

$$\alpha = \frac{I_{\text{op}}^2 \rho_{\text{cu}}}{P_w A_{\text{cu}} h (T_c - T_{\text{op}})} \quad (5)$$

式中: ρ_{cu} 为铜的电阻率; P_w 为导体的湿边周长; h 为

氮的热传递系数^[3,16]。

因为在数值仿真计算时需要获得CICC的湿边周长及超导组分和铜组分的面积等,所以对式(5)进行变换,结合式(4)并利用铜面积与湿边周长乘积的表达式^[15],可得

$$\frac{N_{\text{sc}}^2 d_{\text{sc}}^3 R_{\text{cu}}}{R_{\text{cu}} + 1} = a \quad (6)$$

$$a = \frac{4 I_{\text{op}}^2 \rho_{\text{cu}}}{\pi^2 K_p \alpha h (T_c - T_{\text{op}})}$$

式中: R_{cu} 为铜超比; d_{sc} 、 N_{sc} 分别为CICC中超导股线的直径和根数; K_p 为湿边周长因子。考虑到CICC的结构,三角股线的湿边周长一般取为5/6。

3.3 空间电流密度及温度裕度的算法模型

根据电缆空间电流密度的概念和空间极限电流计算公式^[17-19],由上极限电流密度和过渡区极限电流密度的方程可得

$$R_{\text{cu}} (R_{\text{cu}} + 1) = b d_{\text{sc}} \quad (7)$$

$$b = \frac{\rho_{\text{cu}} \Delta E_{\text{tr}} J_c^2}{4 K_p h C_{\text{he}} (T_c - T_{\text{op}})^2} \frac{2 f_v - 1}{f_v}$$

式中: J_c 为临界电流密度。根据温度裕度和临界电流表达式^[17-19],可得

$$\frac{R_{\text{cu}} + 1}{N_{\text{sc}} d_{\text{sc}}^2} = c \quad (8)$$

$$c = \frac{\pi J_c}{4 I_{\text{op}}} \left(1 - \frac{\Delta T_{\text{sc}}}{T_c - T_{\text{op}}} \right)$$

4 应变与临界电流密度的关系模型

CICC的性能不仅受磁场梯度、温度、电流密度的分布以及股线与磁场角度的影响,还与股线的应变有关,在给定磁场强度和温度的情况下,应变通过对股线和导体电流密度的作用,从而影响到CICC的稳定性,所以设计时应充分考虑导体中的应变情况。下面将对 Nb_3Sn 等材料的临界电流密度与应变及 n 的关系进行研究。

对于均匀弯曲的股线,临界电流可通过下式进行估算

$$I_{c, l(h)} = \frac{2 S_{\text{sc}}}{\pi (\epsilon_{\text{b0}}^2 - \epsilon_{\text{bi}}^2)} \cdot$$

$$\int_{-\epsilon_{\text{b0}}}^{\epsilon_{\text{b0}}} J_c(B, T, \epsilon_a \pm \epsilon_b) |\epsilon_a^2 - \epsilon_b^2|^{1/2} d\epsilon_b \quad (9)$$

式中: $I_{c, l(h)}$ 是不同条件下临界电流的计算方程; S_{sc} 是非铜横截面积; ϵ_{b0} 、 ϵ_{bi} 分别是最大和最小弯曲应变; B 是磁场强度; T 是温度; ϵ_a 是轴向应变。式(9)中的关键参数是应变 ϵ 和临界电流密度 J_c ,下面分别进行描述。

4.1 应变与电流密度的关系模型

根据文献[20]中通过实验获得的体积钉扎力公式 $F = |\mathbf{J} \times \mathbf{B}|$, 结合给定的磁场强度 B 和应变势能函数(与 Nb_3Sn 等超导材料的电子-强子耦合系数相关), 并利用 CICC 焓值的估计公式, 可得 Nb_3Sn 的临界电流密度公式

$$J_c(B, T, \epsilon) = C(\epsilon) (B_{c2}(T, \epsilon))^{-1/2} \cdot (1 - t^2)^2 b^{-1/2} (1 - b)^2 \quad (10)$$

式中: $J_c(B, T, \epsilon)$ 是给定运行条件下的临界电流密度; ϵ 是股线中的 Nb_3Sn 超导丝在纵向上的总应变.

$$C(\epsilon) = C_0 (1 - a_0 |\epsilon|^{1.7})^{1/2} \quad (11)$$

$$B_{c2}(T, \epsilon) = B_{c20}(\epsilon) (1 - tT) (1 - t/3) \quad (12)$$

$$b = B/B_{c2}(T, \epsilon) \quad (13)$$

$$t = T/T_{c0}(\epsilon) \quad (14)$$

$$T_{c0}(\epsilon) = T_{\text{COM}} (1 - a_0 |\epsilon|^{1.7})^{1/3} \quad (15)$$

$$B_{c20}(\epsilon) = B_{c20M} (1 - a_0 |\epsilon|^{1.7}) \quad (16)$$

以上各式中: 当 $\epsilon < 0$ (Nb_3Sn 受压) 时, $a_0 = 900$; 当 $\epsilon > 0$ (Nb_3Sn 受拉) 时, $a_0 = 1\,250$; C_0 、 T_{COM} 和 B_{c20M} 可根据不同条件由实验获得其经验值.

对于 ITER 上的股线, 当磁场强度 B 为 0 时, 临界电流密度修正为

$$J_{cc}(B, T, \epsilon) = 1/(J_c(B, T, \epsilon) + J_{c0}(B, T, \epsilon)) \quad (17)$$

$$J_{c0}(B, T, \epsilon) = J_{c00}(B, T, \epsilon) (1 - t^2)^2 \quad (18)$$

式中: $J_{c00}(B, T, \epsilon)$ 是根据一定条件由实验获得的经验值; $J_{c0}(B, T, \epsilon)$ 在低场中起矫正作用, 而在高场中可以忽略不计.

4.2 应变计算模型

上述模型中的主要参数是 n 和 Nb_3Sn 的应变 ϵ . 数值计算模型中考虑到 CICC 的电流分配不均情况, 对于单根测试的股线, n 的取值范围为 12~25, 需要综合考虑构成 CICC 的整体股线情况而定. 在工程设计和数值仿真中, ϵ 是影响电流密度的关键因素, 需要根据经验数据来调整. ϵ 的定义如下.

定义 存在包含于 $\mathbf{R}^3$ 三维空间的弹性体 Ω , 具有光滑的边界 $\partial\Omega$, 当给定边界受拉(压)的部分 $\partial\Omega_1$ 时, $\partial\Omega$ 剩余部分 $\partial\Omega_2$ 的位移即可给出. 假设 Ω 空间是用子空间 Y 周期性充满的, 且 Ω 空间中包含的 Y 是分段均匀的, 则应变的数学表达如下:

$\exists Y \in \mathbf{R}^3, \forall x \in \Omega$, 使 $(x+Y) \in \Omega$, 那么 $\alpha_{ijkl}(x+Y) = \alpha_{ijkl}(x)$, 则

$$\epsilon = \partial x / \partial y$$

式中: α_{ijkl} 是位置矢量 y 关于 Y 的周期函数.

假设作用在 CICC 导管上的机械应变全部传给

导体的丝线, 则 Nb_3Sn 的有效应变 ϵ 可以写成 3 项之和

$$\epsilon = \epsilon_{\text{op}} + \epsilon_{\text{th}} + \epsilon_{\text{extra}} \quad (19)$$

式中: ϵ_{op} 为导体纵向应变(也称为运行时的应变); ϵ_{th} 是零电流时的热应变; ϵ_{extra} 为其他额外原因导致的应变. 严格地说, ϵ_{op} 和 ϵ_{extra} 是导体真正的纵向应变. 在实际设计中, ϵ_{extra} 与 n 是影响导体结构的重要参数, 其变化与导体及其股线的性能有关. 热应变 ϵ_{th} 是从实验数据中估算出来的.

5 数值仿真实验与分析

5.1 数值仿真设计实验

有了上述假设条件和给定的基本数据, 以及基于应变的临界电流密度公式, 特别是式(6)、式(7)和式(8)3个方程, 结合式(10)等, 就可以利用模拟程序由此开始导体设计和优化计算了. 3个包含未知量 R_{cu} 、 d_{sc} 、 N_{sc} 的矩阵方程一般是不难求解的, 但当把式(8)代入到式(6)时, 会得到类似于式(7)的方程, 这说明根据空间电流密度对 CICC 的铜组分进行优化不是孤立的问题, 而是与稳定性裕度、温度裕度及临界电流密度有着必然的联系, 这样这3个方程中实际上只剩下2个独立方程, 因此无法唯一确定上面的3个未知量. 鉴于此, 可以把 R_{cu} 、 d_{sc} 表示成 N_{sc} 的函数, 在数值仿真时, 可以逐步尝试用 1、2、3、4 等层的结构来确定超导体数 N_{sc} , 再求出符合实际要求的 d_{sc} 和 R_{cu} .

首先由式(8)得出 R_{cu} 的表达式如下

$$R_{\text{cu}} = c N_{\text{sc}} d_{\text{sc}}^2 - 1 \quad (20)$$

再把式(20)代入式(6), 得出关于 d_{sc} 的三次方程

$$d_{\text{sc}}^3 - \frac{1}{c N_{\text{sc}}} d_{\text{sc}} - \frac{A_{\text{cu}}}{N_{\text{sc}}} = 0 \quad (21)$$

根据不同的 CICC 结构, 通过确定 N_{sc} 来求解 d_{sc} , 并综合 CICC 概念模型中细分超导丝和有利于股线分流的原则, 获得合理的股线直径 d_{sc} , 再由式(20)计算出 R_{cu} . 数值仿真中还根据式(3)以及空隙率对 CICC 稳定性的影响进行了校核. 最后的运行结果如图 1 所示.

5.2 结果比较与分析

从数值仿真设计的数据库中调出相应运行条件下的数据, 将其与韩国 KSTAR(Korean Superconducting Tokamak Advanced Research)的 TF 设计值列表比较, 见表 1 和表 2(具体条件为: $B_{\text{max}} = 7.2\text{ T}$, $T = 4.5\text{ K}$, $I_{\text{op}} = 35\,200\text{ A}$, $\Delta T > 1\text{ K}$, $\Delta E = 0.4\text{ J/cm}^3$).

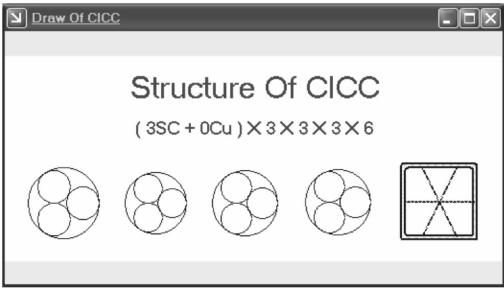


图 1 数值仿真得到的 CICC 结构

数值仿真中计算临界电流密度时采用的磁场强度为 12 T,温度为 4.2 K.当 $\epsilon = -0.25\%$ 、 $B_{C20M} = 28$ T、 $T_{COM} = 18$ K 时,常数 $C_0 = 1.07 \times 10^{10} \text{ A} \cdot \text{T}^{1/2}/\text{m}^2$;当铜超比为 1.5、 $B_{C20M} = 29.1$ T、 $T_{COM} = 16.9$ K 时, $C_0 = 1.10 \times 10^{10} \text{ A} \cdot \text{T}^{1/2}/\text{m}^2$. CICC 的空隙率取值范围为 0.35~0.37.

表 1 工程设计与仿真设计的结构比较

结构	工程设计结果	数值仿真结果
1 级子缆	3SC	3SC
2 级子缆	3SC×3	3SC×3
3 级子缆	3SC×3×3	3SC×3×3
4 级子缆	3SC×3×3×3	3SC×3×3×3
CICC	3SC×3×3×3×6	3SC×3×3×3×6

表 2 工程设计与仿真设计的参数比较

参数	工程设计值	数值仿真结果
A_{cu}/mm^2	170.3	167.6
A_{sc}/mm^2	61.9	60.2
T_c/K	12.0	12.57
T_{sc}/K	<10.2	6.58
I_c/A	80 000 ¹⁾	84 488
I_{low}/A	45 000 ¹⁾	48 809
I_{up}/A	60 000 ¹⁾	67 679
d_{sc}/mm	0.78	0.779
R_{cu}	1.5	1.51
$\Delta E/\text{J} \cdot \text{cm}^{-3}$	0.400	0.473 6
$E_c/\text{J} \cdot \text{cm}^{-3}$	<0.250	0.213 1

1):数值取自韩国人员的交流报告.

由表 1 可知,数值仿真给出的 CICC 结构与工程设计结果相一致,这是考虑稳定性和应变的影响进行多次优化设计得到的结果.表 2 显示数值仿真

得到的参数值与工程设计值基本吻合,但在某些参数上有不同之处,例如:在数值仿真中,由于绞缆系数不同导致 A_{cu} 的不同; I_c 的不同主要是因为其计算方法不同所致(数值仿真采用的公式为 $I_c = A_{sc}J_c$,工程上则是由经验先给定某一运行条件下单股超导线的临界电流值,再通过计算而得); ΔE 不同主要是因为 A_{cu} 的值不同.针对这些问题,在仿真设计程序中拟采用合适的湿边周长系数(综合考虑 CICC 的结构,特别是初级子缆和超导股线的根数)等来弥补计算误差.

6 结 语

本文结合 CICC 的工程设计经验,提出了 CICC 数值仿真设计的基本原则和思路,并根据 1 级子缆采用 3 根超导股线、CICC 运行于过渡区间以及纯铜线起不同作用的假定条件,推导了数值仿真设计的数学模型,讨论了 Nb₃Sn 等 A15 材料的应变对临界电流密度等的影响,通过仿真得到了 CICC 的结构,在对稳定性裕度、温度裕度等参数进行优化的基础上,给出了合理的导体结构.此外,本文还对数值仿真设计结果与工程设计值进行了比较,并对误差产生的原因进行了分析,提出了改进的方法,以期对磁体系统中 CICC 的设计提供参考.

参考文献:

[1] DRESNER L. Twenty years of cable-in-conduit conductors: 1975 - 1995 [J]. Journal of Fusion Energy, 1995,14(1):3-11.

[2] SEEGER B. Hand book of applied superconductivity [M]. London, UK: Institute of Physics Publication, 1998:265-280.

[3] MARTINEZ A, DUCHATEAU J L, TADRIS L. Transverse heat transfer coefficients on a full size dual channel CICC ITER conductor [J]. Cryogenics, 2006, 46(7/8):530-540.

[4] LU Bing, LUONGO C A. Parametric estimation study of interstrand conductance in multi-strand superconducting cables [J]. Cryogenics, 2007,47(11/12):546-552.

[5] 毕延芳. CICC 稳定性裕度设计法和 HT-7U 导体方案 [J]. 核聚变与等离子体物理, 2000,20(4):220-225.

BI Yanfang. CICC design with stability margin and a new version of the conductor design for the HT-7U Tokamak [J]. Nuclear Fusion and Plasma Physics, 2000,20(4):220-225.

[6] BOSO D P, LEFIK M, SCHREFLER B A. A multi-

- level homogenised model for superconducting strand thermomechanics [J]. *Cryogenics*, 2005, 45(4): 259-271.
- [7] GEN N, KAZUO W, TADAHIRO A, et al. Effect of transverse compressive stress on internal reinforced Nb_3Sn superconducting wires and coils [J]. *Cryogenics*, 2005, 45(10/11): 653-658.
- [8] ZHANG Pingxiang, LIANG Ming, TANG Xiande, et al. Strain influence on J_c behavior of Nb_3Sn multifilamentary strands fabricated by internal tin process for ITER [J]. *Physica: C*, 2008, 468(15/20): 1843-1846.
- [9] MULLER H, SCHNEIDER Th. Heat treatment of Nb_3Sn conductors [J]. *Cryogenics*, 2008, 48(7/8): 323-330.
- [10] BOTTURA L, CALVI M, SIEMKO A. Stability analysis of the LHC cables [J]. *Cryogenics*, 2006, 46(7/8): 481-493.
- [11] 方进, 张永, 丘明. HT-7U 管内电缆导体稳定性的仿真与实验研究[J]. *中国电机工程学报*, 2008, 28(15): 147-152.
- FANG Jin, Zhang Yong, Qiu Ming. Simulation and experimental study on HT-7U cable-in-conduit conductor stability [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2008, 28(15): 147-152.
- [12] MARTOVETSKY N N. Stability and design criterion for cable-in-conduit-conductors with a broad transition to normal state [J]. *Fusion Engineering and Design*, 2005, 75/79(4): 215-219.
- [13] BOTTURA L. Stability and protection of CICC's: an update designer's view [J]. *Cryogenics*, 1998, 38(1): 491-502.
- [14] WANG Qiuliang, WENG Peide, HE Moyan. Simulation of quench for the cable-in-conduit-conductor in HT-7U superconducting Tokamak magnets using porous medium model [J]. *Cryogenics*, 2004, 44(2): 81-92.
- [15] 蒋华伟. 管内电缆导体仿真设计算法模型研究[J]. *中国电机工程学报*, 2009, 29(15): 125-128.
- JIANG Huawei. Research on arithmetic model for cable-in-conduit conductor simulation and design [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2009, 29(15): 125-128.
- [16] MARINUCCI C, BOTTURA L, BRUZZONE P, et al. Analysis of the transverse heat transfer coefficients in a dual channel ITER-type cable-in-conduit conductor [J]. *Cryogenics*, 2007, 47(11/12): 563-572.
- [17] WENG Peide, BI Yanfang, CHEN Zhoumin, et al. HT-7U TF and PF conductor design [J]. *Cryogenics*, 2000, 40(8/10): 531-538.
- [18] 李保增, 毕延芳, 吴镒, 等. HT-7U PF 导体设计和稳定性分析[J]. *低温与超导*, 2000, 28(1): 8-14.
- LI Baozeng, BI Yanfang, WU Di. Design of the superconductor and analysis of its stability for HT-7U PF coil [J]. *Cryogenics and Super Conductivity*, 2000, 28(1): 8-14.
- [19] BOTTURA L. Limiting current and stability of cable-in-conduit conductors [J]. *Cryogenics*, 1994, 34(10): 787-794.
- [20] SUMMERS L T, GUINAN M W, MILLER J R, et al. A model for the prediction of Nb_3Sn critical current as a function of field, temperature, strain, and radiation damage [J]. *IEEE Trans Magn*, 1991, 27(2): 2041-2044.

(编辑 葛赵青)