

DOI:10.13296/j.1001-1609.hva.2020.09.037

基于电动力计算的MMC子模块母排设计校核及优化方法

任成林¹, 王帅卿², 张志刚², 胡秋玲², 石 鹏², 黄陈雨龙²

(1. 中国南方电网有限责任公司超高压输电公司, 广州 510620; 2. 许继电气股份有限公司, 河南 许昌 461000)

摘要: 随着对柔性直流输电技术可靠性要求不断提高, MMC子模块的可靠性愈加受到重视。对于柔性直流换流阀这类高压电气设备, 在母排设计时, 为保证设备的安全稳定运行, 必须考虑电动力对母排的影响。文中以MMC子模块在上管失效、旁路开关闭合这种故障工况为例, 给出一种通用的母排设计校核方法, 进行仿真分析, 并对此分析给出优化建议。最后, 仿真一种改进方案下母排中的电动力, 验证建议的合理性和有效性。

关键词: 柔性直流输电; 电动力; 模块化多电平; 有限元法; 母排优化设计

Busbar Design Check and Optimization Method of MMC Sub-modular Based on Electrodynamic Force Calculation

REN Chenglin¹, WANG Shuaiqing², ZHANG Zhigang²,
HU Qiuling², SHI Peng², HUANG Chenyulong²

(1. CSG EHV Power Transmission Company, Guangzhou 510620, China; 2. XJ Electric Limited Corporation, Henan Xuchang 461000, China)

Abstract: With the reliability requirements raising of VSC-HVDC technology, MMC sub-module reliability is more and more important. For high voltage electrical equipment, such as, VSC-HVDC converter valve, in order to ensure the safety and stability operation of equipment, the impact of electrodynamic force on the busbar must be considered. This paper provides a common check method of busbar design, and gives a simulation and analysis of one fault condition——when the upper IGBT is shorted in the MMC sub-module, then bypass switch is closed to cut off sub-module, and offers some optimization recommendations. Finally, the paper gives a simulation of improved case, to verify the rationality and effectiveness of the proposed recommendation.

Key words: VSC-HVDC; electrodynamic force; MMC; finite element method; busbar optimization design

0 引言

随着国际社会对能源安全和气候问题的关注, 可再生能源备受国家重视。可再生能源主要具有以下特点: 分散性分布、发电随机间歇性、远离负荷中心、稳定性差等, 这些特点使得采用现有的交流输电和传统直流输电很不经济。随着电力电子器件和控制技术的发展, 产生了一种新型的直流输电技术, 称之为柔性直流输电系统。这是一种基于电压源型换流器的直流(voltage-sourced converter high voltage direct current, VSC-HVDC)输电技术。VSC-HVDC输电技术适合于异步电网互联、小型发电厂/分布式能源并网、偏远山区/海上供输电以及城市输

配电, 并可用于电能质量改善^[1-2]。

柔性直流输电系统中换流阀是核心设备, 一直以来是输电系统的研究重点。换流阀主要有两电平、三电平和模块化多电平, 其中模块化多电平换流阀(modular multi-level converter, MMC)^[3-5]已经成为了柔性直流输电中的主流方案。MMC中的子模块是构成换流阀的基本单元, 子模块的安全稳定运行是换流阀可靠性的重要前提。

母排是子模块中通流的主要通道, 目前母排的设计主要考虑到的有: 通过母排的额定电流时所产生的温度必须低于最高允许温度; 母排的电流密度尽可能的等于或接近经济电流; 母排间距较小时需要校核大电流下动稳定性, 即电动力的影响。

但目前关于电力已报道的研究主要集中在:断路器及其附件^[6-8]、电力变压器^[9-11]、母线与电缆金具^[12-15]、发电机绕组^[16]、电抗器^[17-19]等设备中,或一种特定结构(如梅花触头^[20])和形状(如折角形结构^[21])下的电力研究。然而目前对MMC子模块母排的电力研究尚未有国内外公开发表的文献资料。但随着技术的进步,MMC换流阀在输电领域的作用会愈加突出,急需MMC子模块母排电流承受能力的研究来提升柔性直流换流阀的可靠性评估。

文中以换流阀子模块在上管短路、旁路开关闭合时的故障工况为例,采用有限元法计算电力,并对比增加了子模块上管短路保护方案后的电力变化。计算结果表明,文中的方法能够在校核母排设计基础之上,给出合理化建议,并验证所给建议的合理性和有效性。

1 电力计算原理

电力的产生原理是基于19世纪中期麦克斯韦提出的适用于所有宏观电磁现象的数学模型,即麦克斯韦方程组。麦克斯韦方程组由4个定律组成,即:安培环路定律、法拉第电磁感应定律、高斯电通定律和高斯磁通定律。在静电场环境下,麦克斯韦方程组主要是由安培环路定律和高斯磁通定律组成。

安培环路定律含义为:无论介质和磁场强度 H 分布如何,磁场中磁场强度沿任一闭合路径的线积分等于穿过该积分路径所确定曲面 Ω 的电流总和,或者说该线积分等于积分路径所包围的总电流。这里的电流包括传导电流(自由电荷产生)和位移电流(电场变化产生),其数学表达为

$$\oint_{\Gamma} \mathbf{H} \cdot d\mathbf{l} = \iint_{\Omega} \left(\mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \right) \cdot d\mathbf{S} \quad (1)$$

式(1)中: Γ 为曲面 Ω 的边界; $\mathbf{J}$ 为传导电流密度矢量; $\partial \mathbf{D} / \partial t$ 为位移电流密度, A/m^2 ; $\mathbf{D}$ 为电通密度, C/m^2 ,在静电场中无位移电流,因而方程(1)可以简化为

$$\oint_{\Gamma} \mathbf{H} \cdot d\mathbf{l} = \iint_{\Omega} \mathbf{J} \cdot d\mathbf{S} \quad (2)$$

高斯磁通定律的含义为:在磁场中不管介质与磁通密度矢量的分布如何,穿出任何一个闭合曲面的磁通量恒等于零,这里指出磁通量即为磁通量矢量对此闭合曲面的有向积分,其积分形式为

$$\oint_{\Gamma} \mathbf{B} \cdot d\mathbf{S} = 0 \quad (3)$$

方程(2)-(3)构成了描述电磁场的麦克斯韦方程组,通过它们即可导出能用有限元处理静磁场问题的微分方程,即

$$\begin{cases} \nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \\ \nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \end{cases} \quad (4)$$

场量 $\mathbf{B}$ 、 $\mathbf{H}$ 之间的关系由媒质的特性决定,对于线性媒质,其关系为

$$\mathbf{B} = \mu \mathbf{H} \quad (5)$$

式(5)中: μ 为介质的磁导率, H/m ;对于各向同性介质, μ 是标量,对于各向异性介质,则是张量。文中所处的静电场环境为各向同性介质。

电流密度 $\mathbf{J}$ 可以通过流通的电流大小 I 与导体截面积 S ,即

$$\mathbf{J} = I / S \quad (6)$$

通过上述公式即可求出磁感应强度 $\mathbf{B}$,而导体所受电力大小为

$$d\mathbf{F} = \mathbf{B} I d\mathbf{L} \quad (7)$$

2 仿真模型

文中仿真示例中MMC换流阀中子模块采用的是半桥式子模块方案。子模块在运行中会出现IGBT失效问题,即击穿损坏,呈现短路状态,其电路原理图见图1,三维物理模型见图2。当子模块上管IGBT T_1 短路,此时子模块的本地保护会立即导通旁路开关 K 切除故障子模块。旁路开关 K 导通,下管 T_1 关断,晶闸管 T_3 关断,会造成子模块电容两端短路,形成极大的短路电流。短路电流流通的路径中会形成很大的电力,威胁相邻子模块的安全稳定运行。电流 I 通过旁路开关流出,此时旁路开关是闭合状态,整个流通过程见图1中短划线。

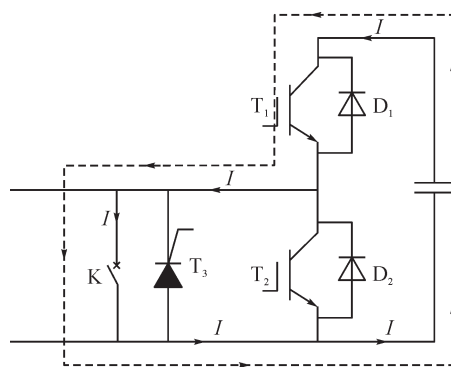


图1 MMC子模块原理图

Fig. 1 MMC sub-module schematic

由于电容在仿真中仅充当电源,故模型中不予体现,而把电流激励加在电容与母排相连的地方。此外由于旁路开关是闭合状态,文中关注的重点为母排的电力,因而在模型中用一段母排短接,代替旁路开关,降低仿真的复杂程度。子模块的控制部分文中的仿真模型予以省略。

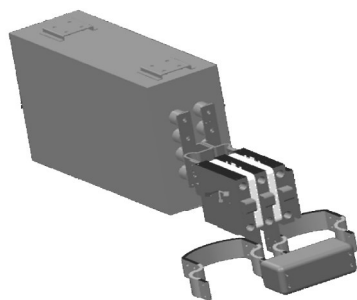


图2 三维物理模型

Fig. 2 Three-dimensional physical model

根据上文所述,建立的简化仿真模型见图3。

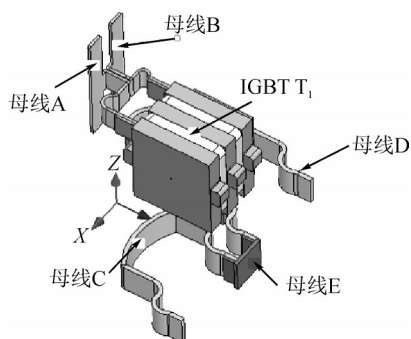


图3 仿真模型

Fig. 3 Simulation model

所有母排材料属性均为铜,散热器材料属性为铝, T_1 在击穿时近似为良导体,因此 T_1 的材料属性设置为铜。由于晶闸管 T_3 和下管 IGBT T_2 均处于关断状态,此处均予以隐藏,不参与仿真计算。为了表述的简洁,把文中仿真分别用母排 A、B、C、D、E 分别表示。

3 仿真实验结果

子模块的保护定值电压为 U_{max} ,此时整个回路电阻很小,约为 $5\text{ m}\Omega$,其电流大致是 630 kA 。有鉴于此,文中对改进前子模块仿真计算的电流等级选取有 400 、 500 、 600 、 700 、 800 kA 。

3.1 子模块母排的磁场分布

由式(7)可知电动力与磁场的分布呈正相关,因此磁场的分布可以大致反映出力的聚集地。

所加电流在 600 kA 时所形成的磁场见图4。从图4可以发现,在母排拐角处,出现了较强的磁场,其磁场最大处为 10.216 T 。在其他电流等级时,磁场的分布基本一致,此处仅给出 600 kA 的磁场分布。

为了能够更直观的显示出电动力集聚较为集中的地方,文中把磁场的 color map 设置为 1,即突出显示磁场最大值 B_{max} 的 $1/2$ 以上的磁场区域,见图5。

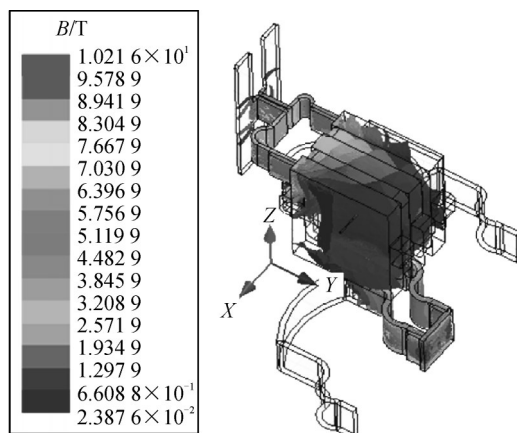


图4 子模块母排磁场分布图

Fig. 4 Distribution of sub-module busbar magnetic field

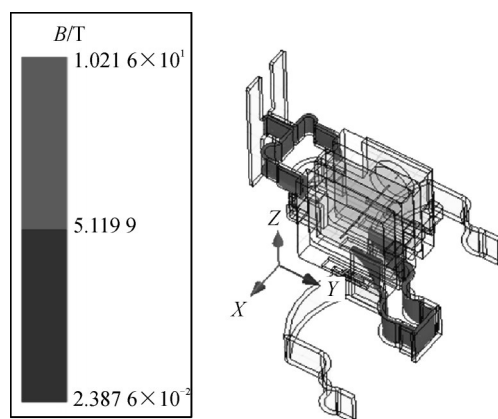


图5 调整后的子模块母排磁场分布图

Fig. 5 Adjusted distribution of the sub-module busbar magnetic field

从图5可以直观的看出,电动力集中在母排 A、B、C、D 与旁路开关相连部位。此处磁场分布最为密集。

实际生产中,发生上管 IGBT 短路时母排发生变形、扭曲的同样是上述分析的位置。具体见图6。

3.2 各种电流等级下5个母排所受电动力的大小

下面给出在各个电流等级下的电动力大小,其中母排 A、B、C、D、E 所对应电动力大小分别为 Force1、Force2、Force3、Force4、Force5。

400 kA 等级电流时改进前电动力见表1, 500 、 600 、 700 、 800 kA 等级电流时电动力见表2-5。表1中电动力矢量的坐标表示法为 $(F(x), F(y), F(z))$,其幅值为 $\text{Mag}(F)$,表2-5中的含义,均与此处相同。

通过表1-5可以发现,母排 A 所受的电动力最大,这主要是因为母排 A 中电流的流过路径最长。从图6(a)中也可以看出,母排 A 的弯曲变形最为严重,母排 B 较母排 A 而言,稍弱。母排 C、D 的电动力较弱,但其电动力均集聚在与旁路开关连接处的很小的一片区域,因而电动力仍然对母排造成了很明显的扭曲、变形。



(a) 与电容相连的母排



(b) 与旁路开关相连的母排

图6 发生上管IGBT短路时出现变形的母排
Fig. 6 Deformed busbar when the upper IGBT shorted

表1 400 kA 等级电流时电动力

参数	Force1	Force2	Force3	Force4	Force5
$F(x)$	101.850 0	-69.693 0	57.270	-39.190	-13.105 0
$F(y)$	-35.980 0	-8.868 7	-26.290	15.288	46.268 0
$F(z)$	9.214 7	8.618 8	-12.916	-20.467	-4.378 2
$\text{Mag}(F)$	108.410 0	70.782 0	64.326	46.781	48.287 0

表2 500 kA 等级电流时电动力

参数	Force1	Force2	Force3	Force4	Force5
$F(x)$	159.440	-108.900	89.310	-60.855	-20.902 0
$F(y)$	-56.392	-14.158	-41.632	23.701	72.745 0
$F(z)$	14.472	13.308	-20.159	-32.368	-6.787 6
$\text{Mag}(F)$	169.730	110.620	100.580	72.888	75.992 0

表3 600 kA 等级电流时电动力

参数	Force1	Force2	Force3	Force4	Force5
$F(x)$	229.130	-157.350	127.570	-88.328	-27.962 0
$F(y)$	-81.013	-20.391	-59.042	34.606	102.660 0
$F(z)$	21.236	19.218	-28.605	-46.254	-9.925 8
$\text{Mag}(F)$	243.960	159.820	143.450	105.540	106.860 0

3.3 分析及建议

通过3.1、3.2可知,在发生该种工况时产生的电动力对母排产生的极大的影响,使母排发生扭曲,甚至变形。

就母排A而言,通过表3可以发现电动力主要集中在 x 轴方向,图6(a)中母排A弯曲方向与其一

表4 700 kA 等级电流时电动力

参数	Force1	Force2	Force3	Force4	Force5
$F(x)$	313.210	-212.780	174.970	-118.600	-41.787
$F(y)$	-110.130	-27.948	-81.626	46.388	143.720
$F(z)$	28.277	26.123	-39.886	-63.516	-13.453
$\text{Mag}(F)$	333.210	216.190	197.150	142.310	150.280

表5 800 kA 等级电流时电动力

参数	Force1	Force2	Force3	Force4	Force5
$F(x)$	409.600	-277.190	229.040	-153.540	-55.965
$F(y)$	-143.990	-36.556	-107.060	60.745	188.960
$F(z)$	35.413	33.837	-52.882	-83.349	-17.628
$\text{Mag}(F)$	435.620	281.630	258.300	184.960	197.860

致。就母排A而言,从其外形上看,在设计上 x 轴方向并无支撑或者压紧等应力作用,在 x 轴方向出现较大应力时,极易受力发生弯曲。因此,建议在该方向上添加支撑或者压紧应力保护母排。

母排发生弯曲主要是因为电流过大,因而如果从保护母排的角度来看,改善方案主要有以下两种:①提高母排结构设计,使其能够承受应力的要求;②降低回路中的电流。

对于第一种方案,实际上是不现实的,即便是设计出这样的母排,旁路开关也会由于电流过大而不能承受,实际上发生该工况时旁路开关已发生外观损坏,因而只能采用第二种方案。

降低回路中电流需要增加回路中的阻抗,母排C、D的作用是子模块之间互连,母排A、B中阻抗太大,会导致电容充放电过程中速度过慢,并且损耗很大。因此,需要改变电流流路径,可以采用先通过电阻值较大回路泄放能量,之后闭合旁路开关,彻底切除故障子模块。

4 改进方案的仿真结果

根据上述意见,文中给出一种改进方案下的仿真结果,改进方案原理见图7。电流 I 流经电阻 R_2 、晶闸管 Th_2 流过,形成一个回路(见图7中点划线),其他元器件不在电流的流经途径中。此时,晶闸管 Th_2 处于导通状态,电阻 R_2 、晶闸管 Th_2 充当泄放回路。

子模块的保护定值电压为 $U_{\max}$,在具有子模块上管短路保护方案后回路电阻较大,其电流约为21 kA。因为此时短路电流较小,因篇幅所限,改进后仿真电流仅选取3个,分别为15、20、25 kA。改进

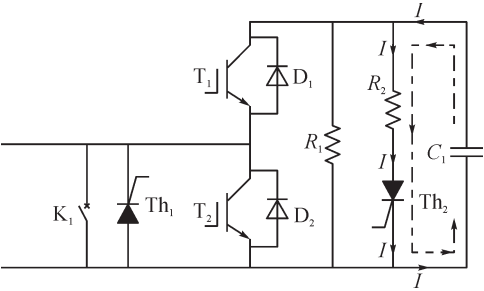


图 7 改进后子模块电路原理图

Fig. 7 Improved sub-module circuit Schematic

后的仿真模型见图 8。

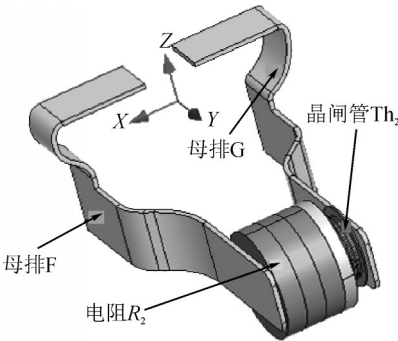


图 8 改进后的仿真模型

Fig. 8 Improved simulation model

在 20 kA 时, 磁场分布见图 9。

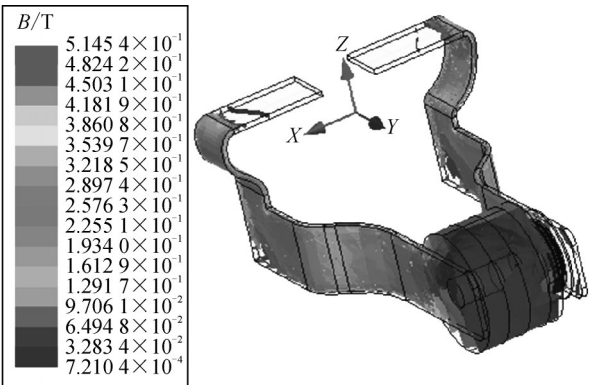


图 9 改进后的仿真结果

Fig. 9 Improved simulation results

从图 9 可以发现, 此时磁场最大值为 0.51 T。仅为改进前的 5%。3 个电流等级下母排 F、G(定义见图 8)所受的电动力 Force6、Force7 见表 6-8。

对比表 1-5 和表 6-8, 可以发现, 在发生上管短路这种工况下, 母排中的电动力得到了有效遏制, 在 20 kA 时, 电动力只有 135.61 N, 这已完全在母排的承受能力范围之内。

该改进方案主要是通过提高回路中的阻抗, 降低回路中的电流实现的。电动力的大小与电流的平方成正比, 因此电流降低之后, 电动力能够迅速下降。需要说明的是, 实际发生该工况时, 电流近似一个冲击电流, 文中为了便于分析, 设置的是稳

表 6 15 kA 等级电流时电动力

Table 6 The electrodynamic force in 15 kA N

参数	Force6	Force7
$F(x)$	-74.339 0	58.815 0
$F(y)$	9.653 3	9.724 8
$F(z)$	6.378 7	15.347 0
$\text{Mag}(F)$	75.235 0	61.557 0

表 7 20 kA 等级电流时电动力

Table 7 The electrodynamic force in 20 kA N

参数	Force6	Force7
$F(x)$	-133.090	104.460
$F(y)$	23.470	17.115
$F(z)$	11.222	27.439
$\text{Mag}(F)$	135.610	109.350

表 8 25 kA 等级电流时电动力

Table 8 The electrodynamic force in 25 kA N

参数	Force6	Force7
$F(x)$	-208.520	163.200
$F(y)$	43.215	26.389
$F(z)$	18.159	42.609
$\text{Mag}(F)$	213.730	170.720

恒的直流电流。

5 结语

文中给出了一种柔性直流输电换流阀 MMC 结构中子模块的母排设计的校核方法, 并以半桥子模块的上管短路工况为例, 对母排设计进行校核。仿真结果表明, 在这种工况下子模块母排中会产生极大的电动力, 极有可能会导致母排的损伤甚至损坏。

文中基于电动力仿真结果, 分析了母排设计中存在的不足及子模块设计的局限性。给出了改进的建议, 并验证文中所给示例的改进方案的有效性。结果表明, 改进方案中母排所受电动力得到有效降低, 提高了母排的可靠性。

从文中仿真结果可以得出, 对于高电压大电流的电气设备, 对母排进行电动力校核是很有必要的, 这是提前排除设计中存在的隐患及提高设备的可靠性不可或缺的环节。

参考文献:

[1] 汤广福. 基于电压源换流器的高压直流输电技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2010.

- TANG Guangfu. Key techniques for HVDC power transmission system based on voltage source converters[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2010.
- [2] 徐政. 柔性直流输电系统[M]. 北京:机械工业出版社, 2012.
- XU Zheng. Flexible HVDC transmission system[M]. Beijing: Machinery Industry Press, 2012.
- [3] 洪潮,时伯年,孙刚,等. 基于LCC-MMC的三端混合直流输电系统故障特性与控制保护策略[J]. 电力建设, 2017, 38(8):73-79.
- HONG Chao, SHI Bonian, SUN Gang, et al. Fault characteristics and control & protection strategy of three-terminal LCC-MMC hybrid HVDC transmission system[J]. Electric Power Construction, 2017, 38(8):73-79.
- [4] 董玮,黄晶生,施恩泽,等. 交流系统不平衡对MMC-HVDC运行影响分析及其保护控制[J]. 电力建设, 2017, 38(8):129-135.
- DONG Wei, HUANG Jingsheng, SHI Enze, et al. MMC-HVDC operation under unbalanced grid conditions and its protection control[J]. Electric Power Construction, 2017, 38(8):73-79.
- [5] 范彩云,胡秋玲,陶颖军,等. ± 500 kV 柔性直流换流阀电场分布及绝缘特性研究[J]. 高压电器, 2017, 53(10): 183-189.
- FAN Caiyun, HU Qiuling, TAO Yingjun, et al. Research of electric field distribution and insulation properties for ± 500 kV VSC-HVDC converter valve[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(10): 183-189.
- [6] 杨武,荣命哲,王小华,等. 考虑电动力效应的高压断路器动力学特性仿真分析[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(5): 103-107.
- YANG Wu, RONG Mingzhe, WANG Xiaohua, et al. Dynamic simulation of high-voltage circuit breaker Concerning electrodynamic force[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(5): 103-107.
- [7] WANG X, RONG M, WU Y, et al. Analyses of mechanical characteristics of vacuum circuit breaker during the closing process taking electrodynamic force into account[J]. IET Science, Measurement & Technology, 2007, 1(6): 323-328.
- [8] 王红艳. 12 kV 可移开式手车断路器的电动力分析及设计改进[J]. 高压电器, 2016, 52(9):50-54.
- WANG Hongyan. Electrodynamic force analysis and design improvement of 12 kV withdrawable circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2016, 52(9): 50-54.
- [9] 徐永明,郭蓉,张洪达. 电力变压器绕组短路电动力计算[J]. 电机与控制学报, 2014, 18(5): 36-42.
- XU Yongming, GUO Rong, ZHANG Hongda. Calculation of electrodynamic force with winding short-circuit in power transformers[J]. Electric Machines and Control, 2014, 18(5): 36-42.
- [10] JIAO L, BAI B, LI H. The calculation of ampere force on electric power transformer under the short circuit situation [C]//International Conference on Electrical Machines and Systems. [S.l.]: IEEE, 2008: 4423-4426.
- [11] 王世山,李彦明. 电力变压器绕组电动力分析[J]. 高压电器, 2002, 38(4): 22-25.
- WANG Shishan, LI Yanming. Computation of electrodynamic force on windings of power transformer[J]. High Voltage Apparatus, 2002, 38(4): 22-25.
- [12] 舒乃秋,关向雨,康兵,等. 基于场路耦合有限元的三相共箱气体绝缘母线暂态电动力分析[J]. 电网技术, 2015, 39(5): 1456-1462.
- SHU Naiqiu, GUAN Xiangyu, KANG Bing, et al. Dynamic electromagnetic force analysis of three phase enclosure type GIB based on field-circuit coupling theory[J]. Power System Technology, 2015, 39(5): 1456-1462.
- [13] 廖宝文,曾奕,杨皓宇. 结合有限元法计算管型母线动稳定电流[J]. 电气自动化, 2013, 35(5): 49-50.
- LIAO Baowen, ZENG Yi, YANG Haoyu. Calculation of tubular bus dynamic current in combination with finite element method[J]. Power System and Automation, 2013, 35(5): 49-50.
- [14] 仲留寄,王金娥. 基于Comsol的离相封闭母线短路电动力的计算[J]. 电力科学与工程, 2016, 32(3):22-25.
- ZHONG Liuji, WANG Jin'e. Calculation on short-circuit electrodynamic force of isolated-phase bus using Comsol[J]. Electric Power Science and Engineering, 2016, 32(3):22-25.
- [15] 刘航宇,刘念,蒲丽娟,等. 基于Ansys的高压大截面电缆金具短路电动力和机械应力分析[J]. 电工技术学报, 2016, 31(5):170-176.
- LIU Hangyu, LIU Nian, PU Lijuan, et al. Ansys based analysis on short-circuit force and mechanical stress of cleats for high voltage large cross-sectional cables[J]. Transactions of China Electrotechnical Society 2016, 31(5): 170-176.
- [16] ALBANESE R, CALVANO F, DAL MUT G, et al. Coupled three dimensional numerical calculation of forces and stresses on the end windings of large turbo generators via integral formulation[J]. IEEE Transactions on magnetics, 2012, 48(2): 875-878.
- [17] 吴彦霖,谭向宇,马仪,等. 电场分布以及匝数偏差暂态电动力对干式空心并联电抗器影响的研究[J]. 高压电器, 2016, 52(10): 99-107.
- WU Yanlin, TAN Xiangyu, MA Yi, et al. Study of the influence of electric field distribution and turns deviation transient electrodynamic force on dry-type air-core shunt reactor[J]. High Voltage Apparatus, 2016, 52(10): 99-107.
- [18] 李爽. 干式空心并联电抗器磁场与电动力研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨理工大学, 2015.
- LI Shuang. Calculation of magnetic field and electromagnet-

- ic force of the dry-type air-core shunt reactor[D]. Harbin: Harbin University of Science and Technology, 2015.
- [19] 沈宏伟, 马 仪, 崔志刚, 等. 干式空心并联电抗器投入瞬态电动力研究[J]. 哈尔滨理工大学学报, 2014, 19(6): 93-97.
- SHEN Hongwei, MA Yi, CUI Zhigang, et al. Calculation of inputting transient electromagnetic force of dry-type air-core shunt reactor[J]. Journal of Harbin University of Science and Technology, 2014, 19(6):93-97.
- [20] 关向雨, 李洪涛, 邹明翰, 等. 基于三维有限元的静态连接梅花触头短路暂态电动力分析[J]. 陕西电力, 2014, 42(1):50-54.
- GUAN Xiangyu, LI Hongtao, ZOU Minghan, et al. Transient electromagnetic force analysis of stationary butt-contact under short circuit conditions based on 3D finite element method[J]. Shaanxi Electric Power, 2014, 42(1):50-54.
- [21] CIVIDJIAN G A, CIVIDJIAN A G, SILVIS-CIVIDJIAN N G. "Corner" electrodynamic force[J]. IEEE transactions on Magnetism, 2004, 40(2): 384-389.
- 任成林(1971—), 男, 高级工程师, 硕士, 主要研究方向为柔性直流输电和高压直流输电。
- 王帅卿(1990—), 男, 硕士, 研究方向为高压直流输电换流阀系统分析与设计(通讯作者)(E-mail: yucitongshi@126.com)。

版权声明:

本刊已许可中国学术期刊(光盘版)电子杂志社在中国知网及其系列数据库产品中以数字化方式复制、汇编、发行、信息网络传播本刊全文。该社著作权使用费与本刊稿酬一并支付。作者向本刊提交文章发表的行为即视为同意我编辑部上述声明。

《高压电器》编辑部