

基于低刚度隔振的电力电容器本体减振降噪技术

李明, 黄润鸿, 刘阳, 张福增, 魏承志, 郭小易

(南方电网科学研究院, 广州 510663)

摘要: 随着我国“双碳”战略的实施, 特/高压直流输电系统作为新能源消纳的重要手段得到了大量应用。电力电容器作为滤波和无功补偿的关键设备被广泛用于特/高压直流输电系统中, 其产生的低频振动及噪声给换流站环保达标带来了严峻挑战。为有效降低电力电容器低频振动及噪声向外排放, 从加载交变电压的心子所受电场力出发, 理论推导了心子在加载基频电压和高次谐波电压时所受电场力的时/频域分布特性, 并以此作为心子的激励开展了电力电容器在电场力作用下的振动特性仿真。依据电容器在电场力作用下的振动特性, 提出了一种用于电力电容器本体降噪的低刚度隔振系统设计, 仿真研究了低刚度隔振器的低频振动隔离性能, 并结合声学有限元对比研究了未嵌入/嵌入低刚度隔振系统时电力电容器的低频噪声辐射特性。研究结果表明, 除 500 Hz 频率点外, 提出的低刚度隔振系统能在 100 Hz、200 Hz、600 Hz、700 Hz 和 800 Hz 等频率点高效降低了电力电容器低频噪声排放, 可有效实现电力电容器的本体降噪性能。

关键词: 电力电容器; 低刚度; 隔振; 降噪

Vibration and Noise Reduction Technology of Power Capacitor Body Based on Low Stiffness Vibration Isolation

LI Ming, HUANG Runhong, LIU Yang, ZHANG Fuzeng, WEI Chengzhi, GUO Xiaoyi

(Electric Power Research Institute, CSG, Guangzhou 510663, China)

Abstract: With the implementation of China's "dual carbon" strategy, ultra/high-voltage direct current transmission system has been widely applied as an important technical means for new energy consumption. The power capacitors, as key devices for filtering and reactive power compensation, are widely used in ultra/high-voltage direct current transmission systems. However, the low-frequency vibrations and noises of power capacitors pose a serious challenge to the environmental standards of converter stations. To reduce the emission of low-frequency vibrations and noises of power capacitors, the electric field force of electric core under AC voltage is investigated for a start, and then the time/frequency domain distribution characteristics of the electric field force on electric core under both fundamental frequency voltage and higher harmonic voltage are theoretically derived. Based on this, the excitation of the electric core is used to simulate the vibration characteristics of the power capacitor under electric field force. Based on the vibration characteristics of power capacitors under electric field force, a low stiffness vibration isolation system design for noise reduction of power capacitor body is proposed, and the low-frequency vibration isolation performance of the low stiffness vibration isolator is simulated and studied. Furthermore, combined with acoustic finite element analysis, the comparative study is conducted on the low-frequency noise radiation characteristics of power capacitors are compared with and without the low stiffness vibration isolation system embedded. The results show that the proposed low stiffness vibration isolation system can effectively reduce the low-frequency noise emissions at frequencies 100 Hz, 200 Hz, 600 Hz, 700 Hz and 800 Hz in spite of 500 Hz, which indicate that the noise reduction of power capacitor body can be achieved efficiently.

Key words: power capacitor; low-stiffness; vibration isolation; noise reduction

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2016YFB0901004);《中国制造 2025》项目;中国南方电网有限责任公司重点科技项目(CSGTRC-K163004);南方电网科学研究院研发专项项目(SEPRI-K22B059)。

Foundation item: Supported by the National Key Research and Development Program of China (2016YFB0901004); the "Made in China 2025" Project; the Key Science and Technology Project of China Southern Power Grid Co., Ltd. (CSGTRC-K163004); the Research & Development Special Project of Electric Power Research Institute, CSG (SEPRI-K22B059).

0 引言

随着我国“双碳”战略的实施,特/高压直流输电系统作为保障新能源消纳的重要技术手段,得到大规模推广应用。换流站作为交直流电能转换的核心枢纽,建设规模持续扩张,工程投运范围不断扩大,但随着换流站内电气设备配置持续扩容、运行负载功率大幅攀升,换流站在保障城市可靠供电的同时,设备产生的低频振动与噪声辐射问题,给换流站环保达标管控带来严峻挑战^[1-3]。换流站中的电力电容器(以下简称电容器)设备数量最多、单体辐射噪声大,单台电容器辐射噪声可达 60 dB(A)以上^[4-7],整个塔架上的电容器辐射噪声叠加可达 90 dB(A),已成为换流站辐射噪声的主要源头。同时,电容器距离换流站边界更近,对外界环境的影响更大,这些噪声会扰乱居民的正常休息,严重损害居民的身心健康^[8-9]。因此,如何降低电容器低频振动噪声向外辐射并实现换流站环保达标要求是当前亟待解决的关键问题。

为有效抑制电容器噪声向外辐射,国内外研究人员围绕电容器振动噪声问题提出了多种减振降噪方案,现有措施多从电容器外部开展降噪处理^[8-10]。针对换流站中单台电容器和电容器塔,文献[11-12]通过在电容器箱体底面设置双底面空腔将单台电容器的噪声降低约 10 dB,同时以交错方式调整塔架上的电容器安装布局显著降低了可听噪声。类似地,文献[13]以最大隔声量为目标函数开展了双底面空腔的空气层优化设计。与双底面空腔结构类似,文献[14]在电容器箱体底面安装带空腔的波纹管减振器,通过开展降噪实验测试发现波纹管能将电容器底面辐射的噪声降低达 9 dB。文献[15]为弥补传统电容器降噪材料不足,提出了一种复合吸声结构。为实现电容器在宽频段范围内的降噪性能,文献[16]在电容器箱体的底部和顶部分别设置了吸音棉隔声罩,发现在 20~2 000 Hz 范围内吸声系数随着频率增加而增加。文献[17]提出了一种加装在电容器箱体底部的微穿孔板,最佳的降噪效果可将电容器平均声压级降低约 5 dB。相比于在电容器外部增加降噪装置,改造电容器内部结构实现高效的降噪性能可避免安装空间被过分占用。文献[18]提出了一种在电容器芯子串段增设配重的方法,通过调整电容器本体固有频率,使其偏离电压

激励频率,进而抑制低频振动噪声向外辐射。文献[19]进一步提出了一种质量调节方法并改造了心子质量,可实现 12~15 dB(A)的降噪性能。

尽管通过在电容器外部加装吸/隔声装置或在电容器内部改造心子结构均取得较好的降噪性能,但现有电容器减振降噪研究仍有诸多不足,如加装在电容器箱体底部的双底面空腔仅能降低箱体底面向外辐射噪声但增加了电容器安装空间;而在电容器底面加装波纹管也仅能隔离箱体底面振动,却对箱体其他几个面辐射的噪声却束手无策;吸音棉虽能在宽频段内实现电容器高效的吸声降噪,但受潮吸音棉的吸声特性将大幅降低;在电容器箱体底面加装微穿孔板仅能针对特定频段的噪声进行降噪且该结构不便于参数化设计^[20-25]。此外,采用质量调谐方法改造心子质量虽可有效避开共振,但却显著增加了电容器安装质量。因此,针对以上电容器减振降噪技术措施存在的不足,本文首先从电容器在加载交流电压时所承受的电场力入手,仿真研究了心子在电场力激励下的振动特性,并以此为基础提出了一种用于电容器本体降噪的低刚度隔振系统设计,结合声学有限元对比研究了未嵌入/嵌入低刚度隔振系统时电容器的降噪特性。本文提出的低刚度隔振系统占用空间小,具有优异的低频减振降噪性能,为电容器本体降噪提供了一条行之有效的路径。

1 电容器低频振动噪声辐射机理及分布特性

1.1 电容器结构及电场力分布特性

如图 1 所示,电容器主要由电容器元件、出线瓷套管、接线端子、箱体、浸渍剂和各连接件组成,其中作为电容器核心单元的电容器元件是由两片铝箔片和一定长度的聚丙烯薄膜经缠绕挤压扁平制成,通过将多个电容器元件经并联和串联的组合方式堆叠形成电容器心子装入箱体,并在箱体中填充缘绝油浸剂(如苜基甲苯等)排走空气进行真空密封,心子的电极由接线端子通过出线瓷套管引出。

当给电容器加载交流电压时,电容器元件在交流电压作用下其两极板基本保持平行状态,故而可将电容器元件等效为由两个带电极板构成的平行板电容器,其极板上的带电量分别有 $\pm Q$,如图 2 所示。带有 $\pm Q$ 电荷的极板在交流电压产生的交变磁

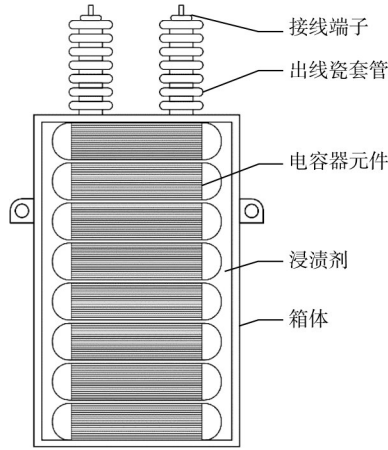


图1 电容器结构

Fig. 1 The structure of capacitor

场作用下将会在电容器元件的上下极板上施加大小相等且方向相反的电场力 F 。多个电容器元件堆叠成心子,心子可等效为图2中多个带有 $\pm Q$ 电荷的极板叠加。由于中间极板受到相邻极板等值而反向的电场力 F 作用,使得中间极板处于力平衡状态,而心子的最上层极板和最下层极板将分别受到时变电场力 F 的激励作用下,导致心子振动并向外辐射噪声。

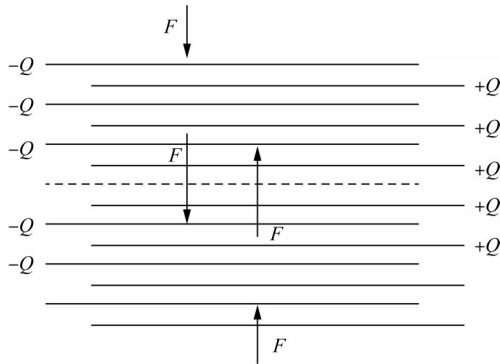


图2 心子受力模型

Fig. 2 Model of forced battery cell

当给电容器加载交流电压 $u(t)$ 时,电容器不断进行充放电,使得心子最上层极板和最下层极板间受到电场力 F 的作用。心子上下板所受的电场力 $F(t)$ 与极板间电场能量 W 以及极板间距 D 之间的关系可表示为:

$$F(t) = \frac{dW}{dD} \quad (1)$$

电容器加载交流电压 $u(t)$ 时两极板间的电场能量 W 为:

$$W = \frac{1}{2} Cu^2(t) \quad (2)$$

式中 C 为上下极板间的电容,计算如式(3)所示。

$$C = \frac{\varepsilon A}{D} \quad (3)$$

式中: ε 为心子材料介电常数; A 为心子等效极板面积。因此,由式(1)—(3)可推导心子上下极板间的电场力 $F(t)$ 为:

$$F(t) = -\frac{1}{2} \cdot \frac{\varepsilon A}{D^2} \cdot u^2(t) = Ku^2(t) \quad (4)$$

式中 K 为由心子介电常数和心子结构确定的一个常量,且 $K = -\varepsilon A / 2D^2$ 。

在换流站运行过程中,电容器用于滤波和无功功率补偿,施加在电容器上的交流电压并不是单一频率的正弦电压,而是由基频电压与多种高次谐波电压复合而成的多谐波电压。因此,需研究电容器在基频电压和高次谐波电压加载时的振动噪声辐射特性。取基频电压和高次谐波电压的初相位均为0,设加载交流电压 $u(t)$ 是由基频电压 $U_0 \sin(\omega t)$ 和谐波电压 $U_{n_i} \sin(n_i \omega t)$ 构成,则加载在心子上的电压为:

$$u(t) = U_0 \sin(\omega t) + \sum_{i=1}^n U_{n_i} \sin(n_i \omega t) \quad (5)$$

式中: U_0 为基频电压幅值; ω 为基频电压角频率; U_{n_i} 为第 n_i 次谐波电压幅值; $n_i \omega$ 为第 n_i 次谐波电压角频率。因此,由式(4)—(5)可推导作用在心子上下极板上的电场力为:

$$F(t) = K \left[U_0 \sin(\omega t) + \sum_{i=1}^n U_{n_i} \sin(n_i \omega t) \right]^2 \quad (6)$$

当考虑心子上下极板加载的电压含有 $U_{n_1} \sin(n_1 \omega t)$ 和 $U_{n_2} \sin(n_2 \omega t)$ 两个高次谐波电压时,将式(5)带入式(6)可得含有两个高次谐波电压时,心子上下极板所受电场力为:

$$\begin{aligned} F(t) &= K \left[U_0 \sin(\omega t) + \sum_{i=1}^2 U_{n_i} \sin(n_i \omega t) \right]^2 \\ &= K \left\{ U_0^2 / 2 [1 - \cos(2\omega t)] + \right. \\ &\quad \sum_{i=1}^2 U_{n_i}^2 / 2 [1 - \cos(2n_i \omega t)] + \\ &\quad \sum_{i=1}^2 U_0 U_{n_i} \cos(n_i - 1) \omega t - \\ &\quad \sum_{i=1}^2 U_0 U_{n_i} \cos(n_i + 1) \omega t + \\ &\quad \left. \sum_{i=1}^2 (-1)^{i+1} U_{n_1} U_{n_2} \cos[n_1 \omega t + (-1)^i n_2 \omega t] \right\} \end{aligned} \quad (7)$$

由式(7)可知,当在电容器心子加载频率为 ω 、

$n_1\omega$ 和 $n_2\omega$ 的交流电压时, 心子上下极板产生的时变电场力频率分别是 2ω 、 $2n_1\omega$ 、 $2n_2\omega$ 、 $(n_1-1)\omega$ 、 $(n_1+1)\omega$ 、 $(n_2-1)\omega$ 、 $(n_2+1)\omega$ 、 $(n_2-n_1)\omega$ 、 $(n_1+n_2)\omega$, 即在基频电压和两个谐波电压加载的条件下, 心子上下极板将受到 9 个不同频率的电场力作用, 使得心子与箱体之间产生碰撞并对外辐射振动噪声。

假定加载在电容器上的交流电压为: 基频电压幅值为 4 500 V, 基频为 50 Hz, 叠加一个谐波电压幅值为 1 800 V, 频率为 550 Hz 的第 11 次谐波和一个谐波电压幅值为 800 V, 频率为 750 Hz 的第 15 次谐波电压, 如图 3 所示。取电容器元件间距为 2 mm, 厚度为 0.35 mm, 介质为聚丙烯, 计算式(7)中的电场力 $F(t)$ 时域信号, 并将其进行傅里叶变化得到如图 4 所示的电场力频谱分布特性。

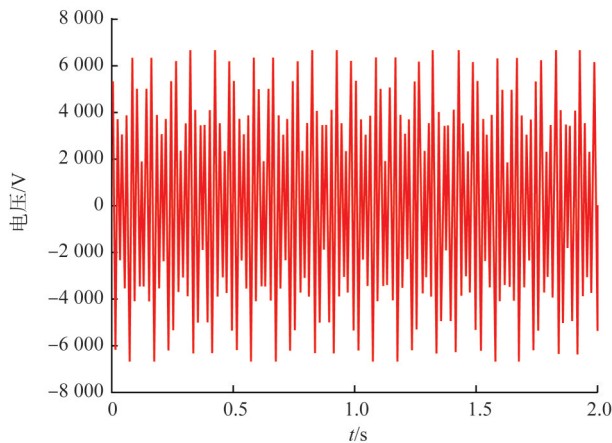


图3 电容器加载电压波形

Fig. 3 Voltage waveform loaded onto the capacitor

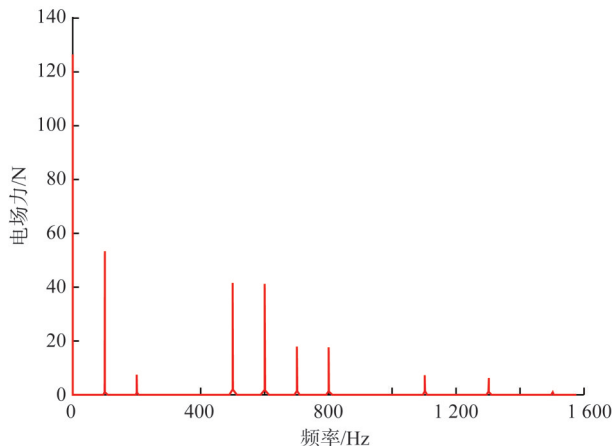


图4 电场力频域分布特性

Fig. 4 Frequency characteristics of electric field force

由图 4 可以看出, 当电容器加载基频电压叠加第 11、15 次谐波电压时, 心子上下极板所受电场力集中在 100 Hz、200 Hz、500 Hz、600 Hz、700 Hz 和 800 Hz 等处于低频段的频率点上, 其中心子上下极板在 100 Hz、500 Hz 和 600 Hz 频率点处所受的电场力较大。因此, 在不考虑心子结构和电容器结构自身模态等情况时, 这些频率点处的电场力将使心子产生最为严重的低频振动噪声, 且各频率点处的电场力大小如表 1 所示。

表 1 电场力频域分布特性

Tab. 1 Frequency distribution characteristics of electric field

频率/Hz	force					
	100	200	500	600	700	800
电场力/N	53.23	7.55	41.51	41.18	18.03	17.81

1.2 电容器在电场力作用下的振动响应分析

为有效治理电容器振动辐射噪声, 需分析电容器在上述电场力激励下的振动噪声空间分布特性^[20]。电容器内部元件和各部分连接件数量较多, 且各部件之间的相互作用属于多物理场耦合问题, 求解过程较为复杂。现对电容器内部结构进行简化, 由于电容器箱体内油浸剂主要起散热作用, 当心子在电场力作用下产生振动时, 油浸剂对心子具有阻尼效应, 将箱体内油浸剂作阻尼处理(阻尼比为 0.02), 并忽略电容器元件之间具体的连接方式, 将心子简化为质量为 40 kg, 尺寸为 376 mm×176 mm×614 mm 的质量块, 心子与箱体设置直接接触。简化后电容器由电容心子、箱体、出线瓷套管三部分组成, 其材料属性如表 2 所示^[18]。

表 2 电容器结构参数

Tab. 2 Parameters of capacitor

结构	密度/(kg·m ⁻³)	弹性模量/MPa	泊松比
心子	925	114	0.10
出线瓷套管	2 300	7×10 ⁴	0.27
箱体	7 850	2×10 ⁵	0.30

基于上述电容器简化模型, 在 Ansys 有限元软件中建立电容器有限元模型, 采用 SOLID187 单元对心子和出线瓷套管进行网格划分并采用 SHELL63 对电容器箱体划分网格, 基于 Ansys 谐响应模块开展心子在表 1 电场力作用下的电容器振动响应特性分析。考虑到电容器在换流站中的实际安装工况, 约束箱体上的吊耳为固定支撑, 得到如图

5所示的电容器振动响应,在式(7)电场力激励下的箱体表面振动响应结果如表3—6所示。

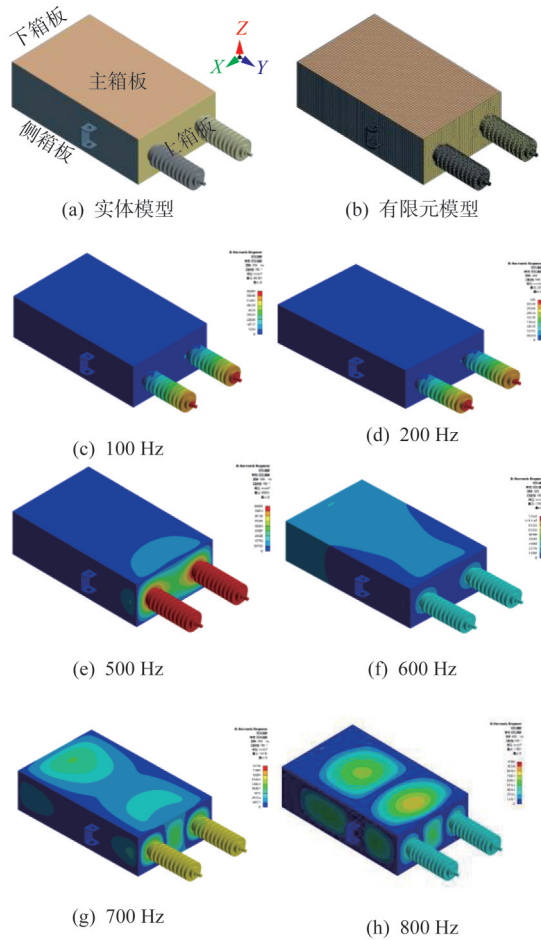


图 5 电容器在电场力下的响应分析
Fig. 5 Response analysis of capacitors under electric field force

表 3 底板振动响应

Tab. 3 Vibration responses of baseplate

各方向振动	频率/Hz					
	100	200	500	600	700	800
X向振动/ (mm·s ⁻²)	3.81× 10 ⁻²	1.69× 10 ⁻¹	9.06× 10 ¹	1.49× 10 ¹	2.23× 10 ⁻¹	2.22× 10 ⁰
Y向振动/ (mm·s ⁻²)	7.06× 10 ⁻¹	5.52× 10 ⁻¹	1.51× 10 ⁴	5.95× 10 ⁴	2.89× 10 ³	3.50× 10 ³
Z向振动/ (mm·s ⁻²)	5.98× 10 ⁻²	4.54× 10 ⁻¹	1.09× 10 ⁻²	2.87× 10 ¹	3.20× 10 ⁰	1.99× 10 ⁰

由表3—6可知,当给电容器心子加载式(7)中的交流电压时,心子将会在箱体内部运动并与电容器箱体产生碰撞,从而诱发箱体顶板、底板、侧板和主板产生振动响应,并向外部辐射噪声。箱体顶板和底板主要沿Y方向振动,侧板主要沿X方向振

表 4 顶板振动响应

Tab. 4 Vibration responses of top plate

各方向振动	频率/Hz					
	100	200	500	600	700	800
X向振动/ (mm·s ⁻²)	3.70× 10 ⁻²	1.15× 10 ⁻¹	8.90× 10 ¹	8.01× 10 ⁻¹	8.41× 10 ⁻¹	3.52× 10 ⁰
Y向振动/ (mm·s ⁻²)	9.24× 10 ⁰	4.57× 10 ⁰	4.08× 10 ⁴	5.38× 10 ⁴	1.31× 10 ³	3.14× 10 ³
Z向振动/ (mm·s ⁻²)	1.25× 10 ⁻²	1.52× 10 ⁻¹	8.22× 10 ¹	5.50× 10 ¹	4.16× 10 ⁰	1.65× 10 ⁰

表 5 侧板振动响应

Tab. 5 Vibration responses of lateral plate

各方向振动	频率/Hz					
	100	200	500	600	700	800
X向振动/ (mm·s ⁻²)	5.42× 10 ⁻¹	1.58× 10 ⁻¹	1.33× 10 ³	2.31× 10 ⁴	4.30× 10 ²	1.68× 10 ³
Y向振动/ (mm·s ⁻²)	5.25× 10 ⁻²	1.78× 10 ⁻²	4.71× 10 ³	1.02× 10 ³	8.91× 10 ¹	1.27× 10 ²
Z向振动/ (mm·s ⁻²)	1.51× 10 ⁻²	1.14× 10 ⁻¹	1.97× 10 ¹	1.48× 10 ¹	1.53× 10 ⁰	2.54× 10 ⁰

表 6 主板振动响应

Tab. 6 Vibration responses of main plate

各方向振动	频率/Hz					
	100	200	500	600	700	800
X向振动/ (mm·s ⁻²)	3.48× 10 ⁻²	1.48× 10 ⁻¹	1.34× 10 ¹	2.64× 10 ¹	9.83× 10 ⁻¹	4.86× 10 ⁰
Y向振动/ (mm·s ⁻²)	4.07× 10 ⁻¹	2.77× 10 ⁻¹	6.87× 10 ²	1.50× 10 ³	1.42× 10 ²	1.65× 10 ¹
Z向振动/ (mm·s ⁻²)	6.86× 10 ⁻¹	1.96× 10 ⁰	1.47× 10 ³	2.58× 10 ⁴	5.27× 10 ²	2.20× 10 ²

动,而主板的振动响应主要沿Z方向振动,具有十分明显指向性。需要注意的是,相比于侧板沿X方向的振动响应和主板沿Z方向的振动响应,顶板和底板沿Y方向的振动响应最大。因此,在电容器后续的降噪措施选型时要格外注重顶板和底板沿Y方向的振动噪声抑制。

2 电容器低刚度隔振器设计及其减振性能分析

2.1 电容器低刚度隔振系统

由第1节的分析可知,心子在时变电场力的作用下将使电容器箱体在100 Hz、200 Hz、500 Hz、600 Hz、700 Hz和800 Hz等低频范围内产生剧烈的

振动响应。针对心子在交流电压激励下的振动特性，同时考虑到箱体底板/顶板振动响应最为剧烈的特点，提出了一种用于电容器本体减振降噪的低刚度隔振器，如图6所示。

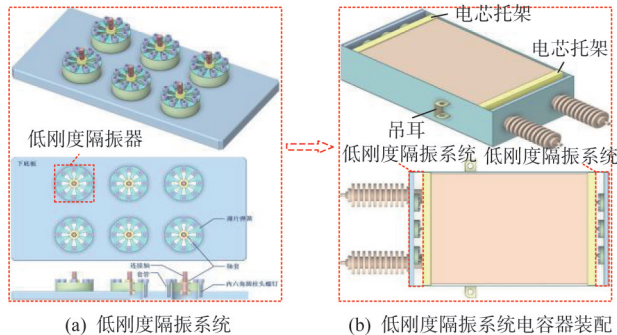


图6 低刚度隔振系统及电容器的装配
Fig. 6 Assembly of low stiffness isolator and capacitor

低刚度隔振器是由薄片弹簧、套管、连接轴、轴套和内六角圆柱头螺钉组装而成，套管的上下端面分别与两片薄片弹簧相配合，采用8根内六角圆柱头螺钉将薄片弹簧和套管固定于下底板上。连接轴与两片薄片弹簧的中心孔固定连接，其上端穿过心子托架底部的通孔来支撑心子托架。为能对上述40 kg的心子具有足够的支撑，在下底板上设置6个低刚度隔振器并在心子的顶板和底板处分别设置两个心子托架和两套低刚度隔振系统用以对心子进行有效的支撑。当电容器加载交流电压时，心子因受电场力作用将与其两端的心子托架在电容器箱体内一起作往复振动，并将振动响应传递至连接轴使薄片弹簧沿Y方向产生变形，从而实现电容器低频振动噪声的高效抑制。

2.2 低刚度隔振器

如图6所示，薄片弹簧是实现电容器低频振动噪声高效抑制的关键部件，本节结合Ansys有限元软件开展薄片弹簧的力学特性分析，相应的材料参数如表7所示。

建立如图7所示的薄片弹簧有限元模型，采用SOLID187单元对薄片弹簧划分网格，薄片弹簧的内环半径分别为4/8 mm，外环半径分别为21/31

mm，厚度为0.25 mm，去除8个扇形区域并保留8个扇形腹板，每块腹板扇形角度为 $\pi/9$ rad，外环开有8个直径为6 mm的通孔。薄片弹簧与套管采用内六角圆柱头螺钉固定于下底板，因此将薄片弹簧的外环设置为固定边界条件，而薄片弹簧的内环与连接轴固连，承受由连接轴传递的心子振动响应。为实现电容器低频振动噪声的高效抑制，需对薄片弹簧进行刚度特性分析。考虑到薄片弹簧需满足沿轴向具有低频减振性能并且沿径向具有高承载力的需求，首先在薄片弹簧内环上以循环加载的方式沿轴向施加从0 N到10 N的载荷，得到其轴向变形与轴向载荷之间的关系以及应力分布如图8所示。然后，同样以循环加载的方式在薄片弹簧的内环上沿径向施加从0 N到17 N的载荷，其相应的变形载荷关系及其应力分布如图9所示。

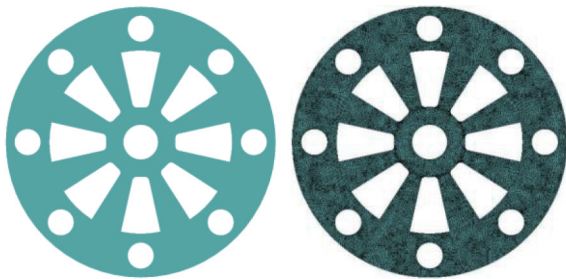


图7 薄片弹簧有限元模型及其网格划分
Fig. 7 Finite element model and mesh division of sheet spring

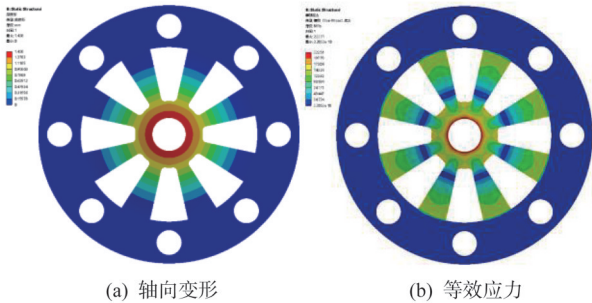


图8 薄片弹簧轴向加载
Fig. 8 Axial loading of sheet spring

图10为薄片弹簧在轴向循环加载和径向循环加载下工况下的力-变形曲线，可分别计算出薄片弹簧的轴向刚度为6 801 N/m和径向刚度为71 382 683 N/m，因此用于电容器减振降噪的薄片弹簧具有低轴向刚度和高径向刚度的特点。在图6中用于电容器减振降噪的低刚度隔振系统采用了24片薄片弹簧支撑心子，质量为40 kg心子的重力分布24片薄片弹簧上，每片薄片弹簧沿径向承受的

表7 薄片弹簧材料参数

Tab. 7 Parameters of sheet spring

材料	弹性模量/ Mpa	泊松比	密度/ kgm ⁻³	拉伸屈服强 度/Mpa	最大抗拉强 度/Mpa
硬铝合金	6.9×10 ⁴	0.3	2 713	251.9	313.1

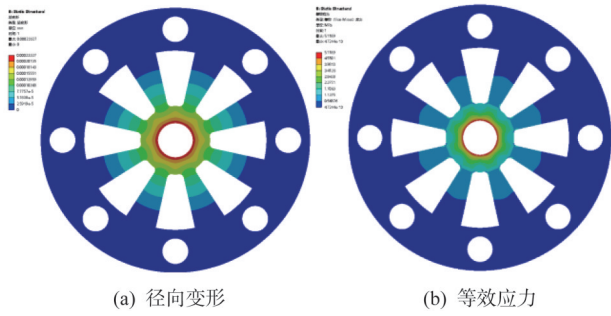


图 9 薄片弹簧径向加载

Fig. 9 Radial loading of sheet spring

重力约为 16.34 N, 产生的最大应力为 222.59 Mpa, 最大径向变形为 2.33×10^{-4} mm, 因此满足硬铝合金材料的设计强度。类似地, 由表 1 可知心子所受到的最大电场力为 53.23 N, 则图 6 中每片薄片弹簧上受到的轴向载荷为 2.23 N, 产生的最大轴向变形和最大应力分别为 0.33 mm 和 5.12 Mpa, 因此沿轴向加载时薄片弹簧满足设计要求。

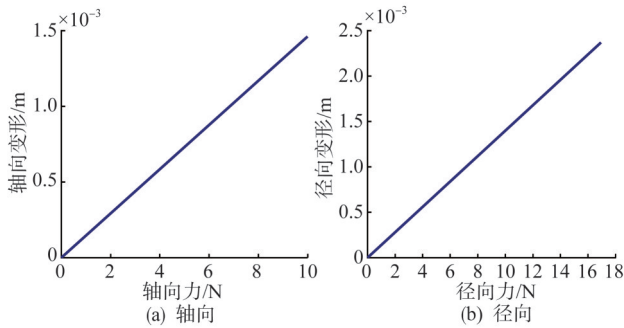


图 10 力-形变曲线

Fig. 10 Curves of force - deformation

2.3 低刚度隔振器隔振特性分析

基于 2.2 节薄片弹簧的有限元仿真结果, 本节开展低刚度隔振器的隔振性能分析^[21]。当给电容器加载交流电压时, 心子在电场力的激励作用下产生低频振动, 从而向外部辐射低频噪声。图 6 中用于心子减振的低刚度隔振系统-电容器装配模型可简化为图 11 所示的力学模型。电容器心子用质量块 m 表示并由弹簧 k 和阻尼 c 表示的低刚度隔振系统弹性支撑, 其中弹簧 k 和阻尼 c 分别为上述薄片弹簧的轴向刚度和电容器箱体中的油浸剂阻尼特性。当时变电场力 $F(t)$ 作用于心子 m 时, 心子 m 产生的振动位移 x 将通过低刚度隔振器向箱体传递力 $f(t)$, 使得箱体产生低频振动并向外部辐射噪声。

依据牛顿第二定律, 建立心子动力学方程为:

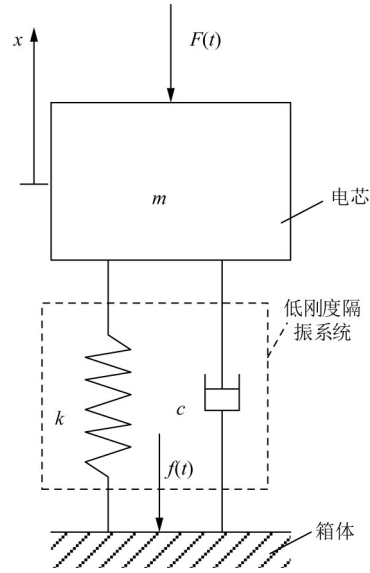


图 11 电场力作用下的心子振动

Fig. 11 Vibrations of capacitor under electric field force

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F(t) \quad (8)$$

式中: x 为振动位移; $F(t)$ 为式(6)中作用在心子上的电场力。由式(8)可知, 应用于心子隔振降噪的低刚度隔振系统为线性系统, 依据振动理论, 心子 m 在式(6)中的含基频电压与高次谐波电压激励下的振动响应等价于分别采用基频电压和高次谐波电压单独激励心子时产生的振动响应的叠加。考虑更为一般的情况并为了说明低刚度隔振系统的隔振特性, 设心子受到的电场力表示为 $F\cos(\omega t + \theta)$, 则式(8)可重写为式(9)。

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F\cos(\omega t + \theta) \quad (9)$$

式中 θ 为激励相角。设心子动力学方程式(9)的解为 $x = X\cos\omega t$ (X 为位移响应幅值), 带入式(9)即可求得心子的振动位移 x 。因此, 心子在电场力 $F(t)$ 作用下产生低频振动时, 由弹簧 k 和阻尼 c 代表的低刚度隔振系统传递至箱体的力 $f(t)$ 的幅值可表示为式(10)。

$$|f(t)| = \sqrt{(kX - m\omega^2 X)^2 + (c\omega X)^2} \quad (10)$$

则低刚度隔振系统的力传递率可表示为式(11)。

$$\begin{aligned} T = \frac{|f(t)|}{F} &= \frac{\sqrt{k^2 + c^2\omega^2}}{\sqrt{(k - m\omega^2)^2 + c^2\omega^2}} \\ &= \frac{\sqrt{1 + 4\zeta^2\lambda^2}}{\sqrt{(1 - \lambda^2)^2 + 4\zeta^2\lambda^2}} \end{aligned} \quad (11)$$

式中： λ 为频率比， $\lambda=\omega/\omega_n$ ； ω_n 为低刚度隔振系统固有频率， $\omega_n=(k/m)^{1/2}$ ； ζ 为电容器箱体中油浸剂引入的阻尼比， $\zeta=c/2(k/m)^{1/2}$ 。

如图 12 所示，绘制式(11)中的低刚度隔振系统在不同阻尼比下的力传递率曲线，其中电容器心子质量为 40 kg，薄片弹簧轴向刚度为 6 801 N/m。可以看出，当加载在心子上的交流电场力频率大于低刚度隔振系统固有频率的 $\sqrt{2}$ 倍时，传递至箱体的力 $f(t)$ 将会显著衰减。

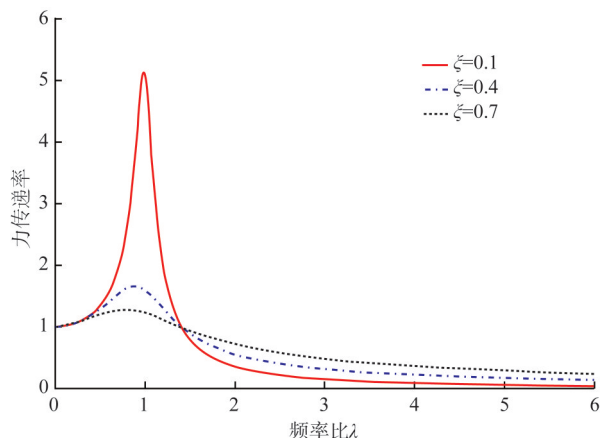


图 12 阻尼比对低刚度隔振器力传递率的影响

Fig. 12 Influence of damping ratios on force transmissibility

如图 6 所示，采用 24 片薄片弹簧设计的低刚度隔振系统支撑 40 kg 的心子时，其相应的固有频率为 10.2 Hz。因此，低刚度隔振系统可高效衰减隔离 14.5 Hz 以上频段 100 Hz、200 Hz、500 Hz、600 Hz、700 Hz 和 800 Hz 频率处的电场力，从而实现隔振降噪的目的。此外，当系统的阻尼比增加时，共振响应被大幅衰减，而在隔振区的振动响应随着阻尼比的增大呈现略微增大，但力传递率均小于 1。将图 13 的力传递率结果归纳如表 8 所示，在 100 Hz、200 Hz、500 Hz、600 Hz、700 Hz 和 800 Hz 频率处的力传递率均小于 1。因此，设计的低刚度隔振系统可高效衰减心子在电场力作用下产生的振动响应，从而能有效降低电容器向外辐射的低频噪声。

表 8 力传递率

Tab. 8 Force transmissibilities

频率/Hz	100	200	500	600	700	800
力传递率	0.705 9	0.133 7	0.030 8	0.024 4	0.020 2	0.017 3

3 基于低刚度隔振的电容器降噪性能仿真

为验证本文设计的低刚度隔振系统能够有效地抑制电容器向外辐射低频振动噪声，本节开展基于低刚度隔振系统的电容器降噪性能仿真研究^[26]。目前应用于结构声学仿真的技术主要有边界元法(boundary element method, BEM)、等效源法(equivalent source method, ESM)和有限元法(finite element method, FEM)，本文采用有限元法，利用 Ansys 有限元软件开展电容器在未嵌入/嵌入低刚度隔振系统的声学仿真分析。图 13(a)、(b)分别为未嵌入低刚度隔振系统的电容器声学模型和嵌入低刚度隔振系统的电容器声学模型，声传播介质为空气。

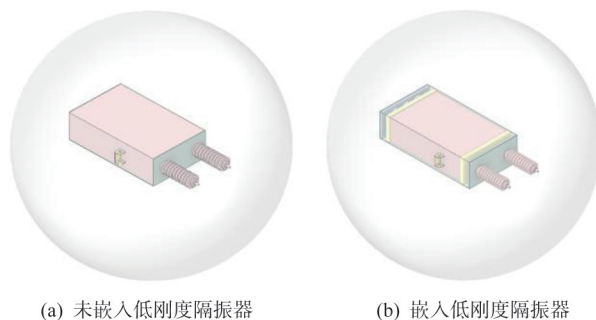


图 13 有无低刚度隔振器的电容器声场模型

Fig. 13 Acoustic model of capacitor with and without low stiffness isolator

将心子作质量为 40 kg 的质量块处理，其尺寸为 376 mm×176 mm×614 mm。电容器的箱体尺寸在未嵌入/嵌入低刚度隔振系统的工况下均设置为 390 mm×190 mm×980 mm。以包裹电容器的直径为 1 200 mm 的球体作为电容器声学仿真的声辐射边界，并将整个球体内部设置为声学区域，该区域内流体可压缩，其相应的流体静态压力为 1 个大气压，即 0.101 32 Mpa，同时将电容器定义为物理区域。在 Ansys 中采用 SOLID187 单元对心子和出线瓷套管进行网格划分并采用 SHELL63 对电容器箱体和包裹球体进行划分网格。通过将表 1 中心子在交流电压作用下受到的电场力作为激励源沿图 7 中的 Y 方向施加在心子上，并以 A 加权声压级计算电容器在未嵌入/嵌入低刚度隔振系统两种工况下的声辐射，仿真测得顶板面的声压云图(A 加权声压级)，如图 14 所示。

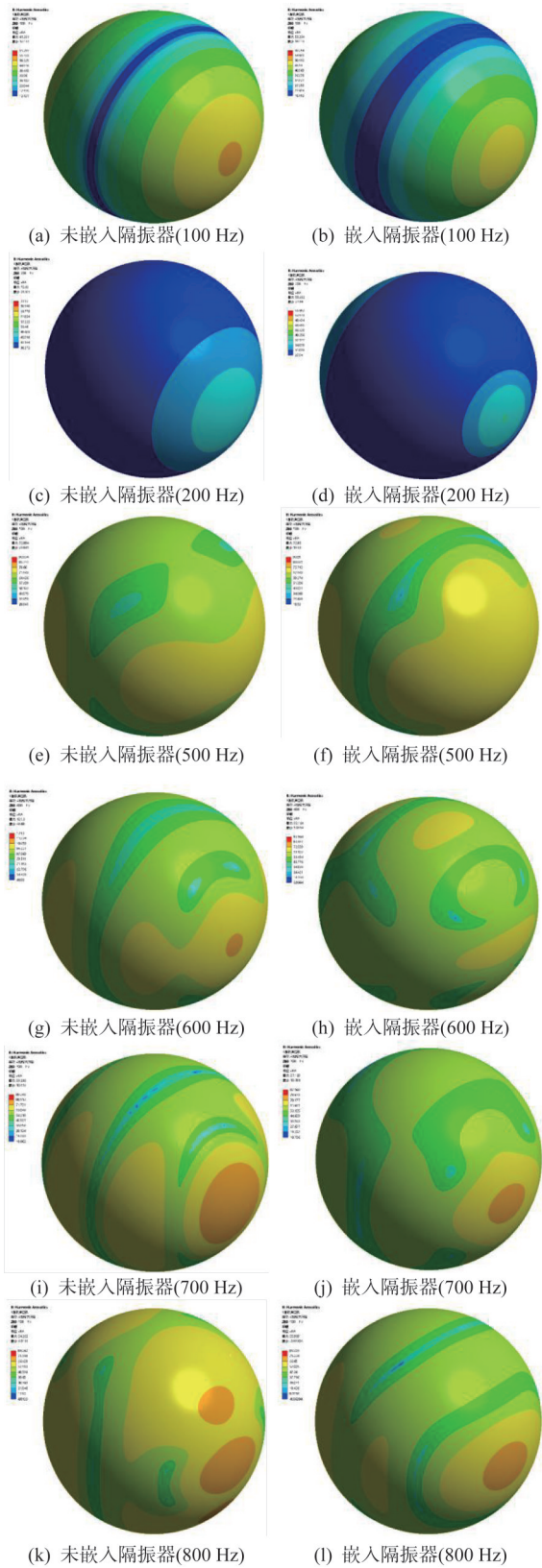


图 14 嵌入/未嵌入低刚度隔振器的电容器声压云图

Fig. 14 Sound pressure image of capacitor with and without low stiffness isolator

由图 14 可以看出, 随着加载的交流电场力激励频率的不断增加, 测量面的声压级分布越来越复杂。在 100 Hz、200 Hz、500 Hz、600 Hz、700 Hz 和 800 Hz 激励频率的电场力作用下, 嵌入低刚度隔振系统的电容器噪声辐射要较未嵌入低刚度隔振系统的电容器噪声辐射明显降低。将测得的平均 A 加权声压级和声压级差(声压级差即为所设计低刚度隔振装置所能实现的降噪量)结果归纳如表 9 所示, 可以看出嵌入低刚度隔振系统之后的电容器的平均 A 加权声压级均有所降低, 表明设计的低刚度隔振系统能够有效抑制心子沿 Y 方向的低频振动, 从而可显著降低低频噪声向外辐射。进一步地, 有限元仿真计算结果仅 500 Hz 频率处的声压级略微升高, 而在 100 Hz、200 Hz、600 Hz、700 Hz 和 800 Hz 频率点处的声压级均被高效衰减。究其原因, 可能在有限元仿真过程中存在电容器部分部件共振的现象产生, 但总体结果显示提出的低刚度隔振系统可有效降低电容器本体低频振动噪声向外辐射。

表 9 测面平均 A 加权声压级

Tab. 9 Surface average A-weighted sound pressure levels						
声级	频率/Hz					
	100	200	500	600	700	800
无隔振器时声压级	39.49	37.87	70.93	77.87	69.30	63.26
有隔振器时声压级	36.83	31.52	72.15	65.83	53.55	51.57
声压级差	-2.66	-6.35	+1.22	-12.04	-15.75	-11.69

4 结论

本文从加载交流电压的电容器所受电场力分析入手, 首先研究了引起电容器辐射低频振动噪声的电场力的时域/频域特性, 详细推导了电容器在基频电压和第 11、15 次谐波电压作用下时分别在 100 Hz、200 Hz、500 Hz、600 Hz、700 Hz 和 800 Hz 频率点处的电场力大小, 并以此为心子的激励源开展了电容器在电场力作用下的振动响应分析, 结果表明沿底板和顶板方向上的两个端面振动响应最为剧烈, 成为电容器辐射低频振动噪声的主要辐射源。针对电容器在电场力作用下的振动特性, 提出了一种用于电容器本体降噪的低刚度隔振系统设计方式, 仿真研究了低刚度隔振器的低频隔振性能, 并结合声学有限元仿真分析了未嵌入/嵌入低刚度隔

振系统时电容器的低频噪声辐射特性,结果表明除了 500 Hz 频率点外,低刚度隔振系统在 100 Hz、200 Hz、600 Hz、700 Hz 和 800 Hz 等频率点处均可高效降低电容器向外辐射的低频噪声,可实现电容器的本体降噪性能。

参考文献

- [1] 李德玺,匡兵,刘夫云,等.高压直流输电滤波电容器振动与噪声控制研究综述[J].电力电容器与无功补偿,2019,40(2): 52-57.
LI Dexi, KUANG Bing, LIU Fuyun, et al. Review on vibration and noise control of filter capacitor for HVDC transmission [J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2019, 40(2): 52-57.
- [2] 汲胜昌,李金宇,伍小生,等.换流站交流滤波电容器振动与噪声研究综述[J].高电压技术,2016,42(4): 1159-1167.
JI Shengchang, LI Jinyu, WU Xiaosheng, et al. Review of vibration and audible noise of ac filter capacitors in converter stations[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(4): 1159-1167.
- [3] 谈赢杰,柴鸣,喻磊,等.风电变流器直流母线电容器的纹波谐振问题[J].南方电网技术,2019,13(8): 25-31.
TAN Yingjie, CHAI Ming, YU Lei, et al. Ripple resonance of DC bus capacitor of wind power converter [J]. Southern Power System Technology, 2019, 13(8): 25-31.
- [4] 曹涛,汲胜昌,吴鹏,等.基于振动信号的电容器噪声水平计算方法[J].电工技术学报,2010,25(6): 172-177.
CAO Tao, JI Shengchang, WU Peng, et al. Calculation method of noise level for capacitor based on vibration signal [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(6): 172-177.
- [5] 曹涛,汲胜昌,吴鹏,等.高压直流换流站电容器的振动与噪声特性[J].电工技术学报,2010,25(10): 87-93,100.
CAO Tao, JI Shengchang, WU Peng, et al. Vibration and noise characteristics for capacitor in HVDC converter station [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(10): 87-93,100.
- [6] 张祖安,黄莹,李岩,等.换流站电力电容器单元噪声试验电路研究[J].南方电网技术,2018,12(4): 31-38.
ZHANG Zuan, HUANG Ying, LI Yan, et al. Study on test circuit for noise test of power capacitor units in converter station [J]. Southern Power System Technology, 2018, 12(4): 31-38.
- [7] 阚鹏,郑华俊,袁旭峰,等.电网电压暂降下配电网 SOP 系统的大信号稳定性分析及虚拟电容器控制策略[J].南方电网技术,2025,19(2): 36-47.
KAN Peng, ZHENG Huajun, YUAN Xufeng, et al. Large-signal stability analysis and virtual capacitor control strategy of distribution network sop system under grid voltage dips [J]. Southern Power System Technology, 2025, 19(2): 36-47.
- [8] 杨柳,谭令其,周月宾,等.基于多次谐波协同注入的碳化硅模块化多电平换流器子模块电容电压波动抑制方法[J].南方电网技术,2025,13(30): 36-47.
YANG Liu, TAN Lingqi, ZHOU Yuebin, et al. Capacitor voltage fluctuation suppression method of silicon carbide modular multilevel converter submodule based on multi-order coupled harmonic injection [J]. Southern Power System Technology, 2025, 13(30): 36-47.
- [9] 黄莹,黎小林,毕礼孟,等.高压直流换流站可听噪声的先期治理[J].南方电网技术,2011,5(4): 19-23.
HUANG Ying, LI Xiaolin, BI Limeng, et al. The early treatment of audible noise at HVDC converter stations [J]. Southern Power System Technology, 2011, 5(4): 19-23.
- [10] 沈琪,汲胜昌,任杰,等.换流站电容器装置振动与噪声特性分析[J].电工技术学报,2012,27(7): 242-250.
SHEN Qi, JI Shengchang, REN Jie, et al. Study of characteristics of vibration and noise for capacitor installation in converter station [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2012, 27(7): 242-250.
- [11] 吴鹏,汲胜昌,曹涛,等.高压直流换流站交流滤波电容器降噪措施[J].电工技术学报,2011,26(1): 162-169.
WU Peng, JI Shengchang, CAO Tao, et al. Audible noise reduction measures for filter capacitors in HVDC converter station [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(1): 162-169.
- [12] PENG W, JI S, LI Y, et al. Study on an audible noise reduction measure for filter capacitors based on compressible space absorber [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(1): 438-445.
- [13] 李德玺,匡兵,刘夫云,等.双底面电力电容器底部空气层尺寸设计方法[J].噪声与振动控制,2019,39(2): 134-139.
LI Dexi, KUANG Bing, LIU Fuyun, et al. Design method for bottom air layer size of double-bottom power capacitors [J]. Noise and Vibration Control, 2019, 39(2): 134-139.
- [14] 甘林.电力电容器噪声控制关键技术研究[D].桂林:桂林电子科技大学,2015.
- [15] 袁剑,钟永恒,田成,等.基于复合吸声结构的电力电容器降噪设计[J].科技创业月刊,2016,29(6): 112-113.
YUAN Jian, ZHONG Yongheng, TIAN Cheng, et al. Noise reduction design of power capacitor based on composite sound absorption structure [J]. Journal of Entrepreneurship in Science & Technology, 2016, 29(6): 112-113.
- [16] 李瑾,胡伟,陈娜,等.吸音棉在吸收交流滤波电容器振动噪声应用上的研究[C].2020年电网节能与电能质量技术论文集,2020-08-20.西安:陕西省电网节能与电能质量技术学会,2020: 4.
- [17] 孔德新,王云涛.用于电容器降噪的穿孔板特性研究[J].电力电容器与无功补偿,2019,40(3): 70-73,83.
KONG Dexin, WANG Yuntao. Study on characteristic of perforated plate for capacitor audible noise reduction [J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2019, 40(3): 70-73,83.
- [18] 王娇娇,刘夫云,李德玺,等.基于电力电容器心子结构改进的振动控制方法[J].装备制造技术,2019(2): 4-9.
WANG Jiaojiao, LIU Fuyun, LI Dexi, et al. Vibration control method based on improved power capacitor core structure [J]. Equipment Manufacturing Technology, 2019(2): 4-9.
- [19] ZHU L, GAO L, LI J, et al. Mass tuning reduction method for vibration and audible noise of HVDC filter capacitors [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(6): 2583-2590.
- [20] 祝令瑜,汲胜昌,沈琪,等.基于冲击放电试验的电力电容器外壳振动预估方法[J].电工技术学报,2014,29(11): 239-246.
ZHU Lingyu, JI Shengchang, SHEN Qi, et al. Vibration prediction method for power capacitors based on the impulse

- discharge test [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2014, 29(11): 239 – 246.
- [21] 刘延柱, 陈文良, 陈立群. 振动力学[M]. 第2版. 北京: 高等教育出版社, 2011.
- [22] 何畅, 谢强, 杨振宇, 等. ± 800 kV 特高压直流滤波电容器抗震性能分析[J]. 南方电网技术, 2017, 11(5): 9 – 16, 23.
HE Chang, XIE Qiang, YANG Zhenyu, et al. Analysis on seismic performance of ± 800 kV UHVDC filter capacitor [J]. Southern Power System Technology, 2017, 11(5): 9 – 16, 23.
- [23] 黄润鸿, 李明, 刘阳, 等. 换流站电力电容器塔噪声指向性的修正方法[J]. 南方电网技术, 2026, 20(5): 21 – 27.
HUANG Runhong, LI Ming, LIU Yang, et al. Correction method of noise directivity for power capacitor towers in converter stations [J]. Southern Power System Technology, 2026, 20(5): 21 – 27.
- [24] 卞时刚, 孟婷婷, 杨理理. 基于循环伏安法的热充电超级电容器数值研究[J]. 发电技术, 2025, 46(6): 1176 – 1183.
BIAN Shigang, MENG Tingting, YANG Lili. Numerical study of thermal charging supercapacitors based on cyclic voltammetry [J]. Power Generation Technology, 2025, 46(6): 1176 – 1183.
- [25] 丘文千, 周浩. 并联电容器装置的参数优化[J]. 南方电网技术, 2011, 5(6): 101 – 105.
QIU Wenqian, ZHOU Hao. Optimization of the shunt capacitor device's parameters [J]. Southern Power System Technology, 2011, 5(6): 101 – 105.
- [26] WANG R, CHEN W, ZHU L, et al. Modeling of acoustic emission generated by filter capacitors in HVDC converter station [J]. IEEE Access, 2019(7): 102876 – 102886.

收稿日期: 2024-05-27; 网络首发日期: 2024-12-04

作者简介:

李明(1977), 男, 高级工程师(教授级), 硕士, 研究方向为高压直流输电、交直流控制保护与自动化系统、电力系统噪声测量与控制, liming@csg.cn。

黄润鸿(1988), 男, 通信作者, 高级工程师, 硕士, 研究方向为柔性直流与电力电子技术、配电自动化和电力系统噪声测量与控制等, huangrh@csg.cn。

刘阳(1988), 男, 高级工程师, 硕士, 研究方向为继电保护、变电自动化和电力系统噪声测量与控制, liuyang4@csg.cn。

(上接第10页 Continued from Page 10)

- LIU Chang, CAI Xu, CHEN Qiang. Compound balancing control strategy of SOC for battery energy storage system based on cascaded H-bridge converter [J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(10): 68 – 77.
- [20] 郭海峰, 陈满, 晁刚, 等. H桥级联型储能功率转换系统(PCS)相内均衡控制策略研究[J]. 太阳能学报, 2014, 35(8): 1405 – 1410.
GUO Haifeng, CHEN Man, CHAO Gang, et al. Research of balancing control strategy in internal phase of storage energy power conversion system based on h bridge multilevel cascade [J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2014, 35(8): 1405 – 1410.
- [21] 艾洪克, 吴俊勇, 郝亮亮, 等. 级联式储能系统中电池内均衡控制策略研究[J]. 电工技术学报, 2015, 30(14): 442 – 449.
AI Hongke, WU Junyong, HAO Liangliang, et al. Research on battery self-balancing control strategy in cascade energy storage system [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2015, 30(14): 442 – 449.
- [22] 陈舒钰, 刘文华, 赵香花, 等. 注入无功功率的链式电池储能系统荷电状态均衡控制策略[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(8): 83 – 91.
CHEN Shuyu, LIU Wenhua, ZHAO Xianghua, et al. Balancing control strategy of state of charge for cascaded battery energy storage system withinjection of reactive power [J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(8): 83 – 91.
- [23] 夏向阳, 陈贵全, 刘俊翔, 等. 储能系统直流侧纹波电流对锂离子电池寿命影响分析及优化控制策略[J]. 电工技术学报, 2023, 38(22): 6218 – 6229.
XIA Xiangyang, CHEN Guiquan, LIU Junxiang, et al. Analysis of the Impact of DC-side ripple current on lithium-ion battery life in energy storage systems and optimal control strategies [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(22): 6218 – 6229.
- [24] LIANG G, RODRIGUEZ E, FARIVAR G G, et al. Model Predictive control for intersubmodule state-of-charge balancing in cascaded H-bridge converter-based battery energy storage systems [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2024, 71(6): 5777 – 5786.
- [25] 方健, 李辉. 基于状态重构准谐振扩张状态观测器的LCL型并网逆变器电流控制策略研究[J]. 发电技术, 2024, 45(1): 170 – 179.
FANG Jian, LI Hui. Research on current control strategy of the LCL-type grid-connected inverter based on state reconfiguration with quasi resonant-extended state observer [J]. Power Generation Technology, 2024, 45(1): 170 – 179.
- [26] 袁义生, 陈旭, 毛凯翔. 基于纹波电压前馈的级联H桥整流器输出电压平衡策略[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(2): 9 – 17.
YUAN Yisheng, CHEN Xu, MAO Kaixiang. Output voltage balance strategy based on ripple voltage feedforward for cascaded H-bridge rectifier [J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(2): 9 – 17.

收稿日期: 2025-10-23; 网络首发日期: 2026-04-12

作者简介:

王顺亮(1987), 男, 教授, 博士生导师, 博士, 研究方向为高压直流输电、电力电子变流器拓扑、控制、调制与建模, sl-wang@scu.edu.cn;

段宇轩(2001), 男, 硕士研究生, 研究方向为储能型变流器拓扑、控制, 13608030323@163.com;

焦宁(1994), 女, 通信作者, 助理研究员, 博士, 研究方向为新能源并网、多电平变换器、抽水蓄能, ning_1116@163.com。