

# 国际热核聚变实验堆用管内电缆导体力学行为研究进展

岳动华<sup>1,2,3</sup>, 张兴义<sup>1,2\*</sup>, 周又和<sup>1,2</sup>

1. 兰州大学土木工程与力学学院力学系, 兰州 730000;

2. 西部灾害与环境力学教育部重点实验室, 兰州 730000;

3. 中国工程物理研究院总体工程研究所, 绵阳 621900

\* 联系人, E-mail: zhangxingyi@lzu.edu.cn

2017-08-31 收稿, 2017-10-29 修回, 2017-10-30 接受, 2017-12-29 网络版发表

国家自然科学基金(11372121, 11622217)、国家自然科学基金创新研究群体项目(11421062)、国际热核聚变实验堆(ITER)计划国内研究专项(2013GB110001, 2013GB110002)和中央高校基本科研业务费(lzujbky-2017-ot18, lzujbky-2017-k18, lzujbky-2016-229)资助

**摘要** 国际热核聚变实验堆(international thermonuclear experimental reactor, ITER)是目前全球最大、影响最深远的国际科技合作项目之一。该计划旨在验证磁约束受控核聚变反应堆的工程技术可行性, 通过由管内电缆导体(cable in conduit conductor, CICC)绕制而成的托克马克(Tokamak)装置产生强磁场, 将上亿摄氏度的高温等离子体约束在磁笼内诱发可控热核聚变。2014年ITER组织磁体部门负责人Devred A教授指出当前ITER用CICC主要面临3大挑战: (1) CICC制备过程中普遍存在电缆穿管退扭问题, 伴随着电缆节距增加引起交流损耗的增大, 这将严重影响CICC电流输运特性及稳定性。(2) CICC短样在热-电磁循环载荷作用下分流温度随循环加载次数的增加表现出退化行为, 这就意味着按照目前设计方式, ITER仅能运行数千次, 远低于原计划的3万次, 这加剧了人们对ITER工程的担忧。(3) 高性能超导股线研发与接头制备。ITER托克马克装置中, 其中心螺线管和环向场线圈由Nb<sub>3</sub>Sn超导股线经多级绞扭而成的CICC绕制而成, 最大磁场分别可达13和11.8 T, 伴随的巨大电磁力往往使磁体结构发生变形, 进而影响高温等离子体的流动品质, 降低热核聚变的反应时间, 导致ITER装置的功能性设计难以达到预期。同时, 已有的研究表明Nb<sub>3</sub>Sn材料超导性能(主要是指临界电流)对力学变形极为敏感, 在拉、压、扭作用下临界电流随变形表现出显著的衰减行为, 该行为直接增加了ITER托克马克的安全性隐患。因此, 研究超导电缆的等效力学参数及其在多场作用下的力学行为是实现托克马克磁体系统安全性与功能性设计的基石。本文简要总结了兰州大学力学系电磁固体力学研究小组针对超导电缆等效力学参数、穿管过程中的电缆退扭行为、热-电磁静载荷作用下的超导股线屈曲行为以及热-电磁循环载荷作用下的分流温度退化等关键科学问题所开展的基础理论建模与定量分析。在此基础上, 对当前CICC研究存在的问题和未来仍需重点关注的方向进行了讨论, 其结果将有助于我国力学工作者迅速了解ITER计划进展中所遇到的相关力学问题, 也可为未来中国大型超导磁体制备所需的CICC导体结构设计提供参考。

**关键词** Nb<sub>3</sub>Sn, 管内电缆导体, 绞线刚度, 热膨胀系数, 穿管退扭, 分流温度

为培养一支从事核聚变科研和工程技术的高水平人才队伍、消化吸收世界有关磁约束核聚变能的最新研究成果、带动我国聚变相关的其他领域技术发展

并最终实现我国自主建堆的目的, 2006年我国与欧盟、印度、日本、俄罗斯、韩国、美国共同签订了加入国际热核聚变实验堆(ITER)计划协定, 承担着

**引用格式:** 岳动华, 张兴义, 周又和. 国际热核聚变实验堆用管内电缆导体力学行为研究进展. 科学通报, 2018, 63: 396–414

Yue D H, Zhang X Y, Zhou Y H. Research progress on the mechanical behavior of the cable in conduit conductor for the international thermonuclear experimental reactor project (in Chinese). Chin Sci Bull, 2018, 63: 396–414, doi: 10.1360/N972017-00937

ITER建造过程中约10%的实物贡献。同时,安排100亿国内配套资金以快速推动我国聚变事业的发展。ITER计划是目前全球最大、影响最深远的国际能源科技合作项目之一,旨在验证受控核聚变反应堆的工程技术可行性。磁约束核聚变反应堆的核心装置托克马克是由管内电缆导体(cable in conduit conductor, CICC)绕制而成,其原理是利用超导线圈产生的强磁场将等高温离子体约束在密闭空间内使其发生持续聚变反应<sup>[1,2]</sup>。ITER超导磁体系统主要由6个中心螺线管模块(central solenoid, CS)、18个环向场线圈(toroidal field coil, TF)、6组极向场线圈(poloidal field coil, PF)、9对矫正场线圈(correction coils, CC)以及馈线和其他部件组成<sup>[3,4]</sup>。其中中国承担了ITER计划中7.5%的TF导体、65.1%的PF导体以及全部的CC导体制造任务,而CS导体全部交由日本制备,美国负责绕制超导磁体。ITER托克马克装置以及各类CICC的横截面示意图分别如图1(a)和(b)所示。

早在20世纪60年代末,人们采用NbZr低温超导材料<sup>[6]</sup>,并对使用内冷式导体(internally cooled conductor, ICS)绕制的超导磁体进行了研究<sup>[7,8]</sup>。ICS是将NbZr超导线焊接在铜管外侧,其内部通有液氮,通过接触传热的方式使超导股线降温达到超导态<sup>[9]</sup>。这种冷却方式效率低下,超导材料很容易发生磁通跳跃致使磁体系统失超。1975年,Hoenig和Montgomery<sup>[10]</sup>提出将超导体细分为股线并绞制成缆放置于液氮导管内部。其优点在于增大了液氮与超导线的接触面积,并且采用液氮浸泡式冷却大幅度提升了超导电缆的

温度阈值,增加了导体的稳定性,这种设计称之为管内电缆导体。但浸泡式导体存在失超后气体急剧膨胀的缺陷,带来巨大的安全隐患。1980年,Lue等人<sup>[11]</sup>提出双导管设计,最内侧利用带孔的铜管或者高硬度的不锈钢弹簧组成液氮快速流动的通道,将股线失超产生的焦耳热快速导出。另一种方法是CICC两端开口保持液氮的流入流出,同样可以达到将焦耳热快速导出的效果<sup>[12]</sup>,这两种设计即现代CICC的雏形。除焦耳热之外人们还发现CICC超导体在交变电流或交变磁场的作用下会产生交流损耗,因此将超导股线细分为上万股超导芯丝,并将成百上千根超导股线扭绞成超导电缆可降低交流损耗<sup>[13]</sup>。此外为保证超导电缆在横向洛伦兹力作用下结构的稳定性,第一级绞缆主要采用三元组的形式,其中包括两根超导复合股线与一根纯铜股线<sup>[11]</sup>。铜股线不仅能减小导体内的应力集中还可以在超导失超时起到分流保护作用。以ITER用TF导体为代表的CICC实物图及其结构示意图分别如图2(a)和(b)所示,其主要由4部分组成,从内向外依次为:氮流管、瓣缆、包扎带、不锈钢护套。最外侧的不锈钢套起保护和支撑作用。

早期CICC所采用的超导材料已从初始的NbZr改进为更易与铜基体一起加工的NbTi和Nb<sub>3</sub>Sn超导材料<sup>[15,16]</sup>。其中NbTi股线的机械加工性能优于Nb<sub>3</sub>Sn超导线,但高场下的临界电流等指标远低于Nb<sub>3</sub>Sn超导线材。为此,ITER项目中具有较高磁场的CS以及TF线圈都是采用Nb<sub>3</sub>Sn作为原材料,但不利的是,相对于NbTi超导材料,Nb<sub>3</sub>Sn超导性能对力学变形更为敏

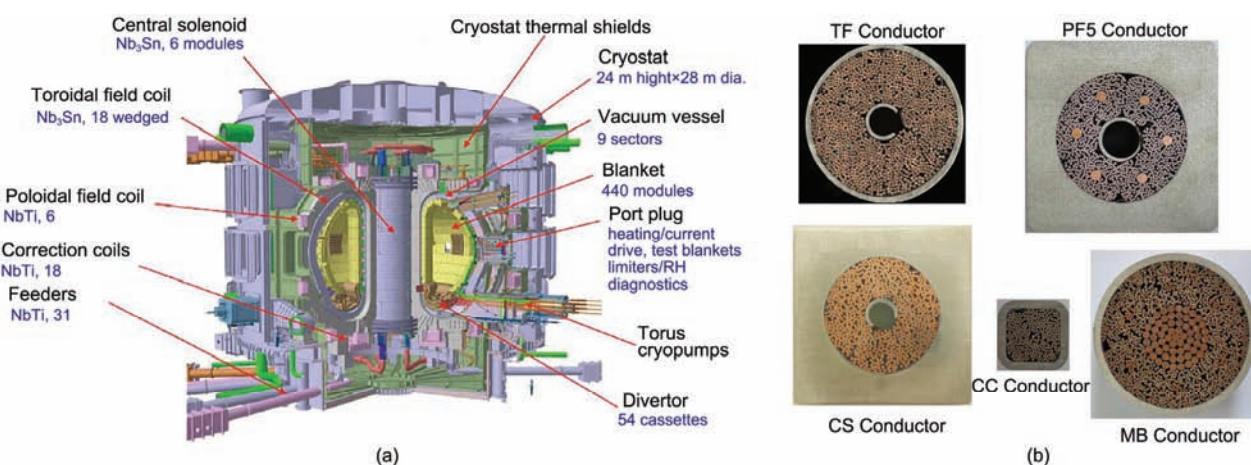


图1 (网络版彩色)ITER托克马克装置(a)以及对应的CICC横截面示意图(b)<sup>[5]</sup>

Figure 1 (Color online) The ITER Tokamak (a) and the cross-section of CICC (b)<sup>[5]</sup>

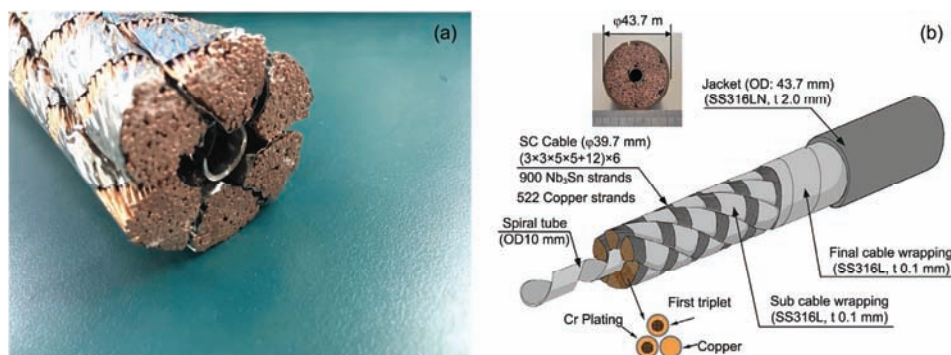


图2 (网络版彩色) ITER用TF导体截面图(a)与结构示意图(b)<sup>[14]</sup>

Figure 2 (Color online) The schematic diagram of TF conductor cross section (a) and structure (b) for the ITER project<sup>[14]</sup>

感, 表现为拉伸、压缩和扭转均导致超导材料的临界电流降低. 由于CICC超导电缆的跨尺度特性及多级绞扭强非线性结构特征的复杂性, 目前研究中仍存在着很多问题, 如早期的理论模型由于过于简化, 其预测结果与实验结果相差较大, 数值模拟的尺度与实验研究的尺度存在较大差异, 结果难以进行定量对比, 并且由于多场耦合实验测试条件苛刻, 测试数据过少等. 本文(1) 较为系统地综述了ITER用CICC目前面临的与力学学科相关的研究进展, 对兰州大学电磁固体力学研究小组近年来在ITER用CICC力学行为理论建模与定量分析等方面, 主要包括一级缆拉伸刚度与等效热膨胀系数的理论模型, 并给出了针对多级绞扭的计算方法. (2) 在总结前人对电缆穿管退扭研究结果的基础上, 建立了电缆退扭模型. (3) 针对分流温度退化研究中存在的一些相互矛盾的实验现象和实验测试中存在的问题进行了归纳总结及讨论, 给出了CS, TF导体分流温度退化的统一规律. (4) 对CICC当前面临的重要问题做了简单总结并对下一代高温超导CICC研制进行了展望<sup>[17~19]</sup>.

## 1 导体设计: 导体等效力学参数计算

CICC等效力学参数的研究主要围绕电缆在热-电磁耦合作用下的力学响应展开. 一方面研究了电缆制备参数例如节距、孔隙率、铜超比等参数对电缆等效模量的影响, 另一方面主要针对电磁力与热应力对电缆内部应力应变状态的影响. 本节首先介绍了多级绞扭的等效模量的数值预测方法以及低级绞扭的实验结果, 在此基础上讨论了外载荷作用对CICC电流传输能力的影响规律, 进而详细介绍了细杆理论在超导电缆等效力学参数计算中的应用. 由

于超导电缆为多级绞扭结构, 其力学行为的预测需从Nb<sub>3</sub>Sn股线入手, 为此我们首先回顾有关Nb<sub>3</sub>Sn股线力学特性的研究现状.

### 1.1 单根Nb<sub>3</sub>Sn股线等效模量

理论方面, 早在20世纪90年代, Mitchell<sup>[20]</sup>和Nijhuis等人<sup>[21]</sup>率先开展了CICC在横向电磁力以及热应力作用下的应力应变特性, 研究发现绞扭整体的等效模量远小于单根股线模量, 并存在应力集中现象. 2003年, 日本Okamoto研究组<sup>[22]</sup>首先利用有限元(finite element method, FEM)方法建立了Nb<sub>3</sub>Sn股线横截面二维模型, 分析了超导芯丝位置的变化对线内径向与环向应力分布的影响, 然而并没有给出Nb<sub>3</sub>Sn股线轴向力学性能分析. Wang等人<sup>[23]</sup>同样建立了超导股线二维FEM模型, 研究了横向电磁力下应变分布, 并根据超导临界电流与应变关系计算出股线在横向电磁力作用下电流退化规律. 然而该模型无法描述芯丝绞扭对股线的影响, 与真实的受力情形存在差异. 为了使模型更加接近于真实情形, Mitchell<sup>[24]</sup>建立了Nb<sub>3</sub>Sn股线分析的三维有限元模型, 考虑了股线在弯曲与热应力共同作用下的超导芯丝轴向变形. Wang等人<sup>[25]</sup>和Jing等人<sup>[26]</sup>分别建立了更为精细的FEM模型与等效夹杂模型, 考虑了芯丝断裂、节距、界面脱黏、初始残余应变、材料非线性本构等多种因素的影响, 分析发现芯丝螺距对股线内部应变以及股线应力应变曲线均会产生重要影响, 数值模拟结果与实验结果吻合较好. 意大利帕多瓦大学Boso等人<sup>[27,28]</sup>发现超导芯丝至单根Nb<sub>3</sub>Sn股线以及股线至绞扭都具有相似的空间螺旋结构. 随即提出用多层级有限元计算模型计算股线与绞扭拉伸、



弯曲等力学特性与等效参数,得出的结果与实验值吻合较好且其计算时间相对于直接有限元法大幅下降,如图3所示.随后美国伯克利大学Collins<sup>[29]</sup>拓展了这一模型,将结构的非线性与材料弹塑性本构引入Boso模型,弥补了Boso模型无法描述非线性应力应变曲线关系的缺陷<sup>[30,31]</sup>.

实验方面,为获得 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 股线轴向拉伸应力应变曲线,荷兰特温特大学(University of Twente)的Eijnden等人<sup>[32]</sup>研制了 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 股线拉伸实验装置TARSIS(test arrangement for strain influence on strands),并得到粉末管装法及内锡法 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 股线轴向循环载荷下的应力应变曲线.日本学者Osamura等人<sup>[33]</sup>用非接触的方法测试了扭转芯丝与平行芯丝两种类型的 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 股线等效模量及泊松比.实验发现不同的制备方法对股线的应力应变曲线特征有显著影响,而超导芯丝扭转与否对弹性模量虽有影响但并不明显.由于CICC在运行过程中受到巨大横向电磁力,日本Nunoya等人<sup>[34]</sup>和Koizumi等人<sup>[35]</sup>以及荷兰特温特大学Nijhuis等人<sup>[36,37]</sup>分别研发了股线横向加载装置,获得了横向电磁力与股线弯曲变形之间的关系,同时测得了 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 股线在横向挤压及弯曲变形下的电流输运性能退化规律,为多级绞缆力电性能预测奠

定了基础.

## 1.2 绞缆等效模量二维模型

在 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 单根超导体线的拉、压、弯、扭等力学特性研究的基础上,CICC电缆的力学特性研究同样引起了研究者的注意.2002年,日本ITER计划研究小组的Mitchell<sup>[38]</sup>将多层级相互绞扭的CICC电缆简化成股线间相互搭接的铁木辛柯弯曲梁,建立了整缆横向压缩模型,分析了从股线到整缆在横向压力作用下的力学变形.并且提出股线弯曲虽不至于使 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 股线发生退化,但对 $n$ 值(采用幂函数对超导材料 $I$ - $V$ 曲线进行拟合所得,其大小表示非线性的强弱)的影响不可忽略.这一观点在 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 股线弯曲实验研究中得到证实<sup>[34]</sup>.由于该模型将股线间搭接长度取为定值,这相当于给定了 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 股线的最大曲率半径上限以及层间横向挤压力累积上限,与现实绞缆受力情形不符,这也是模型预测的横向等效模量与实验测试结果相去甚远的原因<sup>[39]</sup>.为克服Mitchell模型中搭接长度固定这一缺陷,2006年,荷兰特温特大学Nijhuis等人<sup>[40]</sup>对Mitchell模型进行了优化并称之为TEMLOP(transverse electro-magnetic load optimization)模型.TEMLOP模型将TARSIS装置测得的单根

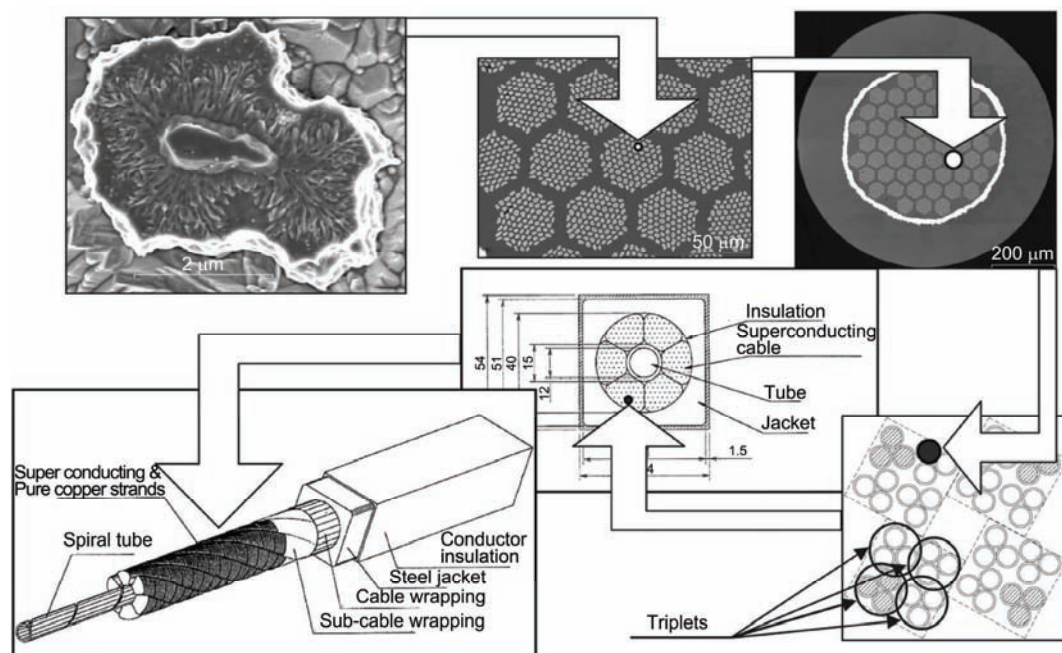


图3 CICC多级绞缆形成的层级结构<sup>[27]</sup>

Figure 3 Hierarchical structure of ITER cable with multilevel twisting process<sup>[27]</sup>

股线力学特性作为输入参数,并且将弯曲波长与支撑数作为随绞缆等级以及各级节距相关的可变参数.由于弯曲波长与层间搭接数可调,该模型更加接近于真实情形,因此得到的电缆整体横向压缩刚度与实验符合较好<sup>[41~43]</sup>,并且根据CICC的电流输运特性对电缆的设计进行优化<sup>[44]</sup>.TEMLOP模型中弯曲波长对最终的计算结果影响较大,具有很强的参数依赖性,并且该模型并不能描述股线间的接触塑性变形以及芯丝断裂对整缆横向压缩刚度的影响.由CICC横向循环载荷作用下应力应变曲线可知,接触塑性变形与芯丝断裂对电缆整体的弹性模量的影响不可忽略.因此Zhai和Bird<sup>[45]</sup>在Michell模型与TEMLOP模型的基础上提出FEMCAM(Florida electro-mechanical cable model)模型,该模型考虑了热应力与电磁力对股线弯曲变形的影响,给出股线在长度方向上弯曲应变变化规律,同时考虑了股线断裂对电缆电流输运特性的影响.Zhu等人<sup>[46]</sup>分别建立了CICC超导电缆的离散元(discrete element method, DEM)模型,详细研究了横向循环载荷作用下股线间的接触力,发现接触点数量对接触应力有显著影响,此处的接触点数与外界循环载荷密切相关,主要计算结果与实验结果相一致.

### 1.3 绞缆等效模量三维模型

早期人们主要对CICC横截面二维力学特性研究较多,缺乏三维力学分析,不仅是因为电缆三维结构的复杂性导致分析困难,还因为早期人们认为TF导体力电性能退化的主要原因在于电磁力作用下的股线弯曲与线间挤压,忽略了轴向变形的影响.然而从CS导体测试结果发现短节距导体在循环电磁载荷作用下具有更好的稳定性,使人们认识到轴向变形的重要性.因此,人们将CICC的研究由二维拓展至三维,引入电缆轴向变形以期预测轴向变形对CICC整体性能的影响.Nemov等人<sup>[47,48]</sup>利用有限元模型中的LS-DYNA模块对 $3\times 3\times 4$ 与 $3\times 3\times 5$ 两种结构进行了建模分析.将超导股线视为圆柱夹杂,采用复合连续梁模型研究了超导复合绞缆轴向拉伸与扭转行为.然而其计算结果与绞缆的初始位置密切相关,例如初始时松散的绞缆轴向刚度远小于径向压紧后的绞缆刚度,这是因为螺旋结构的非线性本质带来的计算误差.该模型的计算精度严重依赖于绞缆径向压紧程度,且绞缆横向预压缩可能导致单元重叠给计算

带来不必要的误差.Li等人<sup>[49]</sup>利用ABAQUS有限元计算软件对三绞线、 $3\times 3$ 子缆、 $3\times 3\times 5$ 子缆进行了建模计算.低级子缆计算结果与Nemov等人<sup>[47]</sup>的计算结果完全一致,然而 $3\times 3\times 5$ 子缆在轴向拉伸初始阶段应力上升缓慢,这一现象是由股线间空隙导致的.为消除有限元计算软件中材料本构,股线接触与应力集中造成的计算时间过长等诸多限制,Bajas<sup>[50]</sup>将实验获得的 $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 股线弹塑性本构引入有限元计算模型并开发出MULTIFIL程序.该模型可以较好地预测CICC各级绞缆在电磁力及热应力作用下的力学响应同时具有很好的收敛性.计算结果发现高级子缆各级螺距对股线间接触变形以及应力分布有很强的敏感特性.短节距导体具有更高的孔隙率,而且在洛伦兹力的作用下更趋向于发生压缩应变.长节距导体孔隙率较低,搭接距离更长股线更容易弯曲,承受更多的轴向伸长变形.兰州大学Jia和Zheng<sup>[51]</sup>将Zhu等人<sup>[46]</sup>的二维离散元(2D-DEM)模型拓展至三维模型.系统研究了绞缆各级螺距对整缆的应力应变状态的影响,并且对循环载荷作用下电缆内部股线间接触力及其应力状态对整缆刚度的影响给出了详细的分析.综合考虑了不锈钢铠甲、包扎、氦流管等组件的影响,解决了Bajas模型计算速度过慢的问题,避免了FEM模型中绞缆压制成型过程中单元重叠等问题.然而由于计算规模的限制该模型并没有考虑热残余应力及材料各项异性对导体整体刚度及电流输运特性的影响<sup>[52]</sup>.为此需要对电缆在多场环境下的力学特性展开进一步研究.

### 1.4 细杆模型

除上述有限元与离散元等数值方法以外,剑桥大学等离子科学与聚变中心Feng<sup>[53]</sup>首先将细杆模型应用于CICC研究,建立了CICC内每根超导股线的空间几何位形的数学模型.中国科学院等离子体物理研究所Qin等人<sup>[54]</sup>将细杆理论应用于超导电缆的力学分析,并推导出了一级缆以及高阶绞缆轴向应力应变曲线.模型讨论了螺距与铜股线对绞缆弹性模量以及股线弯曲曲率的影响,计算发现铜股线的引入使绞缆轴向刚度大幅度降低,股线间接触变形对绞缆整体刚度影响很小,理论计算结果与实验结果吻合较好.

(i) 一级缆拉伸刚度. 对这种复杂的空间螺旋线进行准确的几何描述以及受力分析,是预测超导

电缆等效力学参数的关键. 从电缆空间几何结构来讲, CICC超导电缆具有多级绞扭的复杂螺旋结构. 从受力分析来看, 电缆内每根股线轴向为连续的细长杆, 且在横向存在相互挤压和相对转动, 分析此类多级绞扭的复杂螺旋结构时我们从简单绞线结构入手. 利用细杆理论假设将股线形心类比为绕螺旋线匀速运动的刚性球, 将股线的曲率和扭率类比为小球的角速度, 以确定股线空间位置, 进而取微元段进行受力分析. 股线形心空间位置及股线受力分析分别如图4(a)和(b)所示.

股线形心迹线的曲率与扭率分别为

$$\begin{aligned}\kappa &= 0; \kappa' = \frac{v dt \cos^2 \alpha}{r ds} = \frac{\cos^2 \alpha}{r}; \\ \tau &= \frac{v dt \cos \alpha \sin \alpha}{r ds} = \frac{\cos \alpha \sin \alpha}{r}.\end{aligned}\quad (1)$$

力平衡方程与力矩平衡方程分别为

$$\begin{aligned}\frac{dN}{ds} + T\kappa' - N'\tau + X &= 0; & \frac{dG}{ds} - G'\tau + H\kappa' - N' + K &= 0; \\ \frac{dN'}{ds} - T\kappa + N\tau + Y &= 0; & \frac{dG'}{ds} - H\kappa + G\tau + N + K' &= 0; \\ \frac{dT}{ds} - N\kappa' + N'\kappa + Z &= 0; & \frac{dH}{ds} - G\kappa' + G'\kappa + \Theta &= 0.\end{aligned}\quad (2)$$

当股线为各项同性线弹性体, 任意截面关于  $x$ ,  $y$ ,  $z$  轴的转动惯量分别写为  $I_x, I_y, I_z$ . 其本构方程为

$$G = EI_x \Delta \kappa, G' = EI_y \Delta \kappa', H = GI_z \Delta \tau, \quad (3)$$

其中  $E$  为弹性模量, 则股线轴向力与轴向变形满足关系式  $T = EA\xi$ , 其中,  $A$  为股线任意截面面积,  $\xi$  为股线受均匀拉伸或压缩时轴向应变, 根据细杆理论模型即可求得一级缆轴向拉伸刚度.

(ii) 一级缆等效热膨胀系数. CICC超导电缆从制备到实际运行需经历900多摄氏度的变温, 热失配应力将导致超导电缆在铠甲内发生严重变形. 由于  $Nb_3Sn$  超导材料具有很强的应变敏感特性, 因此热应变是导致超导电缆性能发生严重退化的原因之一. 并且为得到较为精确的空间均匀分布的强磁场, 对高场磁体绕制时超导电缆的空间位置有非常高的要求. 当磁体系统温度发生变化时其空间几何结构必然发生改变. 因此计算电缆的热应变的前提是要对绞线结构等效热膨胀系数进行理论建模. 一级缆轴向等效热膨胀系数的表达式为

$$\alpha_{\text{eff}} = \frac{\alpha_L - \alpha_T \cos^2 \alpha}{\sin^2 \alpha}, \quad (4)$$

式中,  $\alpha_{\text{eff}}$  为绞线等效热膨胀系数,  $\alpha_L$  为股线轴向热膨胀系数,  $\alpha_T$  为股线横向热膨胀系数,  $\alpha$  为螺旋角.

(iii) 高级缆计算方法. CICC中超导电缆具有多级绞扭结构, 在得到一级缆等效模量与热膨胀系数的基础上, 本小节将一级缆等效参数理论模型推广至二级子缆, 介绍由低级缆向高级缆推广的理论模型. 二级缆空间几何结构及平面示意图分别如图5(a)和(b)所示.

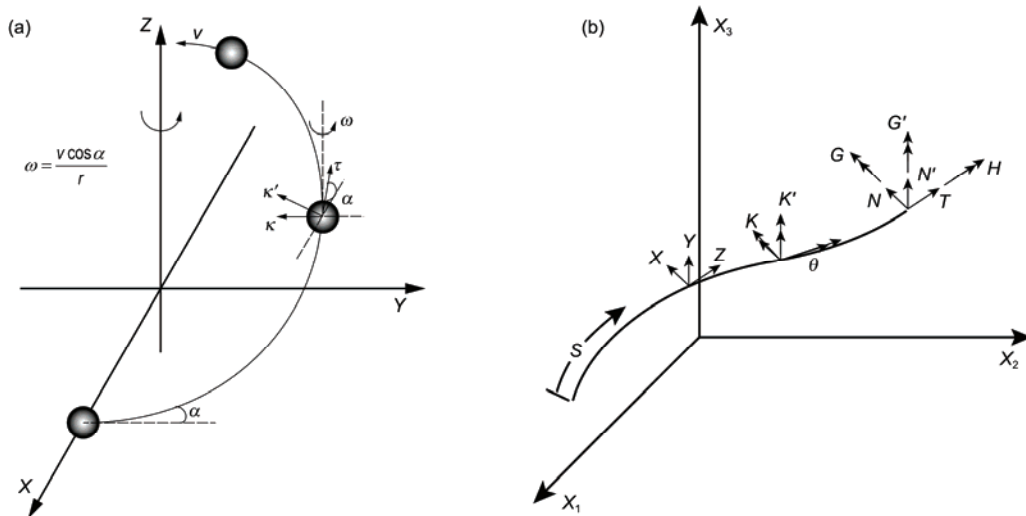


图4 股线形心空间位置(a)及股线受力分析(b)<sup>[55]</sup>

Figure 4 The position of a spiral rod (a) and loads acting on wire (b)<sup>[55]</sup>



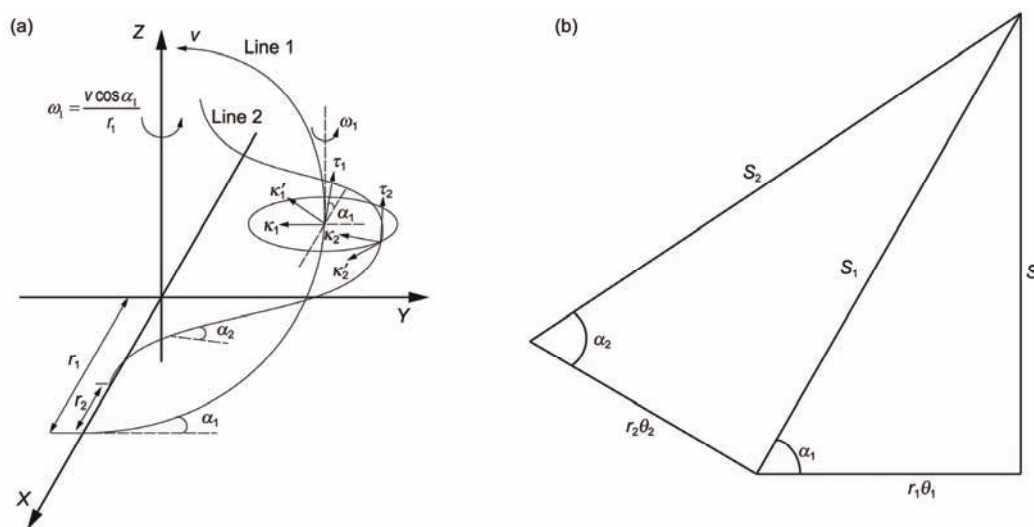


图5 二级缆空间几何结构(a)及平面示意图(b)

Figure 5 Space line of the triplet and single wire (a) and 2D view of the triplet and single wire (b)

一级绞缆和二级绞缆局部坐标之间转换关系为

$$T_k = \begin{bmatrix} -\cos \theta_k & -\sin \theta_k & 0 \\ \sin \theta_k \sin \alpha_k & -\cos \theta_k \sin \alpha_k & \cos \alpha_k \\ -\sin \theta_k \cos \alpha_k & \cos \theta_k \cos \alpha_k & \sin \alpha_k \end{bmatrix}. \quad (5)$$

由此可得二级绞缆的曲率与扭率:

$$\begin{bmatrix} \kappa_{p2} \\ \kappa_{b2} \\ \kappa_{t2} \end{bmatrix} = T_2 T_1 \left\{ T_1^T \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{\cos \alpha_2}{r_2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{\cos \alpha_1}{r_1} \end{bmatrix} \sin \alpha_2 \right\}. \quad (6)$$

根据二级缆变形几何相容条件:一级缆的股线应变等于二级缆的切向应变,一级缆的扭率等于二级缆单位长度扭转角.可得二级缆的力与力矩平衡方程分别为

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ F_{t0} \end{bmatrix} = 3 \times 3 \times T_1 T_2 \begin{bmatrix} F_{p2} \\ F_{b2} \\ F_{t2} \end{bmatrix},$$

$$\begin{bmatrix} M_{p1} \\ M_{b1} \\ M_{t1} \end{bmatrix} = 3 T_2 \begin{bmatrix} M_{p2} \\ M_{b2} \\ M_{t2} \end{bmatrix} + 3 \begin{bmatrix} r_2 (F_{t2} \sin \alpha_2 + F_{b2} \cos \alpha_2) \sin \theta_2 \\ -r_2 (F_{t2} \sin \alpha_2 + F_{b2} \cos \alpha_2) \cos \theta_2 \\ r_2 (F_{t2} \cos \alpha_2 - F_{b2} \sin \alpha_2) \end{bmatrix}. \quad (7)$$

总体来讲,在数值计算方面,由于网格数量的限制,考虑到CICC超导电缆具有多种材料组分、尺度跨度为6个量级、力电磁热多场耦合作用下具有强非线性几何结构等特征,有限元计算方法很难对超导

电缆的复杂力学问题给予全面考虑.在实验方面,CICC制备过程中仅热处理一项就高达2周时间,而SULTAN测试装置进行的6万次电磁循环测试所需时间更是长达数月,因此CICC的实验研究不仅昂贵而且进展极其缓慢.由于空间几何理论方法在计算精度、时效性以及经济性方面有诸多优点,可利用细杆理论模型对CICC从结构设计到短样检测等各个阶段的力学行为进行深入的分析.

## 2 导体制备:电缆穿管退扭问题

在CICC制备过程中,需将已经绞制成型 of 超导电缆穿入不锈钢管.然而由于电缆与铠甲间存在摩擦,在电缆穿管的过程中电缆的穿管牵引力高达数吨.例如中国负责研制的TF导体,其穿管时的牵引力为40 kN.穿管牵引力导致超导电缆轴向伸长的同时还伴随着退扭变形致使电缆节距增加,使得最终制备出的CICC电缆节距远大于ITER要求值.由于节距的增加会导致电缆交流损耗的上升以及刚度的下降,因此其退扭行为必须得到严格控制.为降低电缆穿管过程中的退扭行为,美国NHMFL(National High Magnetic Field Laboratory)、日本JAEA(Japan Atomic Energy Agency)、俄罗斯VNIKP(Russian Scientific R&D Cable Institute)以及中国ASIPP(Institute of Plasma Physics, Chinese Academy of Science)等机构针对这一问题做了大量研究<sup>[56-62]</sup>,开发了适用于检测电缆穿管过程中的退扭角测试装置,并且对TF和

CS超导电缆的短样进行拉伸退扭实验测试. 电缆穿管过程示意图及欧盟、韩国和美国生产的CICC退扭量随穿管牵引力的变化规律分别如图6(a)和(b)所示.

## 2.1 瓣缆弯曲刚度

目前对电缆穿管退扭现象已有大量的实验研究成果, 但缺乏从力学角度对电缆穿管过程的理论分析. 从已有的实验结果我们可得出如下结论: 电缆退扭角度随着穿管深度的增加线性增加, 减小电缆和铠甲间的摩擦力、提升包扎力、增加电缆刚度等可降低电缆退扭程度. 为研究绞缆在受轴向拉伸时的退扭行为, 找出影响电缆退扭行为的关键因素以预测穿管退扭规律, 需计算瓣缆的弯曲与扭转刚度. 因此本小节首先对瓣缆的弯曲刚度进行了建模, 由于瓣缆的弯曲刚度由其内部股线的滑移层数决定, 本节定量分析了轴向拉力、包扎力、瓣缆曲率及股线表面摩擦系数对股线滑移层数的影响, 进而获得瓣缆在不同滑移情形下的弯曲刚度. 判断股线是否滑移首先应对其线间压力进行计算, 股线间的层间挤压力由两部分组成: 轴向的放线张力和横向的包扎力. 总的线间挤压力可表示为

$$F_{\text{Cable}}^C + F_{\text{Insert}}^C = \frac{\left( \frac{F_{\text{Insert}}}{6} \sin \alpha_5 + F_{\text{Cable}} \right) \sin \alpha_4 \sin \alpha_3 \cdots \sin \alpha_j}{144} \frac{S_1}{\rho_j}, \quad (8)$$

式中  $F_{\text{Cable}}^C$  为包扎力对线间压力的贡献量,  $F_{\text{Insert}}^C$  为放线张力的贡献量,  $F_{\text{Cable}}, F_{\text{Insert}}$  分别为包扎力与放线张力,  $\alpha_j (j=1, 2 \cdots 5)$  为  $j$  级螺旋角,  $\rho_j = r_j / \cos^2 \alpha_j$  为第  $j$  级绞缆的曲率半径,  $r_j$  为第  $j$  级绞缆的等效半径,  $S_1 = 2\pi r_1 / \cos \alpha_1$  为第一级绞缆单个节距内的线长.

当瓣缆发生弯曲时第  $n$  层股线由弯曲引起的轴向拉力为

$$F_n^b = E\pi r^2 \sin^2 \alpha_{24} \frac{R_n - y_c}{\rho}, \quad (9)$$

其中  $\rho$  为瓣缆弯曲曲率半径, 因此层间剪切摩擦力为

$$F_n^f(\rho) = F_n^b - F_{n-1}^b = E\pi r^2 \sin^2 \alpha_{24} \frac{R_n - R_{n-1}}{\rho}. \quad (10)$$

假设第  $n$  层与第  $n-1$  层的线间接触力为  $F^C(n)$ , 包扎带与铬之间的摩擦系数为  $\mu$  则能提供最大的剪切力为  $\mu F_n^C$ , 若层间剪切力超过摩擦力则产生滑移, 即:

$$(F_n^b - F_{n-1}^b) \geq \mu F^C(n). \quad (11)$$

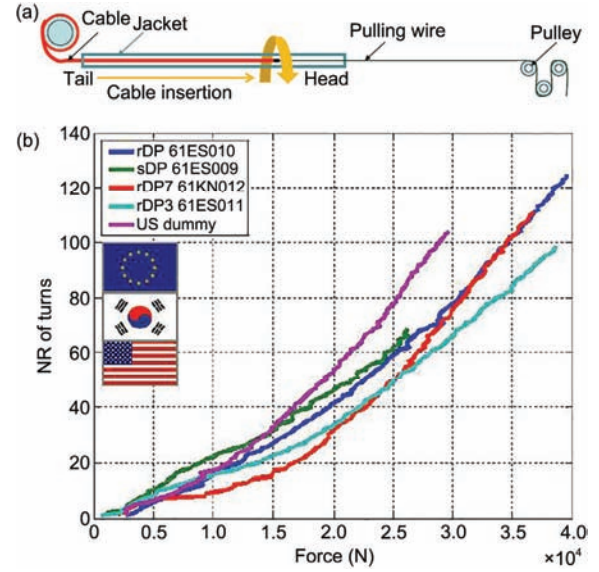


图6 (网络版彩色) 电缆穿管退扭问题. 超导电缆穿管示意图(a)及欧盟、美国及韩国伸长的导体退扭量随轴向拉力变化规律(b)<sup>[63]</sup>

Figure 6 (Color online) The trouble of cable rotation during insertion. scheme of cable insertion into jacket (a) and accumulated cable rotation versus pulling force of CICC cables fabricated in EU, US and Korea (b)<sup>[63]</sup>

上式作为第  $n$  层股线是否产生滑移的判据. 若第  $n-1$  层同样满足剪切力大于摩擦力则第  $n-1$  层产生滑移. 然后计算第  $n-2$  层、 $n-3$  层直到第 1 层, 此时瓣缆内股线完全滑移, 其弯曲刚度等于所有股线弯曲刚度贡献量之和.

## 2.2 绞缆退扭模型

电缆在轴向自由拉伸时无扭转约束, 此时边界条件符合  $F = F_0; M = 0$ . 将氢流管(He-inlet)作为单根螺旋薄板进行力学建模, 其轴向应变、半径变化量、螺旋角变化量分别为  $\xi_{in}, \Delta r_{in}/r_{in}, \Delta \alpha_{in}$ . 同理将 6 个瓣缆视为 6 根独立的螺旋线, 其轴向应变、半径变化量、螺旋角变化量分别表示为  $\xi_{in}, \Delta r_{in}/r_{in}, \Delta \alpha_{in}$ . 将包扎层抽象为螺旋薄带, 忽略叠包时包扎带间的摩擦力. 其轴向应变、半径变化量、螺旋角分别用  $\xi_{st}, \Delta r_{st}/r_{st}, \Delta \alpha_{st}$  表示. 电缆的轴向伸长与扭转变形分别表示为  $\varepsilon_0, \beta_0$ . 受力分析、节距与螺旋角及 CS 导体绞缆横截面分别如图 7(a)~(c) 所示: 其中  $G_x, G'_x, H_x$  分别为各组分的主法线弯矩、副法线弯矩、扭矩.  $N_x, N'_x, T_x$  分别为各分组的切向拉力主法线方向、副法线方向、切向集中力.  $X_x$  为横向均布力.  $\alpha_x$  为各分组的螺旋角,  $r_x$  为各分组的形心距离绞缆中心的距离,  $L_x$  为节距. 根据 Costello-



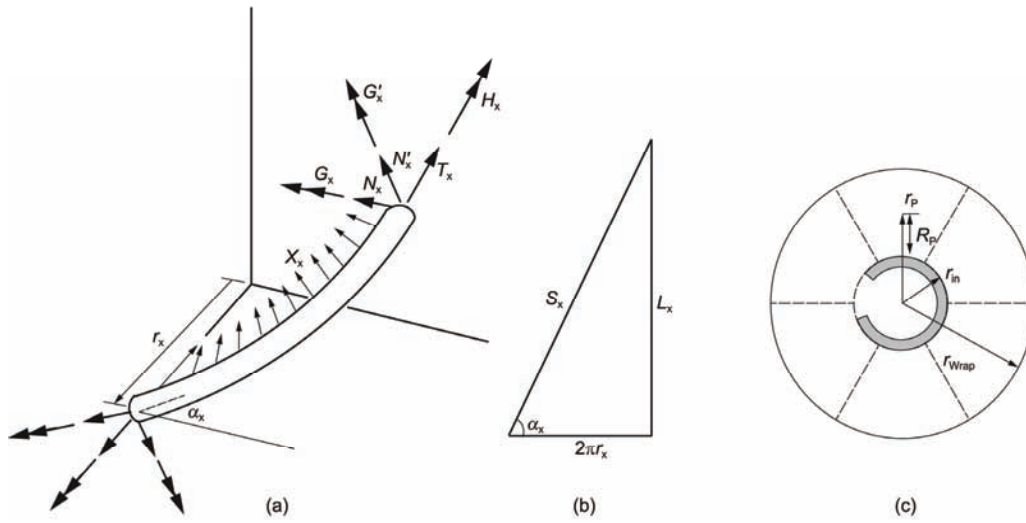


图7 电缆穿管受力分析. (a) 受力分析示意图; (b) 绞线结构的几何特征; (c) CS绞缆横截面

**Figure 7** Mechanical analysis for the insertion. (a) Loads acting on the petal; illustration of the geometric characters of the twist structure; (b) illustration of the geometric characters of the twist structure; (c) scheme of the CS cross-section

Velinsky理论<sup>[55,64]</sup>, 氦流管、瓣缆、包扎层的几何方程分别满足表达式:

$$\text{He-inlet:} \begin{cases} \varepsilon_0 = \xi_{in} + \frac{\Delta\alpha_{in}}{\tan\alpha_{in}} \\ \beta_0 = \frac{\xi_{in}}{\tan\alpha_{in}} + \frac{1}{\tan\alpha_{in}} \frac{\Delta r_{in}}{r_{in}} - \Delta\alpha_{in} \end{cases},$$

$$\text{Petal:} \begin{cases} \varepsilon_0 = \xi_p + \frac{\Delta\alpha_p}{\tan\alpha_p} \\ \beta_0 = \frac{\xi_p}{\tan\alpha_p} + \frac{1}{\tan\alpha_p} \frac{\Delta r_p}{r_p} - \Delta\alpha_p \end{cases}, \quad (12a)$$

$$\text{Wrap-stiffness:} \begin{cases} \varepsilon_0 = \xi_{st} + \frac{\Delta\alpha_{st}}{\tan\alpha_{st}} \\ \beta_0 = \frac{\xi_{st}}{\tan\alpha_{st}} + \frac{1}{\tan\alpha_{st}} \frac{\Delta r_{st}}{r_{st}} - \Delta\alpha_{st} \end{cases}. \quad (12b)$$

注意到氦流管与包扎层相对于瓣缆厚度较小, 所以忽略氦流管与包扎层的弯矩与扭矩, 只考虑其轴向力. 与包扎层不同的是氦流管可承受拉伸或压缩变形, 包扎带足够薄故仅承受拉伸变形. 最后氦流管、瓣缆、包扎层的本构方程分别表示为

$$\text{He-inlet:} \begin{cases} G_{in} = 0; G'_{in} = 0; H_{in} = 0 \\ T_{in} = E_{in} A_{in} \xi_{in} \end{cases}, \quad (13a)$$

$$\text{Petal:} \begin{cases} G_p = 0; G'_p = E_p I_p^x \Delta\kappa'_p; H_p = G_p I_p^z \Delta\tau_p \\ T_p = E_p A_p \xi_p \end{cases},$$

$$\text{Wrap-stiffness:} \begin{cases} G_{st} = 0; G'_{st} = 0; H_{st} = 0 \\ T_{st} = E_{st} A_{st} \xi_{st} \end{cases}, \quad (13b)$$

其中 \$E\$ 为各组分的弹性模量. \$A\$ 代表各组分的横截面积. \$E\_p I\_p^x, G\_p I\_p^z\$ 分别代表瓣缆副法线方向的弯曲刚度及扭转刚度. \$\Delta\kappa'\_p, \Delta\tau\_p\$ 分别表示瓣缆的曲率和扭率变化量, \$\xi\_p\$ 代表切向方向应变. 同时氦流管、瓣缆、包扎层同时满足统一形式的平衡方程:

$$\begin{aligned} N'_x &= G'_x \tau_x + H_x \kappa'_x, \\ X_x &= N'_x \tau_x - T_x \kappa'_x, \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} F_x &= T_x \sin\alpha_x + N'_x \cos\alpha_x, \\ M_x &= H_x \sin\alpha_x + G'_x \cos\alpha_x + T_x r_x \cos\alpha_x - N'_x r_x \sin\alpha_x, \end{aligned}$$

式中 \$x\$ 代表氦流管、瓣缆、包扎层3种组分. 电缆在实际拉伸过程中径向方向收缩, 且满足变形相容条件:

$$r_{in} = R_{in}, r_p = R_{in} + R_p, r_{st} = R_{in} + 2R_p, \quad (15a)$$

$$\Delta r_{in} = \Delta R_{in}, \Delta r_p = \Delta R_{in} + \Delta R_p, \Delta r_{st} = \Delta R_{in} + 2\Delta R_p, \quad (15b)$$

其中 \$R\_p\$ 为瓣缆半径, 满足 \$\Delta R\_p = -\nu R\_p \xi\_p\$, \$\nu\$ 为瓣缆的泊松比. 同时横向接触力满足力连续性边界条件:

$$\frac{6X_p}{\sin\alpha_p} = \frac{X_{st}}{\sin\alpha_{st}} - \frac{X_{in}}{\sin\alpha_{in}}, \quad (16)$$

式中 \$X\_p\$ 为瓣缆对氦流管的线压力, \$X\_{st}\$ 为包扎带对瓣缆的线压力, \$X\_{in}\$ 为氦流管对瓣缆的支撑力. 通过上述的力学分析可知方程中共有11个独立的未知数, 分别为 \$\xi\_{in}, \Delta r\_{in}/r\_{in}, \Delta\alpha\_{in}, \xi\_p, \Delta r\_p/r\_p, \Delta\alpha\_p, \xi\_{st}, \Delta r\_{st}/r\_{st}, \Delta\alpha\_{st}, \varepsilon\_0, \beta\_0\$, 其中只有 \$\xi\_{in}, \xi\_p, \xi\_{st}, \Delta r\_{in}, \varepsilon\_0, \beta\_0\$ 这6个未知数是独立的, 联立方程可得6个独立的方程. 求解此线性方程组即可得绞缆在轴向拉力 \$F\_0\$ 作用下整体的退扭角 \$\beta\_0\$.

### 3 导体短样检测：分流温度退化

分流温度与装置整体的稳定性和安全阈值密切相关，其是评估CICC整体性能的重要指标之一。2000~2002年，Martovetsky等人<sup>[65-67]</sup>对ITER原型线圈central solenoid model coil(CSMC)与toroidal field model coil(TFMC)螺线管进行测试，测试结果发现ITER原型螺线管CICC的电流传输能力以及抵抗脉冲性能超过预期，但分流温度(current sharing temperature,  $T_{cs}$ )随循环加载次数的增加出现退化且低于设计指标。分流温度的退化现象一经发现，就引起了广大学者的关注，更引起了人们对ITER计划的普遍担忧<sup>[68]</sup>。

#### 3.1 分流温度测试方法

$T_{cs}$ 测试分两步进行。首先将导体降低至液氦温度，然后升高背景磁场至期望值保持不变，待磁场与温度稳定后加载电流直至稳定，然后加热液氦使其逐渐升温致使导体失超，失超时的温度就是分流温度。对于ITER用TF导体，SULTAN测试时将背景磁场设定为10.85 T，电流最大至68 kA。待温度稳定后缓慢升温测试 $T_{cs}$ ，随后进行68 kA-0-68 kA循环加载测试。进行若干次电磁循环后进行一次升温-降温(WUCD)循环，然后重新测试 $T_{cs}$ 。测试过程如图8所示，其中图8(a)表示导体短样分流温度的测试方法，图8(b)和(c)分别表示测试短样和SULTAN装置示意图。

#### 3.2 TF导体分流温度退化研究

2003年，Mitchell<sup>[70]</sup>对原型螺线管CICC电磁加载实验结果进行分析，研究发现股线在洛伦兹力循环

载荷作用下发生弯曲变形，从而导致温度阈值衰减以及 $n$ 值下降。由此认为作用于股线上的电磁力与热应力是导致性能退化的根本原因。Jewell等人<sup>[71]</sup>对Nb<sub>3</sub>Sn股线弯曲变形时内部超导芯丝断裂情形做了详细的研究，发现在弯曲股线的拉伸一侧出现垂直于芯丝的裂纹，而在股线受压的一侧发现平行于芯丝的裂纹。弯曲变形的确可以导致Nb<sub>3</sub>Sn股线超导芯丝断裂。2006年，Nijhuis和Ilyin<sup>[40]</sup>建立了横向电磁力致使CICC性能退化TEMLOP模型。研究认为电磁力作用下的股线弯曲变形导致CICC  $T_{cs}$ 下降，与Mitchell<sup>[70]</sup>的观点一致。同时指出横向挤压应力并不会使 $T_{cs}$ 显著下降。对CICC设计给出了如下建议：减小导体孔隙率，增加股线弯曲刚度，Sanabria等人<sup>[72]</sup>的实验研究结果证实了这一观点。

(i) 孔隙率。随后ITER组织在不修改原型螺线管CICC设计参数的情形下采用更先进的超导材料，按照初始的设计参数制作了4个TF CICC试样。2007年，SULTAN测试中心Bruzzzone等人<sup>[73]</sup>对这4种TF CICC: OST, EAS, OKSC, OCSI进行了测试。结果发现，4种样品的分流温度均小于预期值，呈现出 $T_{cs}$ 随循环次数的增加而迅速下降的规律。2008年，SULTAN中心<sup>[74,75]</sup>分别对5组试样TFPRO1, TFPRO2, TFJA3, TFKO, TFJA1进行了测试。值得指出的是TFPRO2-OST2导体分流温度不随循环次数的增加而减小，反而略有增加。TFPRO2-OST2为长节距导体，这与TEMLOP模型所预测的长节距可抑制 $T_{cs}$ 退化结论相一致<sup>[40]</sup>。但与其他导体相比，TFPRO2-OST2导体孔隙率为28.3%，是5组试样中孔隙率最低的导体。而对

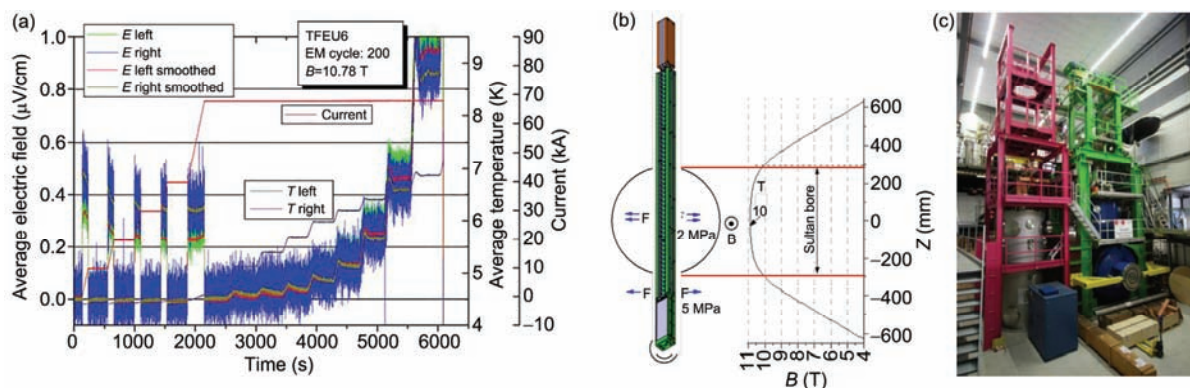


图8 (网络版彩色)分流温度测试。(a) 分流温度的测试方法；(b) 测试短样；(c) SULTAN测试装置<sup>[63,69]</sup>

Figure 8 (Color online)  $T_{cs}$  test. (a) The typical measurement method; (b) view of SULTAN sample configuration; (c) SULTAN sample test facility at CRPP (center for research in plasma physics)<sup>[63,69]</sup>

TFKO两个CICC测试结果对比发现TFKO-R的 $T_{cs}$ 退化程度远小于TFKO-L. 而两个导体的区别仅为TFKO-R拥有更大的包扎带厚度以及更小的孔隙率<sup>[76]</sup>. 因此, 低孔隙率可提升导体结构及分流温度的稳定性.

(ii) 节距. Nijhuis<sup>[77]</sup>对TEMLOP模型进行了优化, 发现不仅洛伦兹力导致股线横向弯曲变形影响临界电流, 热残余应变也是导致超导芯丝断裂以及性能永久性退化的原因. 模型计算结果显示增加股线弯曲刚度, 以及增加电缆横向压缩刚度减小电缆与铠甲间的空隙是提升CICC性能的关键. Zhai等人<sup>[45,78]</sup>随后提出了FEMCAM模型, 将热应变与电磁力共同作用下的股线弯曲变形以及由弯曲变形引起的芯丝断裂同时进行了计算. 认为热应变与电磁力对CICC  $T_{cs}$ 退化起着同样重要作用, 并于2009年对FEMCAM模型优化, 考虑了电流在股线内的分布的影响. ITER组织Bruzone等人<sup>[79]</sup>对节距存在差异的4组CICC: Pitsam5L, Pitsam5S, Pitsam2, Pitsam3进行测试发现长节距TF CICC分流温度退化更小, 而且增加导体横截面的长宽比对抑制 $T_{cs}$ 退化有明显作用. 然而JATF3与USTF1的实验结果显示长节距CICC同样存在明显的退化趋势<sup>[80,81]</sup>. 现有的理论模型并不能解释这一实验现象. 因此节距对导体分流温度的影响尚未有定论.

(iii) 铠甲残余应变. 此外, TFJA3导体在经历SULTAN电磁循环测试之后, 高磁场区铠甲残余应变明显比低磁场区残余应变小. 这一规律几乎出现在此后所有SULTAN测试结果中<sup>[69,81-87]</sup>. 随后Bruzone等人<sup>[88]</sup>对所有参与测试的TF导体热残余应变进行了针对性的测试, 认为绞缆芯丝断裂或者模量减小是高磁场区铠甲热残余应变松弛的主要原因. 并且发现随着循环次数的增加, 高-低磁场区铠甲残余应变的差异逐渐增大. 这为我们解释CICC分流温度退化提供了新的线索.

(iv) 高场区电缆轴向压缩应变. Breschi等人<sup>[89]</sup>研究了TF导体 $n$ 值与应变间的关系, 发现洛伦兹力与等效应变之间存在线性关系. 为进一步弄清CICC内部应变分布规律, Hemmi等人<sup>[90]</sup>利用中子散射的方法测试了TFJA3-C CICC在经历电磁循环之后的应变分布概率. 研究发现高磁场区不锈钢铠甲残余应变明显比低磁场区残余应变小, 这说明高磁场区不锈钢铠甲热残余应变在经过电磁循环测试后得到了释放. Devred等人<sup>[91]</sup>用有限元的方法对高磁场区铠甲应

变松弛现象进行了建模分析. 认为绞缆在横向电磁力作用下轴向压缩模量减小, 低磁场区电缆向高磁场区滑移, 造成高磁场区等效压缩应变随循环次数的增加逐渐增大. 然而, March等人<sup>[69]</sup>将两种相同参数的TFEU6导体同时进行测试, 两个试样唯一的区别是在TFEU6-L高磁场区两端加装了额外的夹紧环. 实验测试结果发现两导体分流温度下降趋势基本一致, 并且发现无论是否在高磁场区两端加装夹紧环, 铠甲最终的残余应变基本保持一致, 说明应变松弛现象仅为高磁场区的局部现象, 低磁场区电缆向高磁场区滑移的现象并不存在. Nabara等人<sup>[83]</sup>对TFJA导体进行了解剖分析, 研究发现在电磁循环测试后高磁场区绞缆受到不锈钢铠甲约520 ppm的额外的压缩应变. 认为这一额外的压缩应变是导致CICC分流温度下降的主要原因, 而且压缩应变主要发生在高磁场区低电磁力一侧. 经过对TF导体解剖分析发现, 在高磁场区低电磁力一侧股线发生明显的弯曲塑性变形. 在高电磁力一侧股线保持直线状态, 并没有发现明显的弯曲变形. Sanabria等人<sup>[92]</sup>和Sheth等人<sup>[93,94]</sup>通过对TF导体裂纹发生概率统计分析发现, 股线在受到弯曲变形时比处于直线状态更容易发生超导芯丝断裂, 而且断裂集中在高磁场区低电磁力一侧, 这与Nabara等人<sup>[83]</sup>观测到的高磁场区低电磁力一侧股线发生更多弯曲变形相吻合. 为探究在电磁循环加载时CICC内部应变状态变化规律, Calzolaio等人<sup>[95]</sup>用磁化测试的方法研究了随着电磁循环加载次数的增加TF和CS导体应变分布规律. 发现导体等效压缩应变减小则 $T_{cs}$ 增加, 反之, 随循环加载次数的增加, 电缆等效压缩应变的增加使 $T_{cs}$ 减小. 这样我们可以断定CICC内绞缆在电磁循环测试时发生了移动, 且若高场区轴向压缩应变增加则分流温度下降, 反之, 若高场区轴向压缩应变释放则分流温度增加.

(v) 高场区电缆变形机制. 对电磁循环加载后的CICC解剖发现在高场区低电磁力一侧股线发生屈曲变形<sup>[92]</sup>. Yagai等人<sup>[96,97]</sup>, Yagai等人<sup>[98]</sup>和Kudoh等人<sup>[99]</sup>对超导股线的压曲变形给出了理论分析, 发现电磁力的增加可以使股线弯曲程度大幅度增加, 提出可能是横向电磁力将绞缆压向一侧导致电缆与铠甲脱离, 两者摩擦力的减小使电缆受到铠甲额外的压缩. 压缩的来源是电缆与铠甲的热膨胀系数存在显著的差异. 计算结果发现最大屈曲应变高达10%<sup>[97]</sup>, 其变形机制如图9所示. 其中图9(a)表示初



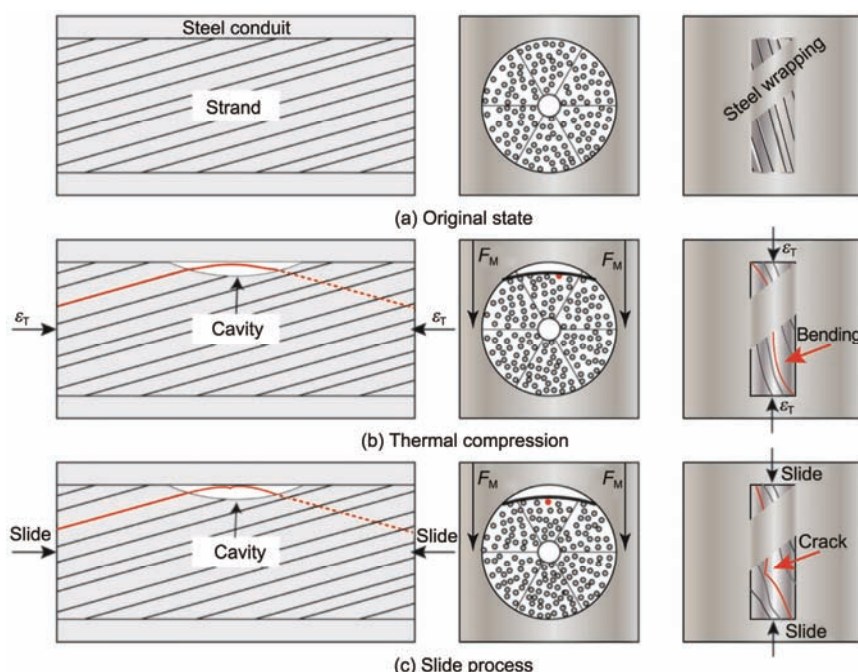


图9 (网络版彩色) 电缆在电磁循环加载过程中的屈曲变形演化过程. (a) 初始状态超导股线在铠甲内的分布; (b) 电磁力将股线压紧产生一个空洞, 热应力压缩股线在空洞处发生弯曲; (c) 铠甲内电缆滑移加剧股线变形, 导致出现股线断裂

**Figure 9** (Color online) Schematic illustration of the strand behavior during the cooling and conducting processes. (a) The original distributions of superconducting strands in the steel conduit; (b) the electromagnetic force compresses the superconducting strand that leads to a void fraction. Thermal mismatch compresses strand along the axial direction which generates strand bending; (c) the slide motion will aggravate the strand strain and increase the possibility for strand fracture

始状态下的不锈钢套管内超导股线的分布, 图9(b)表示在恒定方向的电磁力作用下, 将超导股线沿着电磁力方向压紧, 产生一个空洞, 在横向热压应力作用下, 在空洞处部分超导股线发生弯曲, 图9(c)表示股线在管内滑移可导致超导股线在空洞处发生断裂。

总体来讲, 2007~2012年间SULTAN中心<sup>[73,75,79,88,100~104]</sup>测试了将近40个TF CICC. Bruzzone等人<sup>[102,103]</sup>和Breschi等人<sup>[105]</sup>对所有的TF CICC测试的实验结果进行了总结分析发现具有如下规律: (1) 绝大多数TF CICC分流温度均会发生退化, 电磁测试之后的WUCD同样会导致 $T_{cs}$ 进一步下降; (2)  $T_{cs}$ 在前100次循环内迅速降低, 然后退化趋势放缓. 然而1000次循环时 $T_{cs}$ 退化现象并不会达到饱和; (3) 孔隙率越低, 电缆结构更加致密, 结构稳定性越强; (4) TF长节距导体分流温度随电磁循环次数的增加而升高; (5) 高磁场区铠甲残余应变在电磁循环测试后明显小于其他磁场区铠甲残余应变; (6) 等效压缩应变增加引起 $T_{cs}$ 退化这一观点已经成为共识。

截至2012年, 尽管TF CICC在经受1000次电磁循环以后 $T_{cs}$ 退化并不会达到饱和, 但绝大多数导体在

电磁循环之后仍然能满足 $T_{cs} > 5.8$  K. 鉴于TF导体长期处于直流的工作状态, 因此人们认为目前的TF导体基本满足工程设计要求<sup>[106]</sup>。

### 3.3 CS导体分流温度退化问题研究

实验测试发现CS导体与TF导体表现存在较大差异, 2011年SULTAN测试中心<sup>[82,106]</sup>开始对中心螺旋管CS导体进行测试, 发现CSJA01与CSJA02导体经历1万次电磁循环加载后 $T_{cs}$ 大幅度下降, 而且 $T_{cs}$ 下降趋势并未饱和. 经过对CS CICC解剖分析发现在高磁场区低电磁力一侧发现股线发生明显的弯曲变形, 甚至屈曲断裂. 高磁场区不锈钢铠甲热残余应变明显低于低磁场区的残余应变变量. 这与TF CICC中的规律相同<sup>[69,81~85,90]</sup>. Calzolaio和Bruzzone<sup>[107]</sup>对CSIO01导体进行了与TF导体相同的磁化测试, 统计CS导体在经历电磁循环过程中内部应变分布状态变化规律. 测试结果发现CSIO1导体在电磁循环测试后内部等效压缩应变不断增加, 这一规律与TF导体相同。

2012年, Devred等人<sup>[108]</sup>提出节距对CS导体分流温度退化可能有重要影响. 随后SULTAN中心<sup>[106]</sup>对

Baseline CSIO1导体以及长节距CSIO2-LTP和CSIO2-STP这3种节距的CS导体分流温度分别进行了测试. 发现标准的CSIO1导体与长节距CSIO2-LTP导体分流温度随电磁循环次数的增加逐渐退化, 而短节距CSIO2-STP导体分流温度随循环次数的增加而增加. 这与Mitchell<sup>[39]</sup>以及Nijhuis<sup>[77]</sup>的预测结果截然相反. 为此Hemmi等人<sup>[84]</sup>对CSJA01与CSJA02导体用中子散射的方法研究了在电磁循环测试后CS导体的内部应力应变状态, 发现在高磁场区低电磁力一侧股线发生屈曲, 而压缩电缆发生屈曲的轴向变形来源于铠甲与电缆巨大的热膨胀系数差异. 这一规律与TF导体保持一致, Hemmi等人<sup>[82]</sup>同样发现在CS导体高磁场区不锈钢铠甲残余应变比低磁场区残余应变明显要小. 这说明高磁场区电缆受到不锈钢铠甲额外的压缩变形. 因此可以认为TF与CS导体在电磁循环荷载下的 $T_{cs}$ 退化机制相同. 本文认为电缆与铠甲轴向压缩应变将在电磁循环时重新分配, 而TF导体相对于CS导体其铠甲厚度较小是造成此差异的关键因素.

Mitchell等人<sup>[109]</sup>认为 $T_{cs}$ 退化是由于CICC股线发生可逆与不可逆应变导致的. 铠甲对电缆的弹性压缩变形并不会造成股线永久性损伤, 但芯丝裂纹扩展与股线溃缩是造成 $T_{cs}$ 不可逆衰减的根本原因. 特别是针对低电磁力一侧, 电缆受额外的压缩变形更为明显, 并且提出裂纹可能不是使 $T_{cs}$ 退化的主要原因. 认为提高股线的弯曲刚度, 降低横向挤压刚度可明显提升导体的性能. 然而降低导体横向刚度会使导体性能提升这一结论与Sanabria等人<sup>[72]</sup>的实验结果冲突. Nabara等人<sup>[85]</sup>对两种具有相同节距的CSJA导体进行电磁循环加载测试发现两个CSJA导体分流温度均随着电磁循环次数的增加而下降, 而且下降趋势大致相同. 高磁场区铠甲残余变形同样比低磁场区铠甲残余变形低. 此外还发现电磁力与等效压缩应变之间存在线性关系<sup>[39,70,74,85,87]</sup>. 这些规律均与TF导体保持一致.

Devred等人<sup>[63,108]</sup>、Nabara等人<sup>[87]</sup>、Stepanov等人<sup>[110]</sup>、Besette等人<sup>[111]</sup>和Bruzone等人<sup>[112]</sup>对SULTAN中心CS导体测试结果总结分析发现, 短节距导体可明显限制 $T_{cs}$ 退化, 随后实验测试结果证实了这一观点. 目前认为短节距CS导体性能更加稳定<sup>[113,114]</sup>. Calzolaio和Bruzone<sup>[107]</sup>的磁化测试等效应变实验同样显示, 短节距导体内部等效压缩应变随循环次数的增加而减小, Harjo等人<sup>[86]</sup>用中子散射的

方法发现了相同的规律. 近年来Takahashi等人<sup>[113]</sup>、Sanabria等人<sup>[72,115,116]</sup>、Qin等人<sup>[117]</sup>和Tomone等人<sup>[118]</sup>研究发现横向电磁力作用下的股线弯曲、挤压变形、芯丝断裂等并非是导致 $T_{cs}$ 退化的主要原因. 并且认为电缆与导体之间可能存在slip-stick(黏滑)行为是造成 $T_{cs}$ 变化的主要机制<sup>[116]</sup>. 还发现股线表面粗糙度是造成TFRU4导体分流温度上升而TFEU5导体分流温度下降这一差异的关键因素, 两者的区别仅为TFRU4导体具有更大的摩擦系数<sup>[115,119]</sup>. 以上研究结果表明导体分流温度退化是高场区电缆轴向压缩应变增加的结果. 孔隙率、节距、股线表面摩擦系数都会对导体的力电特性产生决定性的影响, 而这些影响因素的共同点是: 当电缆结构更加致密且具有更大的刚度时, 电缆在外载荷作用下可保持自身结构的稳定性, 且在与铠甲热残余应变竞争中获利, 将热残余压缩变形部分释放从而使分流温度增加.

## 4 结论及展望

经过半个世纪的发展, CICC已经具有了良好的自支撑、较高的运行稳定性、较高的电流运输能力、较低的交流损耗等诸多优点, 成为目前世界上应用最广泛的大型超导磁体以及强磁场发生装置的首选导体. 除ITER计划之外, 我国未来的核聚变装置CFETR也将采用CICC. 而高温超导CICC的出现, 拓宽了CICC的应用范围, 拥有最令人期待的发展前景<sup>[17-19]</sup>. 然而, CICC也存在一些亟需解决的问题. (1) 人们大多关注于从改进材料和制备工艺来提高超导体股线的性能, 而忽略了力学变形对超导性能的重要影响, 始终没有建立起完备的理论模型解释力学变形导致临界电流退化的原因. (2) 准确描述复杂超导体电缆在多场环境下的力学响应是目前的一个难点, Nb<sub>3</sub>Sn临界电流对力学变形非常敏感, 尽管目前已经出现YBCO高温超导体, 但超导体特性随力学变形的退化问题仍然存在. (3) 实现CICC的稳定制备也是目前面临的一个重要问题, 放线张力、包扎力等制备参数对各级绞缆节距的影响机理尚未明确. (4) CICC整体性能的退化目前仅为经验性的解决方案, 建堆后的超导磁体稳定运行及实时监测也是目前面临的重大挑战. 基于此, 对CICC的等效力学参数及其在多场作用下的力学行为研究是这类大型磁体装置功能性与安全性设计的基础, 同时也是保持超导线圈结构和运行稳定性、实现可控核聚变的关键.

## 参考文献

- 1 Motojima O. The ITER project construction status. *Nucl Fusion*, 2015, 55: 104023
- 2 Mitchell N, Bauer P, Bessette D, et al. Status of the ITER magnets. *Fusion Eng Des*, 2009, 84: 113–121
- 3 Mitchell N, Bessette D, Gallix R, et al. The ITER magnet system. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2008, 18: 435–440
- 4 Bessette D, Mitchell N, Zapretalina E, et al. Conductors of the ITER magnets. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2001, 11: 1550–1553
- 5 Mitchell N, Devred A, Libeyre P, et al. The ITER magnets: Design and construction status. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2012, 22: 4200809
- 6 File J, Martin G D, Mills R G, et al. Stabilized, levitated superconducting rings. *J Appl Phys*, 1968, 39: 2623–2626
- 7 Efferson K R, Coffey D L, Brown R L, et al. The IMP superconducting coil system. *IEEE Trans Nucl Sci*, 1971, 18: 265–272
- 8 Hoenig O M. Internally cooled cabled superconductors. *Cryogenics*, 1980, 20: 373–389
- 9 Lubell M S, Chandrasekhar B S, Mallick G T. Degradation and flux jumping in solenoids of heat-treated Nb-25% Zr wire. *Appl Phys Lett*, 1963, 3: 379–380
- 10 Hoenig M, Montgomery D. Dense supercritical-helium cooled superconductors for large high field stabilized magnets. *IEEE Trans Magn*, 1975, 11: 569–572
- 11 Lue J W, Miller J R, Dresner L. Stability of cable-in-conduit superconductors. *J Appl Phys*, 1980, 51: 772–783
- 12 Lue J. Review of stability experiments on cable-in-conduit conductors. *Cryogenics*, 1994, 34: 779–786
- 13 Rolando G, Devred A, Nijhuis A. Minimizing coupling loss by selection of twist pitch lengths in multi-stage cable-in-conduit conductors. *Supercond Sci Technol*, 2014, 27: 015006
- 14 Hamada K, Takahashi Y, Isono T, et al. First qualification of ITER toroidal field coil conductor jacketing. *Fusion Eng Des*, 2011, 86: 1506–1510
- 15 Ciazynski D. Review of Nb<sub>3</sub>Sn conductors for ITER. *Fusion Eng Des*, 2007, 82: 488–497
- 16 Gourlay S A. Challenges and prospects for the large-scale application of superconductivity. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2008, 18: 1671–1680
- 17 Takayasu M, Chiesa L, Bromberg L, et al. HTS twisted stacked-tape cable conductor. *Supercond Sci Technol*, 2012, 25: 014011
- 18 Bruzzone P, Sedlak K, Uglietti D, et al. LTS and HTS high current conductor development for DEMO. *Fusion Eng Des*, 2015, 96: 77–82
- 19 Barzi E, Zlobin A V. Research and development of wires and cables for high-field accelerator magnets. *IEEE Trans Nucl Sci*, 2016, 63: 783–803
- 20 Mitchell N. Mechanical behaviour of cabled superconductors under transverse and longitudinal loads. *IEEE Trans Magn*, 1992, 28: 198–201
- 21 Nijhuis A, Noordman N H, Shevchenko O A, et al. Electromagnetic and mechanical characterisation of ITER CS-MC conductors affected by transverse cyclic loading. III. Mechanical properties. *IEEE Trans Appl Supercond*, 1999, 9: 165–168
- 22 Murase S, Okamoto H, Wakasa T, et al. Three-directional analysis of thermally-induced strains for Nb<sub>3</sub>Sn and oxide composite superconductors. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2003, 13: 3386–3389
- 23 Wang T, Chiesa L, Takayasu M, et al. A novel modeling to predict the critical current behavior of Nb<sub>3</sub>Sn PIT strand under transverse load based on a scaling law and finite element analysis. *Cryogenics*, 2014, 63: 75–81
- 24 Mitchell N. Mechanical and magnetic load effects in Nb<sub>3</sub>Sn cable-in-conduit conductors. *Cryogenics*, 2003, 43: 255–270
- 25 Wang X, Li Y, Gao Y. Mechanical behaviors of multi-filament twist superconducting strand under tensile and cyclic loading. *Cryogenics*, 2016, 73: 14–24
- 26 Jing Z, Yong H, Zhou Y. Theoretical modeling for the effect of twisting on the properties of multifilamentary superconducting strand. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2013, 23: 6000307
- 27 Boso D P, Lefik M, Schrefler B A. Multiscale analysis of the influence of the triplet helicoidal geometry on the strain state of a Nb<sub>3</sub>Sn based strand for ITER coils. *Cryogenics*, 2005, 45: 589–605
- 28 Boso D P. A simple and effective approach for thermo-mechanical modeling of composite superconducting wires. *Supercond Sci Technol*, 2013, 26: 045006
- 29 Collins B. Investigation of Nb<sub>3</sub>Sn based superconductors through hierarchical models. Doctor Dissertation. Berkeley: UC Berkeley, 2013
- 30 Collins B, Krishnan J, Arbelaez D, et al. Introduction of nonlinear properties into hierarchical models of strands. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2011, 21: 2320–2323
- 31 Collins B, Krishnan J, Arbelaez D, et al. Computation of strain state in a strand using nonlinear hierarchical models. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2012, 22: 4905104



- 32 van den Eijnden N C, Nijhuis A, Ilyin A, et al. Axial tensile stress-strain characterization of ITER model coil type Nb<sub>3</sub>Sn strands in TARSIS. *Supercond Sci Technol*, 2005, 18: 1523–1532
- 33 Osamura K, Machiya S, Tsuchiya Y, et al. Local strain and its influence on mechanical-electromagnetic properties of twisted and untwisted ITER Nb<sub>3</sub>Sn strands. *Supercond Sci Technol*, 2012, 25: 054010
- 34 Nunoya Y, Isono T, Okuno K. Experimental investigation on the effect of transverse electromagnetic force on the VT curve of the CIC conductor. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2004, 14: 1468–1472
- 35 Koizumi N, Isono T, Hamada K, et al. Development of large current superconductors using high performance Nb<sub>3</sub>Sn strand for ITER. *Phys C*, 2007, 463: 1319–1326
- 36 Nijhuis A, Ilyin Y, Wessel W A J, et al. Critical current measurement with spatial periodic bending imposed by electromagnetic force on a standard test barrel with slots. *Rev Sci Instrum*, 2006, 77: 054701
- 37 Nijhuis A, Pompe van Meerdervoort R P, Krooshoop H J G, et al. The effect of axial and transverse loading on the transport properties of ITER Nb<sub>3</sub>Sn strands. *Supercond Sci Technol*, 2013, 26: 084004
- 38 Mitchell N. Analysis of the effect of Nb<sub>3</sub>Sn strand bending on CICC superconductor performance. *Cryogenics*, 2002, 42: 311–325
- 39 Mitchell N. Operating strain effects in Nb<sub>3</sub>Sn cable-in-conduit conductors. *Supercond Sci Technol*, 2005, 18: S396–S404
- 40 Nijhuis A, Ilyin Y. Transverse load optimization in Nb<sub>3</sub>Sn CICC design, influence of cabling, void fraction and strand stiffness. *Supercond Sci Technol*, 2006, 19: 945–962
- 41 Nijhuis A, Ilyin Y, Annas W, et al. Performance of an ITER CS1 model coil conductor under transverse cyclic loading up to 40000 cycles. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2004, 14: 1489–1494
- 42 Nijhuis A, Ilyin Y, Abbas W, et al. Impact of void fraction on mechanical properties and evolution of coupling loss in ITER Nb<sub>3</sub>Sn conductors under cyclic loading. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2005, 15: 1633–1636
- 43 Nijhuis A, Ilyin Y. Transverse cable stiffness and mechanical losses associated with load cycles in ITER Nb<sub>3</sub>Sn and NbTi CICC. *Supercond Sci Technol*, 2009, 22: 055007
- 44 Nijhuis A, Van Lanen E, Rolando G. Optimization of ITER Nb<sub>3</sub>Sn CICC for coupling loss, transverse electromagnetic load and axial thermal contraction. *Supercond Sci Technol*, 2011, 25: 015007
- 45 Zhai Y, Bird M D. Florida electro-mechanical cable model of Nb<sub>3</sub>Sn CICC for high-field magnet design. *Supercond Sci Technol*, 2008, 21: 115010
- 46 Zhu J Y, Luo W, Zhou Y H, et al. Contact mechanical characteristics of Nb<sub>3</sub>Sn strands under transverse electromagnetic loads in the CICC cross-section. *Supercond Sci Technol*, 2012, 25: 125011
- 47 Nemov A, Borovkov A, Schrefler B. Finite element modeling of the ITER superconducting cables mechanical behavior using LS-DYNA code. 7th European LS-DYNA Conference. Salzburg, Austria, 2009
- 48 Nemov A S, Boso D P, Voynov I B, et al. Generalized stiffness coefficients for ITER superconducting cables, direct FE modeling and initial configuration. *Cryogenics*, 2010, 50: 304–313
- 49 Li Y X, Wang X, Gao Y W, et al. Modeling for mechanical response of CICC by hierarchical approach and ABAQUS simulation. *Fusion Eng Des*, 2013, 88: 2907–2917
- 50 Bajas H. Numerical simulation of the mechanical behavior of the ITER cable-in-conduit conductors. Doctor Dissertation. Paris: Ecole Centrale Paris, 2011
- 51 Jia S W D, Zheng X. Numerical simulation of the mechanical properties of the Nb<sub>3</sub>Sn CICC under transverse cyclic loads. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2014, 21: 134–139
- 52 Jia S M. Mechanical analysis of the superconducting cable based on discrete element method (in Chinese). Doctor Dissertation. Lanzhou: Lanzhou University, 2016 [贾淑明. 超导电缆力学性能的离散元法研究. 博士学位论文. 兰州: 兰州大学, 2016]
- 53 Feng J. A cable twisting model and its application in CSIC multi-stage cabling structure. *Fusion Eng Des*, 2009, 84: 2084–2092
- 54 Qin J, Wu Y, Warnet L L, et al. A novel numerical mechanical model for the stress-strain distribution in superconducting cable-in-conduit conductors. *Supercond Sci Technol*, 2011, 24: 065012
- 55 Costello G A. *Theory of Wire Rope*. New York: Springer, 1997
- 56 Takahashi Y, Nabara Y, Hemmit T, et al. Cable twist pitch variation in conductors for ITER toroidal field coils in Japan. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2013, 23: 4801504
- 57 Kaverin D S, Zubko V V, Shutov K A, et al. VNIKP RF TF cable untwisting and elongation under tensile force. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2014, 24: 4801104
- 58 Nabara Y, Suwa T, Takahashi Y, et al. Behavior of cable assembled with conduit for ITER central solenoid. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2015, 25: 4200305
- 59 Painter T A, Benham L A Z, Hunter T L, et al. Cable untwisting and final-stage twist pitch measurements of ITER toroidal field cable-in-

- conduit conductors. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2015, 25: 4800604
- 60 Qin J G, Wu Y, Liao G, et al. Cable rotation and twist pitch variation for ITER TF conductor in China. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2015, 25: 8800204
  - 61 Suwa T, Nabara Y, Takahashi Y, et al. Cable behavior during manufacture of a 900-m scale CICC. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2016, 26: 7435307
  - 62 Vysotsky V, Kaverin D, Potanina L, et al. Review of scientific results obtained during production of ITER TF and PF conductors in Russia. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2016, 26: 7435307
  - 63 Devred A, Backbier I, Bessette D, et al. Challenges and status of ITER conductor production. *Supercond Sci Technol*, 2014, 27: 044001
  - 64 Velinsky S A. Compressive loading of stiffened, wire-strand based structures. *Mech Based Des Struct Mach*, 2004, 32: 101–113
  - 65 Martovetsky N, Michael P, Minervini J, et al. ITER CS model coil and CS insert test results. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2001, 11: 2030–2033
  - 66 Bruzzone P, Fuchs A M, Stepanov B, et al. Performance evolution of Nb<sub>3</sub>Sn cable-in-conduit conductors under cyclic load [for Tokamaks]. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2002, 12: 516–519
  - 67 Martovetsky N, Michael P, Minervini J, et al. Test of the ITER central solenoid model coil and CS insert. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2002, 12: 600–605
  - 68 Brumfiel G. Cable test raised fears at fusion project. *Nature*, 2011, 471: 150–150
  - 69 March S A, Bruzzone P, Stepanov B, et al. Results of the TFEU6 sample tested in SULTAN. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2013, 23: 4200204
  - 70 Mitchell N. Summary, assessment and implications of the ITER model coil test results. *Fusion Eng Des*, 2003, 66: 971–993
  - 71 Jewell M C, Lee P J, Larbalestier D C. The influence of Nb<sub>3</sub>Sn strand geometry on filament breakage under bend strain as revealed by metallography. *Supercond Sci Technol*, 2003, 16: 1005–1011
  - 72 Sanabria C, Lee P J, Starch W, et al. Metallographic autopsies of full-scale ITER prototype cable-in-conduit conductors after full testing in SULTAN: 1. The mechanical role of copper strands in a CICC. *Supercond Sci Technol*, 2015, 28: 085005
  - 73 Bruzzone P, Bagnasco M, Ciazynski D, et al. Test results of two ITER TF conductor short samples using high current density NbSn strands. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2007, 17: 1370–1373
  - 74 Bessette D, Mitchell N. Review of the results of the ITER toroidal field conductor R&D and qualification. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2008, 18: 1109–1113
  - 75 Bruzzone P, Stepanov B, Wesche R, et al. Results of a new generation of ITER TF conductor samples in SULTAN. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2008, 18: 459–462
  - 76 Kim H C, Oh D K, Park S H, et al. Development and SULTAN test result of ITER conductor samples of Korea. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2008, 18: 1084–1087
  - 77 Nijhuis A. A solution for transverse load degradation in ITER Nb<sub>3</sub>Sn CICC: Verification of cabling effect on Lorentz force response. *Supercond Sci Technol*, 2008, 21: 054011
  - 78 Zhai Y. Electro-mechanical modeling of Nb<sub>3</sub>Sn CICC performance degradation due to strand bending and inter-filament current transfer. *Cryogenics*, 2010, 50: 149–157
  - 79 Bruzzone P, Stepanov B, Wesche R, et al. Test results of a cable-in-conduit conductor with variable pitch sequence. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2009, 19: 1448–1451
  - 80 Martovetsky N N, Hatfield D R, Miller J R, et al. Test results of the first US ITER TF conductor in SULTAN. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2009, 19: 1478–1482
  - 81 Matsui K, Isono T, Nunoya Y, et al. Test results of the third Japanese SULTAN sample. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2009, 19: 1470–1473
  - 82 Hemmi T, Nunoya Y, Nabara Y, et al. Test results and investigation of  $T_{cs}$  degradation in Japanese ITER CS conductor samples. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2012, 22: 4803305
  - 83 Nabara Y, Nunoya Y, Isono T, et al. Examination of Japanese mass-produced conductors for ITER toroidal field coils. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2012, 22: 4804804
  - 84 Hemmi T, Harjo S, Nunoya Y, et al. Neutron diffraction measurement of internal strain in the first Japanese ITER CS conductor sample. *Supercond Sci Technol*, 2013, 26: 084002
  - 85 Nabara Y, Hemmi T, Kajitani H, et al. Examination of Nb<sub>3</sub>Sn conductors for ITER central solenoids. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2013, 23: 4801604
  - 86 Harjo S, Hemmi T, Abe J, et al. Residual strains in ITER conductors by neutron diffraction. *Mater Sci Forum*, 2014, 777: 84–91
  - 87 Nabara Y, Hemmi T, Kajitani H, et al. Impact of cable twist pitch on  $T_{cs}$ -degradation and ac loss in conductors for ITER central solenoids. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2014, 24: 6616562

- 88 Bruzzone P, Wesche R, Cau F. Results of thermal strain and conductor elongation upon heat treatment for cable-in-conduit conductors. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2010, 20: 470–473
- 89 Breschi M, Bessette D, Devred A. Evaluation of effective strain and value of ITER TF conductor samples. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2011, 21: 1969–1973
- 90 Hemmi T, Harjo S, Ho T, et al. Neutron diffraction measurements of internal strain in Nb<sub>3</sub>Sn cable-in-conduit conductors. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2011, 21: 2028–2031
- 91 Devred A, Jong C, Mitchell N. Strain redistribution effects on current-sharing measurements on straight samples of large Nb<sub>3</sub>Sn cable-in-conduit conductors. *Supercond Sci Technol*, 2012, 25: 054009
- 92 Sanabria C, Lee P J, Starch W, et al. Evidence that filament fracture occurs in an ITER toroidal field conductor after cyclic Lorentz force loading in SULTAN. *Supercond Sci Technol*, 2012, 25: 075007
- 93 Sheth M, Lee P, Mcrae D, et al. Study of filament cracking under uniaxial repeated loading for ITER TF strands. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2012, 22: 4802504
- 94 Sheth M K, Lee P, Mcrae D M, et al. Procedures for evaluating filament cracking during fatigue testing of Nb<sub>3</sub>Sn strand. *AIP Conf Proc*, 2012, 1435: 201–208
- 95 Calzolaio C, Bruzzone P, Stepanov B. Monitoring of the thermal strain distribution in CICC's during the cyclic loading tests in SULTAN. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2013, 23: 4200404
- 96 Yagai T, Nakazawa S, Tsuda M, et al. Curvature analysis of strands in react and wind CIC conductor for fusion magnets. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2012, 22: 4802304
- 97 Kajitani H, Hemmi T, Murakami H, et al. Analytical study of degradation of CIC conductor performance due to strand bending and buckling. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2013, 23: 6001505
- 98 Yagai T, Yoshida K, Hamano K. Buckling analysis of strand for large-scale cable-in-conduit conductor. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2013, 23: 4802504
- 99 Kudoh H, Yagai T, Hamano K, et al. Theoretical and experimental analysis of Nb<sub>3</sub>Sn strand buckling in large scale CIC conductor. *Plasma Fusion Res*, 2014, 9: 3405063
- 100 Bruzzone P, Stepanov B, Wesche R. Qualification tests for ITER TF conductors in SULTAN. *Fusion Eng Des*, 2009, 84: 205–209
- 101 Bruzzone P, Wesche R, Stepanov B, et al. Qualification tests and facilities for the ITER superconductors. *Nucl Fusion*, 2009, 49: 065034
- 102 Bruzzone P, Stepanov B, Wesche R, et al. Operation and test results from the SULTAN test facility. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2012, 22: 9501704
- 103 Bruzzone P, Stepanov B, Wesche R, et al. Test results of ITER conductors in the SULTAN facility. In: 24th IAEA Fusion Energy Conference. San Diego: IAEA CN-197. 2012. 536–536
- 104 Bruzzone P, Bagnasco M, Calvi M, et al. Test results of two European ITER TF conductor samples in SULTAN. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2008, 18: 1088–1091
- 105 Breschi M, Devred A, Casali M, et al. Results of the TF conductor performance qualification samples for the ITER project. *Supercond Sci Technol*, 2012, 25: 095004
- 106 Devred A, Backbier I, Bessette D, et al. Status of ITER conductor development and production. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2012, 22: 4804909
- 107 Calzolaio C, Bruzzone P. Analysis of the CICC performance through the measurement of the thermal strain distribution of the filaments in the cable cross section. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2014, 24: 6662403
- 108 Devred A, Bessette D, Bruzzone P, et al. Status of conductor qualification for the ITER central solenoid. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2013, 23: 6001208
- 109 Mitchell N, Devred A, Larbalestier D C, et al. Reversible and irreversible mechanical effects in real cable-in-conduit conductors. *Supercond Sci Technol*, 2013, 26: 114004
- 110 Stepanov B, Bruzzone P, Sedlak K, et al. SULTAN test facility: Summary of recent results. *Fusion Eng Des*, 2013, 88: 282–285
- 111 Bessette D. Design of a cable-in-conduit conductor to withstand the 60000 electromagnetic cycles of the ITER central solenoid. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2014, 24: 4200505
- 112 Bruzzone P, Stepanov B, Sedl K K, et al. Summary of the test results of ITER conductors in SULTAN. *Proceedings of the 25th Fusion Energy Conference (FEC 2014)*. Saint Petersburg: 2014
- 113 Takahashi Y, Nabara Y, Ozeki H, et al. Cabling technology of conductor for ITER central solenoid. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2014, 24: 4802404
- 114 Nabara y, Suwa T, Ozeki H, et al. Performance analysis of mass-produced Nb<sub>3</sub>Sn conductor for central solenoid in ITER. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2016, 26: 7389365



- 115 Sanabria C, Lee P J, Starch W, et al. Metallographic autopsies of full-scale ITER prototype cable-in-conduit conductors after full cyclic testing in SULTAN: III. The importance of strand surface roughness in long twist pitch conductors. *Supercond Sci Technol*, 2016, 29: 074002
- 116 Sanabria C, Lee P J, Starch W, et al. Metallographic autopsies of full-scale ITER prototype cable-in-conduit conductors after full cyclic testing in SULTAN: II. Significant reduction of strand movement and strand damage in short twist pitch CICC. *Supercond Sci Technol*, 2015, 28: 125003
- 117 Qin J G, Xue T J, Liu B, et al. Cabling technology of Nb<sub>3</sub>Sn conductor for CFETR central solenoid model coil. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2016, 26: 7400930
- 118 Tomone S, Yoshihiro N, Yoshikazu T, et al. Influence of indentation on the critical current of Nb<sub>3</sub>Sn strands. *Phys Procedia*, 2015, 67: 908–913
- 119 Tronza V I, Lelekhov S A, Stepanov B, et al. Test results of RF ITER TF conductors in the SULTAN test facility. *IEEE Trans Appl Supercond*, 2014, 24: 6657802

Summary for “国际热核聚变实验堆用管内电缆导体力学行为研究进展”

## Research progress on the mechanical behavior of the cable in conduit conductor for the international thermonuclear experimental reactor project

Donghua Yue<sup>1,2,3</sup>, Xingyi Zhang<sup>1,2\*</sup> & Youhe Zhou<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Department of Mechanics and Engineering Sciences, College of Civil Engineering and Mechanics, Lanzhou University, Lanzhou 730000, China;

<sup>2</sup> Key Laboratory of Mechanics on Disaster and Environment in Western China, Ministry of Education; Lanzhou University, Lanzhou 730000, China;

<sup>3</sup> Institute of Systems Engineering, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621900, China

\* Corresponding author, E-mail: zhangxingyi@lzu.edu.cn

The international thermonuclear experimental reactor (ITER) program is of the largest and the most influential international cooperation project, and its purpose is to verify the scientific and technical feasibility of the magnetic constraint nuclear fusion reactor. The high temperature plasma with billion degrees Celsius can be constrained in a magnetic cage, which can provide a strong magnetic field by a Tokamak device wound by cable in conduit conductor (CICC). In 2014, Dr. Devred A, a chairman of ITER magnet project, pointed out that the ITER CICC is mainly faced with three challenges: (1) During insertion into the jacket assembly, the cable exhibits a tendency to rotate under the action of the pulling force. That may increase the twist pitch, especially for the final one. Cable twist pitches must be controlled to prevent excessive AC losses in the CICC, which is a threaten to the stability of CICC. The elongation of the twist pitch must be settled. (2) The CICC's current sharing temperature ( $T_{cs}$ ) showing degradation after the electro-magnetic (EM) and thermal cycling load, that means the Tokamak can only run thousands of times, less than the original design of 30000 times, raising risks at the fusion project. (3) Find the way to fabricate the high-performance superconducting wire and the low resistance joint. As we all know, the central and the toroidal field solenoid superconducting cable of the Tokamak were made of Nb<sub>3</sub>Sn superconducting strands, and the superconducting cable will working at the mechanical-thermal-electrical-magnetic fields environment. Previous studies have shown that Nb<sub>3</sub>Sn superconductivity is sensitive to the mechanical deformation. The critical current of the superconductor wires will show a significant degradation with the deformation under the loads of tension, pressure and twist, which increases the risk of ITER Tokamak directly. Therefore, it's important for the design of the Tokamak magnet system to investigate the equivalent mechanical parameters of the cable and its mechanical behavior under the action of multiple fields. In this paper, several key mechanical problems such as the equivalent mechanical parameters of the superconducting cable, the untwisting behavior in the process of insertion, and the  $T_{cs}$  degradation under the thermo-electromagnetic cyclic loads have been briefly reviewed. Firstly, the stress-strain curve of the triplet was analyzed based on the thin-rod model and the tensile stiffness model of the triplet was established. Secondly, on the basis of the triplet model, a complex model of the tensile stiffness and the equivalent CTE of the 3×3 strand was build, and the derivation process was provided. Thirdly, the untwisting behavior of the cable in CICC fabrication was investigated. The bending stiffness model of the petal under the wrapping was established, and the tensile untwisting model of the superconducting cable was also build. Fourthly, a mechanical model was established for the  $T_{cs}$  degradation mechanism of TF and CS CICC conductors under the action of thermo-electromagnetic cyclic load. Based on the compatible relationship between the transverse compressive strain and the axial elongation of the superconducting cable, the impacts of axial compressive stiffness and surface friction coefficient on the axial compression strain of the cable under the thermo-electromagnetic cyclic load were studied. Finally, we summarized the existing problems and the future research points on the basis of the previous research results, which will help our researchers to catch the progress of the ITER program. In the future, the CICC's will also be used in China's large superconducting magnets.

**Nb<sub>3</sub>Sn, cable in conduit conductor (CICC), cable stiffness, coefficient of thermal expansion, untwisting, current sharing temperature**

doi: 10.1360/N972017-00937