

基于磁—结构场耦合的干式直流电容器短路特性分析

黎 鹏^{1,2}, 邱 雨^{1,2}, 岳国华³, 杜志叶³, 姚 成⁴, 刘 刚⁴

(1. 三峡大学湖北省输电线路工程技术研究中心, 湖北 宜昌 443002; 2. 三峡大学电气与新能源学院, 湖北 宜昌 443002; 3. 武汉大学电气与自动化学院, 武汉 430072; 4. 南方电网科学研究院有限责任公司, 广州 510700)

摘要: 干式直流电容器作为柔性直流输电系统中的关键设备, 被广泛应用于滤波、电压支撑等重要场合, 确保其长期安全可靠地运行具有重要意义。电容器突发外部短路故障时, 急剧增加的短路电流流过内部汇流排, 从而产生较大的电动力, 容易造成电容器结构失效。为研究短路电流冲击下电容器耐受短路电动力问题, 以某型号干式直流电容器为研究对象, 基于磁—结构场耦合计算方法, 对电容器短路状态时的电动力分布、结构应力以及形变进行计算与分析。结果表明: 发生外部短路故障时, 电容器内部最大短路电动力数值达 10.8 kN; 电容器的形变主要出现在引出铜板及其附近区域, 且越靠近汇流排中部形变量越大; 引出端子呈现明显地向下挤压趋势。研究成果为电容器机械强度校验以及结构优化设计提供理论参考。

关键词: 干式直流电容器; 磁—结构场耦合; 短路电动力; 结构变形

Analysis of Short-circuit Characteristic of Dry-type DC Capacitor Based on Magnetic-structure Field Coupling

LI Peng^{1,2}, QIU Yu^{1,2}, YUE Guohua³, DU Zhiye³, YAO Cheng⁴, LIU Gang⁴

(1. Hubei Provincial Engineering Technology Research Center for Power Transmission Line, China Three Gorges University, Hubei Yichang 443002, China; 2. College of Electrical Engineering & New Energy, China Three Gorges University, Hubei Yichang 443002, China; 3. School of Electrical Engineering and Automation, Wuhan University, Wuhan 430072, China; 4. CSG Electric Power Research Institute, Guangzhou 510700, China)

Abstract: As a key equipment in flexible DC transmission system, dry-type DC capacitors are widely used in filtering, voltage support and other important occasions. It is of great significance to ensure the long-term secure and reliable operation of dry-type DC capacitors. When an external short-circuit fault suddenly occurs in the capacitor, the internal busbar will flow through a rapidly increased short-circuit current and result in great electrodynamic force, which easily cause structural failure of the capacitor. In order to study the issue of capacitor withstanding short-circuit electrodynamic force under short-circuit current impact, this paper takes a type of dry-type DC capacitor as the research object, then calculates and analyzes the short-circuit electrodynamic force distribution, deformation as well as stress of the capacitor under short-circuit conditions based on calculation method of magnetic-structure field coupling. The results show that when an external short-circuit fault occurs, the maximum electrodynamic force of the capacitor reaches 10.8 kN. The deformation of the capacitor mainly occurs on the leading-out busbar as well as its surrounding areas, and the deformation where approaches the middle part of the busbar is larger. Terminal shows an obvious downward squeezing trend. The research results provide theoretical reference for mechanical strength check and structural optimization design of capacitors.

Key words: dry-type DC capacitor; magnetic-structure field coupling; short-circuit electrodynamic force; deformation of structure

0 引言

干式直流电容器区别于传统的油浸式电容器, 具有耐压性好、重量轻、损耗小、环保性优等特点, 在直流输电系统中发挥着电压支撑、平滑滤波等作用^[1-4]。电容器由于各种原因遭受突发性短路时, 短路电流将流经汇流排产生强大的电动力, 对电容器内部结构造成巨大冲击, 导致其绝缘、支撑、连接部件发生变形或损坏, 更严重的甚至会引起电容器烧毁的现象, 进而威胁

到相邻设备的安全运行, 极大地影响电力系统的供电可靠性。因此, 开展干式直流电容器短路工况下结构稳定性研究具有重要意义。

目前, 国内外学者针对电容器的电场以及温度场仿真计算已经开展了较多研究。文[5-8]建立了电容器元件的二维电场仿真模型, 考虑了不同种类典型缺陷对元件内部电场分布的影响; 文[9]将电容器元件划分为 4 个不同的区域, 针对各个区域的结构特点分别进行二维和三维场强分布计算, 并对最大场强出现的位置进行了结构优化;

文[10-11]通过电场计算探究了影响金属化膜电容器电极边缘处电场畸变的各类因素。文[12-13]应用传热学理论分别给出电容器内部温升和热点温度的计算公式；文[14-15]分析了环境温度、施加电压/电流、元件直径以及元件摆放方式等对电容器温度场的影响；文[19-20]针对金属化膜电容器提出了减小膜宽、增加膜厚的温度场优化方案；文[21]考虑了电容器运行时汇流排的欧姆损耗问题，指出汇流铜排的电流密度分布特性对电容器整体温度分布的影响不可忽视。现有文献以分析电容器的场强分布和温度特性为主，而有关大电流下电容器结构耐受短路电动力问题尚未开展研究。

文中以某型号干式直流电容器为研究对象，根据电容器的实际参数，建立了外部短路工况下电容器的三维结构模型，基于短路试验得到的短路电流波形数据，利用磁-结构场耦合的有限元分析方法，仿真计算了电容器在短路冲击电流激励时的磁场分布以及产生的短路电动力，并分析了短路电动力作用下电容器结构的变形和应力分布情况，探究了电容器结构的强度薄弱位置。研究对电容器的短路电动力稳定性校核和机械强度设计具有一定的指导意义。

1 电容器结构及参数

1.1 电容器结构

干式直流电容器主要由外壳、电容元件、汇流排、编织铜线、引出端、出线套管以及其他附属配件组成^[21-23]，整体结构见图 1。电容元件是电容器最核心的基本电容单元，由金属化膜绕着绝缘芯棒卷制形成，并在元件端面采用喷金工艺处理形成导电的喷金层。金属化膜包括聚丙烯基膜与其表面蒸镀的金属层，聚丙烯基膜的厚度在微米级，蒸镀金属层的厚度在纳米级。若干个电容元件按照一定的排列顺序串联或并联连接即构成电容器芯子，图 1 所示该型号电容器总计有电容元件 110 个，均为并联。芯子布置在不锈钢外壳内部，汇流排与芯子之间通过焊接在喷金层表面的柔性编织铜线紧固，引线柱定位板完成引出端与内部汇流排的机械连接，引出端与外壳之间利用安装在壳盖顶部的绝缘套管固定。对组装好的电容器真空干燥处理，再注入灌封胶以实现芯

子与外壳的绝缘。

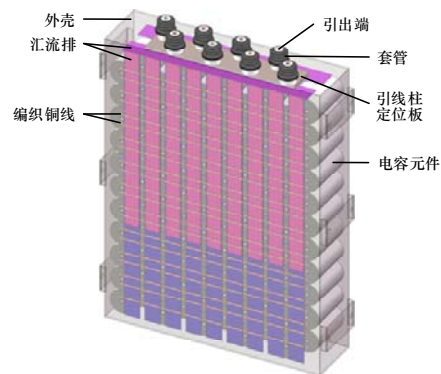


图 1 电容器结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of capacitor structure

1.2 短路电流

对图 1 所示的某型号干式直流电容器进行外部短路试验，试验现场布置见图 2。

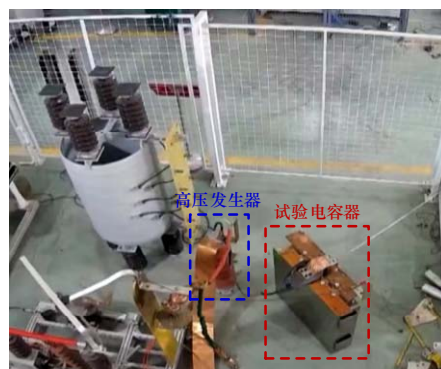


图 2 电容器短路试验现场图

Fig. 2 Picture of short-circuit test of the capacitor

短路故障发生过程中采集的短路电流随时间的变化情况见图 3。由图 3 可以看出，短路电流在接近 $50 \mu\text{s}$ 时达到峰值，约为 810 kA ；随后呈衰减振荡的趋势，持续 $400 \mu\text{s}$ 左右衰减至 0。

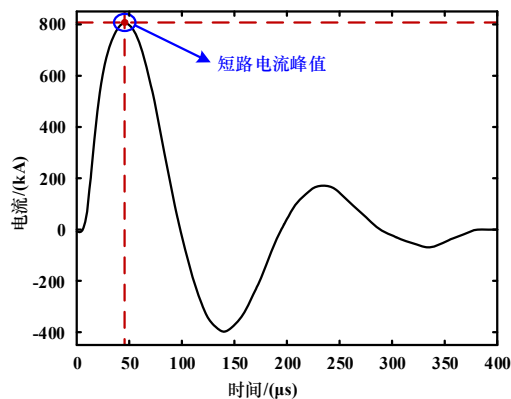


图 3 短路电流变化曲线

Fig. 3 Variation curve of short-circuit current

2 电容器磁场—结构场耦合计算方法

2.1 磁场—结构场耦合实现流程

短路电流冲击过程中电容器的动稳定性计算涉及磁场—结构场的多物理场耦合，具体的耦合计算流程见图 4。首先建立电容器磁场—结构场计算模型，加载试验所获得的短路电流数据进行瞬态磁场计算，得到电容器汇流排及引出端的短路电动力，再将其以体积力的形式映射到结构场各节点，即短路电动力作为动力荷载边界条件加载至结构场中，最后通过瞬态动力学求解电容器的结构变形及应力分布情况，完成由磁场到结构场的耦合计算。

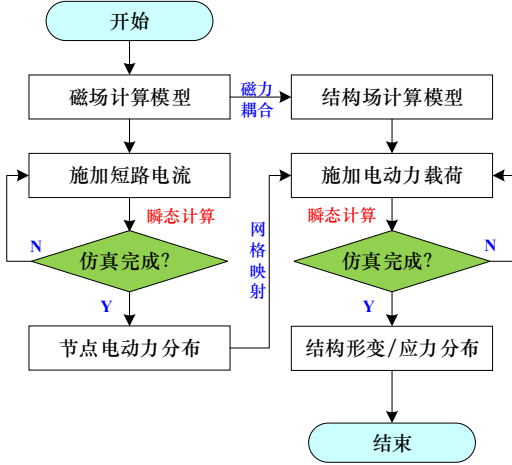


图 4 磁场—结构场耦合计算流程图

Fig. 4 Flow chart of magnetic-structure field coupling calculation

2.2 瞬态磁场—结构场计算原理

电容器发生外部短路故障时，短路电流逐渐衰减，汇流排产生随电流变化的时变磁场，导致汇流排内部出现感应涡流，单个汇流排中的总电流为源电流和感应涡流的叠加。利用矢量位磁势法将求解麦克斯韦方程组简化为求解泊松边值问题。根据麦克斯韦方程组的微分形式，忽略了位移电流的影响，磁场计算控制方程如下^[24]：

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J}_s + \mathbf{J}_e = \mathbf{J} \quad (1)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\partial \mathbf{B} / \partial t \quad (2)$$

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (3)$$

$$\begin{cases} \mathbf{B} = \mu \mathbf{H} \\ \mathbf{J} = \sigma \mathbf{E} \end{cases} \quad (4)$$

式(1)-(4)中： \mathbf{H} 为磁场强度； \mathbf{E} 为电场强度；

\mathbf{B} 为磁感应强度； \mathbf{A} 为矢量磁位； \mathbf{J} 为总电流密度； \mathbf{J}_s 为源电流产生的电流密度； \mathbf{J}_e 为感应涡流产生的涡流密度； μ 为磁导率； σ 为电导率。

对式(1)-(4)进行整理，可得到满足矢量磁位 \mathbf{A} 的瞬态磁场控制方程为

$$\sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \nabla \times (\mu^{-1} (\nabla \times \mathbf{A})) = \mathbf{J}_s \quad (5)$$

同时

$$I(t) = \iint_S \mathbf{J} \cdot \mathbf{e}_n dS \quad (6)$$

式(6)中： $I(t)$ 为短路电流随时间变化的函数； S 为电流穿过的汇流排的截面； \mathbf{e}_n 为截面 S 法线方向的单位矢量。

由毕奥萨伐尔定律计算电容器的短路电动力，具体公式为

$$d\mathbf{F} = (\mathbf{J} \times \mathbf{B}) dV \quad (7)$$

式(7)中： dV 为磁场中的体积单元； \mathbf{J} 为对应体积单元内的总电流密度； $d\mathbf{F}$ 为对应体积单元所受的电动力矢量。

将求解得到的电动力作为动力荷载导入结构场中进行磁—力耦合计算。根据结构动力学理论，结构上的各个质量在惯性力、阻尼力、弹性回复力以及动力外载荷的共同作用下达达到平衡，故电容器各节点单元满足的瞬态动力学基本方程为

$$M[\mathbf{u}'''] + C[\mathbf{u}'] + K[\mathbf{u}] = \mathbf{F}(t) \quad (8)$$

式(8)中： M 、 C 、 K 分别为电容器结构整体的质量矩阵、阻尼矩阵、刚度矩阵； $[\mathbf{u}''']$ 、 $[\mathbf{u}']$ 、 $[\mathbf{u}]$ 分别为节点加速度矢量、节点速度矢量、节点位移矢量； $\mathbf{F}(t)$ 为节点电动力矢量。

2.3 计算模型及参数

文中建立了电容器三维磁—结构耦合仿真计算模型，见图 5。电容器内部汇流排包括横向的引出铜板以及竖向的双层汇流排，引出端与竖向汇流排由右至左均依次按序编号。

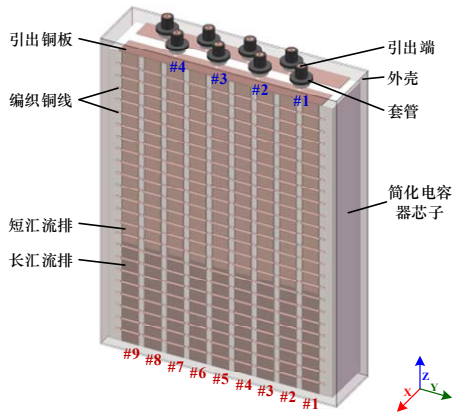


图 5 磁场—结构场耦合计算模型

Fig.5 Magnetic-structure field coupling calculation model

根据电容器的结构特点,在不影响计算结果准确性的前提下,为了减小计算量,在建模过程中作如下简化:①忽略套管与引出端之间的密封部件;②忽略引出端与引出铜板之间的固定件;③对套管外侧的伞裙部分进行简化;④电容器芯子等效为长方体,将其视为一种聚丙烯膜与金属镀层复合的等效材料;⑤由于电容器模型两侧结构对称性强,在三维结构场中,仅对其中带编号的一侧结构(包括套管、引出端、引出铜板、竖向双层汇流排以及编织铜线)进行求解计算。

引出端与所有汇流排以及编织铜线的材料均为紫铜 T2,由于铜属于弹塑性材料,采用双线性等向强化模型(BLIN)来模拟其非线性特性,即材料在屈服之前应力和应变以弹性模量成比例变化,达到屈服强度以后按切线模量比例变化。套管材料为尼龙 PA66,金属外壳为不锈钢 304,材料具体参数见表 1。

表 1 材料参数

Table 1 Material parameters

材 料	特 性	大 小
紫铜 T2	相对磁导率	1
	电导率/(S·m ⁻¹)	5.8×10 ⁷
	密度/(g·cm ⁻³)	8.93
	弹性模量/GPa	120
	切线模量/GPa	1.15
	泊松比	0.38
	屈服强度/MPa	205
尼龙 PA66	密度/(g·cm ⁻³)	1.10
	弹性模量/GPa	8.30
	泊松比	0.28

不锈钢	相对磁导率	1
304	电导率/(S·m ⁻¹)	1.1×10 ⁶

对电容器芯子的等效材料进行参数归算。由于电容元件绕制的结构特点,需要考虑其内部导电的各向异性。在 X 轴方向上不同电导率的组分平行于电流方向,表现为多层介质同时导电, X 轴方向的等效电导率可由并联导电公式(9)求得;在 Y、Z 轴方向上不同电导率的组分垂直于电流方向,表现为多层介质顺序导电, Y、Z 轴方向的等效电导率可由串联导电公式(10)求得^[25]

$$\sigma_X = \frac{h_{Zn} \sigma_{Zn} + h_{pp} \sigma_{pp}}{h_{Zn} + h_{pp}} \quad (9)$$

$$\sigma_Y = \sigma_Z = \frac{h_{Zn} + h_{pp}}{h_{Zn} / \sigma_{Zn} + h_{pp} / \sigma_{pp}} \quad (10)$$

式(9)、(10)中: h_{Zn} 和 h_{pp} 分别为金属层与聚丙烯薄膜的厚度; σ_{Zn} 和 σ_{pp} 分别为金属层与聚丙烯薄膜的电导率。

由上述两式可得电容器芯子 X 轴方向电导率为 7.68×10^4 S/m, Y、Z 轴方向电导率为 0。电容器芯子各方向上的相对磁导率均为 1。

与仿真计算相关的条件设置:外部短路情况下,假设电流密度在简化电容器芯子的 YZ 截面上沿着一 X 方向均匀加载;磁场计算时在模型外添加 3 倍模型尺寸以上的空气域,并设置空气域表面为“磁通平行”边界;对套管法兰的下表面添加“固定约束”来模拟外壳的固定作用;假设电容器芯子固定,对编织铜线与芯子的接触面添加“固定约束”条件;结构场中设置套管、引出端、引出铜板、竖向汇流排、编织铜线之间的接触类型为“绑定”接触。

磁场与结构场之间通过网格节点映射的方式来实现耦合计算,在结构场中需要对模型的网格进行一定的细化处理以满足映射精度的要求。同时,为了耦合计算的顺利进行,设置结构场的求解总时长和时间步长均与磁场保持完全一致。

3 计算结果及分析

3.1 磁场计算结果分析

考虑到短路电流在前 100 μs 就已经达到了峰值,随后电流逐渐衰减,因此,前 100 μs 产生的

短路冲击影响最大，为了减少计算量，设置计算总时长为 100 μs ，时间步长设为 2.5 μs 。根据外部短路试验所获得的短路电流波形，将前 100 μs 内的短路电流近似为幅值 810 kA、频率 5 000 Hz 的正弦电流激励进行加载。

短路电流达到峰值时(50 μs 时刻)，电容器的电流密度与磁感应强度分布见图 6。从图 6 可见，电流密度与磁感应强度均在引出端和引出铜板上明显集中，并且其数值沿着竖向汇流排轴向方向从上到下逐渐减小。最大电流密度与最大磁感应强度的位置均位于引出端上，分别为 $4.07 \times 10^9 \text{ A/m}^2$ 和 9.176 T。电容器外部短路后，电流由汇流排向引出端流出，导致引出端的电流密度较大，其对应的磁感应强度也最大；同时，引出铜板作为汇聚各竖向汇流排电流的主母排，同样也承受了较强的短路电流冲击作用；竖向汇流排顶部靠近引出铜板的区域电流密度与磁感应强度也较大，下端的电流密度与磁感应强度数值较小。厂家在生产时考虑到竖向汇流排由上到下的分流效应，为了使竖向汇流排整体的电流密度分布更加均匀，因此对上层铜排进行了加厚处理。从磁场仿真结果来看，除竖向汇流排顶端局部区域电流密度数值较高以外，下部的电流密度分布较为统一，说明该种铜排设计对由于分流作用导致的电流分布不均的问题确实有所改善。

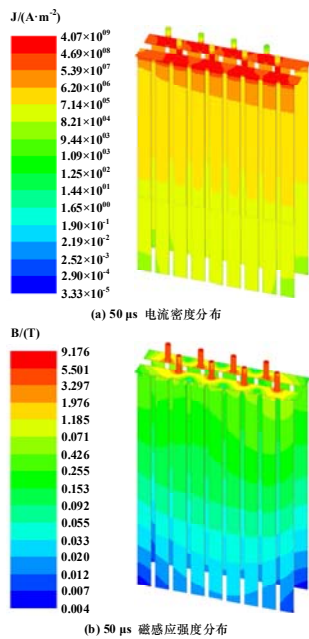
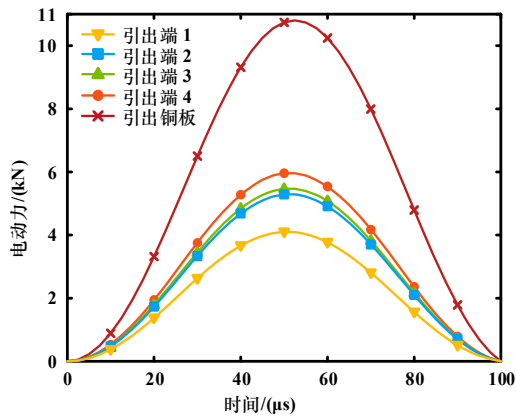


图 6 磁场计算结果

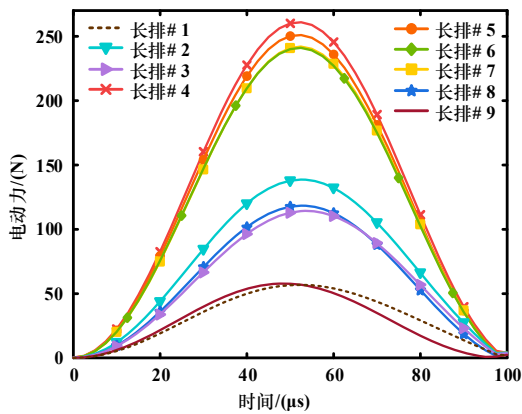
Fig. 6 Magnetic field simulation results at 50 μs

提取电容器引出端、引出铜板以及长汇流排(具体位置如图 5 所示)短路电动力的合力值，其随时间的变化见图 7。由图 7(a)可知：引出端和引出铜板上电动力的变化规律与短路电流一致，先增大后减小，短路电动力峰值出现在 52.5 μs 处。引出铜板的最大电动力为 10.8 kN，各个引出端的电动力峰值大小均不同，其中引出端 4 的最大电动力数值为 5.96 kN。由式(7)可知，任意结构单元的电动力大小由该单元体积、电流密度和以及所处位置的磁感应强度共同决定。虽然在局部范围内引出端的电流密度与磁感应强度均高于引出铜板，但由于引出铜板的体积更大，故其短路电动力峰值更高；电容器的 8 个引出端在两根平行的引出铜板上交错排列，处于中间位置的引出端由于周围磁场的叠加导致其磁场强度更大，因此，在所有引出端体积相同的情况下，位于引出铜板最内侧的引出端 4 的电动力最大。

短汇流排与长汇流排的电动力变化趋势基本类似，以长汇流排的短路电动力变化曲线为例进行分析，见图 7(b)。竖向汇流排电动力的数值同样也遵循先增大后减小的变化规律，短汇流排 2 号的电动力在 47.5 μs 时刻出现了最大值，约为 144.86 N，长汇流排 4 号在 52.5 μs 时刻出现最大电动力，数值为 260.6 N，由于长汇流排体积更大，尽管其存在电流密度和磁感应强度相对较低的区域，但电动力合力较短汇流排还是稍大；处于中间位置的长汇流排 4、5、6、7 号比最外侧的 1、9 号电动力更大，这同样是由于磁场叠加的原因造成的。竖向汇流排的短路电动力峰值较引出端与引出铜板要小很多，这与之前计算得到的电流密度和磁感应强度分布规律相符合。



(a) 引出端、引出铜板电动力变化曲线



(b) 长汇流排电动力变化曲线

图 7 短路电动力变化曲线

Fig. 7 Variation curves of short-circuit electrodynamic force

电动力作为一矢量既有大小又有方向，为了更加清楚短路故障发生时电容器所受电动力的方向，以引出端 4 为例，提取其短路电动力的三轴分量，得到随时间的变化曲线见图 8。由图 8 可知：100 μs 内引出端 4 电动力的 X、Y、Z 分量方向没有发生改变，变化规律与短路电流基本一致，其合力方向指向竖向汇流排下方；其中，X 轴分量与 Z 轴分量对短路电动力的贡献较大，其最大模分别为 3.87 kN 和 3.45 kN。

同样，通过分析引出铜板、竖向汇流排以及其余引出端的短路电动力分量的变化情况发现：短路电动力的各个分量在任意时刻都只存在数值大小的变化，方向并无改变。引出铜板与所有引出端均有较大的负 Z 分量，竖向汇流排的短路电动力基本由其 X 轴分量决定。

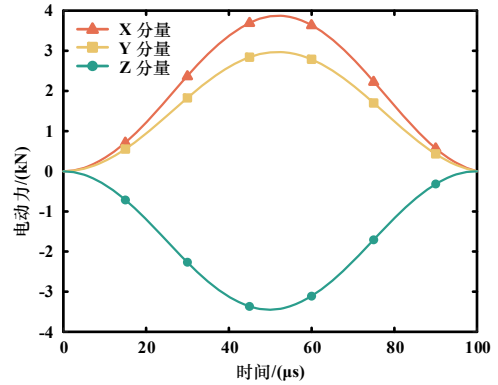


图 8 引出端 4 短路电动力分量变化曲线

Fig. 8 Variation curves of short-circuit electrodynamic force component of terminal 4

3.2 结构场计算结果分析

电容器正常运行时，由相邻汇流排之间磁场相互影响而产生的电动力几乎可以忽略不计，但当外部短路故障发生后，电动力的数值可高达数千 N，因此，有必要进一步研究短路电动力作用下结构的形变以及应力分布情况。

由于前 100 μs 短路电流的方向并未发生改变，导致电容器的最大形变量出现在 100 μs 时刻，此时结构的形变情况见图 9。由图 9 可知：位于引出铜板上靠近引出端 4 所在位置的形变最大，约为 0.181 mm；电容器内部引出铜板及附近汇流排区域的形变较大，且越靠近中部形变量会越大，竖向汇流排顶部的最大形变量约为 0.051 mm。进一步分析发现：引出铜板上各引出端所在的位置表现为明显的轴向受压状态，这是由于引出端电动力的 Z 轴分量较大，受到方向向下的短路电动力的作用而不断挤压致使引出铜板发生变形；随着力的传递并且引出铜板自身短路电动力的影响，竖向汇流排的顶部同样受到了挤压作用，在与引出铜板连接的部位出现了较大形变；作为柔性材料的编织铜线在竖向汇流排的形变作用下产生了拉伸变形，竖向汇流排 4 号表面靠近引出铜板的第一根编织铜线的形变最大，约为 0.016 8 mm。由于套管的法兰下表面施加了固定约束，因此底部无形变。

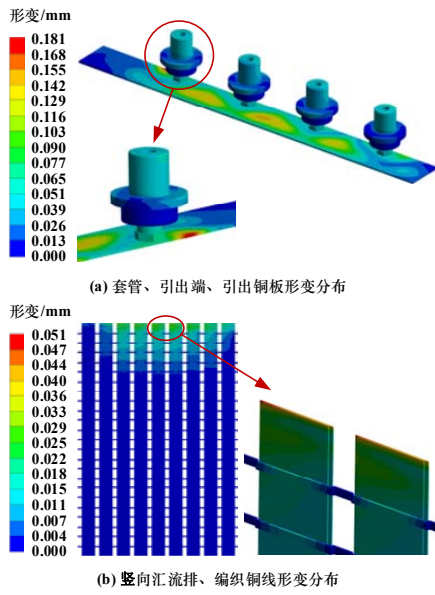


图 9 电容器形变分布云图

Fig. 9 Deformation distribution map of the capacitor

75 μ s 时刻引出铜板的等效应力分布见图 10，从图 10 可见，引出铜板上引出端 4 所在位置附近的等效应力最大，约为 175.4 MPa。引出铜板上各引出端所在位置附近的应力明显集中，电容器的最大应力出现在引出端 4 的与引出铜板连接的底面上，最大等效应力值为 222.02 MPa。而紫铜 T2 的材料屈服强度为 205 MPa，计算得到的最大等效应力值比材料自身的屈服强度稍大，说明该型号干式直流电容器在短路冲击下会产生轻微的塑性变形。但电容器仅存在局部区域有表现为材料屈服的情况，绝大部分连接结构都可以满足强度要求，表明该电容器在很大程度上能够抵抗短路冲击作用，结构的动稳定性较好。

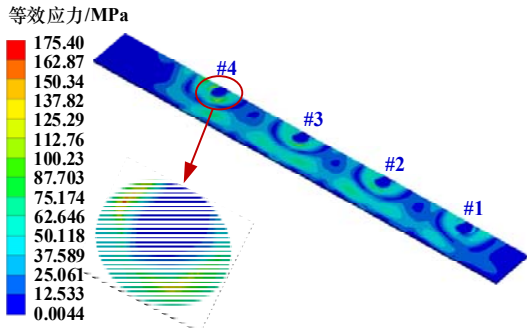


图 10 引出铜板等效应力分布云图

Fig. 10 Equivalent stress distribution map of leading-out busbar

进一步分析竖向汇流排，以及与编织铜线焊点处的等效应力，竖向汇流排顶端与引出铜板搭

接部位的应力最大，约为 177.06 MPa；由于同一根编织铜线焊接在形变量不同的竖向汇流排表面，编织铜线的中部由于变形而对外侧的焊点有拉扯作用，使得最大等效应力出现在短排 9 号表面最靠近引出铜板的第一根编织铜线上，其最大值为 77.53 MPa。

通过对电容器的结构场进行计算发现：电容器形变、应力的分布规律与磁场、短路电动力类似。引出铜板由于会承受来自引出端轴向方向的挤压以及自身较大短路电动力的作用，导致其形变和应力均较大，因此，引出铜板及其周围部件的连接机械强度需重点关注。编织铜线与竖向汇流排、电容元件喷金层之间的焊点同样也是电容器结构上需要注意的强度薄弱位置，在焊接处理时需要保证焊点具有足够的机械强度，避免由于电动力的作用导致焊点脱落的情况发生；竖向汇流排由于具有 X 轴向分量的短路电动力，所以也有可能对电容元件的结构造成挤压影响，同样需要引起一定的注意。

4 结论

文中针对外部短路故障时电容器的动稳定性问题，根据实际电容器参数建立了三维模型，实现了短路电流激励下电容器的磁场—结构场耦合计算。可以得到以下结论：

1) 电容器外部短路条件下，引出铜板和引出端子的最大短路电动力分别为 10.8 kN 和 5.96 kN，竖向汇流排的短路电动力数值相对较低，最大为 260.6 N。

2) 电容器的形变主要发生在引出铜板上以及附近区域，并且越靠近电容器中部则形变量和应力值会越大，最大形变量和等效应力值分别为 0.18 mm、222.02 MPa，引出铜板表现为明显的轴向受压状态。

3) 短路冲击下电容器结构的强度薄弱位置主要位于引出铜板以及编织铜线的焊点处，针对这些区域其机械强度需重点关注。另外，可采用局部结构加强的措施以有效提升电容器整体的机械性能，例如增加引出铜板的厚度、选用力学性能更优的铜材料等。

参考文献：

[1] 杜伯学，冉昭玉，刘浩梁，等. 干式直流电容器聚丙烯

- 烯薄膜绝缘性能及其改进方法研究进展[J]. 电工技术学报, 2023, 38(5): 1363-1374.
- DU Boxue, RAN Zhaoyu, LIU Haoliang, et al. Research progress of dielectric properties and improvement methods of polypropylene film for dry-type capacitor[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(5): 1363-1374.
- [2] 陈才明, 贾德星, 朱一元. 干式无油化结构是自愈合式电容器的发展趋势[J]. 电力电容器与无功补偿, 2014, 35(4): 1-4.
- CHEN Caiming, JIA Dexing, ZHU Yiyuan. Dry type oilless structure-development trend of self-healing capacitor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2014, 35(4): 1-4.
- [3] RABUFFI M, PICCI G. Status quo and future prospects for metallized polypropylene energy storage capacitors[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2002, 30(5): 1939-1942.
- [4] 黎 鹏, 熊胜鹏, 李婉卿, 等. 1 000 kV 交流输电线路耐张塔带电作业电位转移电弧电磁辐射特性[J]. 高电压技术, 2022, 48(11): 4628-4637.
- LI Peng, XIONG Shengpeng, LI Wanqing, et al. Electromagnetic radiation characteristics of potential transfer arc during live working on 1 000 kV AC transmission line tension tower[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(11): 4628-4637.
- [5] 张血琴, 吴广宁, 李晓华, 等. 典型缺陷对高压储能电容器电场分布的影响[J]. 西南交通大学学报, 2008, 43(1): 14-18.
- ZHANG Xieqin, WU Guangning, LI Xiaohua, et al. Effects of typical defects on electrical fields in high-voltage (storage) capacitors[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2008, 43(1): 14-18.
- [6] 张血琴, 吴广宁, 曲衍宁, 等. 高压储能电容器内部与油质缺陷的直流局部放电[J]. 电工技术学报, 2008, 23(2): 76-81.
- ZHANG Xieqin, WU Guangning, QU Yanning, et al. DCPD investigation on inner and oiliness defects of high-voltage storage capacitors[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2008, 23(2): 76-81.
- [7] 韩长伟, 李晓军, 马丽荣, 等. 电力电容器元件内部的电场计算[J]. 电力电容器与无功补偿, 2009, 30(6): 37-41.
- HAN Changwei, LI Xiaojun, MA Lirong, et al. Internal electric field calculation of power capacitor element[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2009, 30(6): 37-41.
- [8] 闫澜锋, 刘 刚, 刘锦宁. 有限元法分析金属杂质对电力电容器元件内部电场的影响[J]. 高压电器, 2012, 48(8): 118-122.
- YAN Lanfeng, LIU Gang, LIU Jinning. Analyzing influences of metal impurities on internal electric field of power capacitors with finite element method[J]. High Voltage Apparatus, 2012, 48(8): 118-122.
- [9] 刘 策, 武胜斌, 杨佩侠, 等. 电力电容器元件电场强度有限元分析[J]. 电力电容器与无功补偿, 2012, 33(4): 15-18.
- LIU Ce, WU Shengbin, YANG Peixia, et al. Finite element analysis of electric field strength on power capacitor component[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2012, 33(4): 15-18.
- [10] PENG Bo, LIN Fuchang, LI Hua, et al. Calculation of electric field in safety film capacitors[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2009, 16(3): 882-886.
- [11] 王佳昕, 李 化, 王哲豪, 等. 金属化膜电容器电极边缘电场畸变研究[J]. 高压电器, 2022, 58(3): 29-36.
- WANG Jiaxin, LI Hua, WANG Zhehao, et al. Research on electric field distortion at the edge of metallized film capacitor electrode[J]. High Voltage Apparatus, 2022, 58(3): 29-36.
- [12] 陈温良. 金属化电力电容器的热计算问题[J]. 电力电容器, 2003, 24(s1): 53-57.
- CHEN Wenliang. Thermal calculation of metallized power capacitor[J]. Power Capacitor, 2003, 24(s1): 53-57.
- [13] 刘文泽, 蔡泽祥, 黄松波, 等. 高压电力电容器内部最热点温度的计算模型[J]. 电力自动化设备, 2009, 29(7): 82-84.
- LIU WENZE, CAI ZEXIANG, HUANG SONGBO, et al. Calculation model of HV power capacitor internal hottest-spot temperature[J]. Electric Power Automation Equipment, 2009, 29(7): 82-84.
- [14] 尹 婷, 王子建, 侯智剑, 等. 环境温度及施加电压

- 对自愈式电力电容器温升和温度场分布的影响[J]. 科学技术与工程, 2016, 16(1): 193-199.
- YIN Ting, WANG Zijian, HOU Zhijian, et al. Influence of ambient temperature and applied voltage on the temperature rise and temperature distribution of self-healing power capacitor[J]. Science Technology and Engineering, 2016, 16(1): 193-199.
- [15] MACDONALD J R, SCHNEIDER M A, SCHALNAT M C, et al. Thermal modeling of high temperature power conversion capacitors[C]//2012 IEEE International Power Modulator and High Voltage Conference (IPMHVC). [S.l.]: IEEE, 2012: 256-259.
- [16] LIANG Yanping, WANG Dongmei, LI Jiaying, et al. Studies on switching transients and calculations of physical fields in power capacitors[J]. International Transactions on Electrical Energy Systems, 2019, 29(1): e2663.
- [17] 何慧雯, 王召盟, 李晓岚, 等. 自愈式电力电容器三维温度场数值分析及影响因素研究[J]. 高压电器, 2017, 53(4): 176-183.
- HE Huiwen, WANG Zhaomeng, LI Xiaolan, et al. 3-D temperature field numerical analysis of self-healing power capacitor and its influencing factors[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(4): 176-183.
- [18] 徐梦蕾, 王召盟, 王 荀, 等. T型金属化安全膜电容器温度场仿真[J]. 电力电容器与无功补偿, 2018, 39(3): 75-81.
- XU Menglei, WANG Zhaomeng, WANG Xun, et al. Temperature field simulation of T pattern metallized safety film capacitor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2018, 39(3): 75-81.
- [19] 尹 婷, 严 飞, 王子建, 等. 高压自愈式电容器典型交流工况下温度场分析及优化设计[J]. 高电压技术, 2016, 42(12): 3996-4004.
- YIN Ting, YAN Fei, WANG Zijian, et al. Temperature field analysis and optimization design of high-voltage self-healing capacitor at typical operating conditions in power system[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(12): 3996-4004.
- [20] 李 化, 陈麒任, 李浩原, 等. 交流高压金属化膜电容器温升特性和优化设计[J]. 高压电器, 2018, 54(1): 1-8.
- LI Hua, CHEN Qiren, LI Haoyuan, et al. Temperature rise characteristic and design optimization of AC high voltage metallized film capacitor[J]. High Voltage Apparatus, 2018, 54(1): 1-8.
- [21] 岳国华, 杜志叶, 孟圣淳, 等. 基于电热耦合的干式直流电容器温升分布不均匀特性分析及优化[J]. 高电压技术, 2022, 48(12): 4915-4924.
- YUE Guohua, DU Zhiye, MENG Shengchun, et al. Analysis and optimization of non-uniform temperature rise distribution of dry-type DC capacitor based on electro-thermal coupling[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(12): 4915-4924.
- [22] 刘水平. 互感器 电力电容器[M]. 北京: 中国电力出版社, 2020.
- LIU Shuiping. Transformers&power capacitors[M]. Beijing: China Electric Power Press , 2020.
- [23] 汪冬梅. 高压电力电容器物理场计算分析[D]. 哈尔滨: 哈尔滨理工大学, 2015.
- WANG Dongmei. Calculation and analysis of physical fields in high voltage power capacitor[D]. Harbin: Harbin University of Science and Technology, 2015.
- [24] 徐斌兵, 陈梓尧, 刘宇彬, 等. 基于有限元电磁仿真的电缆短路电动力计算[J]. 湖南电力, 2023, 43(1): 23-29.
- XU Binbing, CHEN Ziyao, LIU Yubin, et al. Electrodynamics calculation of cable short circuit based on finite element electromagnetic simulation[J]. Hunan Electric Power, 2023, 43(1): 23-29.
- [25] 岳文正, 李 征, 朱克勤, 等. 格子玻耳兹曼方法计算混合物整体电导率[J]. 地球物理学报, 2005, 48(2): 434-438.
- YUE Wenzheng, LI Zheng, ZHU Keqin, et al. The simulation of conductivity of binary mixtures with lattices Boltzmann method[J]. Chinese Journal of Geophysics, 2005, 48(2): 434-438.
- 黎 鹏(1989—), 男, 博士, 副教授, 研究方向为电工装备电磁多物理场分析、电力设备智能运维等(通信作者)(E-mail: lipeng_ctgu@163.com).