

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.241637

电磁式互感器二次电缆引起 MMC 孤岛系统高频谐振机理研究

程鹏, 任倩, 盛诗雯, 罗成, 沈禹辰

(华北电力大学能源电力创新研究院, 北京 102206)

摘要: 随着“双碳”战略推进, 我国大力发展风电、光伏等新能源。处于电网末端的新能源场站因缺乏交流电源支撑, 需依赖柔性直流输电技术(modular multilevel converter-high voltage direct current, MMC-HVDC)实现并网, 但电力电子变流器的广泛应用引发了高频谐振的问题。首先, 针对新能源场站经柔直并网中的高频谐振问题, 建立了包含电磁式电压/电流互感器及其二次电缆在内的 MMC 孤岛系统主回路与控制环节的数学模型。其次, 用 π 型电路等效电磁式电压/电流互感器二次电缆并对其进行特性分析。然后, 对综合考虑电磁式电压/电流互感器二次电缆的 MMC 孤岛系统展开稳定性分析, 明确了电磁式电压/电流互感器二次电缆的传变特性导致孤岛系统发生高频谐振的机理。最后, 在 PSCAD/EMTDC 中进行仿真验证。结合现场试验, 证明了所提电磁式电压/电流互感器二次电缆引起孤岛系统高频谐振机理的准确性。

关键词: 电磁式电压互感器; 电磁式电流互感器; 模块化多电平变流器; 高频谐振

Research on high-frequency resonance mechanism in MMC islanded systems caused by secondary cables of electromagnetic instrument transformers

CHENG Peng, REN Qian, SHENG Shiwen, LUO Cheng, SHEN Yuchen

(Institute of Energy Power Innovation, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: With the advancement of the “dual carbon” strategy, China is vigorously developing new energy sources such as wind and solar power. New energy stations located at the edge of the power grid often lack support from AC power sources and rely on MMC-HVDC systems for grid connection. However, the widespread application of power electronic converters has led to high-frequency resonance issues. First, to address the high-frequency resonance problem in new energy stations connected via MMC-HVDC, a mathematical model of the MMC islanded system is established, including the main circuit and control components, as well as electromagnetic voltage/current transformers and their secondary cables. Next, the secondary cables of the electromagnetic voltage/current transformers are modelled using π -type circuits, and their characteristics are analyzed. Then, a stability analysis of the MMC islanded system is conducted, considering the secondary cables of the electromagnetic voltage/current transformers. The mechanism of high-frequency resonance in the islanded system caused by the transmission characteristics of the secondary cables of the electromagnetic voltage/current transformers is clarified. Finally, simulation verification is carried out in PSCAD/EMTDC. Combined with field tests, the accuracy of the proposed high-frequency resonance mechanism in the islanded system caused by the secondary cables of the electromagnetic voltage/current transformers is proved.

This work is supported by the National Key Research and Development Program of China (No. 2021YFB2601600).

Key words: electromagnetic voltage transformer; electromagnetic current transformer; MMC; high-frequency resonance

0 引言

我国为实现“双碳”目标, 正大力发展以风能和太阳能为主的清洁能源^[1-4]。西部沙漠、戈壁等地

区风能和太阳能资源丰富, 但缺乏交流电源支撑。柔性直流输电技术(modular multilevel converter-high voltage direct current, MMC-HVDC)成为解决新能源输送和并网的关键技术^[5-7]。然而, 新能源大量接入和电力电子设备的增加, 使电力系统面临高频谐振挑战, 严重影响系统稳定和安全运行^[8-9]。国内外多

基金项目: 国家重点研发计划项目资助(2021YFB2601600)

个柔性直流输电项目已出现高频谐振问题^[10-13]，如欧洲 INELFE 联网工程的 1700 Hz 谐振^[14]、德国 BorWin1 项目的 300 Hz 谐振^[15-16]，以及中国鲁西、渝鄂直流背靠背联网工程的 1270 Hz、650 Hz 和 1800 Hz 谐振^[17-18]，都是新能源通过柔直并网时待解决的技术难题^[19]。

针对柔性直流输电工程中出现的高频谐振问题，目前对于谐振产生机理的研究主要集中在控制环节及信号传输时延方面。在控制环节方面，文献[20]针对鲁西背靠背直流异步联网工程，提出了在电压前馈环节附加低通滤波器抑制高频谐振的方法，但忽略了 MMC 内部谐波动态特性；文献[21]则将 MMC 简化为两电平换流器，重点分析了电压前馈环节对系统高频谐振的影响；文献[22]建立了 MMC 的序阻抗模型，并分析了各个控制环节参数对系统阻抗特性的影响。在信号传输时延方面，文献[23]基于阻抗法分析了链路延时对柔性直流输电系统的影响，发现其可能与长交流线路的分布电容相互作用，导致系统高频谐振，并提出了阻尼控制策略；文献[24]以换流站简化阻抗模型为基础，采用阻抗实部余弦函数相位数学表征方法，揭示了大链路时延导致阻抗在高频段多次存在负阻尼效应的机理。在控制环节方面，目前的研究聚焦于电压前馈以及控制参数对系统稳定性的影响，文献[25]建立了 MMC 的高频阻抗模型，指出电压前馈延时是导致高频谐振的重要因素。除此之外，少部分研究考虑长电缆中分布电容以及换流变压器的高频特性，文献[26]以海上风电经柔性直流系统送出为例，考虑了海缆线路内部分布电容对系统稳定性的影响；文献[27]重点研究了换流变压器在高频段呈现的阻抗特性，并提出了换流变压器的高频特性是决定换流站发生高频谐振与否的重要因素。但目前对高频谐振产生机理的研究未涉及到测量回路及反馈环节，对于信号传输时延产生的机理也并未明确。对于在大规模新能源并网形成的 MMC 孤岛系统中，电磁式电压/电流互感器二次电缆的分布电容与 MMC 控制系统相互作用，根据前期研究结果，电磁式电流互感器二次电缆存在传变特性，该特性会导致测量信号与实际信号产生偏差，进而对系统稳定性造成不可忽视的影响。因此，本文将测量回路及反馈环节考虑在内，重点研究计及电磁式电压/电流互感器二次电缆的 MMC 孤岛系统高频谐振特性。

本文建立了包含电磁式电压/电流互感器二次传输电缆在内的 MMC 孤岛系统主回路与控制环节的数学模型。用 π 型电路等效电磁式电压/电流互感器二次电缆，对电磁式电压/电流互感器二次电缆进

行特性分析，表明电磁式电压/电流互感器二次电缆具有传变特性，然后对综合考虑电磁式电压/电流互感器二次电缆的 MMC 孤岛系统展开稳定性分析，明确了电磁式电压/电流互感器二次电缆的传变特性导致 MMC 孤岛系统发生高频谐振的机理。最后在 PSCAD/EMTDC 进行仿真验证，结合现场试验，证明了本文所建立的包含电磁式电压/电流互感器二次电缆的 MMC 孤岛系统数学模型的合理性以及所提出的电磁式电压/电流互感器二次电缆引起 MMC 孤岛系统高频谐振机理的准确性。

1 数学模型

1.1 主电路数学模型

图 1 给出了空载情况下 MMC 孤岛系统的主电路及其控制结构。控制系统采用电压电流双闭环控制方式。其中： M_{pt} 为电压测量装置，包括电磁式电压互感器 PT 及其二次传输电缆 Z_{pt} ； M_{ct} 为电流测量装置，包括电磁式电流互感器 CT 及其二次传输电缆 Z_{ct} ； U_{Gj} 为阀侧三相电压， $j = a, b, c$ ； U_{Gj} 、 I_{Gj} 分别为系统侧三相电压、电流； U_{mj} 、 I_{mj} 分别为系统侧三相电压经过电磁式电压互感器及其二次电缆后传递至电压外环控制的电压、电流内环的电流； I_{gd}^* 、 I_{gq}^* 分别为 d 、 q 轴输入到电流内环控制的系统侧电流参考值； C_g 为网侧寄生电容； U_{cd} 、 U_{cq} 分别为阀侧电压的 d 、 q 轴分量。

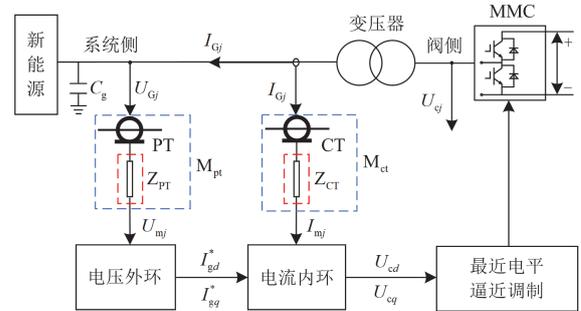


图 1 MMC 孤岛系统的拓扑电路及控制结构

Fig. 1 Topology circuit and control structure of islanded MMC system

在实际工程中，主电路的电阻很小，一般忽略不计。根据图 1 可得主电路在静止 abc 坐标系下的数学模型为

$$\begin{cases} L_g \frac{dI_{Gj}}{dt} = U_{Gj} - U_{cj} \\ C_g \frac{dU_{Gj}}{dt} = I_{Gj} \end{cases} \quad (1)$$

式中: L_g 为 MMC 桥臂电感的二分之一和变压器漏感共同构成的等效电感。

将式(1)变换至 dq 坐标系中, 则 MMC 主电路复矢量模型可表示为

$$\begin{cases} U_c - U_G = sL_g I_G + j\omega_0 L_g I_G \\ I_g = sC_g U_G + j\omega_0 C_g U_G \end{cases} \quad (2)$$

式中: U_c 为阀侧三相电压的复矢量, $U_c = U_{cd} + jU_{cq}$; U_G 、 I_G 分别为系统侧三相电压、电流的复矢量, $U_G = U_{Gd} + jU_{Gq}$ 、 $I_G = I_{Gd} + jI_{Gq}$; s 为拉普拉斯算子; ω_0 为 MMC 孤岛系统在 50 Hz 下的角频率。

1.2 控制系统数学模型

MMC 孤岛系统的控制环节包括电压外环控制、电流内环控制、环流抑制以及最近电平逼近调制等。由于环流抑制和调制环节对系统稳定性的影响较小, 因此本文仅考虑电压电流双闭环控制, 其控制框图如图 2 所示。

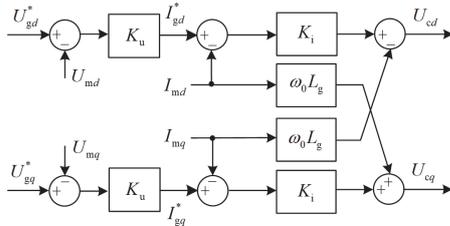


图 2 电压电流双闭环控制结构框图

Fig. 2 Block diagram of voltage and current double closed loop control structure

图 2 中, U_{md} 、 U_{mq} 分别为经过电磁式电压互感器二次电缆的系统侧电压 d 、 q 轴分量; U_{gd}^* 、 U_{gq}^* 分别为系统侧电压参考值的 d 、 q 轴分量; K_u 、 K_i 分别为电压外环、电流内环控制器的比例积分环节; I_{md} 、 I_{mq} 分别为经过电磁式电流互感器二次电缆的系统侧电流 d 、 q 轴分量。

1) 电压外环的数学模型为

$$\begin{cases} I_{gd}^* = (U_{gd}^* - U_{md}) \cdot H_u(s) \\ I_{gq}^* = (U_{gq}^* - U_{mq}) \cdot H_u(s) \end{cases} \quad (3)$$

其中

$$H_u(s) = k_{up} + \frac{k_{ui}}{s} \quad (4)$$

式中: k_{up} 、 k_{ui} 分别为电压控制器的比例、积分系数。电压外环的复矢量模型可表示为

$$I_g^* = H_u(s)(U_g^* - U_m) \quad (5)$$

式中: I_g^* 为电流内环控制器系统侧电流参考值复矢

量, $I_g^* = I_{gd}^* + jI_{gq}^*$; U_g^* 为系统侧电压参考值复矢量, $U_g^* = U_{gd}^* + jU_{gq}^*$; U_m 为系统侧电压经电磁式电压互感器及其二次电缆后的电压复矢量, $U_m = U_{md} + jU_{mq}$ 。

电流内环的数学模型为

$$\begin{cases} U_{cd} = (I_{gd}^* - I_{md}) \cdot H_i(s) - \omega_0 L_g I_{mq} \\ U_{cq} = (I_{gq}^* - I_{mq}) \cdot H_i(s) + \omega_0 L_g I_{md} \end{cases} \quad (6)$$

其中

$$H_i(s) = k_{ip} + \frac{k_{ii}}{s} \quad (7)$$

式中: k_{ip} 、 k_{ii} 分别为电流控制器的比例、积分系数。

2) 电流内环的复矢量模型可表示为

$$U_c = (I_g^* - I_m)H_i(s) + j\omega_0 L_g I_m \quad (8)$$

式中: I_m 为系统侧电流经电磁式电流互感器及其二次电缆后的电流复矢量, $I_m = I_{md} + jI_{mq}$ 。

2 电磁式电压/电流互感器二次电缆特性

根据已有研究, 由于电缆内部结构较为复杂, 一般采用 π 型等效电路对电缆进行建模。在柔性直流输电实际工程中, 电磁式互感器二次电缆的长度大约在 0.5~1.6 km 之间, 用单个 π 型等效电路对电磁式电压/电流互感器二次电缆进行等效建模, 满足精度要求, 也简化了模型的复杂程度^[28]。

2.1 电磁式电压互感器二次电缆等效数学模型

在静止坐标系下, 电磁式电压互感器二次电缆的等效模型如图 3 所示。图中系统侧三相电压 U_{1G} 经过电磁式电压互感器得到电磁式电压互感器二次电缆的输入电压 U_{1g} , 输出端电压 U_{1m} 输入至电压外环控制。 L_1 为电感支路的电感; C_1 为接地电容; I_{1g} 为电磁式电压互感器二次电缆输入端端口的电流; I_{1L} 为电感支路的电流; I_{1m} 、 U_{1m} 分别为输出端端口的电流、电压。实际工程中, 电感支路的电阻远小于其电感, 可以忽略不计。

根据图 3 可得电磁式电压互感器二次电缆输入端电容支路在静止坐标系中的数学模型为

$$C_1 \frac{dU_{1gj}}{dt} = I_{1gj} - I_{1Lj} \quad (9)$$

式中: I_{1Lj} 为电感支路三相电流。

电感支路的数学模型为

$$L_1 \frac{dI_{1Lj}}{dt} = U_{1gj} - U_{1mj} \quad (10)$$

输出端电容支路的数学模型如式(11)所示。

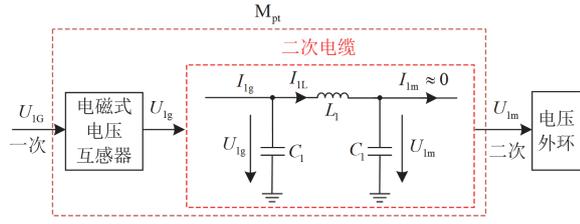


图3 静止坐标系下电磁式电压互感器二次电缆等效模型
Fig. 3 Equivalent model of voltage transformer secondary cable in static coordinate system

$$C_1 \frac{dU_{1mj}}{dt} = I_{1Lj} - I_{1mj} \quad (11)$$

对图3中的等效模型进行派克变换,得到如图4所示的 dq 旋转坐标系下电磁式电压互感器二次电缆的等效模型。

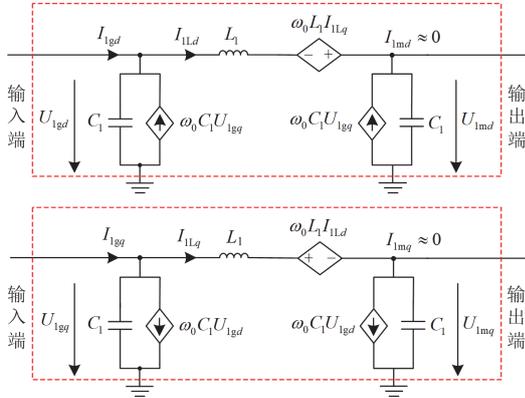


图4 dq 坐标系下电磁式电压互感器二次电缆等效模型
Fig. 4 Equivalent model of secondary cable of electromagnetic voltage transformer in dq coordinate system

图4中: I_{1Ld} 、 I_{1Lq} 分别为等效模型中电感支路电流的 d 、 q 轴分量; I_{1md} 、 I_{1mq} 分别为等效模型中输出端电流的 d 、 q 轴分量; U_{1gd} 、 U_{1gq} 分别为等效模型中输入端电压的 d 、 q 轴分量; U_{1md} 、 U_{1mq} 分别为等效模型输出端电压的 d 、 q 轴分量。

根据基尔霍夫定律,电感支路的电压差与电感支路的电流关系为

$$\begin{cases} U_{1gd} - U_{1md} = sI_{1Ld}L_1 - \omega_0 L_1 I_{1Lq} \\ U_{1gq} - U_{1mq} = sI_{1Lq}L_1 + \omega_0 L_1 I_{1Ld} \end{cases} \quad (12)$$

电感支路电流与电磁式电压互感器二次电缆输入端端口电流的关系为

$$\begin{cases} I_{1Ld} = I_{1gd} - sC_1 U_{1gd} + \omega_0 C_1 U_{1gq} \\ I_{1Lq} = I_{1gq} - sC_1 U_{1gq} - \omega_0 C_1 U_{1gd} \end{cases} \quad (13)$$

电磁式电压互感器二次电缆输出端口电流与电

感支路电流的关系为

$$\begin{cases} 0 = I_{1Ld} - sC_1 U_{1md} + \omega_0 C_1 U_{1mq} \\ 0 = I_{1Lq} - sC_1 U_{1mq} - \omega_0 C_1 U_{1md} \end{cases} \quad (14)$$

电磁式电压互感器二次电缆输入端端口电流与输出端端口电流的关系为

$$\begin{cases} I_{1gd} = sC_1 (U_{1gd} + U_{1md}) - \omega_0 C_1 (U_{1gq} + U_{1mq}) \\ I_{1gq} = sC_1 (U_{1gq} + U_{1mq}) + \omega_0 C_1 (U_{1gd} + U_{1md}) \end{cases} \quad (15)$$

为方便后续稳定性分析,将上述 dq 坐标系下电磁式电压互感器二次电缆等效模型转化为复矢量形式,如式(16)所示。

$$\begin{cases} U_{1g} - U_{1m} = sL_1 I_{1L} + j\omega_0 L_1 I_{1L} \\ I_{1L} = I_{1g} - sC_1 U_{1g} - j\omega_0 C_1 U_{1g} \\ 0 = I_{1L} - sC_1 U_{1m} - j\omega_0 C_1 U_{1m} \\ I_{1g} = sC_1 (U_{1g} + U_{1m}) + j\omega_0 C_1 (U_{1g} + U_{1m}) \end{cases} \quad (16)$$

式中: U_{1g} 为电磁式电压互感器二次电缆输入端电压的复矢量, $U_{1g} = U_{1gd} + jU_{1gq}$; U_{1m} 为电磁式电压互感器二次电缆输出端电压的复矢量, $U_{1m} = U_{1md} + jU_{1mq}$; I_{1L} 为电磁式电压互感器二次电缆电感支路电流的复矢量, $I_{1L} = I_{1Ld} + jI_{1Lq}$; I_{1g} 为电磁式电压互感器二次电缆输入端电流的复矢量, $I_{1g} = I_{1gd} + jI_{1gq}$ 。

由式(16)可得 dq 坐标系下电磁式电压互感器二次电缆等效模型的输出端电压和输入端电压数学关系的复矢量形式为

$$\frac{U_{1m}}{U_{1g}} = \frac{1}{1 + L_1 C_1 (s + j\omega_0)^2} \quad (17)$$

将式(17)等号右侧定义为电磁式电压互感器二次电缆的传递函数 G_{ucable} 。

2.2 电磁式电流互感器二次电缆等效数学模型

在静止坐标系下,电磁式电流互感器二次电缆的等效模型如图5所示。图中,系统侧三相电流 I_{2G} 经过电磁式电流互感器得到其二次电缆的输入电流 I_{2g} ,输出端电压 U_{2m} 输入至电流内环控制。其中: L_2 为电感支路的电感; C_2 为接地电容; U_{2g} 、 I_{2g} 分别为电磁式电流互感器二次电缆输入端端口的电压、电流; I_{2L} 为电感支路的电流; R 为与输出端接地电容所并联的测量电阻; I_{2m} 、 U_{2m} 分别为输出端端口的电流、电压。

根据图5可得电磁式电流互感器二次电缆输入端电容支路在静止坐标系中的数学模型为

$$C_2 \frac{dU_{2gj}}{dt} = I_{2gj} - I_{2Lj} \quad (18)$$

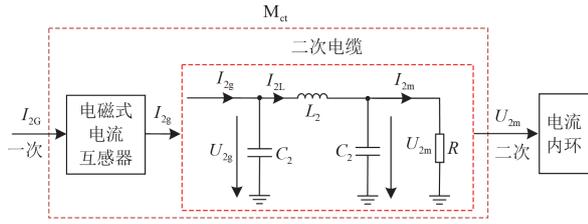


图 5 静止坐标系下电磁式电流互感器二次电缆等效模型
Fig. 5 Equivalent model of current transformer secondary cable in static coordinate system

电感支路的数学模型为

$$L_2 \frac{dI_{2Lj}}{dt} = U_{2mj} - U_{2gj} \quad (19)$$

输出端电容支路的数学模型为

$$C_2 \frac{dU_{2mj}}{dt} = I_{2Lj} - I_{2mj} \quad (20)$$

对图 5 所示的静止坐标系下电磁式电流互感器二次电缆的数学模型进行派克变换, 得到如图 6 所示的 dq 坐标系下电磁式电流互感器二次电缆等效模型。

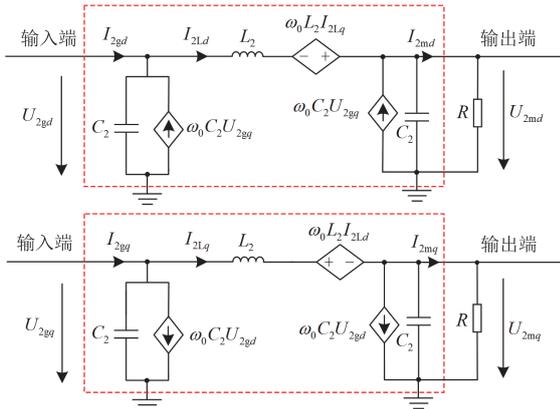


图 6 dq 坐标系下电磁式电流互感器二次电缆等效模型
Fig. 6 Equivalent model of secondary cable of electromagnetic current transformer in dq coordinate system

图 6 中, I_{2Ld} 、 I_{2Lq} 分别为等效模型中电感支路电流的 d 、 q 轴分量; I_{2md} 、 I_{2mq} 分别为等效模型中输出端电流的 d 、 q 轴分量; U_{2gd} 、 U_{2gq} 分别为等效模型中输入端电压的 d 、 q 轴分量; U_{2md} 、 U_{2mq} 分别为等效模型输出端电压的 d 、 q 轴分量。

根据基尔霍夫定律, 电感支路电压差与支路电流关系式为

$$\begin{cases} U_{2gd} - U_{2md} = sL_2 I_{2Ld} - \omega_0 L_2 I_{2Lq} \\ U_{2gq} - U_{2mq} = sL_2 I_{2Lq} + \omega_0 L_2 I_{2Ld} \end{cases} \quad (21)$$

电感支路电流与电磁式电流互感器二次电缆输

入端电流的关系式为

$$\begin{cases} I_{2Ld} = I_{2gd} - sC_2 U_{2gd} + \omega_0 C_2 U_{2gq} \\ I_{2Lq} = I_{2gq} - sC_2 U_{2gq} - \omega_0 C_2 U_{2gd} \end{cases} \quad (22)$$

电磁式电流互感器二次电缆输入端电流与输出端电流关系式为

$$\begin{cases} I_{2md} = I_{2gd} - sC_2 (U_{2gd} + U_{2md}) + \omega_0 C_2 (U_{2gq} + U_{2mq}) \\ I_{2mq} = I_{2gq} - sC_2 (U_{2gq} + U_{2mq}) - \omega_0 C_2 (U_{2gd} + U_{2md}) \end{cases} \quad (23)$$

测量电阻的电流电压关系式为

$$\begin{cases} U_{2md} = RI_{2md} \\ U_{2mq} = RI_{2mq} \end{cases} \quad (24)$$

上述 dq 坐标系下电磁式电流互感器二次电缆等效模型转化为复矢量形式如式(25)所示。

$$\begin{cases} U_{2g} - U_{2m} = sL_2 I_{2L} + j\omega_0 L_2 I_{2L} \\ I_{2L} = I_{2g} - sC_2 U_{2g} - j\omega_0 C_2 U_{2g} \\ I_{2m} = I_{2g} - sC_2 (U_{2g} + U_{2m}) - j\omega_0 C_2 (U_{2g} + U_{2m}) \\ U_{2m} = RI_{2m} \end{cases} \quad (25)$$

式中: U_{2g} 为电磁式电流互感器二次电缆输入端电压的复矢量, $U_{2g} = U_{2gd} + jU_{2gq}$; U_{2m} 为电磁式电流互感器二次电缆输出端电压的复矢量, $U_{2m} = U_{2md} + jU_{2mq}$; I_{2L} 为电磁式电流互感器二次电缆电感支路电流的复矢量, $I_{2L} = I_{2Ld} + jI_{2Lq}$; I_{2g} 为电磁式电流互感器二次电缆输入端电流的复矢量, $I_{2g} = I_{2gd} + jI_{2gq}$; I_{2m} 为电磁式电流互感器二次电缆输出端电流的复矢量, $I_{2m} = I_{2md} + jI_{2mq}$ 。

由式(25)可得 dq 坐标系下电磁式电流互感器二次电缆等效模型的输出端电压和输入端电流数学关系的复矢量形式为

$$\frac{U_{2m}}{I_{2g}} = \frac{R}{[1 + 2RC_2(s + j\omega_0) + L_2 C_2 (s + j\omega_0)^2 + RL_2 C_2^2 (s + j\omega_0)^3]} \quad (26)$$

将式(26)等号右侧定义为电磁式电流互感器二次电缆的传递函数 G_{icable} 。

2.3 二次电缆特性分析

为准确描述电磁式电压/电流互感器二次电缆的频率特性, 对电磁式电压/电流互感器二次电缆的宽频准确度进行现场测试, 电磁式电压互感器二次电缆试验数据及实验结果如附录 A 所示, 电磁式电流互感器二次电缆测试设备图、试验数据及实验结果详见文献[28]。

在附录 A 图 A1 中, 比差、角差分别为二次电缆输入、输出电压幅值和相角的偏差量, 当电压频

率增高, 比差与角差的数值也增大。因此可说明电磁式电压/电流互感器二次电缆具有传变特性。传变特性是指电压/电流信号在经过电磁式电压/电流互感器二次电缆时, 电压/电流信号的幅值和相位会发生变化, 这将会导致 MMC 孤岛系统失稳。

3 稳定性分析及高频谐振机理

3.1 无二次电缆时 MMC 孤岛系统的稳定性分析

在不考虑电磁式电压/电流互感器二次电缆, 即认为采样的电压/电流信号与实际信号一致时, 建立以 U_{gd}^* 、 U_{gq}^* 为输入, U_{md} 、 U_{mq} 为输出, 涵盖电压电流双闭环控制以及电网主回路的空载情况下 MMC 孤岛系统传递函数如图 7 所示。

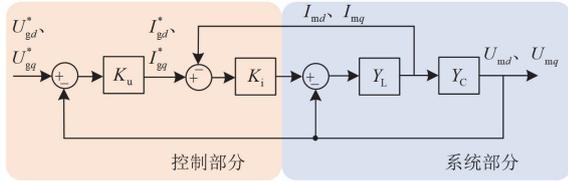


图 7 不考虑二次电缆时 MMC 孤岛系统传递函数框图

Fig. 7 Block diagram of transfer function of islanded MMC system without secondary cable

图 7 中: Y_L 、 Y_C 分别为主电路电感、电容。

$$K_u = k_{up} + \frac{k_{ui}}{s}, K_i = k_{ip} + \frac{k_{ii}}{s} \quad (27)$$

$$\begin{cases} Y_L = \frac{1}{(s^2 + \omega_0^2)L_g}(s + j\omega_0) \\ Y_C = \frac{1}{(s^2 + \omega_0^2)C_g}(s + j\omega_0) \end{cases} \quad (28)$$

因此, 不考虑二次电缆时 MMC 孤岛系统的闭环传递函数为

$$H_0(s) = \frac{K_u G_{oi} Y_C}{1 + K_u G_{oi} Y_C G_{ou}} \quad (29)$$

其中

$$G_{oi} = \frac{K_i Y_L}{1 + K_i Y_L}, G_{ou} = 1 + \frac{1}{K_u K_i} \quad (30)$$

根据式(29)绘制不考虑二次电缆时 MMC 孤岛系统闭环传递函数的零极点图, 如图 8 所示。

由图 8 可以看出, 在不考虑电磁式电压/电流二次电缆传变特性的情况下, MMC 孤岛系统闭环传递函数的极点均位于左半平面, 表明此时 MMC 孤岛系统处于稳定状态, 理论上证明了上述所建立的 MMC 孤岛系统数学模型的正确性。

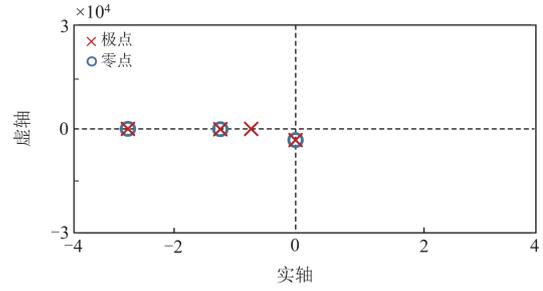


图 8 不考虑二次电缆时 MMC 孤岛系统闭环传递函数零极点图

Fig. 8 Zero-pole diagram of closed-loop transfer function for islanded MMC system without secondary cable

3.2 包含二次电缆时 MMC 孤岛系统稳定性分析

由于电磁式电压/电流二次电缆作用于电压/电流的反馈环节。因此, 在综合考虑电磁式电压/电流互感器二次电缆的情况下, 建立以 U_{gd}^* 、 U_{gq}^* 为输入、 U_{md} 、 U_{mq} 为输出, 涵盖电压电流双闭环控制以及电网主回路的空载情况下 MMC 孤岛系统传递函数框图, 如图 9 所示。

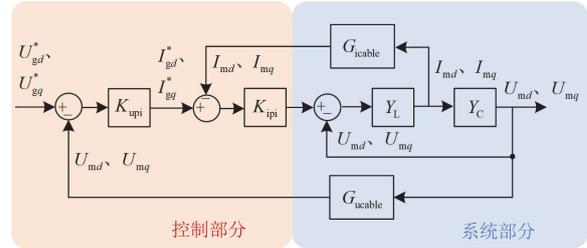


图 9 包含电磁式电压/电流互感器二次电缆的 MMC 孤岛系统传递函数框图

Fig. 9 Transfer function block diagram of islanded MMC system of secondary cable with voltage/current electromagnetic transformer

$$\begin{cases} G_{ucable} = \frac{1}{1 + L_1 C_1 (s + j\omega_0)^2} \\ G_{icable} = \frac{R}{[RL_2 C_2^2 (s + j\omega_0)^3 + L_2 C_2 (s + j\omega_0)^2 + 2RC_2 (s + j\omega_0) + 1]} \end{cases} \quad (31)$$

因此, 在考虑电磁式电压/电流互感器二次电缆的情况下, MMC 孤岛系统的闭环传递函数为

$$H(s) = \frac{K_u G_i Y_C}{1 + K_u G_i Y_C G_u} \quad (32)$$

其中

$$G_i = \frac{K_i Y_L}{1 + K_i Y_L G_{icable}}, G_u = G_{ucable} + \frac{1}{K_u K_i} \quad (33)$$

根据实际工程, 式(32)中电感、电容所对应的参数分别为 0.499 mH、0.3305 μ F^[28]。则由式(32)绘

制在空载情况下, 包含电磁式电压/电流互感器二次电缆 MMC 孤岛系统闭环传递函数的零极点图, 如图 10 所示。由图 10 可以看出, 在综合考虑电磁式电压/电流互感器二次电缆的情况下, MMC 孤岛系统的闭环传递函数在右半平面内存在极点, 且关于实轴对称, 表明此时 MMC 孤岛系统处于不稳定状态。

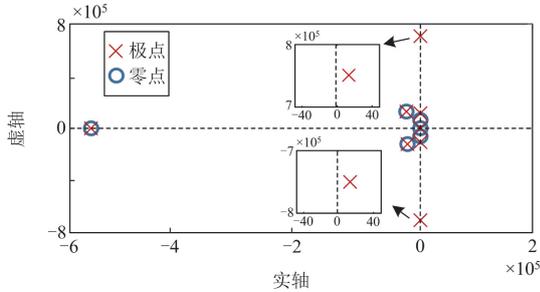


图 10 MMC 孤岛系统闭环传递函数零极点图

Fig. 10 Zero-pole diagram of closed-loop transfer function for islanded MMC system

由此可得出电磁式电压/电流互感器二次电缆引发空载情况下 MMC 孤岛系统高频谐振的机理: 由于电磁式电压/电流互感器二次电缆存在传递特性, 导致电压、电流的采样信号与实际信号出现偏差, 从而使得包含电磁式电压/电流互感器二次电缆的 MMC 孤岛系统闭环传递函数在右半平面内存在极点, 进而引发 MMC 孤岛系统高频谐振。

在考虑电磁式电压/电流互感器二次电缆时, MMC 孤岛系统的稳定性会受到二次电缆电感和电容参数的影响, 而电感电容的大小又与电缆长度相关。为探究电磁式电压/电流互感器二次电缆长度的变化对 MMC 孤岛系统稳定性的影响, 根据 MMC 孤岛系统传递函数的特征方程, 模拟二次电缆长度 k 在 1~2000 m 范围内变化时, 空载情况下 MMC 孤岛系统特征多项式根轨迹的变化情况。电磁式电压互感器二次电缆长度变化时, MMC 孤岛系统的根轨迹如图 11 所示; 电磁式电流互感器二次电缆长度变化时, MMC 孤岛系统的根轨迹如图 12 所示; 电磁式电压/电流互感器二次电缆长度同时变化时, MMC 孤岛系统的根轨迹如图 13 所示。其中箭头方向表示电缆长度增大时根轨迹的变化趋势。

由图 11 可以看出, 随着电磁式电压互感器二次电缆长度的增加, MMC 孤岛系统位于虚轴右半平面的极点始终在右半平面移动, 部分极点向虚轴方向靠近但并未穿越虚轴到达左半平面, 表明在电磁式电压/电流互感器二次电缆同时存在的情况下, 随着电磁式电压互感器二次电缆长度的变化, MMC

孤岛系统始终保持不稳定状态。

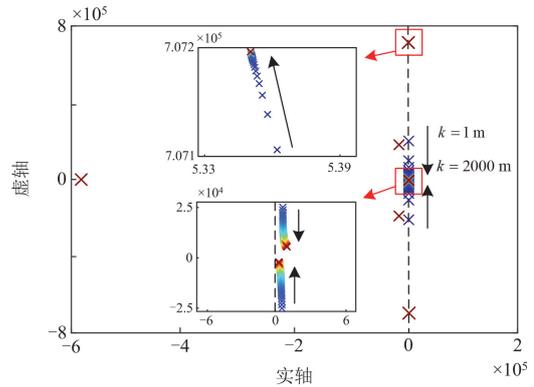


图 11 电磁式电压互感器二次电缆长度变化时 MMC 孤岛系统的根轨迹

Fig. 11 Root locus of islanded MMC system with change of secondary cable length of electromagnetic voltage transformer

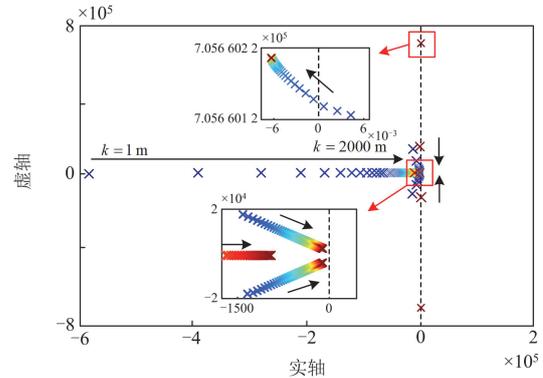


图 12 电磁式电流互感器二次电缆长度变化时 MMC 孤岛系统的根轨迹

Fig. 12 Root locus of islanded MMC system with change of secondary cable length of electromagnetic current transformer

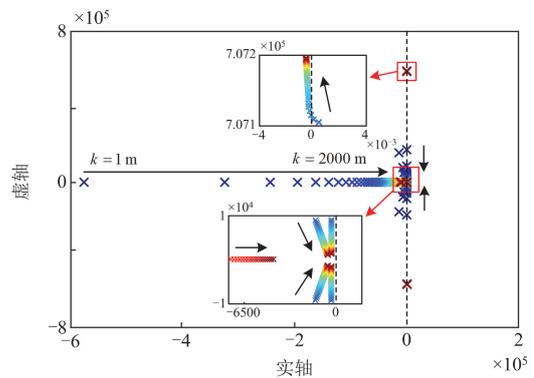


图 13 电磁式互感器二次电缆长度变化时 MMC 孤岛系统的根轨迹

Fig. 13 Root locus of islanded MMC system with change of secondary cable length of electromagnetic transformer

由图 12 可以看出,随着电磁式电流互感器二次电缆长度的增加,MMC 孤岛系统位于虚轴右半平面的极点向虚轴方向靠近并穿越虚轴到达左半平面,表明在电磁式电压/电流互感器二次电缆同时存在的情况下,随着电磁式电流互感器二次电缆长度的变化,MMC 孤岛系统会由不稳定状态变为稳定状态,其临界值为 $k = 1200 \text{ m}$ 。

由图 13 可以看出,随着电磁式电压/电流互感器二次电缆长度的增加,MMC 孤岛系统位于虚轴右半平面的极点向虚轴方向靠近并穿越虚轴到达左半平面,表明在电磁式电压/电流互感器二次电缆同时存在的情况下,随着电磁式电压/电流互感器二次电缆长度的变化,MMC 孤岛系统会由不稳定状态转变为稳定状态,其临界值为 $k = 1200 \text{ m}$ 。

4 仿真与试验验证

4.1 仿真建模与验证

为进一步验证本文所提的电磁式电压/电流互感器二次电缆引发 MMC 孤岛系统高频谐振机理的准确性,根据图 1 的 MMC 孤岛系统拓扑结构图,参照张北柔直工程中的康巴诺尔孤岛换流站实际参数,在 PSCAD/EMTDC 中进行建模与仿真,具体参数如表 1 所示。

表 1 孤岛系统建模参数表

Table 1 Parameters table of islanding system modeling

参数	数值	参数	数值
额定容量/MVA	850	子模块个数	228
交流电压 U_g/kV	230	桥臂电感/H	0.1
寄生电容 $C_g/\mu\text{F}$	0.006	直流电压/kV	500
变压器漏抗/H	0.0297	电压环积分系数 k_{up}	0.2
变压器变比	230/290	电压环比例系数 k_{ui}	0.6
阀侧额定电压/kV	290	电流环积分系数 k_{ip}	0.2
子模块电容/mF	11.2	电流环比例系数 k_{ii}	0.6

由于本文所研究的内容与频率有较强的关联,因此采用 PSCAD 中的频率相关模型对二次电缆进行建模,选择最简单的套管电缆导体,一个套管内包括 6 根同轴电缆导体。二次电缆的模型如附录 B 图 B1 所示,建模具体参数如附录 B 表 B1 所示。

为验证电磁式电压/电流互感器二次电缆的传递特性,图 14、图 15 分别为电磁式电压、电流互感器二次电缆输入、输出端的电压、电流波形对比图,图 15 中 I_{as} 、 I_{at} 分别为输入、输出端电流。可以看出,输出端电压/电流幅值明显升高且相位发生变化,证明电磁式电压/电流互感器二次电缆存在传

变特性,导致采样信号与实际信号出现偏差。

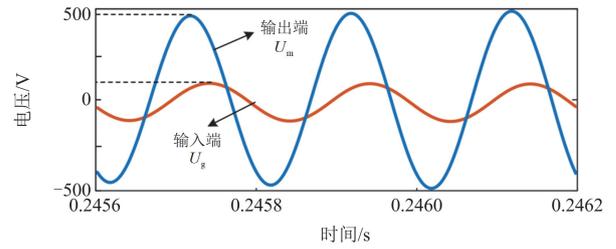


图 14 电压互感器二次电缆输入端和输出端电压波形对比图
Fig. 14 Comparison diagram of voltage waveform of secondary cable input and output terminals of voltage transformer

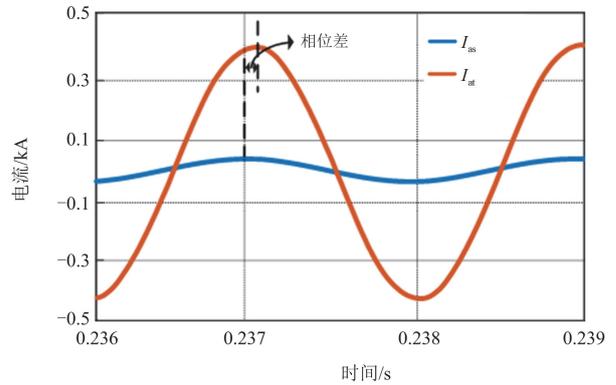


图 15 电流互感器二次电缆输入端和输出端电流波形对比图
Fig. 15 Comparison diagram of current waveform of secondary cable input and output terminal of current transformer

MMC 孤岛系统仿真模型系统侧为空母线运行,即母线接通电源但不连接负载的状态,控制环节采用电压电流双闭环控制、环流抑制以及最近电平逼近调制。图 16、图 17 分别为在空载情况下 MMC 孤岛系统的系统侧相电压、A 相电流波形,图 16 中,红、黄、蓝色曲线分别表示 A、B、C 三相电压。图 18 给出了 MMC 孤岛系统的系统侧 A 相电流快速傅里叶变换(fast Fourier transform, FFT)分析结果。

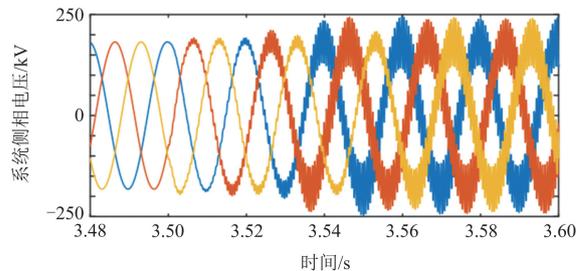


图 16 MMC 孤岛系统的系统侧相电压波形图
Fig. 16 Grid side phase voltage waveform of islanded MMC system

由图 16 可知, 在 3.50 s 之前, MMC 孤岛系统维持稳定运行; 3.50 s 左右系统侧相电压幅值呈发散式上升, 从 187 kV 左右上升至 250 kV 左右, 电压波形表现出明显的谐振现象; 在 3.54~3.60 s 内, MMC 孤岛系统在保护不动作的情况下, 系统侧相电压的幅值呈上升趋势, 与本文所提出的机理相吻合。

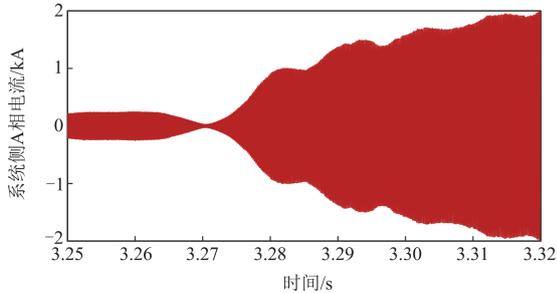


图 17 MMC 孤岛系统的系统侧 A 相电流波形图

Fig. 17 A-phase grid side current waveform of islanded MMC

由图 17 可知, 在 3.27 s 之后, 系统侧 A 相电流波形的幅值呈发散式上升, 出现明显的谐振现象, 系统侧 A 相电流幅值可达 2 kA, 与本文所提出的机理相吻合。

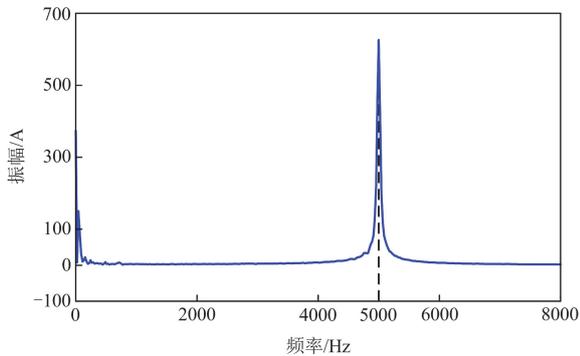


图 18 MMC 孤岛系统的系统侧 A 相电流 FFT 分析

Fig. 18 A-phase grid side current FFT analysis of islanded MMC

由图 18 可知, 基频 50 Hz 处振幅为 150.23 A, 在频率为 5000 Hz 时, 电流振幅存在较高的谐振峰值, 振幅为 625.72 A, 说明空载 MMC 孤岛系统在 5000 Hz 处发生高频谐振, 与文献[27]和文献[28]给出的康巴诺尔换流站实际谐振情况相符, 证明了本文所提机理的正确性。

4.2 换流站现场试验验证

康巴诺尔孤岛换流站某次空母线高频谐振电压电流的故障录波如图 19 所示。可以看出, 当系统发生谐振时, 系统侧相电压和相电流的波形均出现明显

谐振现象, 谐振频率为 5 kHz 左右, 与仿真结果基本一致, 进一步证明了本文所提的电磁式电压/电流二次电缆引发 MMC 孤岛系统高频谐振机理的正确性。

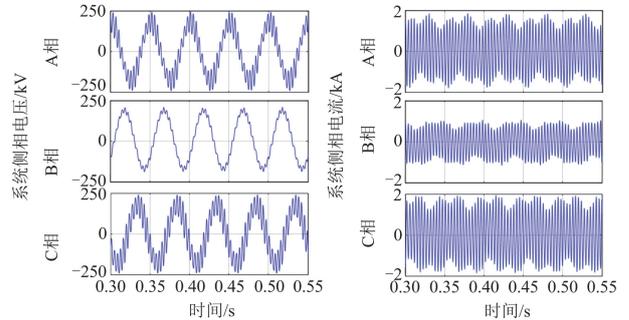


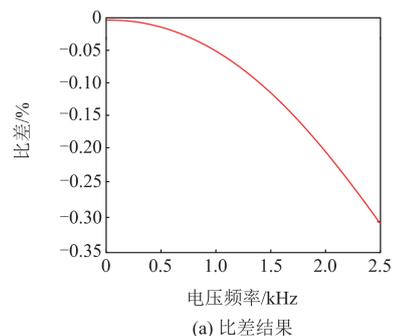
图 19 康巴诺尔换流站系统侧电压电流故障录波

Fig. 19 Fault recording of grid side voltage and current at Cambanor converter station

5 结论

本文在综合考虑电磁式电压/电流互感器二次电缆的情况下, 建立了 dq 坐标系下 MMC 孤岛系统主回路以及控制环节的数学模型; 采用 π 型等效电路建立了电磁式电压/电流互感器二次电缆的等效模型, 对电磁式电压/电流互感器二次电缆进行特性分析, 得出二次电缆具有传变特性。在此基础上对包含电磁式电压/电流互感器二次电缆的 MMC 孤岛系统进行稳定性分析, 提出了磁式电压/电流互感器二次电缆引发 MMC 孤岛系统高频谐振的机理, 即由于电磁式电压/电流互感器二次电缆的传变特性, 导致采样的电压/电流信号与实际的电压/电流信号存在偏差, 使得 MMC 孤岛系统的传递函数在右半平面存在特征根, 引发 MMC 孤岛系统产生高频谐振。最后通过 PSCAD/EMTDC 仿真结合现场试验验证, 证明了本文所提的电磁式电压/电流互感器二次电缆引发 MMC 孤岛系统高频谐振机理的正确性。

附录 A



(a) 比差结果

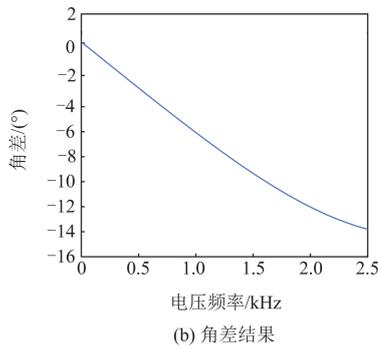


图 A1 电磁式电压互感器二次电缆电压试验结果
Fig. A1 Experiment results of secondary cable voltage of electromagnetic voltage transformer

表 A1 电磁式电压互感器准确度试验数据
Table A1 Accuracy test data of electromagnetic voltage transformer

电压频率/Hz	比差/%	角差/(°)
50	-0.026 61	0.792
250	-0.027 95	-0.715
500	-0.034 85	-2.583
750	-0.047 55	-4.427
1000	-0.066 35	-6.225
1250	-0.091 52	-7.951
1550	-0.130 03	-9.878
1750	-0.160 62	-11.040
2000	-0.203 89	-12.330
2250	-0.251 88	-13.380
2500	-0.303 15	-14.150

附录 B

在 PSCAD 中对互感器二次系统中的电缆进行建模,如图 B1 所示,其仿真模型参数如表 B1 所示。

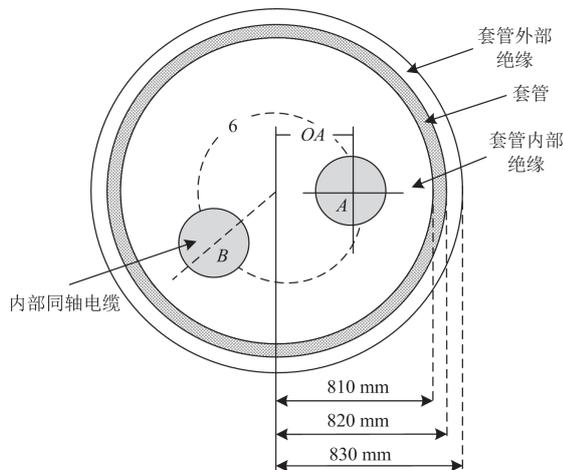


图 B1 互感器二次电缆模型

Fig. B1 Model of transformer secondary cable

表 B1 互感器二次电缆模型参数表

Table B1 Parameters of secondary cable model in transformer

名称	数值
中心导体外半径/m	0.005 15
导体电阻率/(Ω·m)	1.72×10^{-5}
导体相对磁导率	1
绝缘层外半径/m	0.011 35
绝缘层相对介电常数	4
绝缘层相对磁导率	1
介质损耗正切值	0.0001
套管相对介电常数	4
套管内绝缘层外半径/m	0.081
套管导体外半径/m	0.082
套管外绝缘层外半径/m	0.083
套管中心与每根电缆导体中心的中心距离/m	0.024
套管电阻率/(Ω·m)	1.71×10^{-7}
电缆内部导体数目/根	6
二次电缆长度/km	0.8
二次电缆距地面高度/m	3

参考文献

[1] 吴丽丽, 茆美琴, 施永. 含主动限流控制的 MMC-HVDC 电网直流短路故障电流解析计算[J]. 电工技术学报, 2024, 39(3): 785-797.
WU Lili, MAO Meiqin, SHI Yong. Analytical calculation of DC short-circuit fault current of modular multi-level converter-HVDC grid with active current limiting control[J]. Transactions of China Electrotechnical society, 2024, 39(3): 785-797.

[2] 许洪华, 邵桂萍, 鄂春良, 等. 我国未来能源系统及能源转型现实路径研究[J]. 发电技术, 2023, 44(4): 484-49.
XU Honghua, SHAO Guiping, E Chunliang, et al. Research on China's future energy system and the realistic path of energy transformation[J]. Power Generation Technology, 2023, 44(4): 484-491.

[3] 郑涛, 李紫肖, 陈颖. 基于换流站不同出线低频暂态能量比值的多端柔直电网线路保护方案[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(24): 1-12.
ZHENG Tao, LI Zixiao, CHEN Ying. Protection scheme for a multi-terminal flexible DC grid line based on low frequency transient energy ratios of different outgoing lines at the converter station[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(24): 1-12.

[4] 史昭娣, 朱宁, 李政, 等. 计及源-荷匹配的多区域多类型新能源系统优化规划方法[J]. 电力工程技术, 2024, 43(4): 67-76.
SHI Zhaodi, ZHU Ning, LI Zheng, et al. Optimization

- planning method of multi-region and multi-type renewable energy generation considering source-load matching[J]. *Electric Power Engineering Technology*, 2024, 43(4): 67-76.
- [5] 赖逸洋, 王增平, 王彤. 电流差动保护在柔直接入的交流电网中适应性分析及改进措施研究[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(3): 145-154.
- LAI Yiyang, WANG Zengping, WANG Tong. Study on adaptability analysis and improvement measures of current differential protection in AC network with soft direct access[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(3): 145-154.
- [6] 聂永辉, 张瑞东, 周勤勇, 等. 海上风电场经柔直送出系统的虚拟导纳中频振荡抑制策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(9): 36-45.
- NIE Yonghui, ZHANG Ruidong, ZHOU Qinyong, et al. A virtual admittance intermediate frequency oscillation suppression strategy for offshore wind farm system is presented by soft direct transmission[J]. *Power System Technology*, 2024, 52(9): 36-45.
- [7] 冯铮, 李慧, 范新桥, 等. 含微分平坦控制的柔直输电系统稳定性分析[J]. *电力科学与技术学报*, 2024, 39(4): 42-52.
- FENG Zheng, LI Hui, FAN Xinqiao, et al. Stability analysis of flexible direct current transmission system with differential flatness control[J]. *Journal of Electric Power Science and Technology*, 2024, 39(4): 42-52.
- [8] 武鸿, 王跃, 刘熠, 等. 基于广义电容电压不平衡度的 MMC 子模块开路故障诊断策略[J]. *电工技术学报*, 2023, 38(14): 3909-3922.
- WU Hong, WANG Yue, LIU Yi, et al. Open circuit fault diagnosis strategy of MMC sub-module based on generalized capacitor voltage unbalance[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2023, 38(14): 3909-3922.
- [9] 杜文娟, 郝向坤, 陈珏. 光伏场经柔直并网振荡稳定性分析与抑制方法研究[J]. *电力工程技术*, 2024, 43(3): 2-11, 51.
- DU Wenjuan, HAO Xiangkun, CHEN Jue. Oscillation stability analysis and mitigation method of photovoltaic field connected to the grid via VSC-HVDC[J]. *Electric Power Engineering Technology*, 2024, 43(3): 2-11, 51.
- [10] 雷傲宇, 汪林光, 梅勇, 等. 多端柔性直流电网的中高频谐振特性分析[J]. *电网与清洁能源*, 2023, 39(7): 54-60.
- LEI Aoyu, WANG Linguang, MEI Yong, et al. An analysis of medium & high-frequency oscillation characteristics multi-terminal flexible HVDC networks[J]. *Power System and Clean Energy*, 2023, 39(7): 54-60.
- [11] 张国华, 刘心旻, 刘卓轶, 等. 基于 VSC-HVDC 的统一附加阻尼最优控制方法[J]. *智慧电力*, 2023, 51(5): 80-87.
- ZHANG Guohua, LIU Xinyang, LIU Zhuokun, et al. Optimal control method of unified additional damping based on VSC-HVDC[J]. *Smart Power*, 2023, 51(5): 80-87.
- [12] 顾文, 吕万, 杨宏宇, 等. 电力系统次同步谐振的检测技术综述[J]. *电测与仪表*, 2022, 59(7): 9-18.
- GU Wen, LÜ Wan, YANG Hongyu, et al. Review of detection technology of sub-synchronous oscillation in power systems[J]. *Electrical Measurement & Instrumentation*, 2022, 59(7): 9-18.
- [13] ZHANG Tian, YAO Jun, LIN Yongchao, et al. Impact of control interaction of wind farm with MMC-HVDC transmission system on distance protection adaptability under symmetric fault[J]. *Protection and Control of Modern Power Systems*, 2025, 10(2): 83-101.
- [14] 杨秀, 胡浩然, 李增尧, 等. 风电场交直流并网次/超同步谐振交互影响[J]. *电力建设*, 2022, 43(1): 49-62.
- YANG Xiu, HU Haoran, LI Zengyao, et al. Interaction between AC and DC grid-connected sub-synchronous and super-synchronous oscillations in wind farms[J]. *Electric Power Construction*, 2022, 43(1): 49-62.
- [15] 谢小荣, 贺静波, 毛航银, 等. “双高”电力系统稳定性的新问题及分类探讨[J]. *中国电机工程学报*, 2021, 41(2): 461-475.
- XIE Xiaorong, HE Jingbo, MAO Hangyin, et al. New issues and classification of power system stability with high shares of renewables and power electronics[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2021, 41(2): 461-475.
- [16] 陈露洁, 徐式蕴, 孙华东, 等. 高比例电力电子电力系统宽频带谐振研究综述[J]. *中国电机工程学报*, 2021, 41(7): 2297-2310.
- CHEN Lujie, XU Shiyun, SUN Huadong, et al. A survey on wide-frequency oscillation for power systems with high penetration of power electronics[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2021, 41(7): 2297-2310.
- [17] 姜齐荣, 王玉芝. 电力电子设备高占比电力系统电磁谐振分析与抑制综述[J]. *中国电机工程学报*, 2020, 40(22): 7185-7201.
- JIANG Qirong, WANG Yuzhi. Overview of the analysis and mitigation methods of electromagnetic oscillations in power systems with high proportion of power electronic equipment[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2020, 40(22): 7185-7201.
- [18] 李岩, 邹常跃, 饶宏, 等. 柔性直流与极端交流系统间的谐波谐振[J]. *中国电机工程学报*, 2018, 38(增刊 1): 19-23.
- LI Yan, ZOU Changyue, RAO Hong, et al. Resonance of

VSC-HVDC with extreme AC grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(S1): 19-23.

[19] 郭贤珊, 刘斌, 梅红明, 等. 渝鄂直流背靠背联网工程交直流系统谐振分析与抑制[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(20): 157-164.
GUO Xianshan, LIU Bin, MEI Hongming, et al. Analysis and suppression of resonance between AC and DC systems in Chongqing-Hubei back-to-back HVDC project of China[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(20): 157-164.

[20] ZOU Changyue, RAO Hong, XU Shukai, et al. Analysis of resonance between a VSC-HVDC converter and the AC grid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33(12): 10157-10168.

[21] ZHANG Ye, HONG Chao, TU Liang, et al. Research on high-frequency mechanism and active harmonic suppression strategy of power systems with power electronics[C]// 2018 International Conference on Power System Technology (POWERCON), November 6-8, 2018, Guangzhou, China: 6-8.

[22] 高本锋, 沈雨思, 宋瑞华, 等. 虚拟同步机控制模块化多电平变流器阻抗建模及次/超同步振荡稳定性分析[J]. 电工技术学报, 2025, 40(2): 559-573.
GAO Benfeng, SHEN Yusi, SONG Ruihua, et al. Impedance modeling of modular multilevel converters controlled by virtual synchro and stability analysis of sub-/ super synchronous oscillations[J]. Transactions of China Electrotechnical society, 2025, 40(2): 559-573.

[23] 郭贤珊, 刘泽洪, 李云丰, 等. 柔性直流输电系统高频谐振特性分析及抑制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(1): 19-29.
GUO Xianshan, LIU Zehong, LI Yunfeng, et al. Characteristic analysis of high-frequency resonance of flexible high voltage direct current and research on its damping control strategy[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(1): 19-29.

[24] 李云丰, 汤广福, 贺之渊, 等. 柔性直流输电系统高频稳定性分析及抑制策略(三): 有源阻尼分频协调抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(23): 9392-9409.
LI Yunfeng, TANG Guangfu, HE Zhiyuan, et al. High frequency stability analysis and suppression strategy of flexible HVDC system (III): active damped frequency division coordination suppression strategy[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(23): 9392-9409.

[25] 郭琦, 郭海平, 黄立滨. 电网电压前馈对柔性直流输电在弱电网下的稳定性影响[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(14): 139-144.
GUO Qi, GUO Haiping, HUANG Libin. Effect of grid voltage feedforward on VSC-HVDC stability in weak power grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(14): 139-144.

[26] 余超耘, 盛超, 郭敬梅, 等. 海上风电场经交流海缆送出高频谐振高效实用化分析方法及其工程实践[J]. 电网技术, 2024, 48(3): 1352-1361.
YU Chaoyun, SHENG Chao, GUO Jingmei, et al. High efficiency and practical analysis method of high frequency resonance sent by AC submarine cable in offshore wind farm and its engineering practice[J]. Power System Technology, 2024, 48(3): 1352-1361.

[27] 胡应宏, 李雨, 李阳, 等. 面向柔直换流站高频谐振问题的换流变压器建模与参数辨识[J]. 电工技术学报, 2024, 39(22): 7154-7166.
HU Yinghong, LI Yu, LI Yang, et al. Converter transformer modeling and parameter identification for high frequency resonance problem of soft direct converter station[J]. Transactions of China Electrotechnical society, 2024, 39(22): 7154-7166.

[28] 胡应宏, 沈禹辰, 尹光祖, 等. 计及电磁式电流互感器测量环节高频特性的柔性直流输电孤岛空载建模与谐振机理分析[J/OL]. 中国电机工程学报: 1-21[2024-08-19]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2107.tm.20240624.1619.020.html>
HU Yinghong, SHEN Yuchen, YIN Guangzu, et al. Modeling and resonance mechanism analysis of MMC-HVDC under unload condition considering the high frequency characteristics of electromagnetic current transformer measurement link[J/OL]. Proceedings of the CSEE: 1-21[2024-08-19]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2107.tm.20240624.1619.020.html>

收稿日期: 2024-12-08; 修回日期: 2025-05-11

作者简介:

程 鹏(1988—), 男, 博士, 副研究员, 研究方向为新能源电力系统、新能源动力系统等; E-mail: p.cheng@ncepu.edu.cn

任 倩(2001—), 女, 通信作者, 硕士研究生, 研究方向为柔性直流输电暂态稳定性。E-mail: 120232201520@ncepu.edu.cn

(编辑 张 颖)