

直流支撑电容器的热时间常数计算与验证

张茅山¹, 左强林^{1,2}, 倪琰¹, 陆明林²

(1. 嘉善赛晶电容器有限公司, 浙江 嘉善 314112; 2. 无锡赛晶电力电容器有限公司, 江苏 无锡 214177)

摘要: 本文从热时间常数的定义和热电对偶原理着手, 推导得到了直流支撑电容器的耗散热阻和内部的传动热阻的计算公式, 从而得到了直流支撑电容器的热时间常数的计算方法。通过直流支撑电容器的温升试验, 确定了电容器的散热系数和热时间常数的计算值。根据热电对偶原理, 设计了热时间常数的试验验证方法, 提出通过测量电容器外壳温升来确定心子温升的方法; 采用降温的方式, 得到了直流支撑电容器的热时间常数测试值, 验证了测试方法和计算方法的正确性, 这对于广大工程技术人员理解电容器的热时间常数很有意义。

关键词: 直流支撑电容器; 热时间常数; 热阻; 温升测试; 散热

Calculation and Verification of Thermal Time Constants of DC-link Capacitor

ZHANG Maoshan¹, ZUO Qianglin^{1,2}, NI Yan¹, LU Minglin²

(1. Jiashan Sunking Power Electronic Capacitor Co., Ltd., Zehjiang Jiashan 314112, China;

2. Wuxi Sunking Power Capacitor Co., Ltd., Jiangsu Wuxi 214177, China)

Abstract: This paper, starting from the definition of thermal time constant (TTC) and the principle of thermoelectric duality, deduces the calculation formula of heat dissipation resistance and internal transmission heat resistance of DC-link capacitor, thus obtaining the calculation method of TTC of DC-link capacitor. The calculated values of heat dissipation coefficient and TTC are determined through the temperature rise test of DC-link capacitor. According to the thermoelectric duality principle, the test verification method of the TTC is designed, and the method to determine the temperature rise of core by measuring the temperature rise of the capacitor case is proposed. The test value of the TTC of DC-link capacitor is obtained by cooling method, which verifies the correctness of the test and calculation methods, and is of great significance for the majority of engineers to understand the TTC of capacitor.

Keywords: DC-link capacitors; thermal time constant (TTC); heat resistance; temperature rise test; heat dissipation

0 引言

热时间常数(thermal time constant, TTC)又名热响应时间(thermal response time, TRT), 原为热敏电阻器的一个重要参数^[1-4], 一般该常数越小表明此热敏电阻性能越好。时间常数一般用来表示某个物理量从最大值衰减到最大值的 $1/e$ 或者是从某个状态增加到最大值 $1/e$ (63.2%) 所需要的时间。热时间常数就是物体的温升上升或下降到该物体与环境温升的 63.2% 所需要的时间, 与在电工学中, 电路

的电时间常数概念类似, 热电对偶适用对偶原理^[5]。

在电容器的相关标准中也有关于热时间常数的要求。在并联电容器的标准 GB/T 11024.1—2019^[6] (修改采用 IEC 60871—1: 2014^[7]) 的热稳定性试验中, 对于试验环境温度的测量是这样规定的: “此温度应以具有热时间常数约 1 h 的温度计来检验”。这个概念需要根据后文去理解, 这里只说一个结论, 215 g 水装在一个直径为 5.15 cm、高为 10.3 cm 的圆柱形容器内, 放在周围媒质为空气的环境中, 其散热的热时间常数约为 1 h。当然, 形状不一样,

收稿日期: 2025-04-03; 修回日期: 2025-09-10

基金项目: 国家重点研发计划(2021YFB2401504)。

Project Supported by National Key R & D Program of China(2021YFB2401504)。

水的质量也不一样。因为热阻除了与物体的质量有关外,与形状也有关系。

在直流支撑电容器标准 GB/T 17702—2021^[8](修改采用 IEC 61071: 2017^[9])的术语定义中,热时间常数是这么定义的:“在环境温度、冷却或内部有功率损耗变化后电容器达到热平衡所需的测量时间”。这个热时间常数的概念显然是比较模糊的。

在热学领域的相关标准 GB/T 6663.1^[10](等同采用 IEC 60359—1^[11])和 GB/T 7153^[12](等同采用 IEC 60738—1^[13])中,关于热时间常数是这么规定的:“环境温度变化的热时间常数—在规定的介质中,当环境温度发生突变时,热敏电阻器响应温度变化的 63.2% 所需要的时间(单位为 s)”、“自热后冷却的热时间常数—在规定的介质中,热敏电阻器自热后冷却到其温升的 63.2% 所需要的时间(单位为 s)”。可见,物体的热时间常数是跟试验方法或物理过程相关的物理量,同一个物体其热时间常数并不一定是不变的常数,这是因为热时间常数跟热阻有关。而热阻是一个跟物体的形状或物理过程有关的物理量。

研究直流支撑电容器热时间常数的意义在于,在这种电容器中,热的问题比较突出。关于直流支撑电容器热或温度的研究很多^[14-16],有研究影响直流支撑电容器温升的^[15]、有研究温度对绝缘击穿影响的^[16]、有研究温度对绝缘寿命影响的^[17-22]。关于温度对绝缘材料寿命的影响,最著名的就是“八度律”,即“温度每升高 8℃,绝缘的寿命减半”。文献^[23]指出,对于电容器而言,寿命减半的温升,与其运行温度紧密关联,在 80℃下,温度每增加 4 K,电容器的寿命就会减半。由于纹波电流的存在,电容器的温升并不是均匀的,所以研究电容器的温度分布^[24-28]很有意义。本文研究热时间常数,对认识电容器的升温时间、温度持续时间以及冷却时间都很有意义。

本文采用热学定义的热时间常数这个概念,根据热电对偶原理^[5],用电的思维推导热的计算公式,让电容器热时间常数的概念更明晰。

1 电容器热时间常数计算

1.1 热容量的概念

标准 GB/T 6663.1^[10],热容量是这么定义的:热敏电阻器的温度升高 1 K 所需的能量(单位为 J)。热容量完全取决于元件设计。热容量 $C_{th} = \delta\tau$,其中 δ 为热敏电阻器的耗散系数, τ 为其热时间常数。

根据热电对偶原理^[5],电容器的热时间常数可以参照电时间常数计算。根据电路的相关知识,电时间常数等于电容和电阻的乘积^[29]。在热学中,热

时间常数就是热容量和热阻的乘积。即:

$$\tau = C_{th} R_l \quad (1)$$

式中: τ 为热时间常数, s; C_{th} 为热容量, J/K; R_l 为耗散热阻, K/W。

由于 $\delta = 1/R_l$, 式(1)与标准 GB/T 6663.1^[10]的规定是完全一样的。根据热学相关知识,热容量为物体吸收的热量与其温升的比值^[1-4]。即:

$$C_{th} = \frac{Q_x}{\Delta T} \quad (2)$$

由于 $Q_x = cm\Delta T$, 代入式(2)可以得到:

$$C_{th} = \frac{Q_x}{\Delta T} = cm \quad (3)$$

式(1)-(3)中: C_{th} 为物体的热容量, J/K; Q_x 为物体吸收的热量, J; ΔT 为物体的温升, K; c 为物质的比热, J/(g·K); m 为物体的质量, g。

从式(3)可以看出,物体的热容量为其比热与质量的乘积。

1.2 电容器复合比热计算

根据热电对偶原理,电容器的热时间常数为其热容量与热阻的乘积,即:

$$\tau = c_f m R_s \quad (4)$$

式中: τ 为电容器的热时间常数, s; c_f 为电容器的复合比热, J/(g·K); m 为电容器的质量, g; R_s 为电容器的总热阻, K/W。

由于直流支撑电容器中存在多种物质,为了计算方便,本文参照介电常数的计算方法,定义一个复合比热的概念。假设同一台电容器中,所有材料的温升都一样,物质吸收的热量满足叠加定理。根据式(3),多种材料的热容量也同样满足叠加定理,电容器的热容量公式为

$$c_f m = c_1 m_1 + c_2 m_2 + c_3 m_3 \quad (5)$$

式中: m 为电容器的质量, g; c_f 为电容器内各种物质的复合比热, J/(g·K); c_1, c_2, c_3 分别为聚丙烯薄膜、聚氨酯胶体和其他材料的比热, J/(g·K); m_1, m_2, m_3 分别为聚丙烯薄膜、聚氨酯胶体和其他物质的质量, g, $m = m_1 + m_2 + m_3$ 。

假设聚丙烯薄膜的质量占比为 α_1 、聚氨酯弹性体的质量占比为 α_2 , 其他材料的质量占比为 α_3 , 则有 $m_1 = \alpha_1 m, m_2 = \alpha_2 m, m_3 = \alpha_3 m$ 。代入式(5)可以得到:

$$c_f = \alpha_1 c_1 + \alpha_2 c_2 + \alpha_3 c_3 \quad (6)$$

1.3 电容器热时间常数计算

设电容器的平均密度为 γ , 总体积为 V , 则有:

$$m = V\gamma = \gamma LBH \quad (7)$$

由于电容器内部温度需要埋设热电偶或铂电阻等温度测量器件,正常运行的产品很难测量其内

部温度,所以电容器的心子温升只能通过外壳温升来推算。由于电容器的内部绝缘结构相对固定,其热阻也相对固定,这些倍数也就相对固定。这也是本文计算模型应用的前提。

假设心子的平均温升为 ΔT , 外壳的平均温升为 ΔT_k , 其比值为 β , 这样有:

$$\Delta T = \beta \Delta T_k \quad (8)$$

本文把电容器的热阻分成两部分,一部分是电容器对环境空气耗散热阻 R_l , 另一部分是电容器内部的传导热阻 R_r , 即:

$$R_s = R_r + R_l \quad (9)$$

式(9)两边同乘以热流 P , 可以得到:

$$R_s P = \Delta T = P(R_r + R_l) = \beta \Delta T_k \quad (10)$$

根据电机工程手册,电容器外壳的温升公式为

$$\Delta T_k = \frac{P}{kS} = \frac{p}{k} \quad (11)$$

式中: S 为电容器外壳的总散热面积, cm^2 ; k 为电容器外壳的散热系数, $\text{W}/(\text{cm}^2 \cdot \text{K})$; P 为电容器有功损耗或电容器的热流, W ; p 为电容器外壳的热流密度, W/cm^2 。

综合式(8)-(11)可以得到:

$$R_s = \frac{\beta}{kS} = \frac{\Delta T}{\Delta T_k} \times \frac{1}{kS} \quad (12)$$

将式(12)代入式(4)可以得到:

$$\tau = \tau_r + \tau_k = \frac{c_f m}{kS} \times \frac{\Delta T}{\Delta T_k} = \frac{c_f m}{kS} \times \frac{\Delta T_m}{k_0 \Delta T_k} \quad (13)$$

由于电容器是一个长方体,且其盖子离心子较远,对电容器的散热影响较小,可以忽略。这样电容器的散热面积为: $S = 2(L+B)H + LB$, 考虑到式(7),可以得到:

$$\frac{m}{S} = \frac{\gamma}{2/L + 2/B + 1/H} = \frac{\gamma}{\alpha_s} \quad (14)$$

式(14)中, α_s 为由电容器外形尺寸决定的系数。将式(14)代入式(13)可以得到:

$$\tau = \frac{\gamma c_f}{k(2/L + 2/B + 1/H)} \times \frac{\Delta T}{\Delta T_k} = \frac{\gamma c_f}{k \alpha_s} \times \frac{\Delta T}{\Delta T_k} = \frac{\beta \gamma c_f}{k \alpha_s} \quad (15)$$

如果只有电容器的最热点温升,则式(15)也可以写成:

$$\tau = \frac{\gamma c_f}{k(2/L + 2/B + 1/H)} \times \frac{\Delta T_m}{k_0 \Delta T_k} = \frac{\gamma c_f}{k \alpha_s} \times \frac{\Delta T_m}{k_0 \Delta T_k} \quad (16)$$

从式(15)可以看出,电容器的热时间常数与其平均密度和复合比热成正比,与电容器的散热系数成反比;与电容器心子温升与外壳温升的比值成正比;电容器的外形尺寸越大,其热时间常数也越大。

式(15)中, β 为电容器心子温升与外壳温升的比值,从上面的分析可以看出, β 值很关键,是电容器内部导热和外部散热的桥梁。从前面的分析可以得到:

$$\beta = \frac{\Delta T}{\Delta T_k} = \frac{PR_s}{PR_l} = \frac{R_r + R_l}{R_l} = 1 + \frac{R_r}{R_l} \quad (17)$$

从式(17)可以看到,影响的主要因素是电容器内部的传导热阻和外部的耗散热阻。外部的耗散热阻的影响因素有:

1) 周围空气的流通状况。周围空气有流通,散热系数会大一点。

2) 电容器表面温度。一般散热表面的温度越高,散热系数 k 越大,在电容器的运行温度范围内,散热系数 k 的变化幅值不大。

3) 周围物体的热辐射或热影响。周围的物体会影响散热条件,高温物体会热辐射,低温物体会热吸收。

4) 试验用烘箱的容积。在试验室条件下,如果烘箱的内部容积不是足够大,外壳温升会增加,特别是需要打开烘箱门才能保证环境温度的情况下。

内部传导热阻的影响因素主要有:

1) 元件横放和纵放的影响。元件端面朝向电容器外壳大面称为纵放,朝向侧面称为横放。

2) 元件的长度。元件长度越长,散热路径就越长,热阻就会越大^[28]。

3) 元件的外径。元件外径越大,轴向热阻越小。

4) 电容器是否带交流电。电容器带上交流电,元件本身成为热源,根据文献[28],此时元件的散热模型为均布模型,热阻小,散热快。

5) 对壳绝缘结构。包括电容器用聚氨酯胶的导热系数、对壳绝缘厚度和绝缘材料等,一般同一个厂家对壳绝缘结构相对固定,对壳热阻变化不大。

关于电容器的热阻计算模型和元件的热时间常数的计算与验证,笔者另文研究。

2 电容器热时间常数验证

2.1 电容器的温升和散热系数测试

根据前面的推导,得到了电容器的热时间常数的计算方法,但是这些计算公式中,还存在一些未知数。如散热系数 k , 按照电机工程手册^[29-30],对于油浸式电容器为 1.0×10^{-3} ,这对于干式直流支撑电容器是否适用还是个未知数,包括电容器心子的最热点温升与平均温升的比值 k_0 ,与油浸式电容器的经验数据 1.15 是否一样,也需要验证。本文用于验证的电容器热时间常数相关的基本参数如表 1 所示,电容器的铂电阻布置示意图 1。

表1 电容器热时间常数的相关参数
Table 1 Related parameters of TTC of capacitors

参数	数值
L/cm	84
S/cm^2	11 484
α_1	0.469
P/W	32.9
膜比热 $c_1/[\text{J}/(\text{g}\cdot\text{K})]$	1.9
$k/[\text{W}/(\text{cm}^2\cdot\text{K})]$	1.1×10^{-3}
B/cm	15
m/kg	98
α_2	0.204
$p, \text{W}/\text{cm}^2$	2.86×10^{-3}
聚氨酯比热 $c_2/[\text{J}/(\text{g}\cdot\text{K})]$	1.8
α_s	0.174
H/cm	58
$\gamma/(\text{g}/\text{cm}^3)$	1.34
α_3	0.327
$c_t/[\text{J}/(\text{g}\cdot\text{K})]$	1.41
其他物质比热 $c_3/[\text{J}/(\text{g}\cdot\text{K})]$	0.46
计算 $\Delta T_{kj}/\text{K}$	2.39

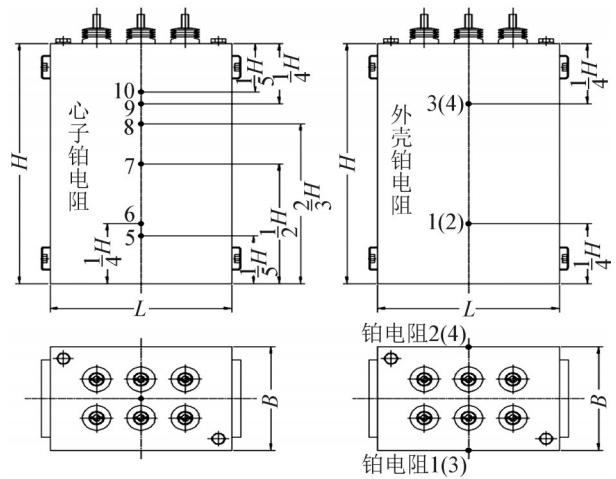


图1 电容器的铂电阻布置示意
Fig. 1 Schematic diagram of platinum resistance layout for capacitor

对试品施加工频电流,使电容器的有功损耗为 32.9 W,心子温升和外壳温升的实测值见表 2。

表2 心子温升和外壳温升的关系
Table 2 Relation between the temperature rises of core and case

测温部位	温升/K	平均值 1	平均值 2
外壳	1	2.1	2.625
	2	2.5	
	3	3.0	
	4	2.9	
心子	5	6.3	7.533
	6	6.5	
	7	7.8	
	8	7.3	
	9	8.8	
	10	8.5	

综合表 1-2 可以得到:

1)外壳的平均温升实测值 ΔT_k 为 2.625 K,外壳最高温升与平均温升的比值为: $2.95/2.625=1.124$ 。结合表 1,外壳平均温升的计算值在 $k=1.2\times 10^{-3}$ 时为 2.29 K,按实际测量值修正后,电容器外壳的散热系数为 $1.1\times 10^{-3} \text{ W}/(\text{cm}^2\cdot\text{K})$,略小于油浸式电容器的经验值。

2)心子的平均温升 ΔT 为 7.533 K,心子的最高温升为 8.65 K,心子最高温升与平均温升的比值为: $8.65/7.533=1.148$ 。这个数字跟油浸式电容器的经验值 1.15 一样,可以把 $k_0=1.15$ 作为直流支撑电容器的经验值使用。

3)心子的平均温升与外壳的平均温升的比值为: $\beta=7.533/2.625=2.87$, $\beta_m=1.15\times 2.87=3.30$ 。

4)将表 1-2 的数据代入式(15),可以得到该电

容器的热时间常数为: $\tau=\frac{\beta\gamma c_f}{k\alpha_s}=32\,427\text{ s}\approx 9\text{ h}$ 。

2.2 热时间常数测试方法

根据热电对偶原理,电容器升温 and 降温的温升与时间的关系,可以对应于电容器的充电和放电。即:

$$\Delta T=\Delta T_0(1-e^{-\frac{t}{\tau}})$$
 (18)

$$\Delta T=\Delta T_0e^{-\frac{t}{\tau}}$$
 (19)

式(18)-(19)中: ΔT 为电容器的温升, K; ΔT_0 为电容器的最大温升, K; τ 为电容器的热时间常数, s; t 为加热或冷却的时间, s。式(18)对应于升温或加热,式(19)对应于降温或冷却。

令 $\frac{\Delta T_0}{\Delta T}=\alpha_1$, 从式(18)-(19)可以得到:

$$\tau=\frac{t}{\ln\left[\frac{\Delta T_0}{\Delta T}\bigg/\left(\frac{\Delta T_0}{\Delta T}-1\right)\right]}=\frac{t}{\ln[\alpha_1/(\alpha_1-1)]}$$
 (20)

$$\tau=\frac{t}{\ln\left(\frac{\Delta T_0}{\Delta T}\right)}=\frac{t}{\ln\alpha_1}$$
 (21)

本文采用降温方案来测量电容器的热时间常数。

对电容器进行热时间常数测试的方法为:先将电容器通体加热到 T_1 , 再把电容器放在室温下自然冷却,在不同的时间下测量心子和外壳的温度。

2.3 电容器热时间常数测试计算结果及分析

用于热时间常数的电容器,其相关参数见表 1。电容器温升的实测结果如表 2 所示,电容器热时间常数实测结果如表 3 所示,表 4 为根据表 3 的测试

数据计算得到的电容器的温升和热时间常数。

表3 电容器热时间常数实测结果
Table 3 Test results of TTC for capacitor

时刻	时长/s	心子温度/℃	环境温度/℃	心子温升/K
9:46	0	68.0	23.5	44.5
12:35	10 140	57.8	24.6	33.2
14:44	17 998	51.0	25.0	26.0

表4 电容器热时间常数测试计算结果
Table 4 Test and calculation results of TTC for capacitor

心子温度/℃	68.0	57.8	51.0	
环境温度/℃	23.5	24.6	25.0	
温升/K	44.5	33.2	26.0	
热时间 常数 τ /s	测量值	34 615	32 149	33 491
	平均值	33 418(约合 9.28 h)		
	偏差/%	+3.58	-3.80	+0.22
	计算值	32 427(约合 9 h)		
	偏差/%	-2.97		

从表4可以看出,根据温升和测量时间计算得到的热时间常数平均值为33 418 s,约合9.28 h,3次测试结果的偏差在3.8%以内。考虑到测试环境不是恒温的,这个实测结果在工程上还是可以接受的。

根据表2,电容器的热时间常数计算值为32 427 s,约为9 h,与实测值的偏差为-2.97%,说明本文的计算方法和试验方法是正确的。

考虑到直流支撑电容器的内部结构比较固定,本文推导的热容量和热时间常数的计算方法,可以用于工程实际。

3 结语

1)直流支撑电容器的热容量计算适用叠加原理,电容器的复合比热可以通过各种材料占比及其材料本身的比热综合计算得到。

2)直流支撑电容器的心子温升可以通过测量其外壳温升计算得到。试验验证表明,通过对电容器温升测试,可以确定电容器外壳对周围空气的散热系数,修正其外壳温升和其热时间常数的计算值。

3)直流支撑电容器的热时间常数实测值比理论计算值之间相差-3.18%,说明本文设计的热时间常数试验方法和推导的热时间常数计算方法正确,可以用于工程实际。

4)建议有兴趣的人士进一步验证本文推导的热时间常数的计算方法,使其更具有覆盖性。

参考文献

[1] 凌宇,王勇合. 传热学实验技术与设备[M]. 北京:化工工

业出版社,2015.

[2] 吴健雄. 热力学与工程热力学[M]. 北京:高等教育出版社,2015.

[3] 祝九胜,毛国礼,朱耀中. 传热学[M]. 北京:高等教育出版社,2017.

[4] 徐吉康. 热力学各论[M]. 北京:高等教育出版社,2016.

[5] 刘其昶. 电气绝缘结构设计原理 中册 绝缘结构总论-中册-绝缘结构总论[M]. 北京:机械工业出版社,1988.

[6] 标称电压1 000 V以上交流电力系统用并联电容器 第1部分:总则:GB/T 11024.1—2019[S]. 2019.

Shunt capacitors for a.c. power systems having a rated voltage above 1 000 V—Part 1: General:GB/T 11024.1—2019[S]. 2019.

[7] Shunt capacitors for a.c. power systems having a rated voltage above 1 000 V—Part 1: General:IEC 60871—1: 2014[S]. 2014.

[8] 电力电子电容器:GB/T 17702—2021[S]. 2021.
Capacitors for power electronics: GB/T 17702—2021[S]. 2021.

[9] Power electric capacitors :IEC 61071: 2017[S]. 2017.

[10] 直热式负温度系数热敏电阻器 第1部分:总规范:GB/T 6663.1—2007[S]. 2007.

Directly heated negative temperature coefficient thermistors—Part 1: Generic specification:GB/T 6663.1—2007[S]. 2007.

[11] Directly heated negative temperature coefficient thermistors—Part 1: Generic specification: IEC 60539—1: 2002[S]. 2002.

[12] 直热式阶跃型正温度系数热敏电阻器 第1部分:总规范:GB/T 7153—2002[S]. 2002.

Directly heated positive step-function temperature coefficient thermistors—Part 1: Generic specification: GB/T 7153—2002. [S]. 2002.

[13] Directly heated positive step-function temperature coefficient thermistors—Part 1: Generic specification: IEC 60738—1: 1998[S]. 1998.

[14] 孙明,孙晓武,李印达. 直流支撑电容器元件损耗角正切影响因素研究[J]. 电工电气,2022(4): 53-57.

SUN Ming, SUN Xiaowu, LI Yinda. Study on the factors affecting tangent of the loss angle of DC-link capacitor components[J], Electrical Engineering, 2022(4): 53-57.

[15] 孙晓武. 直流支撑电容器温升影响因素研究[J]. 电气技术,2020, 21(4):76-79.

SUN Xiaowu. Study on the factors affecting the temperature rise of DC-link capacitor[J]. Electrical Engineering, 2020, 21(4): 76-79.

[16] 宋家乐,张添胤,朱光宇,等. 热-应力老化作用对电容器用BOPP薄膜绝缘性能的影响[J]. 电力电容器与无功补偿,2024, 45(1):83-87.

- SONG Jiale, ZHANG Tianyin, ZHU Guangyu, et al. Influence of thermal-stress aging on insulation performance of BOPP film for capacitor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2024, 45(1): 83-87.
- [17]高煦轲,常曦文,全殿杰,等. 基于分子动力学的聚丙烯电热应力老化特性分析[J]. 电力电容器与无功补偿, 2024, 45(1):88-94.
- GAO Xuke, CHANG Xiwen, TONG Dianjie, et al. Analysis of electrothermal stress aging characteristics of polypropylene based on molecular dynamics[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2024, 45(1): 88-94.
- [18]劳斯佳,何樱,唐勇,等. 交直流复合电压下温度和膜厚对金属化膜击穿特性影响研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2020, 41(4):12-17.
- LAO Sijia, HE Ying, TANG Yong, et al. Study on the influence of temperature and film thickness on breakdown characteristic of metallized films under AC-DC composite voltage[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2020, 41(4): 12-17.
- [19]陈耀红,林福昌,李化,等. 金属化膜电容器击穿机理及自愈模拟试验研究[C]//中国电机工程学会高电压专业委员会2009年学术年会. 2009.
- [20]张国豪,李化,黄子钦,等. 交直流电压比例对金属化膜击穿特性的影响研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2023, 44(2):55-60.
- ZHANG Guohao, LI Hua, HUANG Ziqin, et al. Study on the effect of AC/DC voltage ratio on breakdown characteristics of metallized film[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2023, 44(2): 55-60.
- [21]程璐,李志元,王镜然,等. 高压直流电场与谐波耦合作用下金属化膜电容器失效研究[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(22):8955-8964.
- CHENG Lu, LI Zhiyuan, WANG Jingran, et al. Mechanism study on the failure of metalized film capacitor under HVDC field superimposed harmonics[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(22): 8955-8964.
- [22]王文娟,李化,李智威,等. 通过电容器层间压强的增强提高电容器寿命[J]. 强激光与粒子束, 2014, 26(4):124-128.
- WANG Wenjuan, LI Hua, LI Zhiwei, et al. Lifetime improvement of metallized film capacitors by inner pressure strengthening[J]. High Power Laser and Particle Beams, 2014, 26(4): 124-128.
- [23]沈文琪. 并联电容器的可靠性与温度的关系[J]. 电力电容器, 1987, 8(4):14-21.
- [24]尹婷,王子建,侯剑智,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(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(1): 193-199.
- [25]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.
- [26]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 Wenzhe, 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.
- [27]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.
- [28]左强林,雷乔舒,钟少龙,等. 直流支撑电容器圆元件的散热模型与仿真研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2024, 45(1):121-127.
- ZUO Qianglin, LEI Qiaoshu, ZHONG Shaolong, et al. Study on heat dissipation model and simulation of circular element for DC-link capacitor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2024, 45(1): 121-127.
- [29]邱关源. 电路[M]. 北京:人民教育出版社. 1987.
- [30]电机工程手册编辑委员会. 电机工程手册 第5卷 第29篇 电力电容器[M]. 机械工业出版社. 1989.

作者简介:

张茅山(1967—),男,工程师,主要从事电容器工艺设计制造工作。E-mail:zhangms@sunking-tech.com。

左强林(1967—),男,正高级工程师,主要从事电力电容器设计制造工作。E-mail:zuoql@sunking-tech.com。

倪琰(1990—),男,主要从事电力电容器设计制造工作。E-mail:niy@sunking-tech.com。

陆明林(1992—),男,工程师,通信作者,主要从事电力电容器设计制造工作。E-mail:luml@sunking-tech.com。