

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.250139

直流电网稳定性分析的改进节点阻抗方法

姚宇¹, 陈武晖¹, 张庚午¹, 郭小龙², 刘德福²

(1. 太原理工大学电气与动力工程学院, 山西 太原 030024; 2. 国网新疆电力调度控制中心, 新疆 乌鲁木齐 830002)

摘要: 直流电网中电力电子变流器端口阻抗与直流线路阻抗特性匹配失衡产生的负阻尼将会严重影响直流电网的稳定运行。经典阻抗法在评估直流电网稳定性时, 存在因前提假设条件失效以及零极点对消而导致关键模态缺失的固有限制, 会造成对系统稳定性的误判。为此, 首先分析了导致前提假设条件失效的内在机理, 探讨了零极点对消现象的产生机制及主要发生场景。并针对上述问题, 提出一种基于广义导纳矩阵的改进节点阻抗求解方法。该方法克服了经典阻抗法在直流电网稳定性分析中的固有限制性, 同时解决了导纳/阻抗矩阵分析方法因矩阵阶数升高而导致的节点阻抗求解困难问题, 提高了其在大规模系统中的实用性。最后, 在PSCAD/EMTDC中分别构建了两端及三端VSC-HVDC系统模型, 验证了理论分析的正确性以及所提改进方法的有效性。

关键词: 直流电网; 阻抗分析法; 节点阻抗; 稳定性分析

Enhanced nodal impedance method for stability assessment in DC power grid

YAO Yu¹, CHEN Wuhui¹, ZHANG Gengwu¹, GUO Xiaolong², LIU Defu²

(1. College of Electrical and Power Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China;
2. State Grid Xinjiang Control Center for Power Dispatching, Urumqi 830002, China)

Abstract: Negative damping arising from the mismatch between the port impedance characteristics of power electronic converters and the DC line impedance in DC power grids can severely compromise DC system stability. The classical impedance-based method has inherent limitations: when its underlying assumptions fail or when pole-zero cancellation occurs, key dynamic modes may be omitted, leading to incorrect stability assessments. To address this issue, the intrinsic mechanisms behind the failure of the classical assumptions is first analyzed, followed by an investigation into the origin and typical scenarios of pole-zero cancellation. An improved nodal impedance simplification method based on a generalized admittance matrix is then proposed. This method overcomes the inherent limitations of the classical impedance approach in DC grid stability analysis and resolves the computational challenges in nodal impedance extraction caused by the dimensionality growth in admittance/impedance matrix methods, thereby enhancing their applicability to large-scale systems. Finally, two-terminal and three-terminal VSC-HVDC system models are constructed respectively in PSCAD/EMTDC to verify the correctness of the theoretical analysis and the effectiveness of the improved method presented.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51977098).

Key words: DC power grid; impedance-based analysis; node impedance; stability analysis

0 引言

直流电网中电力电子变流器端口阻抗与直流线路阻抗特性匹配失衡引发的负阻尼效应是导致直流

侧振荡问题的主要原因^[1-5]。文献[6]指出海上VSC-HVDC供电系统振荡现象源于变流器端口阻抗与直流线路阻抗之间的交互作用, 其中定有功功率站呈现的恒功率负载(constant power load, CPL)特性会产生负阻尼效应, 从而降低系统的稳定性。文献[7]研究了直流侧多端柔直变流器与直流输电网络之间的相互作用, 并应用对数导纳法对典型系统的直流侧中的高频振荡特性进行分析。文献[8]对弱交流电

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51977098); 新疆维吾尔自治区重大科技专项资助(2022A01007-1); 新疆电力公司科技项目资助(SGTYHT/21-JS-223)

网背景下交直流混合供电系统直流侧稳定性问题进行研究,指出直流侧稳定性问题源于电压源型变流器(voltage source converter, VSC)直流端口阻抗与CPL 负阻尼特性之间的交互作用。文献[9]指出 VSC 直流侧阻抗的阻尼特性由 VSC 控制环路与功率流向共同决定,当功率从 VSC 交流侧流向直流侧时, VSC 在高频段呈现的容性阻抗可能与直流网络的感性阻抗相互作用,从而产生失稳风险。

基于输入输出理论的经典阻抗法是分析上述直流电网稳定性问题的主要方法。经典阻抗法通过输入输出端口特性表征系统外部行为,将系统划分为源子系统和负载子系统,并在频域内构建子系统阻抗模型,从而基于 Nyquist 准则研究子系统间相互作用对系统稳定性的影响^[10-13]。该方法具有物理意义明确、稳定性判据形式简单且便于电路互联等优势。然而,经典阻抗法存在源子系统和负载子系统稳定的前提假设,在某些情况下此假设条件可能失效,导致系统稳定性误判。另一方面,阻抗在数学本质上为传递函数,利用传递函数判稳可能存在零极点对消而导致的模态缺失现象,进而产生误判。

在 VSC-HVDC 系统直流侧稳定性研究中,经典阻抗分析方法存在局限性。文献[14]指出阻抗分析方法无法预测双端 VSC-HVDC 系统潮流方向改变时的稳定性,并提出了一种基于潮流方向确定阻抗比的方法来分析系统的稳定性。文献[15]和文献[16]指出,确定正确的阻抗比需要了解变流器的外特性,不同的阻抗比可能给开环传递函数引入右半平面(right-half plane, RHP)极点,在稳定性分析时需要考虑这些 RHP 极点,否则可能导致误判。文献[17]指出阻抗分析方法利用子系统输入输出特性评估系统稳定性,属于外部稳定,因而与状态空间方法的系统内部稳定性分析相比,可能出现结果不一致的现象。

基于导纳/阻抗矩阵的稳定性分析方法无需划分源子系统和负载子系统,避免了设置子系统稳定的前提假设条件^[18-19]。然而,当系统包含大量变流器时,矩阵的阶数将显著增加,导致稳定性评估复杂度上升,这一问题严重制约了该方法在实际工程中的应用。针对该局限,文献[20]在基于导纳/阻抗矩阵方法的基础上提出了母线节点阻抗准则,该方法虽然在一定程度上简化了基于导纳/阻抗矩阵方法稳定性评估过程,但仍存在未考虑转移阻抗的影响以及矩阵阶数升高时节点阻抗求解困难的局限。进一步地,文献[21]分析了基于导纳矩阵的节点阻抗法的适用条件,指出该方法要求电压源外特性子系统阻抗为最小相位系统,这在一定程度上限制了其应用范围。

针对经典阻抗法在上述 VSC-HVDC 系统直流

侧稳定性分析中存在的问题,本文首先对经典阻抗法的局限性进行了剖析,分析了前提假设条件失效的内在机理,探讨了零极点对消现象的产生机制以及主要发生场景。并提出了一种基于广义导纳矩阵的改进节点阻抗求解方法,不仅克服了经典阻抗法在直流电网稳定性分析中的固有局限性,还解决了基于导纳/阻抗矩阵分析方法因矩阵阶数升高而导致的节点阻抗求解困难问题,为直流电网的稳定性分析提供了更为准确和可靠的工具。

1 经典阻抗分析方法问题描述

图 1 为双端 VSC-HVDC 系统直流侧稳定性分析的系统模型及等效电路,在 AB 端口将系统分割为源、负载两个子系统。其中,定有功控制变流器子系统 P-VSC 呈现电流源外特性,运用诺顿等效,看作负载子系统;而定直流电压控制变流器子系统 Vdc-VSC 呈现电压源外特性,采用戴维南等效,看作源子系统^[17]。

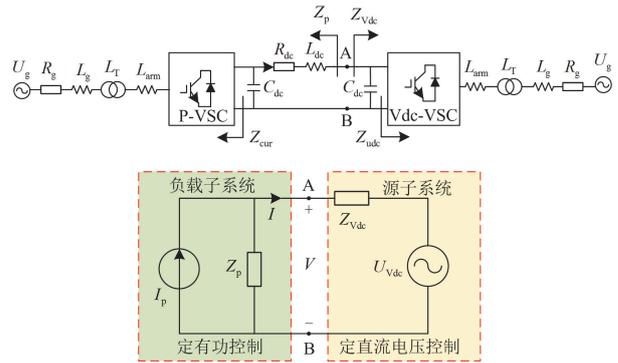


图 1 双端 VSC-HVDC 系统模型及等效电路

Fig. 1 Two-terminal VSC-HVDC system model and its equivalent circuit

两个子系统分割端口 AB 的电流 $I(s)$ 以及电压 $V(s)$ 的表达式为

$$\begin{cases} I(s) = (I_p(s) - \frac{U_{Vdc}(s)}{Z_p(s)}) \cdot \frac{1}{1 + Z_{Vdc}(s)/Z_p(s)} = H_{i1}(s) \cdot H_2(s) \\ V(s) = (I_p(s) \cdot Z_{Vdc}(s) + U_{Vdc}(s)) \cdot \frac{1}{1 + Z_{Vdc}(s)/Z_p(s)} = H_{v1}(s) \cdot H_2(s) \end{cases} \quad (1)$$

式中: $Z_p(s)$ 为负载子系统阻抗; $Z_{Vdc}(s)$ 为源子系统阻抗; $I_p(s)$ 为理想电流源; $U_{Vdc}(s)$ 为理想电压源; $H_{i1}(s)$ 和 $H_{v1}(s)$ 均为阻抗分析前提假设条件; $H_2(s)$ 为等效负反馈系统的闭环传递函数。

经典阻抗法稳定性分析时假设 $H_{i1}(s)$ 和 $H_{v1}(s)$ 稳定, 此时分割端口 AB 的电流 $I(s)$ 以及电压 $V(s)$ 的稳定性由闭环传递函数 $H_2(s)$ 决定。系统稳定性判别准则为: 当且仅当开环传递函数 $H(s) = Z_{vdc}(s)/Z_p(s)$ 满足 Nyquist 稳定判据时, 系统才是稳定的^[10-13]。 $H_{i1}(s)$ 和 $H_{v1}(s)$ 在工程实践中通常是稳定的^[22], 但是在某些情况下这些条件可能失效, 导致仅根据 $H_2(s)$ 进行稳定性分析会误判整个系统的稳定性。

问题 1: 阻抗分析法的前提假设条件失效

1) 变流器阻抗与线路阻抗相互作用导致前提假设失效

由于变流器阻抗与直流线路阻抗相互作用会改变源子系统和负载子系统阻抗的零极点, 其对系统稳定性分析影响如下: 若式(1)中负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 引入 RHP 零点或源子系统阻抗 $Z_{vdc}(s)$ 引入 RHP 极点, $H_{i1}(s)$ 和 $H_{v1}(s)$ 不再稳定, $H_{i1}(s)$ 和 $H_{v1}(s)$ 稳定的前提失效, 此时不能仅使用 $H_2(s)$ 进行稳定性分析, 否则会误判。

对于图 1 中 AB 端口, 负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 由 P-VSC 的等效阻抗与直流电容并联, 然后与直流线路阻抗串联组成, 源子系统阻抗 $Z_{vdc}(s)$ 则由 Vdc-VSC 等效阻抗和直流电容并联构成, 具体如式(2)所示。

$$\begin{cases} Z_p(s) = \frac{Z_{cur}(s)}{1 + sC_{dc}Z_{cur}(s)} + Z_{dc}(s) \\ Z_{vdc}(s) = \frac{Z_{udc}(s)}{1 + sC_{dc}Z_{udc}(s)} \end{cases} \quad (2)$$

式中: $Z_{cur}(s)$ 为变流器 P-VSC 的等效阻抗; $Z_{udc}(s)$ 为变流器 Vdc-VSC 的等效阻抗; $Z_{dc}(s)$ 为直流线路阻抗; C_{dc} 为直流侧电容。

在换流站设计环节, 需确保变流器 P-VSC 和 Vdc-VSC 单独运行时稳定。具体而言, 通过合理的变流器设计, P-VSC 的等效导纳 $Y_{cur}(s)$ 无 RHP 极点, Vdc-VSC 的等效阻抗 $Z_{udc}(s)$ 无 RHP 极点^[23-24]。令 $Z_{cur}(s) = N_{cur}/D_{cur}$, $Z_{udc}(s) = N_{udc}/D_{udc}$, 其中, N 和 D 均为 s 的多项式, 即都能表示为 $a_n s^n + a_{n-1} s^{n-1} + \dots + a_1 s + a_0$ ($a_n, a_{n-1}, \dots, a_1, a_0$ 均为常数)。将其代入式(2), 得到负载子系统与源子系统等效阻抗的展开式为

$$\begin{cases} Z_p(s) = \frac{N_{cur} + D_{cur}Z_{dc} + sC_{dc}N_{cur}Z_{dc}}{D_{cur} + sC_{dc}N_{cur}} \\ Z_{vdc}(s) = \frac{N_{udc}}{D_{udc} + sC_{dc}N_{udc}} \end{cases} \quad (3)$$

由式(3)可知, 变流器阻抗与直流线路阻抗及直流电容串并联后, 子系统阻抗 $Z_p(s)$ 的零点和极点均发生改变, $Z_{vdc}(s)$ 的极点改变, 零点不变。因此, $Y_p(s)$ 可能引入 RHP 零点, $Z_{vdc}(s)$ 可能引入 RHP 极点, 从而导致假设条件 ($H_{i1}(s)$ 和 $H_{v1}(s)$ 稳定) 不成立, 采用经典阻抗法仅根据 $H_2(s)$ 应用 Nyquist 准则会误判系统的稳定性。

2) 直流系统潮流反转导致前提假设失效

直流系统潮流反转时, 需根据实际潮流方向来确定源子系统和负载子系统, 以建立正确的开环传递函数^[14]。对于图 1 所示双端 VSC-HVDC 系统等效电路, 当电流从定有功控制子系统流向定直流电压控制子系统以及潮流反向的情况下, 潮流反转前和反转后的分割端口 AB 电流的表达式分别为

$$\begin{cases} I_{p-vdc}(s) = \left[I_p(s) - \frac{U_{vdc}(s)}{Z_p(s)} \right] \\ \frac{1}{1 + Z_{vdc}(s)/Z_p(s)} = H_{i1}(s) \cdot H_2(s) \\ I_{vdc-p}(s) = \left[\frac{U_{vdc}(s)}{Z_{vdc}(s)} - I_p(s) \frac{Z_p(s)}{Z_{vdc}(s)} \right] \\ \frac{1}{1 + Z_p(s)/Z_{vdc}(s)} = H_{i2}(s) \cdot H_2(s) \end{cases} \quad (4)$$

式中: $H_{i1}(s)$ 和 $H_{i2}(s)$ 分别为潮流反转前、后电流表达式中的假设条件部分。

由式(4)可知, 直流系统潮流反转时, 电流表达式的假设条件由 $H_{i1}(s)$ 变为 $H_{i2}(s)$, 其对系统稳定性影响分析如下: 对于非最小相位系统(即 $Z_{vdc}(s)$ 或 $Y_p(s)$ 存在 RHP 零点), 功率流向为从定有功功率控制子系统至定直流电压控制子系统时, $H_{i1}(s)$ 稳定, 此时 $H_2(s)$ 满足 Nyquist 判据稳定性条件, 则系统稳定。而潮流反转后, 非最小相位系统条件使得 $H_{i2}(s)$ 可能不稳定, 即使 $H_2(s)$ 满足 Nyquist 判据, 系统也不稳定。这一现象表明, 仅依靠 $H_2(s)$ 进行稳定性分析可能无法准确判断系统的稳定性。

问题 2: 应用于多端系统时出现零极点对消导致模态缺失

当扩展至多端系统时, 系统由 2 个及以上电流源外特性和电压源外特性变流器组成。以图 2 所示的考虑线路阻抗的三端系统为例, 其中负载子系统由 2 个定有功功率控制(具有电流源外特性)的变流器并联组成, 源子系统则由一个定直流电压控制(具有电压源外特性)的变流器构成。

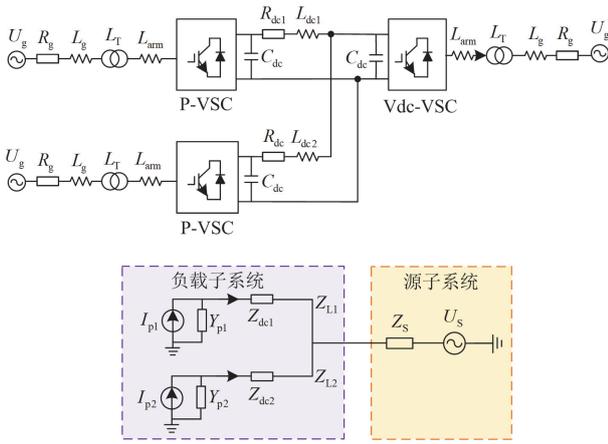


图2 三端 VSC-HVDC 系统模型及等效电路

Fig. 2 Three-terminal VSC-HVDC system model and its equivalent circuit

在进行稳定性分析时,负载子系统阻抗表示为: $Z_L(s) = Z_{L1}(s) \parallel Z_{L2}(s)$, 其中 $Z_{L1}(s) = Z_{p1}(s) + Z_{dc1}(s)$, $Z_{L2}(s) = Z_{p2}(s) + Z_{dc2}(s)$ 。 $Z_{L1}(s)$ 和 $Z_{L2}(s)$ 分别为两负载支路阻抗; $Z_{p1}(s)$ 与 $Z_{p2}(s)$ 分别为两个定有功变流器的阻抗; $Z_{dc1}(s)$ 与 $Z_{dc2}(s)$ 分别为两个支路的线路阻抗。

基于前述的经典阻抗分析方法,系统开环传递函数为 $H(s) = Z_s(s)/Z_L(s)$, 其中, $Z_s(s)$ 为源子系统阻抗, $Z_L(s)$ 为负载子系统阻抗。令 $Z_s(s) = N_s/D_s$, $Z_L(s) = N_L/D_L$, N 和 D 均为 s 的多项式, 均能表示为 $a_n s^n + a_{n-1} s^{n-1} + \dots + a_1 s + a_0$ ($a_n, a_{n-1}, \dots, a_1, a_0$ 均为常数), 则开环传递函数可表示为

$$H(s) = \frac{Z_s(s)}{Z_L(s)} = \frac{N_s/D_s}{N_L/D_L} = \frac{N_s \cdot D_L}{D_s \cdot N_L} \quad (5)$$

同样, 令 $Z_{L1}(s) = N_{L1}/D_{L1}$, $Z_{L2}(s) = N_{L2}/D_{L2}$, N 和 D 均为 s 的多项式, 在两负载支路阻抗相等(即 $Z_{L1}(s) = Z_{L2}(s)$) 的情况下, 可以得到经过零极点对消的开环传递函数 $H_{\text{cancellation}}(s)$ 和未经零极点对消的开环传递函数 $H_{\text{correct}}(s)$ 表达式为

$$\begin{cases} H_{\text{cancellation}}(s) = \frac{Z_s(s)}{Z_L(s)} = \frac{N_s}{D_s} \cdot \frac{(N_{L1}/D_{L1})^2}{2(N_{L1}/D_{L1})} = \frac{N_s}{D_s} \cdot \frac{2D_{L1}}{N_{L1}} \\ H_{\text{correct}}(s) = \frac{Z_s(s)}{Z_L(s)} = \frac{N_s}{D_s} \cdot \frac{(N_{L1}/D_{L1})^2}{2(N_{L1}/D_{L1})} = \frac{N_s}{D_s} \cdot \frac{2D_{L1}^2}{D_{L1} \cdot N_{L1}} \end{cases} \quad (6)$$

由式(6)可知, 若在推导开环传递函数总分母前, 并联负载支路的阻抗发生零极点对消, 会使分母缺失部分模态, 如式(7)所示。

$$D(H_{\text{correct}}(s)) = D_{L1} \cdot D(H_{\text{cancellation}}(s)) \quad (7)$$

式中: $D(\cdot)$ 表示传递函数分母多项式。

由式(7)可知, 在多变流器组成的多端系统中, 当负载子系统阻抗的各支路阻抗相等时, 并联后的子系统阻抗 $Z_L(s)$ 会出现零极点对消现象, 导致开环传递函数分母缺少 D_{L1} 的模态。因此, 当 D_{L1} 存在不稳定模态时, 可能出现因零极点对消而造成稳定性分析误判。综上所述, 零极点对消现象源于两负载支路阻抗相等, 这给阻抗法的一般性应用带来了障碍^[25]。

2 改进节点阻抗法

在VSC-HVDC系统稳定性分析中, 直流电容、线路阻抗与变流器阻抗串并联作用可能使源子系统和负载子系统阻抗出现RHP零极点, 使其为非最小相位系统, 从而影响经典阻抗法稳定性分析的假设条件。与经典阻抗分析方法相比, 节点阻抗法不仅无需划分源子系统和负载子系统, 而且无需设置前提假设条件, 能够避免线路阻抗与变流器阻抗相互作用给子系统阻抗引入RHP零极点进而影响稳定性评估的问题。

然而, 文献[21]提出的基于导纳矩阵的节点阻抗法对电压源外特性子系统阻抗有更为严格的要求, 即阻抗 $Z_{\text{udc},k}(k=1,2,\dots,m)(s)$ 无 RHP 零点和极点, 这在一定程度上限制了方法的适用范围。为克服这些局限性, 本文对如图3所示的多端系统采用基于广义导纳矩阵推导节点阻抗进行稳定性分析。

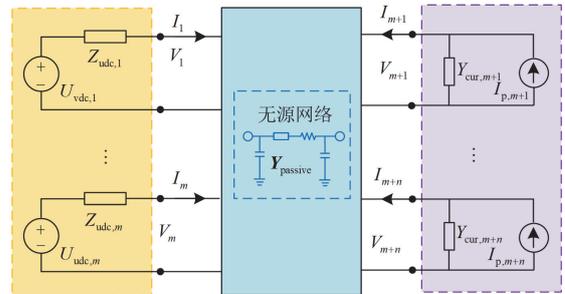


图3 多端 VSC 系统直流侧等效电路

Fig. 3 Equivalent circuit of the DC side in multi-terminal VSC system

2.1 基于改进节点阻抗的稳定性分析方法

在图3所示多端系统中, 电压源外特性的变流器采用戴维南等效, 其中, $U_{\text{vdc},i}(i=1,2,\dots,n)(s)$ 表示开路电压, $Z_{\text{udc},i}(i=1,2,\dots,n)(s)$ 为变流器等效阻抗; 电流源外特性的变流器采用诺顿等效, 其中 $I_{p,j}(j=m+1,m+2,\dots,m+n)(s)$ 表示短路电流, $Y_{\text{cur},j}(j=m+1,m+2,\dots,m+n)(s)$ 为变流器等效导纳。节点 N_1, N_2, \dots, N_{m+n} 表示变流器与直流线路

的连接点, $V_{i(i=1,2,\dots,m+n)}(s)$ 和 $I_{i(i=1,2,\dots,m+n)}(s)$ 分别表示节点 N_i 的电压和注入电流。基于上述定义, 系统的节点电压方程可表示为

$$\mathbf{V}(s) \cdot (\mathbf{Y}_{\text{passive}}(s) + \mathbf{Y}(s)) = \mathbf{I}(s) \quad (8)$$

式中: $\mathbf{V}(s)$ 为系统节点电压列向量; $\mathbf{I}(s)$ 为系统节点注入电流列向量; $\mathbf{Y}(s)$ 为系统交流器的导纳矩阵; $\mathbf{Y}_{\text{passive}}(s)$ 为直流线路阻抗网络的节点导纳矩阵。

$$\begin{cases} \mathbf{I}(s) = (Y_{\text{udc},1}(s)U_{\text{vdc},1}(s), \dots, Y_{\text{udc},m}(s)U_{\text{vdc},m}(s), I_{p,m+1}(s), \dots, I_{p,m+n}(s))^T \\ \mathbf{Y}(s) = \text{diag}(Y_{\text{udc},1}(s), \dots, Y_{\text{udc},m}(s), Y_{\text{cur},m+1}(s), \dots, Y_{\text{cur},m+n}(s)) \\ \mathbf{V}(s) = (V_1(s), \dots, V_m(s), V_{m+1}(s), \dots, V_{m+n}(s))^T \end{cases} \quad (9)$$

式中: $Y_{\text{udc},i(i=1,2,\dots,n)}(s)$ 表示电压源外特性变流器的等效导纳; $\text{diag}(\cdot)$ 表示对角矩阵。

令

$$\begin{cases} \mathbf{Z}_V(s) = \text{diag}(Z_{\text{udc},1}(s), \dots, Z_{\text{udc},m}(s), 1, \dots, 1) \\ \mathbf{J}(s) = (U_{\text{vdc},1}(s), \dots, U_{\text{vdc},m}(s), I_{p,m+1}(s), \dots, I_{p,m+n}(s))^T \\ \mathbf{Y}_I(s) = \text{diag}(1, \dots, 1, Y_{\text{cur},m+1}(s), \dots, Y_{\text{cur},m+n}(s)) \end{cases} \quad (10)$$

式中: $\mathbf{Z}_V(s)$ 为电压源外特性变流器阻抗构成的对角矩阵; $\mathbf{J}(s)$ 为理想电流源及电压源构成的列向量; $\mathbf{Y}_I(s)$ 为电流源外特性变流器导纳构成的对角矩阵。

根据式(9)和式(10)有

$$\begin{cases} \mathbf{I}(s) = \mathbf{Z}_V^{-1}(s) \cdot \mathbf{J}(s) \\ \mathbf{Y}(s) = \mathbf{Z}_V^{-1}(s) \cdot \mathbf{Y}_I(s) \end{cases} \quad (11)$$

将式(11)代入式(8)可得

$$\mathbf{V}(s) = (\mathbf{Y}_I(s) + \mathbf{Z}_V(s)\mathbf{Y}_{\text{passive}}(s))^{-1} \cdot \mathbf{J}(s) = \mathbf{Y}_{\text{gen}}^{-1}(s) \cdot \mathbf{J}(s) \quad (12)$$

根据逆矩阵定义, 逆矩阵 $\mathbf{Y}_{\text{gen}}^{-1}(s)$ 可写为

$$\mathbf{Y}_{\text{gen}}^{-1}(s) = \frac{\text{adj}(\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s))}{\det(\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s))} \quad (13)$$

式中: $\text{adj}(\cdot)$ 表示伴随矩阵; $\det(\cdot)$ 表示矩阵行列式。

由于所有变流器自身都稳定, 故 $\mathbf{Y}_I(s)$ 和 $\mathbf{Z}_V(s)$ 中每个传递函数都不存在RHP极点^[21]。同时, 对于无源线路阻抗网络, $\mathbf{Y}_{\text{passive}}(s)$ 中的每个传递函数既无RHP零点也无RHP极点。根据伴随矩阵计算公式及上述条件, 矩阵 $\text{adj}(\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s))$ 中的每个传递函数同样都没有RHP极点^[20]。在这种情况下, 系统稳定的条件为: 行列式 $\det(\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s))$ 不存在RHP零点。

将图3中所有的源置0, 并在节点 N_a 处接入外部注入电流源 I_a , 如图4所示。此时, 系统的节点导纳方程为

$$\begin{cases} I_a \cdot \boldsymbol{\eta}_a^T = (\mathbf{Y}(s) + \mathbf{Y}_{\text{passive}}(s)) \cdot \mathbf{V} \\ I_a = \boldsymbol{\eta}_a (I_a \boldsymbol{\eta}_a^T), \boldsymbol{\eta}_a = (0, \dots, 0, 1, 0, \dots, 0)_{1 \times (m+n)} \\ V_\beta = \boldsymbol{\eta}_\beta \mathbf{V}, \boldsymbol{\eta}_\beta = (0, \dots, 0, 1, 0, \dots, 0)_{1 \times (m+n)} \end{cases} \quad (14)$$

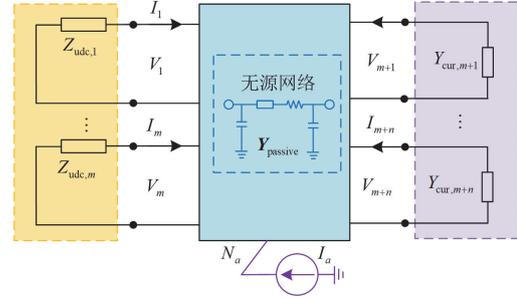


图4 源置0时多端VSC系统直流侧等效电路

Fig. 4 Equivalent circuit of the DC side in multi-terminal VSC system when sources are set to zero

在外部注入电流源 I_a 时, 节点阻抗 $Z_{\beta a}(s)$ 为

$$Z_{\beta a}(s) = \frac{V_\beta}{I_a} = \boldsymbol{\eta}_\beta (\mathbf{Y}(s) + \mathbf{Y}_{\text{passive}}(s))^{-1} \boldsymbol{\eta}_a^T = \boldsymbol{\eta}_\beta \frac{\mathbf{Z}_V(s) \text{adj}(\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s))}{\det(\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s))} \boldsymbol{\eta}_a^T \quad (15)$$

由式(15)可知, 节点阻抗 $Z_{\beta a}(s)$ 是矩阵 $(\mathbf{Y}(s) + \mathbf{Y}_{\text{passive}}(s))^{-1}$ 中的一个元素。又因为 $\mathbf{Z}_V(s)$ 和 $\text{adj}(\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s))$ 中的每个传递函数均不含RHP极点, 故 $Z_{\beta a}(s)$ 的稳定性取决于行列式 $\det(\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s))$ 的零点分布特性。可以发现, $Z_{\beta a}(s)$ 的稳定性能够表征系统的稳定性。由此, 改进节点阻抗判据可表述为: 节点阻抗 $Z_{\beta a}(s)$ 不含RHP极点则系统稳定。

2.2 改进节点阻抗计算方法

基于上述理论分析, 在应用所提改进节点阻抗法进行稳定性分析时, 节点阻抗的求解涉及矩阵的行列式及其伴随矩阵的计算。然而, 随着矩阵阶数 n 增长, 行列式的计算复杂度呈 $n!$ 式增长, 伴随矩阵中某一元素的计算复杂度也呈 $(n-1)!$ 式增长^[26]。为有效解决这一计算难题, 本文提出一种基于高斯消元的节点阻抗求解方法, 通过初等行变换简化单个节点阻抗的求解过程, 进而开展稳定性分析。

高斯消元方法常用于求解矩阵方程 $\mathbf{Ax} = \mathbf{b}$, 其具体做法是对增广矩阵 $[\mathbf{A}|\mathbf{b}]$ 进行初等行变换, 当左侧矩阵转换为单位矩阵时, 右侧向量即为原矩阵方程 $\mathbf{x} = \mathbf{A}^{-1}\mathbf{b}$ 的解^[26]。对于 n 阶非奇异广义导纳矩阵 $\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s)$, 其逆矩阵 $\mathbf{Z}(s)$ 满足等式 $\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s)\mathbf{Z}(s) = \mathbf{E}$, 其中 \mathbf{E} 为单位矩阵。为求解单个节点阻抗, 可构建

方程 $\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s)\mathbf{Z}_k(s) = \mathbf{E}_k$ ，其中， $\mathbf{Z}_k(s)$ 、 \mathbf{E}_k 分别为 $\mathbf{Z}(s)$ 阵和 \mathbf{E} 阵中的第 k 列元素构成的列向量。

对由 $\mathbf{Y}(s)$ 阵和 \mathbf{E}_k 列向量构成的增广矩阵 \mathbf{B}_k 进行 k 次归一化的高斯消元，得到的 $\mathbf{B}_k^{(k)}$ 阵可表示为

$$\mathbf{B}_k^{(k)} = \begin{pmatrix} 1 & Y_{1,2}^{(1)}(s) & \cdots & Y_{1,k}^{(1)}(s) & Y_{1,k+1}^{(1)}(s) & \cdots & Y_{1,n}^{(1)}(s) & 0 \\ 0 & 1 & \cdots & Y_{2,k}^{(2)}(s) & Y_{2,k+1}^{(2)}(s) & \cdots & Y_{2,n}^{(2)}(s) & 0 \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & 1 & Y_{k,k+1}^{(k)}(s) & \cdots & Y_{k,n}^{(k)}(s) & 1/Y_{k,k}^{(k)}(s) \\ 0 & 0 & \cdots & 0 & Y_{k+1,k+1}^{(k)}(s) & \cdots & Y_{k+1,n}^{(k)}(s) & 1/Y_{k+1,k}^{(k)}(s) \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Y_{n,k+1}^{(k)}(s) & \cdots & Y_{n,n}^{(k)}(s) & 1/Y_{n,k}^{(k)}(s) \end{pmatrix} \quad (16)$$

式中：上标 (\cdot) 表示进行高斯消元的迭代次数。一次高斯消元迭代是指通过初等行变换将某一列主元下方所有元素化为 0 的过程。

变换高斯消元，可使第 n 行 n 列元素系数化为 1，从而直接求解出策动点阻抗 $Z_{n,k(n=k)}(s)$ 或转移阻抗 $Z_{n,k(n \neq k)}(s)$ 。此时对应的矩阵方程为

由式(16)可知，对于 n 阶矩阵，经过 n 次初等

$$\mathbf{Y}^{(n)}(s)\mathbf{Z}_k^{(n)}(s) = \mathbf{E}_k^{(n)}$$

$$\begin{pmatrix} 1 & Y_{1,2}^{(1)}(s) & \cdots & Y_{1,k}^{(1)}(s) & Y_{1,k+1}^{(1)}(s) & \cdots & Y_{1,n}^{(1)}(s) \\ 0 & 1 & \cdots & Y_{2,k}^{(2)}(s) & Y_{2,k+1}^{(2)}(s) & \cdots & Y_{2,n}^{(2)}(s) \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots & & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & 1 & Y_{k,k+1}^{(k)}(s) & \cdots & Y_{k,n}^{(k)}(s) \\ 0 & 0 & \cdots & 0 & 1 & \cdots & Y_{k+1,n}^{(k)}(s) \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots & & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} Z_{1,k}(s) \\ Z_{2,k}(s) \\ \vdots \\ Z_{k,k}(s) \\ Z_{k+1,k}(s) \\ \vdots \\ Z_{n,k}(s) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 1/Y_{k,k}^{(k)}(s) \\ 1/Y_{k+1,k}^{(k+1)}(s) \\ \vdots \\ 1/Y_{n,k}^{(n)}(s) \end{pmatrix} \quad (17)$$

基于式(17)矩阵对应的线性方程，可推导出策动点阻抗 $Z_{k,k}(s)$ 的计算公式为

$$Z_{k,k}(s) = \frac{1}{Y_{k,k}^{(k)}(s)} - \sum_{m=k+1}^n Y_{k,m}^{(k)}(s)Z_{m,k}(s) \quad (18)$$

同理，转移阻抗 $Z_{j,k}(s)$ 的计算公式为

$$Z_{j,k}(s) = \frac{1}{Y_{j,k}^{(j)}(s)} - \sum_{m=j+1}^n Y_{j,m}^{(j)}(s)Z_{m,k}(s) \quad (19)$$

基于上述公式分析可知，策动点阻抗 $Z_{k,k}(s)$ 以及转移阻抗 $Z_{j,k}(s)$ 的求解均依赖于阻抗 $Z_{m,k(m=j+1,j+2,\dots,n)}(s)$ 。因此，本方法的计算特点总结如下。

1) 通过对 \mathbf{B}_k 阵进行 k 次归一化的高斯消元后得到的 $\mathbf{Y}^{(k)}$ 阵和 \mathbf{E}_k 阵第 $k(m=k,k+1,\dots,n)$ 行元素，可分别计算 $\mathbf{Z}_k(s)$ 中对角元素(策动点阻抗 $Z_{k,k}(s)$)以及非对角元素(转移阻抗 $Z_{j,k(j=k+1,k+2,\dots,n)}(s)$)。

2) $\mathbf{Z}_k(s)$ 中各元素的计算顺序为： $Z_{n,k}(s), \dots, Z_{k,k}(s), \dots, Z_{2,k}(s), Z_{1,k}(s)$ 。由此可见，转移阻抗 $Z_{n,k(k \neq n)}(s)$ 及策动点阻抗 $Z_{n,k(k=n)}(s)$ 相比其他策动

点阻抗 $Z_{k,k(k \neq n)}(s)$ 更易求解，计算复杂度更低。仅需对 n 阶增广矩阵 \mathbf{B}_k 进行 n 次初等变换的高斯消元即可求解节点阻抗，进而开展稳定性分析。

2.3 不同阻抗方法的对比

2.3.1 改进方法与现有节点阻抗方法的对比

文献[19]结合式(8)与式(11)提出节点阻抗方法，可得

$$\mathbf{V}(s) = (\mathbf{Y}_{\text{passive}}(s) + \mathbf{Y}(s))^{-1} \cdot \mathbf{I}(s) = \mathbf{Y}_{\text{nodal}}^{-1}(s) \cdot \mathbf{I}(s) = \mathbf{Y}_{\text{nodal}}^{-1}(s) \cdot \mathbf{Z}_V^{-1}(s) \cdot \mathbf{J}(s) \quad (20)$$

当式(20)中 $\mathbf{Y}_{\text{nodal}}^{-1}(s)\mathbf{I}(s)$ 不含 RHP 极点时，系统稳定。由于 $\mathbf{I}(s) = \mathbf{Z}_V^{-1}(s)\mathbf{J}(s)$ ，其中 $\mathbf{J}(s)$ 不含 RHP 极点，所以电压 $\mathbf{V}(s)$ 稳定性取决于 $\mathbf{Y}_{\text{nodal}}^{-1}(s)\mathbf{Z}_V^{-1}(s)$ 。因此，对于由电压源外特性的变流器和电流源外特性的变流器构成的系统，利用节点导纳矩阵进行稳定性分析需满足的条件如下。

1) 电压源外特性的变流器阻抗 $Z_{\text{udc},k(k=1,2,\dots,m)}(s)$

不存在 RHP 零点和极点。

2) 电流源外特性的变流器导纳 $Y_{\text{cur},k(k=m+1,m+2,\dots,m+n)}(s)$ 不存在 RHP 极点。

当满足上述条件时，系统稳定性由矩阵 $\mathbf{Y}_{\text{nodal}}^{-1}(s)$

是否有 RHP 极点来判定。将所有源置 0, 并在节点 N_a 处连接外部注入电流源 I_a 。此时, 输入为电流 I_a , 输出为电压 V_β , 类比式(15)可知, $Z_{\beta a}(s)$ 的稳定性能够表征行列式 $\det(\mathbf{Y}_{\text{nodal}}(s))$ 的零点分布特性, 进而表征系统稳定性。系统稳定性判定条件为: 节点阻抗 $Z_{\beta a}(s)$ 不存在 RHP 极点。

与文献[19]提出的节点阻抗方法相比, 本文提出的改进节点阻抗方法只要求电压源型变流器阻抗 $Z_{\text{udc},k}(k=1,2,\dots,m)(s)$ 不含 RHP 极点, 放宽了对 $Z_{\text{udc},k}(k=1,2,\dots,m)(s)$ 的限制条件, 不再要求其不存在 RHP 零点, 降低了方法的保守性, 适用场景更广泛。

2.3.2 节点阻抗方法与经典阻抗方法对比
采用经典阻抗方法进行系统稳定性分析中, 需划分源子系统和负载子系统, 并且设置前提假设条件。然而, 由于直流电容、线路阻抗与变流器阻抗的相互作用可能使子系统阻抗出现 RHP 零极点, 使其为非最小相位系统, 从而影响经典阻抗法稳定性分析的前提假设条件。

由式(8)和式(12)可知, 改进方法虽仍存在变流器导纳与直流线路导纳之间的相互作用, 但通过行列式 $\det(\mathbf{Y}_{\text{gen}}(s))$ 的 RHP 零点判定条件, 已综合考虑了这种相互作用的影响。

与经典阻抗分析方法相比, 改进节点阻抗方法具备以下优点:

- 1) 无需像经典阻抗法一样设置前提假设条件, 即不要求 $H_{i1}(s)$ 和 $H_{v1}(s)$ 稳定;
- 2) 无需划分源子系统和负载子系统, 从而避免了线路与变流器相互作用导致的子系统阻抗 RHP 零极点引入问题, 提高了稳定性评估的准确性。

此外, 基于 2.3.1 节的分析可知, 现有的节点阻抗方法虽要求电压源外特性子系统阻抗不含 RHP 零点和极点, 限制了方法的适用范围, 但其通过行列式 $\det(\mathbf{Y}_{\text{nodal}}(s))$ 的 RHP 零点判定条件, 也已综合考虑了这种相互作用的影响。因此, 现有节点阻抗方法与经典阻抗法相比也具备前述两个优点。

3 算例分析与仿真验证

为验证经典阻抗法的局限性以及改进节点阻抗方法的有效性, 在仿真软件 PSCAD/EMTDC 中, 建立了如图1和图2所示的两端以及三端 VSC-HVDC 系统仿真模型。系统主要仿真参数如表 1 所示。

3.1 基于两端 VSC-HVDC 系统分析验证

本文采用的两端 VSC-HVDC 系统如图1所示, 该系统由变压器、交流滤波器、两个 VSC-HVDC 变流器(P-VSC和Vdc-VSC)以及直流线路构成。P-VSC

负责控制传输的有功功率为750 MW, 且作为整流器运行; Vdc-VSC则维持直流线路电压为500 kV, 作为逆变器运行。假设两个VSC结构相同, VSC的参数列于表1, 其控制框图如图5所示。变流器直流侧阻抗建模详见文献[17, 27]。

表 1 VSC-HVDC 系统主要参数

Table 1 Main parameters of the VSC-HVDC system

参数	数值	参数	数值
额定容量 S_b/MW	750	线路 1 电阻 $R_{\text{dc}1}/\Omega$	0.802
基频 f/Hz	50	线路 1 电感 $L_{\text{dc}1}/\text{H}$	0.21
额定直流电压 $U_{\text{dc}b}/\text{kV}$	500	线路 2 电阻 $R_{\text{dc}2}/\Omega$	0.802
额定交流电压 U_b/kV	429	线路 2 电感 $L_{\text{dc}2}/\text{H}$	0.21
滤波电感 $L_{\text{am}}/\text{p.u}$	0.14	电压环 k_{pvdc}	8
变压器变比 T_2/T_1	525/290	电压环 k_{vdc}	20
变压器漏抗 $X_T/\text{p.u}$	0.15	功率环 k_{pp}	0.25
电网电阻 R_g/Ω	0.33	功率环 k_{ip}	33
电网电感 L_g/H	0.25	电流环 k_{pi}	0.48
直流侧电容 C_{dc}/mF	5	电流环 k_{ii}	149.25
线路电阻 R_{dc}/Ω	0.802	锁相环 k_{ppll}	3000
线路电感 L_{dc}/H	0.21	锁相环 k_{ipll}	2000

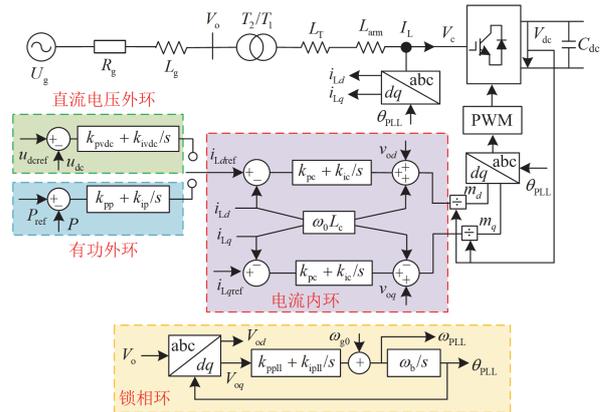


图 5 VSC 控制结构框图

Fig. 5 Schematic diagram of VSC control architecture

3.1.1 经典阻抗分析方法局限性分析

在双端 VSC-HVDC 直流侧稳定性分析时, 经典阻抗法存在因受线路阻抗及潮流方向的影响而导致前提假设失效的局限性。

由式(1)和式(4)可知, 假设条件 $H_{i1}(s)$ 的稳定性由负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 的零点决定, 假设条件 $H_{v1}(s)$ 的稳定性由源子系统阻抗 $Z_{\text{Vdc}}(s)$ 的极点决定, 潮流反转后假设条件 $H_{i2}(s)$ 的稳定性由源子系统阻抗 $Z_{\text{Vdc}}(s)$ 的零点和负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 的极点共同决定。为验证第1节所述经典阻抗法存在的前提假设失效问题, 本节通过仿真实验进行分析。

1) 负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 引入 RHP 零点导致前提假设条件 $H_{i1}(s)$ 失效验证

将表 1 所示直流线路阻抗调整为原来的 2 倍, 即 $Z_{dc}(s) = 2 \times (0.802 + 0.21s)$ 。随后, 对包含线路阻抗的负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 以及定有功控制变流器阻抗 $Z_{cur}(s)$ 进行零极点分析, 所得零极点分布如图 6 所示。分析结果表明, 相较于变流器阻抗 $Z_{cur}(s)$, 负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 引入了 RHP 零点。在此情况下, 式(1)中电流 $I(s)$ 的 $H_{i1}(s)$ 出现 RHP 极点, 不再保持稳定状态, 导致经典阻抗分析方法前提假设条件不再成立。

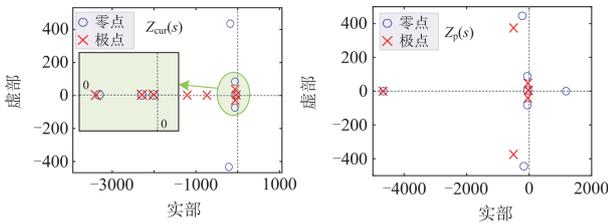


图 6 变流器阻抗及负载子系统阻抗零极点分布

Fig. 6 Pole-zero distribution of converter impedance and load subsystem impedance

当经典阻抗分析方法的假设条件 $H_{i1}(s)$ 稳定失效时, 若仍运用该方法基于 Nyquist 判据对开环传递函数 $H(s)$ 进行稳定性评估, 将得到如图 7 所示的 $H(s)$ 的 Nyquist 曲线及其极点分布特性。从图中可以观察到, $H(s)$ 的 Nyquist 曲线未包围 $(-1, j0)$ 点, 且存在一个 RHP 极点。根据 Nyquist 稳定判据, 当开环传递函数的 Nyquist 曲线包围 $(-1, j0)$ 点的次数 N 不等于开环系统位于右半平面的极点数 P 时, 系统处于不稳定状态。因此, 判定当前系统不稳定。

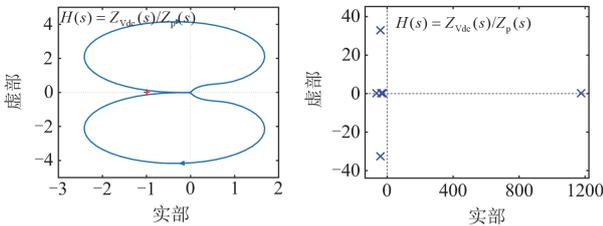


图 7 $H(s)$ 奈奎斯特曲线图及其极点分布

Fig. 7 Nyquist plot of $H(s)$ and its pole distribution

为验证经典阻抗分析方法在假设条件失效情况下的有效性, 对两端 VSC-HVDC 模型系统进行时域仿真分析。图 8 展示了系统输送有功功率及直流侧电压动态响应波形, 其中系统运行参数为: 输

送功率 750 MW, 直流电压 500 kV。仿真结果表明, 系统保持稳定运行。通过对比分析可知, 当阻抗分析方法的假设条件失效时, 其稳定性分析结果与时域仿真结果存在明显差异, 这表明在假设条件不满足的情况下, 经典阻抗分析方法无法准确评估系统稳定性。

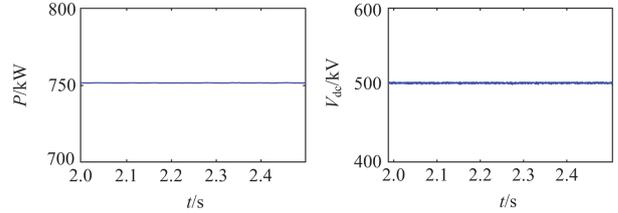


图 8 系统输送有功功率 P 、直流侧电压 V_{dc} 时域仿真波形

Fig. 8 Time-domain simulation waveforms of system active power P and DC voltage V_{dc}

理论分析与仿真结果表明, 当负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 引入 RHP 零点使得阻抗分析方法的前提假设条件失效(即 $H_{i1}(s)$ 失去稳定)时, 经典阻抗分析方法将不再适用于系统稳定性评估。

2) 源子系统阻抗 $Z_{Vdc}(s)$ 引入 RHP 极点导致前提假设条件 $H_{v1}(s)$ 失效验证

不同子系统划分方式使得子系统包含不同的线路元件, 这种差异可能导致源子系统和负载子系统的阻抗零极点重新分配, 引入 RHP 极点从而影响稳定性评估。图 9 展示了两种不同的划分方案。

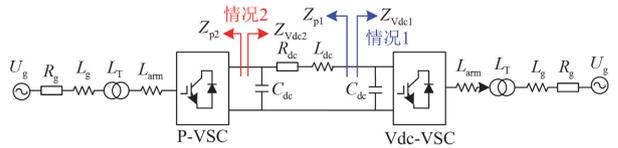


图 9 两种不同源、负载子系统的划分方案

Fig. 9 Two different partitioning schemes for source and load subsystem

基于表 1 所示的直流线路阻抗参数, 对两种划分方式下的源子系统阻抗 $Z_{Vdc}(s)$ 进行极点分析, 结果如图 10 所示。分析结果表明, 与情况 1 对应的 $Z_{Vdc1}(s)$ 相比, 情况 2 划分方式下的 $Z_{Vdc2}(s)$ 引入了 RHP 极点。此时, 式(1)中电压 $V(s)$ 的 $H_{v1}(s)$ 出现 RHP 极点, $H_{v1}(s)$ 失去稳定性, 导致经典阻抗分析方法前提假设条件不再成立。

进一步地, 图 11 展示了情况 2 划分方式下开环传递函数 Nyquist 曲线图及其极点分布情况。根据 Nyquist 判据, $H(s)$ 的 Nyquist 曲线未包围 $(-1, j0)$ 点且存在 1 个 RHP 极点, 判定系统处于不稳定状态。

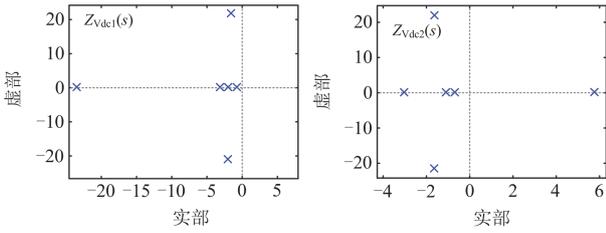


图 10 两种划分方式下的 Z_{Vdc} 极点分布

Fig. 10 Pole distribution of Z_{Vdc} for two different partitioning schemes

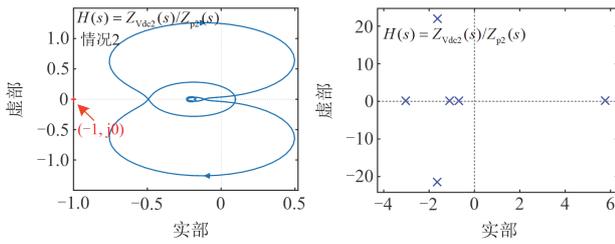


图 11 $H(s)$ 奈奎斯特曲线图及其极点分布

Fig. 11 Nyquist plot of $H(s)$ and its pole distribution

为验证理论分析的正确性,对两端 VSC-HVDC 模型系统进行时域仿真研究。图 12 展示了系统输送有功功率及直流侧电压动态响应波形。仿真结果表明,系统保持稳定运行。由此可知,当采用情况 2 的子系统划分方式时,源子系统阻抗引入 RHP 极点,导致经典阻抗分析方法的前提假设条件失效。此时,经典阻抗法分析结果与时域仿真结果存在明显差异,这表明在假设条件不满足的情况下,经典阻抗分析方法会产生误判。

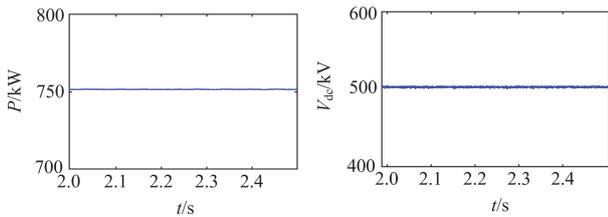


图 12 系统输送有功功率 P 、直流电压 V_{dc} 时域仿真波形

Fig. 12 Time-domain simulation waveforms of system active power P and DC voltage V_{dc}

理论分析与实验结果表明,当源子系统阻抗 $Z_{Vdc}(s)$ 引入 RHP 极点,致使阻抗分析方法的前提假设条件失效(即 $H_{v1}(s)$ 失去稳定性)时,经典阻抗分析方法将不再适用于系统稳定性评估。

3) 潮流反转导致阻抗分析方法前提假设条件失效验证

基于表 1 所示的参数,对两种不同潮流方向下的系统稳定性进行分析。图 13 展示了两种潮流方向

下开环传递函数 $H(s)$ 的 Nyquist 曲线及其极点分布。潮流未反转时(图 13(a)), $H(s)$ 的 Nyquist 曲线未包围 $(-1, j0)$ 点且不存在 RHP 极点,此时根据 Nyquist 稳定性判据,系统处于稳定状态。而在潮流反转时(图 13(b)), $H(s)$ 的 Nyquist 曲线未包围 $(-1, j0)$ 点且存在 1 个 RHP 极点,判定系统处于不稳定状态。

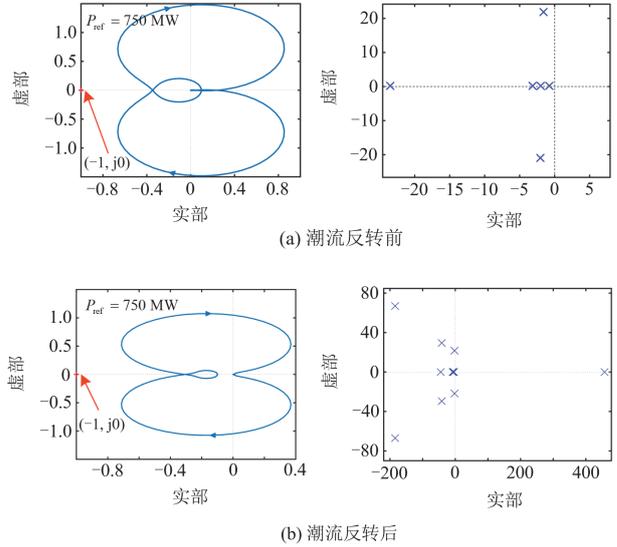


图 13 潮流反转前后 $H(s)$ 奈奎斯特曲线图及其极点分布

Fig. 13 Nyquist plot and pole distribution of $H(s)$ before and after power flow reversal

此时,对潮流反转后的负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 以及源子系统阻抗 $Z_{Vdc}(s)$ 进行零极点特性分析,其分布情况如图 14 所示。分析结果表明,源子系统阻抗 $Z_{Vdc}(s)$ 所有零极点均位于左半平面,为最小相位系统;而负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 存在 RHP 极点,为非最小相位系统。根据式(4),潮流反转后电流表达式前提假设条件 $H_{i2}(s)$ 出现 RHP 极点,导致经典阻抗分析方法前提假设条件失效。

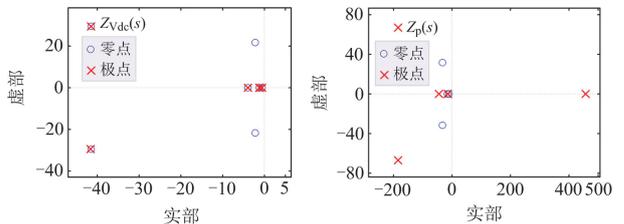


图 14 潮流反转后源、负载子系统阻抗零极点分布

Fig. 14 Zero-pole distribution of source and load subsystem impedance after power flow reversal

为验证经典阻抗分析方法在直流系统潮流反转时可能出现误判的情况,对两端 VSC-HVDC 模型系统进行了仿真分析。图 15 展示了系统输送有

功率及直流侧电压时域仿真波形。仿真结果表明,当 $t = 5\text{ s}$ 直流系统潮流方向反转时,输送功率由 750 MW 切换至 -750 MW ,系统仍保持稳定运行状态,同时直流电压恢复至 500 kV 并维持恒定。这一现象表明,在系统潮流反转工况下,由于阻抗分析方法的假设条件失效,其分析结果与时域分析结果存在差异。

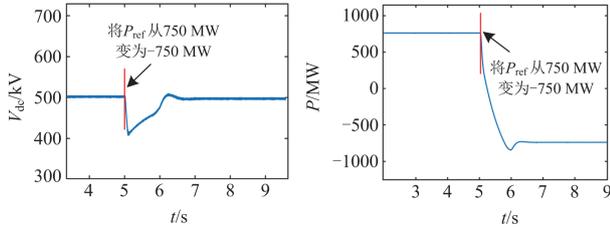


图 15 潮流反转前后直流电压 V_{dc} 、系统输送有功功率 P 波形
Fig. 15 Time-domain simulation waveforms of DC voltage V_{dc} and active power P before and after power flow reversal

3.1.2 改进节点阻抗法有效性验证

与经典阻抗法相比,基于导纳/阻抗矩阵的节点阻抗方法在直流电网稳定性分析方面具有优势。该方法不仅无需满足 $H_{ii}(s)$ 和 $H_{vi}(s)$ 稳定的前提假设条件,而且无需划分源子系统和负载子系统,能够有效避免线路阻抗与变流器阻抗串并联作用给源子系统和负载子系统阻抗引入 RHP 零点点对稳定性评估的影响,从而克服了经典阻抗方法的固有局限性。为验证改进节点阻抗法的有效性,本节以双端 VSC-HVDC 系统为例进行实验验证。

基于图 1 所示的双端 VSC-HVDC 系统结构,结合表 1 给出的 VSC 电气参数及控制参数,在 3.1.1 节负载子系统阻抗 $Z_p(s)$ 引入 RHP 零点导致前提假设条件 $H_{ii}(s)$ 失效验证的直线路径参数条件下(即: $Z_{dc}(s) = 2 \times (0.802 + 0.21s)$),通过求解广义导纳矩阵并采用高斯消元法,得到系统策动点阻抗及转移阻抗。图 16 展示了所得节点阻抗的极点分布情况。分析结果表明,阻抗矩阵 Z_{gen} 中的所有策动点阻抗以及转移阻抗均不含 RHP 极点,且基于任意节点阻抗所得稳定性结论一致。然而,该结论与图 7 基于经典阻抗方法的分析结果存在差异。进一步对比可知,基于节点阻抗的分析结果与图 8 时域仿真结果一致,验证了本文所提方法的有效性和准确性。

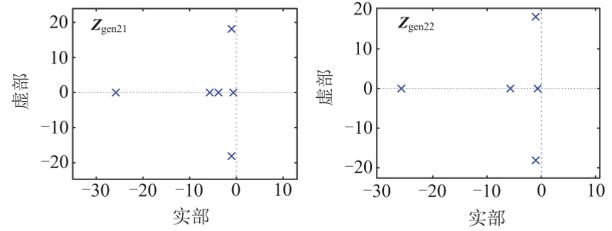
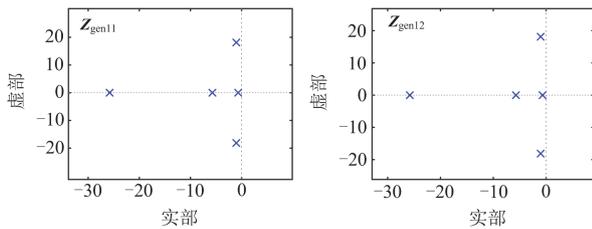


图 16 策动点阻抗及转移阻抗的极点分布
Fig. 16 Pole distribution of driving-point and transfer impedance

为进一步验证改进节点阻抗法的有效性,对 Vdc-VSC 电流内环参数进行调整,设置比例参数 $k_{pi} = 0.01$ 。图 17 展示了参数调整后 Z_{gen} 矩阵中各策动点阻抗及转移阻抗的极点分布特性。分析结果表明,各策动点阻抗及转移阻抗均存在 3 个 RHP 极点,其中包括一对共轭复根 $141.96 \pm j425.25(67.67\text{ Hz})$ 和一个实轴极点。基于节点阻抗的稳定性判据,系统被判定为不稳定,且各节点阻抗分析结果具有一致性。

为验证理论分析的正确性,对两端 VSC-HVDC 系统进行时域仿真研究。图 18 展示了变流器 Vdc-VSC 电流内环比例参数 k_{pi} 调整前后,系统输送有功功率 P 及直流电流 I_{dc} 的时域仿真波形。仿真结果显示:在 $t < 3.5\text{ s}$ 时,系统保持稳定运行;在 $t = 3.5\text{ s}$,调整 k_{pi} 参数后,系统逐渐失稳,出现持续振荡。对失稳状态下的有功功率 P 进行快速傅里叶变换(fast Fourier transform, FFT)分析,测得主导振荡频率为 67.5 Hz ,与理论分析得到的 67.67 Hz 基本一致。

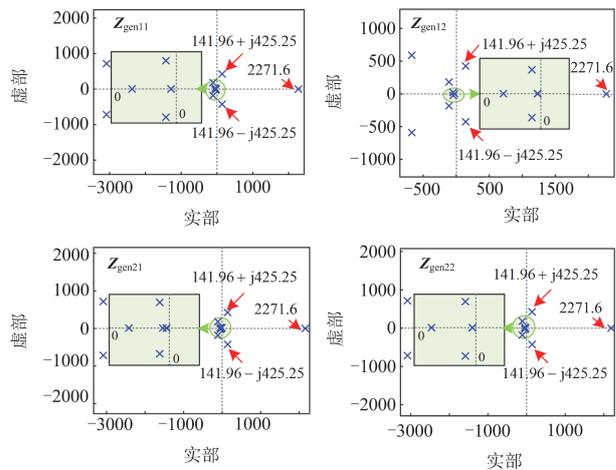
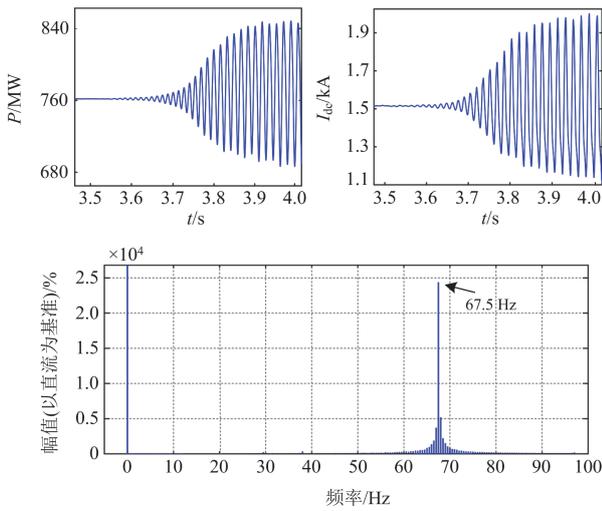


图 17 调整 k_{pi} 后策动点阻抗及转移阻抗的极点分布
Fig. 17 Pole distribution of driving-point impedance and transfer impedance after adjusting k_{pi}

图 18 有功功率 P 、直流电流 I_{dc} 波形及 FFT 分析Fig. 18 Time-domain simulation waveforms of active power P and DC current I_{dc} along with FFT analysis

研究结果表明, 改进节点阻抗法能够准确判定系统稳定性, 克服了经典阻抗法因变流器与线路阻抗相互作用导致的假设条件失效问题, 还可以预测系统失稳时的振荡频率, 具有良好的应用价值。

3.2 基于三端 VSC-HVDC 系统分析验证

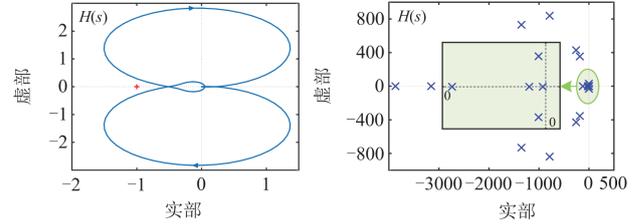
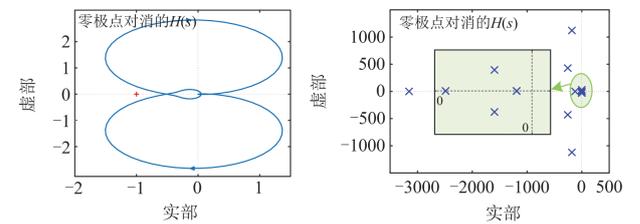
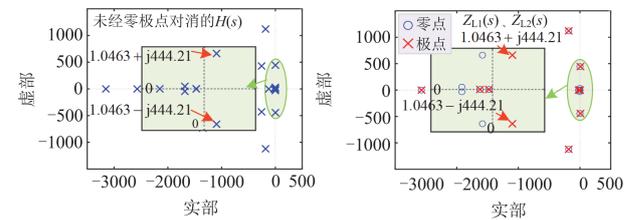
本文采用的三端 VSC-HVDC 系统如图 2 所示, 该系统主要由变压器、3 个 VSC-HVDC 变流器(包括两个 P-VSC 和一个 Vdc-VSC)、交流滤波器以及直流线路构成。其中, Vdc-VSC 负责维持直流线路电压恒定在 500 kV, 两个 P-VSC 分别控制 375 MW 的有功功率传输。假定这 3 个 VSC 结构相同, 除两个 P-VSC 的功率参考值设置存在差异外, 其余控制参数和电气参数均与表 1 保持一致, 且 VSC 控制结构也和图 5 所示双端 VSC-HVDC 控制结构相同。

3.2.1 多端系统出现零极点对消导致模态缺失验证

在表 1 给定的参数条件下, 两个 P-VSC(具有电流源外特性)变流器的并联支路阻抗相等。基于经典阻抗分析方法, 对图 2 所示三端 VSC-HVDC 系统进行稳定性分析。图 19 展示了系统开环传递函数 $H(s)$ 的 Nyquist 曲线及极点分布情况。分析结果表明, $H(s)$ 的 Nyquist 曲线未包围 $(-1, j0)$ 点, 且不存在 RHP 极点, 根据 Nyquist 判据, 系统处于稳定状态。

为进一步验证方法在系统失稳时的有效性, 将变流器 P-VSC 电流内环比例参数调整为 $k_{pi} = 0.02$, 此时系统开环传递函数 $H(s)$ 的 Nyquist 曲线及极点分布如图 20 所示。结果显示, $H(s)$ 的 Nyquist 曲线未包围 $(-1, j0)$ 点, 经过零极点对消的 $H(s)$ 不存在 RHP 极点, 根据 Nyquist 判据, 系统是稳定的。

然而, 图 21 显示两个 P-VSC 变流器的并联支路阻抗 $Z_{L1}(s)$ 和 $Z_{L2}(s)$ 均存在 RHP 极点, 且未经零极点对消的 $H(s)$ 也存在 RHP 极点, 根据 Nyquist 判据, 系统实际处于不稳定状态。

图 19 $H(s)$ 奈奎斯特曲线图及其极点分布Fig. 19 Nyquist plot of $H(s)$ and its pole distribution图 20 零极点对消后 $H(s)$ 奈奎斯特曲线及其极点分布Fig. 20 Nyquist plot and pole distribution of $H(s)$ after pole-zero cancellation图 21 未经零极点对消的 $H(s)$ 及负载支路阻抗极点分布Fig. 21 Pole distribution of $H(s)$ and load branch impedance without pole-zero cancellation

为验证上述理论分析的正确性, 在三端 VSC-HVDC 模型中进行时域仿真。图 22 展示了变流器 P-VSC 电流内环比例参数 k_{pi} 调整前后, 系统输送有功功率 P 及直流电流 I_{dc} 的动态响应波形。仿真结果表明, 在 $t < 3.5$ s 时, 系统稳定运行; 在 $t = 3.5$ s 调整 k_{pi} 参数后, 系统由稳定状态过渡至不稳定状态。这一现象表明, 当系统处于不稳定运行状态时, 经过零极点对消的分析结果与实际情况不符, 而未经零极点对消的分析结果则与时域仿真结果一致。

综上所述, 在多端 VSC-HVDC 系统中采用经典阻抗分析方法进行稳定性分析时, 若负载子系统的多个并联支路阻抗相等, 将导致负载子系统阻抗出现零极点对消现象, 进而造成开环传递函数 $H(s)$ 部分模态缺失。当组成负载子系统并联支路阻抗存

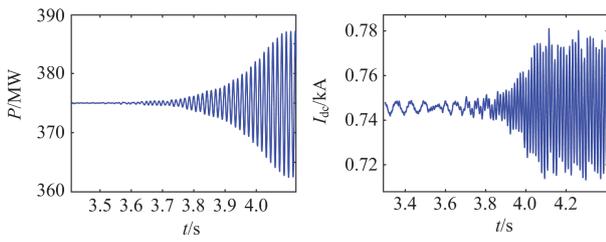


图 22 有功功率 P 、直流电流 I_{dc} 时域仿真波形
Fig. 22 Time-domain simulation waveforms of system active power P and DC current I_{dc}

在 RHP 极点时, 经零极点对消后的 $H(s)$ 无 RHP 极点, 而未经零极点对消的 $H(s)$ 仍存在 RHP 极点, 这种零极点对消的情况将导致稳定性结果出现误判, 在实际工程应用中需特别关注。

3.2.2 多端系统改进节点阻抗法有效性验证

为验证改进节点阻抗法在多端系统中避免因零极点对消导致模态缺失问题方面的优势, 在表 1 给定的参数条件下, 对图 2 所示三端 VSC-HVDC 系统进行研究, 系统工况与 3.2.1 节保持一致。首先, 基于系统拓扑结构建立广义导纳矩阵, 并采用高斯消元法求解各策动点阻抗及转移阻抗。图 23 展示了策动点阻抗及转移阻抗的极点分布特性。分析结果表明, 所有策动点阻抗及转移阻抗均不存在 RHP 极点, 由此判定系统稳定, 且基于不同节点阻抗的分析结果具有良好的一致性。该结论与图 19 经典阻抗法的稳定性分析结果一致。

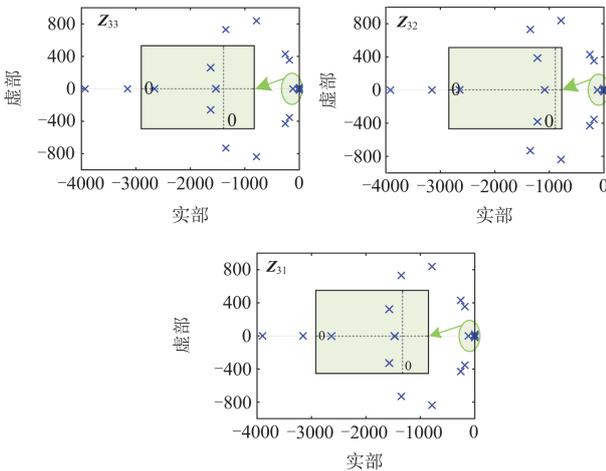


图 23 策动点阻抗及转移阻抗的极点分布
Fig. 23 Pole distribution of driving-point impedance and transfer impedance

为进一步验证方法在系统失稳时的有效性, 将变流器 P-VSC 电流内环比例参数调整为 $k_{pi} = 0.02$ 。图 24 展示了参数调整后的节点阻抗极点分布情况。

结果表明, 所有策动点阻抗及转移阻抗均存在一对 RHP 极点, 基于任意节点阻抗均判定系统为不稳定且各节点分析结果保持一致。然而, 该结论与图 20 基于经典阻抗方法零极点对消后的稳定性分析结果存在差异。

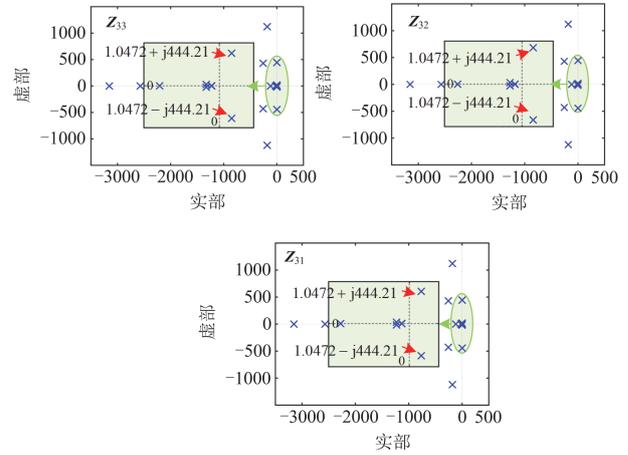


图 24 调整 k_{pi} 后策动点阻抗及转移阻抗的极点分布
Fig. 24 Pole distribution of driving-point impedance and transfer impedance after adjusting k_{pi}

进一步对比可知, 基于节点阻抗的分析结果与图 22 时域仿真结果一致, 验证了本文所提方法的有效性和准确性。对图 22 所示的三端 VSC-HVDC 系统失稳状态下的有功功率 P 进行 FFT 分析, 结果如图 25 所示, 测得主导振荡频率为 70.5 Hz, 与理论分析得到的 70.73 Hz 基本一致。

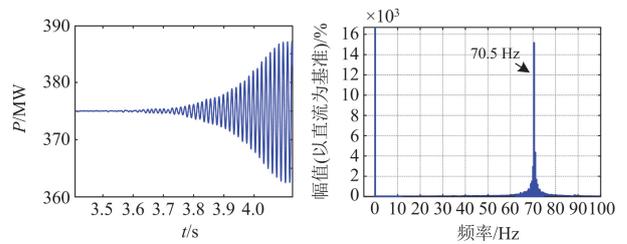


图 25 有功功率 P 波形及 FFT 分析
Fig. 25 Waveforms of active power P along with FFT analysis

研究结果表明, 改进节点阻抗法在多端 VSC-HVDC 系统中能避免经典阻抗法出现的零极点对消导致的模态缺失现象, 可准确地进行稳定性分析并预测系统失稳时的振荡频率。

4 结论

本文分析了线路阻抗、潮流反转等因素导致的经典阻抗法前提假设条件失效的内在机理, 探讨了零极点对消现象的产生机制, 确定了其主要发生场景, 并提出了一种改进节点阻抗方法。结合理论和

仿真验证, 结论如下:

1) 本文提出的改进节点阻抗方法, 无需划分源子系统和负载子系统以及无需假设 $H_{i1}(s)$ 和 $H_{v1}(s)$ 稳定, 克服了经典阻抗法的固有局限性。此外, 所提方法通过转移阻抗和策动点阻抗均可对系统稳定性进行分析, 二者分析结果具有一致性且能准确预测系统失稳时的振荡频率, 为直流电网的稳定性分析提供了更为准确和可靠的工具。

2) 解决了基于导纳/阻抗矩阵分析方法因矩阵阶数升高而导致的节点阻抗求解困难问题, 提升了方法在大规模直流电网中的实用性。与基于导纳矩阵的节点阻抗方法相比, 所提方法扩展了适用范围。

参考文献

- [1] 唐欣, 屈贝, 张睿宁, 等. 多端直流配电系统负载变流器相位补偿控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2025, 53(2): 50-61.
TANG Xin, QU Bei, ZHANG Ruining, et al. Phase compensation control strategy for load converters in multi-terminal DC distribution system[J]. Power System Protection and Control, 2025, 53(2): 50-61.
- [2] 刘自发, 刘炎. 基于虚拟直流机的直流微电网电压稳定控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(4): 62-71.
LIU Zifa, LIU Yan. Voltage stability control strategy of a DC microgrid based on a virtual DC machine[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(4): 62-71.
- [3] 黄旭程, 刘亚丽, 陈燕东, 等. 直流电网阻抗建模与振荡机理及稳定控制方法[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(7): 108-117.
HUANG Xucheng, LIU Yali, CHEN Yandong, et al. Impedance-based modeling, stability analysis and virtual damping approach in DC grid[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(7): 108-117.
- [4] 付媛, 王耀铎, 张祥宇. 含恒功率负荷直流微电网的状态反馈电压振荡控制技术[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(5): 167-174.
FU Yuan, WANG Yaoduo, ZHANG Xiangyu. State feedback voltage oscillation control technology of DC microgrid with constant power load[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(5): 167-174.
- [5] 王毅, 李琼林, 刘书铭, 等. 复杂电网环境下并网逆变器强迫振荡机理分析与抑制[J]. 电测与仪表, 2024, 61(6): 51-57.
WANG Yi, LI Qionglin, LIU Shuming, et al. Mechanism analysis and suppression strategy of forced oscillation for grid-connected inverter under complex power grid conditions[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(6): 51-57.
- [6] 伍文华, 陈燕东, 罗安, 等. 海岛 VSC-HVDC 输电系统直流阻抗建模、振荡分析与抑制方法[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(15): 4359-4368, 4636.
WU Wenhua, CHEN Yandong, LUO An, et al. DC impedance modeling, oscillation analysis and suppression method for VSC-HVDC system in the field of islands power supply[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(15): 4359-4368, 4636.
- [7] 雷傲宇, 汪林光, 梅勇, 等. 多端柔性直流电网的中高频振荡特性分析[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 in multi-terminal flexible HVDC networks[J]. Power System and Clean Energy, 2023, 39(7): 54-60.
- [8] 年珩, 杨军, 陈亮, 等. 交直流混合供电系统直流侧阻抗建模及稳定性分析[J]. 高电压技术, 2020, 46(10): 3477-3490.
NIAN Heng, YANG Jun, CHEN Liang, et al. DC impedance modeling and stability analysis of AC/DC hybrid power supply system[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(10): 3477-3490.
- [9] 王垚鑫, 李萌, 年珩, 等. 基于 VSC 的功率双向交直流互联系统直流侧阻抗特性分析及重塑[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(19): 7660-7671.
WANG Yaoxin, LI Meng, NIAN Heng, et al. Analysis and reshaping of DC-side impedance characteristic in VSCs-based bidirectional power AC/DC interconnected system[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(19): 7660-7671.
- [10] RICCOBONO A, SANTI E. Comprehensive review of stability criteria for DC power distribution systems[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2014, 50(5): 3525-3535.
- [11] 王立强, 陶军, 阿敏夫, 等. 抑制新能源并网系统谐振的逆变器阻抗适配支路参数设计方法[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(11): 74-83.
WANG Liqiang, TAO Jun, A Minfu, et al. Parameter design method for the impedance adaptation branch of an inverter to suppress resonance in new energy grid-connected systems[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(11): 74-83.
- [12] 陈新, 王赟程, 龚春英, 等. 采用阻抗分析方法的并网逆变器稳定性研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(7): 2082-2094, 2223.
CHEN Xin, WANG Yuncheng, GONG Chunying, et al. Overview of stability research for grid-connected inverters based on impedance analysis method[J]. Proceedings of

- the CSEE, 2018, 38(7): 2082-2094, 2223.
- [13] 刘普, 崔艺博, 刘兆峰, 等. 基于阻抗分析法的并网变流器稳定性统一分析方法研究[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(4): 114-125.
LIU Pu, CUI Yibo, LIU Zhaofeng, et al. The unified analysis method of grid-connected converter stability based on impedance analysis[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(4): 114-125.
- [14] AMIN M, MOLINAS M, LYU J, et al. Impact of power flow direction on the stability of VSC-HVDC seen from the impedance Nyquist plot[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(10): 8204-8217.
- [15] LIAO Yicheng, WANG Xiongfei. Impedance-based stability analysis for interconnected converter systems with open-loop RHP poles[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(4): 4388-4397.
- [16] 邢法财, 蒋哲, 武诚, 等. 考虑右半平面极点的三相并网变换器小干扰稳定性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(6): 42-50.
XING Facai, JIANG Zhe, WU Cheng, et al. Small signal stability analysis of three-phase grid-connected converters with right half plane pole[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(6): 42-50.
- [17] AMIN M, MOLINAS M. Small-signal stability assessment of power electronics based power systems: a discussion of impedance and eigenvalue-based methods[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2017, 53(5): 5014-5030.
- [18] 李纳纳, 王宾. 小电流接地配电网馈线单相接地故障零序阻抗特性分析[J]. 电测与仪表, 2024, 61(6): 58-64.
LI Nana, WANG Bin. The analysis of zero-sequence impedance characteristics of feeder in distribution system with neutral point non-effective grounding[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(6): 58-64.
- [19] 赵文广, 李云丰, 文涛. 风电柔直并网虚拟阻抗次同步振荡抑制策略[J]. 电网与清洁能源, 2024, 40(6): 137-144.
ZHAO Wenguang, LI Yunfeng, WEN Tao. The virtual damping control strategy of flexible HVDC connecting to pmsg-based wind farm for sub-synchronous resonance suppression[J]. Power System and Clean Energy, 2024, 40(6): 137-144.
- [20] HE Bangbang, CHEN Wu, RUAN Xinbo, et al. A generic small-signal stability criterion of DC distribution power system: bus node impedance criterion (BNIC)[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(5): 6116-6131.
- [21] JIANG Shan, KONSTANTINOU G. Impedance-based stability analysis: nodal admittance or bus admittance? [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2024, 39(1): 2327-2340.
- [22] FAN Lingling, MIAO Zhixin. Admittance-based stability analysis: bode plots, Nyquist diagrams or eigenvalue analysis? [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(4): 3312-3315.
- [23] ZHANG Haitao, MEHRABANKHOMARTASH M, SAEEDIFARD M, et al. Impedance analysis and stabilization of point-to-point HVDC systems based on a hybrid AC-DC impedance model[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2021, 68(4): 3224-3238.
- [24] WEN Bo, BOROYEVICH D, BURGOS R, et al. Inverse Nyquist stability criterion for grid-tied inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(2): 1548-1556.
- [25] ZHANG Chen, MOLINAS M, RYGG A, et al. Impedance-based analysis of interconnected power electronics systems: impedance network modeling and comparative studies of stability criteria[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(3): 2520-2533.
- [26] STRANG G. Linear algebra and its applications[M]. 4th ed. Brooks Cole, 2005.
- [27] XUE Danhong, LIU Jinjun, LIU Zeng, et al. Modeling and analysis of DC terminal impedance of voltage-source converters with different control modes[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(6): 5883-5896.

收稿日期: 2025-02-12; 修回日期: 2025-05-13

作者简介:

姚宇(2000—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统稳定与控制; E-mail: 447288618@qq.com

陈武晖(1974—), 男, 通信作者, 博士, 教授, 研究方向为电力系统稳定与控制。E-mail: chenwuhui@tyut.edu.cn

(编辑 魏小丽)