

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.221888

## 基于相移原理的 LCC-HVDC 降维谐波状态空间建模

王杨, 田旭, 赵劲帅, 肖先勇, 夏菲, 王海凤

(四川大学电气工程学院, 四川 成都 610065)

**摘要:** 电网换相换流器型高压直流输电(line commutated converter high voltage direct current, LCC-HVDC)的强非线性导致其内部频率耦合复杂多样, 传统建模方法难以兼顾准确性与实用性。为此, 提出了一种基于相移原理的降维谐波状态空间(harmonic state space, HSS)建模方法, 将谐波域相移原理与 HSS 理论相结合, 建立了 LCC-HVDC 系统的降维 HSS 模型。通过 PSCAD/EMTDC 平台搭建 LCC-HVDC 系统的时域仿真算例, 验证了所建模型的正确性。在此基础上分析了 LCC-HVDC 系统的小扰动稳定性, 并采用参与因子对失稳模态的主导因素进行了辨识。基于所建立的模型进一步研究了 HSS 截断阶数对模型精度及稳定性分析的影响, 并给出了 LCC-HVDC 系统 HSS 模型截断阶数选取的建议。结果表明, 所提模型具有较高的完整性与准确性, 且相较于传统 HSS 模型的维度降低了一半, 大大缩短了计算时间, 有效降低了理论分析的复杂度。

**关键词:** LCC-HVDC; 谐波状态空间; 相移原理; 降维建模; 小扰动稳定性; 截断阶数

### Dimension-reduced harmonic state space modeling of an LCC-HVDC based on the phase shift principle

WANG Yang, TIAN Xu, ZHAO Jinshuai, XIAO Xianyong, XIA Fei, WANG Haifeng  
(College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

**Abstract:** The strong nonlinearity of line commutated converter high voltage direct current (LCC-HVDC) leads to complexity and diversity of its internal frequency coupling, and the traditional modeling method finds it difficult to give consideration to accuracy and practicality. Therefore, a reduced dimension harmonic state space (HSS) modeling method based on the phase shift principle is proposed. The reduced dimension HSS model of an LCC-HVDC system is established by combining the harmonic domain phase shift principle with HSS theory. The time-domain simulation model of the LCC-HVDC system is also built in PSCAD/EMTDC to verify the correctness of the model. The small disturbance stability of an LCC-HVDC system is analyzed, and the dominant factors of the instability mode are identified by participation factor. Then, based on the established model, the influence of HSS truncation order on model accuracy and stability analysis is studied, and suggestions on the selection of HSS model truncation order of an LCC-HVDC system are given. The results show that the proposed model has higher integrity and accuracy, and the dimension is reduced by half compared with the traditional HSS model. This greatly shortens the calculation time and effectively reduces the complexity of theoretical analysis.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52177104).

**Key words:** LCC-HVDC; harmonic state space; phase shift principle; dimension reduction modeling; small disturbance stability; truncation order

## 0 引言

电网换相换流器型高压直流输电(line commutated converter high voltage direct current, LCC-HVDC)系统

**基金项目:** 国家自然科学基金项目资助(52177104); 四川省自然科学基金项目资助(2022NSFSC1911)

具有大容量、远距离输电等优势, 在新能源消纳、区域互联、电网融合等方面具有重要作用<sup>[1-2]</sup>。截至目前, 我国已建成 18 回特高压直流输电工程, 未来将进一步以 LCC-HVDC 为主体建设清洁能源外送特高压直流通道的, 形成“西电东送、北电南供、跨国互联”的交直流混联电网总体格局<sup>[3]</sup>。然而, LCC-HVDC 系统具有运行特性复杂、非线性强等特

点,致使电力系统中的谐波谐振、宽频振荡等风险加剧,给电网安全稳定运行带来重大挑战<sup>[4-5]</sup>。因此,对 LCC-HVDC 系统准确建模并明晰其动态特性,是新型电力系统稳定性问题研究的迫切需求。

目前,国内外针对 LCC-HVDC 的建模与稳定性分析已开展了大量研究<sup>[6-8]</sup>。文献[9]基于准稳态假设,建立了多馈入直流输电系统的小信号准稳态模型,并分析了不同直流馈入受端之间的相互作用。然而准稳态模型忽略了换流器的开关动态过程,仅考虑换流器交流侧基频分量及直流侧输出的平均值,虽建模方便,但模型精度较低,且难以分析系统谐波耦合及宽频动态特性,具有较强的局限性。除准稳态模型以外,基于调制技术的开关函数法逐渐被应用于 LCC 的建模。文献[10]提出了 LCC 的开关函数建模方法,建立了稳态下的 12 脉动 HVDC 开关函数模型,并分析了换流器的谐波产生机理及传递特性。文献[11]基于开关函数与准稳态公式,建立了 LCC-HVDC 的双端时域小信号线性化模型,并将其转化为线性化传递函数进行小干扰稳定性分析。文献[12-13]在开关函数模型的基础上,利用时变信号的动态相量理论,建立了 LCC-HVDC 系统的动态相量模型,突破了准稳态假设带来的局限性,可以更好地反映系统的动态特性。然而,上述开关函数及动态相量模型的建立仅考虑基频和直流分量的动态响应,忽略内部频率耦合带来的影响,其精度在理论上存在固有缺陷,无法准确描述非线性设备在宽频域下的动态特性。为此,学者们提出了基于线性时间周期(linear time periodic, LTP)理论的谐波状态空间法,并逐渐应用于电力电子化系统的建模与稳定性分析中。

谐波状态空间(harmonic state space, HSS)建模方法通过傅里叶变换与谐波平衡原理建立 LTP 系统的多频耦合状态空间模型,能够同时刻画各变量中的多个频率响应,可更加精确地分析内部频率耦合和谐波不稳定现象。HSS 建模方法已在 VSC、MMC 等设备建模中得到广泛应用<sup>[14-16]</sup>,但由于 LCC 设备开关过程非线性强等因素,有关 HSS 理论在 LCC-HVDC 系统建模中的相关研究尚不成熟。文献[17]以 6 脉动换流器开关函数为基础,提出了一种 LCC-HVDC 系统 HSS 建模方法,可有效分析交直流系统间的频率耦合关系,但未考虑换流器的换相过程,开关函数较为理想,且模型截断阶数过低,精确度难以保证。文献[18]计及换流器的开关过程,将系统原始数学模型线性化并结合 LTP 理论建立了 LCC-HVDC 整流系统的 HSS 模型,相较传统基频动态相量模型具有更高的准确度。然而,在多数特

高压直流系统的应用场景下(如小扰动稳定分析、谐波潮流计算),现有 HSS 模型冗余度较高,给理论计算和稳定性分析带来不必要的复杂度。另一方面,现有 HSS 建模方法虽考虑了多频耦合特性,但缺乏对 HSS 模型截断阶数选取合理性的分析,难以兼顾模型应用的准确性与实用性。综上所述,建立更加完善的 HSS 模型并探究其降维方法,是研究 LCC-HVDC 系统频率耦合及稳定风险评估方面亟待解决的问题。

本文基于 LTP 系统的相移特性,提出了一种 HSS 模型移相降维方法,定义相移矩阵将 LCC 交直流侧数学关系进行移相变换,推导出交直流电压电流转换关系的简化方程,进而建立了 LCC-HVDC 系统的降维 HSS 模型,并通过 PSCAD/EMTDC 平台搭建 LCC-HVDC 时域仿真模型验证了所建立模型的正确性。基于所建立的模型分析了控制器与锁相环(phase locked loop, PLL)相关参数对系统稳定性的影响,并采用参与因子对失稳模态的主导因素进行了辨识。进一步分析验证了模型截断阶数对模型精度及稳定性分析的影响,并给出了 12 脉动 LCC-HVDC 系统 HSS 模型截断阶数选取的建议。

## 1 HSS 系统的相移理论

时域中的任意线性时间周期系统可用式(1)所示的状态空间方程表示。

$$\dot{x}(t) = A(t)x(t) + B(t)v(t) \quad (1)$$

式中:  $x(t)$  和  $v(t)$  分别为状态变量和输入变量;  $A(t)$  和  $B(t)$  是以  $T_0$  为时间周期的函数,满足  $A(t+T_0) = A(t)$ 、 $B(t+T_0) = B(t)$ 。

对于时域内的周期信号  $x(t)$ ,可通过时变复傅里叶级数将其表示为

$$x(t) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} X_n e^{jn\omega_0 t} \quad (2)$$

式中,  $X_n = \frac{1}{T_0} \int_{t-T_0}^t x(t) e^{-jn\omega_0 t} dt$  为  $x(t)$  的第  $n$  次复傅里叶系数,  $\omega_0 = 2\pi/T_0$  为信号的基波角频率。

将式(2)代入式(1)并根据谐波平衡原理整理得出 LTP 系统的谐波状态空间方程为<sup>[19]</sup>

$$(s + jn\omega_0)X_n = \sum_{m \in Z} A_{n-m} X_m + \sum_{m \in Z} B_{n-m} V_m \quad (3)$$

式中,  $Z$  表示整数。式(3)的矩阵形式为

$$sX = (\Gamma(A) - N)X + \Gamma(B)V \quad (4)$$

$$\begin{cases} X = [\dots, X_{-2}, X_{-1}, X_0, X_1, X_2, \dots]^T \\ V = [\dots, V_{-2}, V_{-1}, V_0, V_1, V_2, \dots]^T \end{cases}$$

式中: 对角矩阵  $N = \text{diag}[\dots, -j2\omega_0, -j\omega_0, 0, j\omega_0,$

$j2\omega_0, \dots]$ ;  $\mathbf{X}$ 、 $\mathbf{V}$  分别为状态变量  $x(t)$  和输入变量  $v(t)$  的傅里叶系数向量;  $\mathbf{\Gamma}(\mathbf{A})$  和  $\mathbf{\Gamma}(\mathbf{B})$  分别为矩阵  $\mathbf{A}$ 、 $\mathbf{B}$  的傅里叶系数构成的托普利兹矩阵<sup>[18]</sup>, 形如式(5)。

$$\mathbf{\Gamma}(\mathbf{A}) = \begin{bmatrix} A_0 & A_{-1} & \cdots & A_{-n} & 0 & \cdots & 0 \\ A_1 & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & A_0 & A_{-1} & \ddots & \ddots & 0 \\ A_n & \ddots & A_1 & A_0 & A_{-1} & \ddots & A_{-n} \\ 0 & \ddots & \ddots & A_1 & A_0 & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & A_{-1} \\ 0 & \cdots & 0 & A_n & \cdots & A_1 & A_0 \end{bmatrix} \quad (5)$$

文献[20]通过分析谐波域内 LTP 系统的谐波相移特性, 提出 LTP 系统所有响应的谐波相位偏移与其所对应的源相位呈线性关系, 且此性质不受系统特征(线性或非线性)的限制。现对其进行简要推导。

假设式(2)所示的动态周期变量  $x(t)$  存在时间  $\tau$  的延迟, 设延迟后的偏移信号为  $x(t-\tau)$ , 其表达式为

$$x(t-\tau) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} X_n e^{jn\omega_0(t-\tau)} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} X_n e^{-jn\omega_0\tau} e^{jn\omega_0 t} \quad (6)$$

设相位偏移  $\varphi = \omega_0\tau$ , 并令系数  $X_n(t-\tau) = X_n e^{-jn\varphi}$ , 可知时域动态信号的相位延迟在频域下仅表现为傅里叶系数  $X_n$  的矢量旋转, 且该偏移量为傅里叶系数  $n$  的线性函数。即频域下的谐波信号相移关系为

$$\mathbf{X}(t-\tau) = \mathbf{P}\mathbf{X}(t) \quad (7)$$

式中,  $\mathbf{P}$  为相移矩阵, 如式(8)所示。

$$\mathbf{P} = \text{diag}[\cdots e^{j2\varphi} \quad e^{j\varphi} \quad 1 \quad e^{-j\varphi} \quad e^{-j2\varphi} \quad \cdots] \quad (8)$$

进一步地, 由式(9)可推出动态谐波的相移方程。

$$\dot{\mathbf{X}}(t-\tau) = \frac{d[\mathbf{P}\mathbf{X}(t)]}{dt} = \dot{\mathbf{P}}\mathbf{X}(t) + \mathbf{P}\dot{\mathbf{X}}(t) = \mathbf{P}\dot{\mathbf{X}}(t) \quad (9)$$

由式(7)和式(9)可知, 通过相移矩阵  $\mathbf{P}$  可消除不同动态信号间相位偏移的影响, 进而建立统一的动态方程, 避免对多余信号重复建模, 可显著提高复杂非线性系统的计算效率。

## 2 LCC-HVDC 系统的降维 HSS 建模

### 2.1 LCC-HVDC 系统结构

由于 LCC-HVDC 的逆变站电路结构与整流站相同, 假设受端电网是强电网, 且当逆变侧采用定电压控制作用时, 逆变侧直流电压可保持不变<sup>[21]</sup>, 因此本文以整流站为例进行分析, 并将逆变侧换流站利用直流电源  $u_{\text{dci}}$  等效, 基本拓扑如图 1 所示。图中:  $u_s$  为交流电网电压;  $Z_s$  为交流电源等效阻抗;  $u_r$ 、 $i_r$  分别为整流站交流输入电压和电流;  $u_{\text{dcr}}$  和  $i_{\text{dcr}}$

分别为整流站直流端口电压和电流;  $i_{\text{dci}}$  为逆变站直流线路电流;  $L_{\text{dcr}}$  和  $L_{\text{dci}}$  为直流线路平波电感;  $R_{\text{dcr}}$  和  $R_{\text{dci}}$  为直流线路等效电阻;  $C_{\text{dc}}$  为对地等效电容。

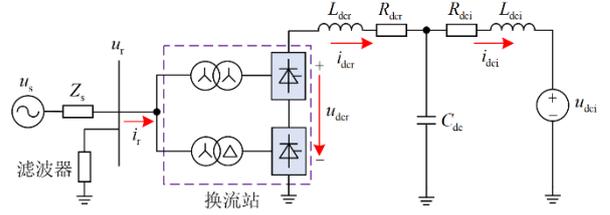


图 1 LCC-HVDC 系统拓扑结构

Fig. 1 LCC-HVDC system topology

### 2.2 换流器 HSS 建模

基于换流器的调制理论, LCC 交直流侧转换关系可由式(10)所示的开关函数模型描述。

$$u_{\text{dcr}} = u_{ra} S_{ua} + u_{rb} S_{ub} + u_{rc} S_{uc} \quad (10)$$

式中:  $u_{ra}$ 、 $u_{rb}$  和  $u_{rc}$  分别为换流站交流端口的三相电压;  $S_{ua}$ 、 $S_{ub}$ 、 $S_{uc}$  分别为三相电压开关函数, 其傅里叶级数表达式如式(11)所示<sup>[13]</sup>。

$$S_u = \sum_{n=1}^{\infty} \cos \frac{n\mu}{2} K_n \cos(\omega t - \alpha - \frac{\mu}{2} + \theta_r - k_v \cdot \frac{2\pi}{3}) \times [1 + e^{-j(n\pi)\pi/6}] \quad (11)$$

式中:  $K_n = (4/(n\pi)) \sin(n\pi/2) \cos(n\pi/6)$ ; 当系数  $k_v = 0$ 、 $1$ 、 $-1$  时, 分别对应 a、b、c 三相开关函数;  $\theta_r$  为 a 相交流电压相角;  $\alpha$  和  $\mu$  分别为换流器的触发角和换相重叠角, 其中  $\mu$  的表达式<sup>[22]</sup>为

$$\mu = -\alpha + \cos^{-1}(\cos \alpha - \frac{\sqrt{2} X_T i_{\text{dcr}}}{U_L}) \quad (12)$$

式中:  $X_T$  为变压器漏抗;  $U_L$  为换相线电压有效值。

将式(11)中的开关傅里叶级数按照式(5)展开为托普利兹矩阵, 并令矩阵元素用系数  $S$  表示, 可得三相开关函数的托普利兹矩阵分别为

$$\mathbf{\Gamma}(\mathbf{S}_{ua}) = \begin{bmatrix} \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \\ \cdots & S_0 & S_{-1} & S_{-2} & \cdots \\ \cdots & S_1 & S_0 & S_{-1} & \cdots \\ \cdots & S_2 & S_1 & S_0 & \cdots \\ \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \quad (13)$$

$$\mathbf{\Gamma}(\mathbf{S}_{ub}) = \begin{bmatrix} \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \\ \cdots & S_0 & S_{-1} e^{j2\pi/3} & S_{-2} e^{j4\pi/3} & \cdots \\ \cdots & S_1 e^{-j2\pi/3} & S_0 & S_{-1} e^{j2\pi/3} & \cdots \\ \cdots & S_2 e^{-j4\pi/3} & S_1 e^{-j2\pi/3} & S_0 & \cdots \\ \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$\Gamma(S_{uc}) = \begin{bmatrix} \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \\ \dots & S_0 & S_{-1}e^{-j2\pi/3} & S_{-2}e^{-j4\pi/3} & \dots \\ \dots & S_1e^{j2\pi/3} & S_0 & S_{-1}e^{-j2\pi/3} & \dots \\ \dots & S_2e^{j4\pi/3} & S_1e^{j2\pi/3} & S_0 & \dots \\ \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \quad (15)$$

根据式(13)一式(15)，并令式(8)中的  $\varphi = 2\pi/3$ ，可得出如下关系：

$$\begin{cases} \Gamma(S_{ub}) = P \cdot \Gamma(S_{ua}) \cdot P^{-1} \\ \Gamma(S_{uc}) = P^2 \cdot \Gamma(S_{ua}) \cdot (P^2)^{-1} \end{cases} \quad (16)$$

式(16)表明，b、c 相开关函数可通过 a 相开关函数与相移矩阵  $P$  相互转化得到。进一步地，可设 LCC 阀侧 a 相换相电压向量为

$$U_a = [\dots u_{a,-2} \quad u_{a,-1} \quad u_{a,0} \quad u_{a,1} \quad u_{a,2} \quad \dots]^T \quad (17)$$

式中，向量元素为 a 相电压的各次复傅里叶系数。则根据三相电路的对称性可知 a、b、c 三相电压同样满足相移关系，即有

$$\begin{cases} U_b = PU_a \\ U_c = P^2U_a \end{cases} \quad (18)$$

式中， $U_b$  和  $U_c$  分别为 b、c 相电压傅里叶系数向量。

基于上述分析，可将式(10)中的换流器数学模型在稳态工作点附近线性化，并将其谐波矩阵依据式(16)和式(18)进行移相处理，进而得到降维后的换流器 HSS 模型为

$$\begin{aligned} \Delta U_{dcr} &= \Gamma(S_{ua0})\Delta U_a + \Gamma(S_{ub0})\Delta U_b + \Gamma(S_{uc0})\Delta U_c + \\ &\Gamma(U_{a0})\Delta S_{ua} + \Gamma(U_{b0})\Delta S_{ub} + \Gamma(U_{c0})\Delta S_{uc} = \\ &P_\phi [\Gamma(S_{ua0})\Delta U_a + \Gamma(U_{a0})\Delta S_{ua}] \end{aligned} \quad (19)$$

式中：矩阵  $P_\phi = E + P + P^2$ ， $E$  为与  $P$  同阶的单位矩阵； $U_{dcr}$  为端口电压  $u_{dcr}$  的各次复傅里叶系数组成的向量；“ $\Delta$ ”表示小信号变量，下标“0”表示稳态值，下同。可以看出，简化后的  $U_{dcr}$  仅可由 a 相换相电压与开关函数的移相调制结果得到，进而降低了换流器 HSS 的矩阵维数(降低 2/3)。

### 2.3 直流线路 HSS 模型

LCC-HVDC 的直流输电线路采用图 1 所示的 T 型等效电路，该电路的动态特性由两侧电感电流  $i_{dcr}$ 、 $i_{dci}$  和电容电压  $u_{dc}$  3 个状态变量共同决定。在晶闸管导通及换相过程中，换相变压器始终参与电压(电流)传递过程。单组(6 脉动)换流器换相过程的等效电路如图 2 所示。图中， $L_T$  为变压器漏感， $u_1$ 、 $u_2$ 、 $u_3$  分别代表即将导通相、即将关断相和已导通相的电压，其中参与换相过程的相为 1 和 2。

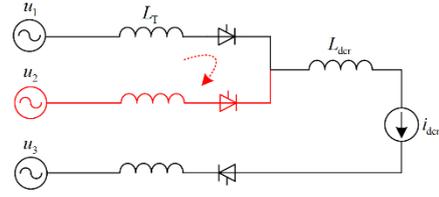


图 2 换流器换相过程等效电路

Fig. 2 Equivalent circuit of converter LCC commutation process

由图 2 可知，变压器的直流侧等效电感在换相和非换相期间(1、3 直接导通期)并不相同。在非换相期间，变压器等效电感为两相导通支路电感的串联值( $2L_T$ )；换相期间，等效电感由参与换相的两相回路电感并联后与另一导通相的电感串联组成( $\frac{3}{2}L_T$ )。由于换流器各晶闸管的导通周期为  $\pi/3$ ，在此时间间隔内，令换相周期和非换相周期所对应的角度分别为  $\mu$ (即换相重叠角)和  $\pi/3 - \mu$ 。可得出从直流侧看入的换相变压器等效平均电感为<sup>[23]</sup>

$$L_T^{eq} = \frac{3}{\pi} \left[ 2L_T \left( \frac{\pi}{3} - \mu \right) + \frac{3L_T}{2} \mu \right] = \left( 2 - \frac{3\mu}{2\pi} \right) L_T \quad (20)$$

则 12 脉动 LCC 直流端口的等效电感为  $L_{dcr}^{eq} = L_{dcr} + 2L_T^{eq}$ 。可得出直流线路的 HSS 方程为

$$\begin{cases} s\Delta I_{dcr} = \left( -\frac{R_{dcr}}{L_{dcr}^{eq}} E - N \right) \Delta I_{dcr} - \frac{E}{L_{dcr}^{eq}} \Delta U_{dc} + \frac{E}{L_{dcr}^{eq}} \Delta U_{dcr} \\ s\Delta U_{dc} = \frac{1}{C_{dc}} E \Delta I_{dcr} - N \Delta U_{dc} - \frac{1}{C_{dc}} E \Delta I_{dci} \\ s\Delta I_{dci} = \left( -\frac{R_{dci}}{L_{dci}} E - N \right) \Delta I_{dci} + \frac{E}{L_{dci}} \Delta U_{dc} - \frac{E}{L_{dci}} \Delta U_{dci} \end{cases} \quad (21)$$

式中， $I_{dcr}$ 、 $I_{dci}$ 、 $U_{dc}$ 、 $U_{dci}$  分别为状态变量  $i_{dcr}$ 、 $i_{dci}$ 、 $u_{dc}$  和输入变量  $u_{dci}$  的各次傅里叶系数向量。

### 2.4 控制环节建模

LCC-HVDC 的整流侧采用定电流控制策略，即通过整定直流侧输出电流达到控制效果，其控制框图如图 3 所示。

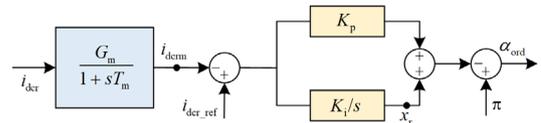


图 3 定电流控制框图

Fig. 3 Block diagram of constant current control

图中： $G_m$  和  $T_m$  分别为测量环节的增益和时间常数； $K_p$  和  $K_i$  分别为 PI 控制器的比例和积分增益； $i_{dcr\_ref}$  为电流参考值； $\alpha_{ord}$  为触发角指令； $i_{dcr}$  和  $x_t$

为状态变量。则可得控制环节的 HSS 模型为

$$\begin{aligned} s\Delta \mathbf{I}_{\text{dcrm}} &= \left(-\frac{1}{T_m} \mathbf{E} - \mathbf{N}\right) \Delta \mathbf{I}_{\text{dcrm}} + \frac{G_m}{T_m} \mathbf{E} \Delta \mathbf{I}_{\text{dcr}} \\ s\Delta \mathbf{X}_r &= -K_i \mathbf{E} \Delta \mathbf{I}_{\text{dcrm}} - \mathbf{N} \Delta \mathbf{X}_r + K_i \mathbf{E} \Delta \mathbf{I}_{\text{dcr\_ref}} \\ \Delta \alpha_{\text{ord}} &= K_p \mathbf{E} \Delta \mathbf{I}_{\text{dcrm}} - \Delta \mathbf{X}_r - K_p \mathbf{E} \Delta \mathbf{I}_{\text{dcr\_ref}} \end{aligned} \quad (22)$$

式中,  $\mathbf{I}_{\text{dcrm}}$ 、 $\mathbf{X}_r$ 、 $\mathbf{I}_{\text{dcr\_ref}}$ 、 $\alpha_{\text{ord}}$  分别为状态变量  $i_{\text{dcrm}}$ 、 $x_r$ 、输入变量  $i_{\text{dcr\_ref}}$  和输出指令  $\alpha_{\text{ord}}$  的各次傅里叶系数组成的向量。

## 2.5 锁相环 HSS 模型

LCC-HVDC 系统的换流器控制过程中以 PLL 的输出角度为触发参考相位实现脉冲信号的触发。PLL 模型框图如图 4 所示, 首先将 LCC 交流侧三相电压通过坐标变换, 得到  $d$  轴电压  $u_d$  作为控制器的输入, 进而经过 PI 控制器得出电压跟踪相角  $\theta$ 。其中  $K_{pp}$  和  $K_{pi}$  分别为控制器的比例和积分增益。

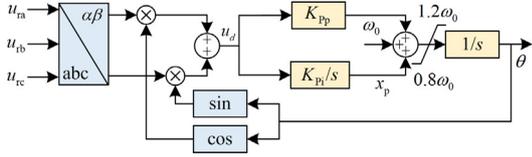


图 4 PLL 模型框图

Fig. 4 Block diagram of the PLL model

由图 4 可得电压  $u_d$  的表达式为

$$u_d = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{ra} \\ u_{rb} \\ u_{rc} \end{bmatrix} \quad (23)$$

令  $\mathbf{u}_r = [u_{ra}, u_{rb}, u_{rc}]^T$ , 并将式(23)线性化可得

$$\Delta u_d = \left[ \frac{dT}{d\theta} \right]_{\theta_0} \mathbf{u}_{r0} \Delta \theta + \mathbf{T}_0 \Delta \mathbf{u}_r \quad (24)$$

PLL 控制环节的状态变量为中间量  $x_p$  和跟踪角度  $\theta$ , 令  $\mathbf{T}_\Delta = [dT/d\theta]_{\theta_0}$ , 并将周期信号展开为托普利兹矩阵, 可得 PLL 的 HSS 方程为

$$\begin{cases} s\Delta \mathbf{x}_p = -\mathbf{N} \Delta \mathbf{x}_p + \\ K_{pi} \begin{bmatrix} \Gamma(\mathbf{T}_{\Delta 1}) & \Gamma(\mathbf{T}_{\Delta 2}) & \Gamma(\mathbf{T}_{\Delta 3}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Gamma(\mathbf{U}_{ra0}) \\ \Gamma(\mathbf{U}_{rb0}) \\ \Gamma(\mathbf{U}_{rc0}) \end{bmatrix} \times \\ \Delta \theta + K_{pi} \begin{bmatrix} \Gamma(\mathbf{T}_{01}) & \Gamma(\mathbf{T}_{02}) & \Gamma(\mathbf{T}_{03}) \end{bmatrix} \Delta \mathbf{U}_r \\ s\Delta \theta = \Delta \mathbf{x}_p + \\ K_{pp} \begin{bmatrix} \Gamma(\mathbf{T}_{\Delta 1}) & \Gamma(\mathbf{T}_{\Delta 2}) & \Gamma(\mathbf{T}_{\Delta 3}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Gamma(\mathbf{U}_{ra0}) \\ \Gamma(\mathbf{U}_{rb0}) \\ \Gamma(\mathbf{U}_{rc0}) \end{bmatrix} \Delta \theta - \\ \mathbf{N} \Delta \theta + K_{pp} \begin{bmatrix} \Gamma(\mathbf{T}_{01}) & \Gamma(\mathbf{T}_{02}) & \Gamma(\mathbf{T}_{03}) \end{bmatrix} \Delta \mathbf{U}_r \end{cases} \quad (25)$$

式中:  $\mathbf{T}_{0(1,2,3)}$  和  $\mathbf{T}_{\Delta(1,2,3)}$  分别为矩阵  $\mathbf{T}_0$  和  $\mathbf{T}_\Delta$  各元素的傅里叶系数向量;  $\mathbf{U}_{r(a,b,c)0}$  为三相电压  $u_r$  的稳态值傅里叶系数向量。

从式(25)可以看出, PLL 的 HSS 模型对交流三相电压信号进行采集并通过相应解析计算获得。结合前述周期信号的相移分析结果可知, PLL 模型适用于相移理论, 即可通过相移运算将式(25)的模型进行简化, 进而得出 PLL 的降维 HSS 模型为

$$\begin{cases} s\Delta \mathbf{x}_p = -\mathbf{N} \Delta \mathbf{x}_p + K_{pi} \mathbf{T}_{PLL} \Delta \theta + K_{pi} \mathbf{P}_\phi \Gamma(\mathbf{T}_{01}) \Delta \mathbf{U}_{ra} \\ s\Delta \theta = \Delta \mathbf{x}_p + (K_{pp} \mathbf{T}_{PLL} - \mathbf{N}) \Delta \theta + K_{pp} \mathbf{P}_\phi \Gamma(\mathbf{T}_{01}) \Delta \mathbf{U}_{ra} \\ \Delta \mathbf{y}_{PLL} = \Delta \theta \end{cases} \quad (26)$$

式中:  $\Delta \mathbf{y}_{PLL}$  为模型输出; 等效矩阵  $\mathbf{T}_{PLL}$  的表达式为

$$\mathbf{T}_{PLL} = \Gamma(\mathbf{T}_{\Delta 1}) \Gamma(\mathbf{U}_{ra0}) + \mathbf{P} \Gamma(\mathbf{T}_{\Delta 1}) \Gamma(\mathbf{U}_{ra0}) \mathbf{P}^{-1} + \mathbf{P}^2 \Gamma(\mathbf{T}_{\Delta 1}) \Gamma(\mathbf{U}_{ra0}) (\mathbf{P}^2)^{-1} \quad (27)$$

结合等间隔触发方式的原理, 可得小扰动情况下实际触发角变化量  $\Delta \alpha$  的输出结果满足关系式(28)。

$$\Delta \alpha = \Delta \alpha_{\text{ord}} - \Delta \theta \quad (28)$$

## 2.6 交流系统模型

本文所研究的 LCC-HVDC 交流侧系统主要由等效电源、电网阻抗和交流滤波器组成, 其详细拓扑如图 5 所示。

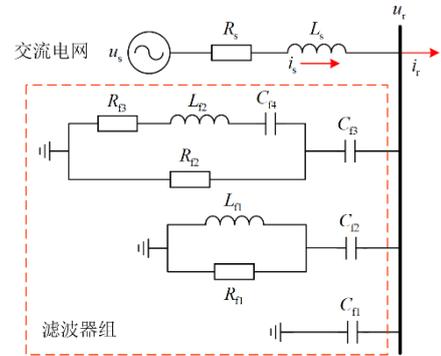


图 5 交流系统电路结构

Fig. 5 Circuit structure of AC side system

图 5 中电路采用的滤波器组与国际大电网会议 (CIGRE) 标准测试模型中所提出的拓扑相同<sup>[24]</sup>。需要说明的是, 该滤波器组与多数实际输电系统的滤波器组结构相似<sup>[25]</sup>, 且建模方法相同, 因此, 对于不同实际系统的滤波器组仍可利用本文方法进行建模。由于交流侧三相电路具有相同结构, 且由前述分析可知, 降维后的直流电压仅与 a 相交流电压有关, 因此交流系统相关状态变量及输入量仅需计及 a 相信号, 将交流初始状态方程线性化并结合 HSS

理论得出降维后的交流系统 HSS 模型为

$$\begin{aligned}
 s\Delta U_{C1}^a &= \left(-\frac{R_{f1}+R_{f2}}{R_{f1}R_{f2}C_{f1}}\mathbf{E}-\mathbf{N}\right)\Delta U_{C1}^a + \frac{\mathbf{E}}{R_{f1}C_{f1}}\Delta U_{C2}^a + \\
 &\quad \frac{\mathbf{E}}{R_{f2}C_{f1}}\Delta U_{C3}^a - \frac{\mathbf{E}}{C_{f1}}(\Delta \mathbf{I}_{L1}^a + \Delta \mathbf{I}_{L2}^a + \Delta \mathbf{I}_{ra} - \Delta \mathbf{I}_{sa}) \\
 s\Delta U_{C2}^a &= \frac{\mathbf{E}}{R_{f1}C_{f2}}\Delta U_{C1}^a - \left(\frac{\mathbf{E}}{R_{f1}C_{f2}} + \mathbf{N}\right)\Delta U_{C2}^a + \frac{\mathbf{E}}{C_{f2}}\Delta \mathbf{I}_{L1}^a \\
 s\Delta \mathbf{I}_{L1}^a &= \frac{1}{L_{f1}}\mathbf{E}(\Delta U_{C1}^a - \Delta U_{C2}^a) - \mathbf{N}\Delta \mathbf{I}_{L1}^a \\
 s\Delta U_{C3}^a &= \frac{\mathbf{E}}{R_{f2}C_{f3}}\Delta U_{C1}^a + \frac{\mathbf{E}}{C_{f3}}\Delta \mathbf{I}_{L2}^a - \left(\frac{\mathbf{E}}{R_{f2}C_{f3}} + \mathbf{N}\right)\Delta U_{C3}^a \\
 s\Delta U_{C4}^a &= -\mathbf{N}\Delta U_{C4}^a + \frac{1}{C_{f4}}\mathbf{E}\Delta \mathbf{I}_{L2}^a \\
 s\Delta \mathbf{I}_{L2}^a &= \frac{\mathbf{E}}{L_{f2}}(\Delta U_{C1}^a - \Delta U_{C3}^a - \Delta U_{C4}^a) - \left(\frac{R_{f3}\mathbf{E}}{L_{f2}} + \mathbf{N}\right)\Delta \mathbf{I}_{L2}^a \\
 s\Delta \mathbf{I}_{sa} &= -\left(\frac{R_s}{L_s}\mathbf{E} + \mathbf{N}\right)\Delta \mathbf{I}_{sa} + \frac{\mathbf{E}}{L_s}(\Delta U_{C1}^a - \Delta U_{sa})
 \end{aligned} \tag{29}$$

式中：状态变量  $U_{C1}^a$ 、 $U_{C2}^a$ 、 $U_{C3}^a$ 、 $U_{C4}^a$ 、 $I_{L1}^a$ 、 $I_{L2}^a$  分别为电容  $C_{f1}$ 、 $C_{f2}$ 、 $C_{f3}$ 、 $C_{f4}$  的电压和流过电感  $L_{f1}$ 、 $L_{f2}$  的电流傅里叶系数向量，上标“a”代表 a 相； $U_{sa}$  和  $I_{sa}$  分别为电网电压  $u_{sa}$  和网侧电流  $i_{sa}$  的傅里叶系数向量。

## 2.7 LCC-HVDC 降维 HSS 模型

由式(19)一式(29)，将上述各部分 HSS 模型联立，可将 LCC-HVDC 系统的降维 HSS 模型表示为

$$\begin{cases} s\Delta \mathbf{X} = (\mathbf{F}(\mathbf{A}_{\text{sys}}) - \mathbf{N})\Delta \mathbf{X} + \mathbf{F}(\mathbf{B}_{\text{sys}})\Delta \mathbf{V} \\ \Delta \mathbf{Y} = \mathbf{F}(\mathbf{C}_{\text{sys}})\Delta \mathbf{X} + \mathbf{F}(\mathbf{D}_{\text{sys}})\Delta \mathbf{V} \end{cases} \tag{30}$$

式中： $\Delta \mathbf{X}$ 、 $\Delta \mathbf{V}$ 、 $\Delta \mathbf{Y}$  分别为系统各状态变量 ( $\Delta i_{\text{dcr}}$ 、 $\Delta i_{\text{dci}}$ 、 $\Delta u_{\text{dc}}$ 、 $\Delta i_{\text{dcrm}}$ 、 $\Delta x_r$ 、 $\Delta x_p$ 、 $\Delta \theta$ 、 $\Delta u_{C1}$ 、 $\Delta u_{C2}$ 、 $\Delta u_{C3}$ 、 $\Delta u_{C4}$ 、 $\Delta i_{L1}$ 、 $\Delta i_{L2}$ 、 $\Delta i_{sa}$ )、输入变量 ( $\Delta u_{sa}$ 、 $\Delta u_{\text{dci}}$ 、 $\Delta i_{\text{dcr\_ref}}$ ) 和输出变量的复傅里叶系数向量； $\mathbf{F}(\mathbf{A}_{\text{sys}})$ 、 $\mathbf{F}(\mathbf{B}_{\text{sys}})$ 、 $\mathbf{F}(\mathbf{C}_{\text{sys}})$ 、 $\mathbf{F}(\mathbf{D}_{\text{sys}})$  分别为系统状态矩阵、输入矩阵、输出矩阵和前馈矩阵的托普利兹形式。

由式(30)可以看出，所得出的 HSS 模型仅含单相(交流 a 相及直流侧)信号的运算，若设 HSS 模型的截断阶数为  $n_k$ ，并令  $N_n = 2n_k + 1$ ，则降维之前(采用原始三相信号)的状态方程个数应为  $(7+7 \times 3) \times N_n$ ，而采用本文方法建立的降维 HSS 模型仅有  $(7+7) \times N_n$  个状态方程。图 6 给出了降维前后的状态矩阵示意图，其中：下标“ss”表示与非相移状态变量(直流回路状态变量及控制环节中间变量)相关的矩阵元素，下标“a, b, c”分别表示与 a, b, c 三

相信号所对应状态变量相关的元素。从中可以看出，所得矩阵  $\mathbf{A}_{\text{sys}}$  的维数降低了一半，因此该降维模型可有效降低系统建模计算及理论分析的复杂度。

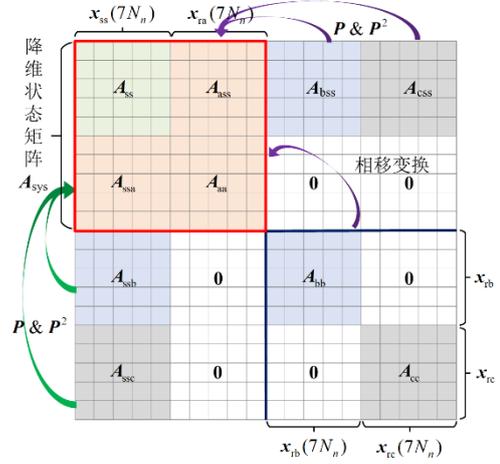


图 6 降维状态矩阵示意图

Fig. 6 Schematic diagram of reduced dimension state matrix

## 3 HSS 模型验证与稳定性分析

### 3.1 模型验证

为验证本文所建立的降维 HSS 模型的正确性，基于 PSCAD/EMTDC 搭建 LCC-HVDC 的仿真模型，并将理论计算值与仿真结果进行对比。仿真模型所采用的拓扑结构与图 1 相同，主要参数如表 1 所示。

表 1 LCC-HVDC 仿真模型参数

Table 1 Parameters of LCC-HVDC simulation model

参数	数值	参数	数值
额定电压/kV	345	直流线路电阻/ $\Omega$	2.5
额定容量/MVA	1000	直流侧等效电容/ $\mu\text{F}$	26
短路比	3.75	测量环节增益	0.5
阻抗角/ $^\circ$	84.5	测量环节积分常数	0.0012
变压器容量/MVA	600	电流控制比例增益	1.0989
变压器变比	345/213	电流控制积分增益	91.5751
变压器漏感/p.u.	0.08	PLL 控制比例增益	10
直流平波电感/H	0.5968	PLL 控制积分增益	50

其中交流滤波器组采用 CIGRE 直流输电标准测试模型中的参数，详见文献[24]。

由于 HSS 模型中的傅里叶系数向量在理论上可为无限次，因此本文在进行模型验证之前需将其进行截断处理，为不失准确性，取傅里叶级数中的常数  $n$  为 25，即将模型进行 25 阶截断(有关截断阶数的影响将在第 4 节中加以分析)。

仿真系统的稳态运行条件为：交流电网初始输入电压仅含基频额定分量，直流电流控制器参考值

为 1.0 p.u.(2 kA), 系统无扰动。为验证 HSS 模型在稳态运行及不同扰动下的准确性与动态特性, 仿真中采用两种特定工况, 并分别将各工况下的 HSS 模型计算值与 EMTDC 仿真结果进行对比。

1) 工况 1: 初始时刻, 系统运行在稳态条件下, 1.5 s 时向交流电网注入 5 次(5%)和 7 次(2%)谐波电压扰动, 在 2 s 时取消扰动, 恢复稳态运行条件。

2) 工况 2: 初始时刻, 系统运行在稳态条件下, 在 1.5 s 时将直流电流参考指令阶跃为 0.97 p.u., 即直流电流减小 3%, 在 2 s 时取消扰动, 恢复稳态运行条件。

图 7 为工况 1 下的 HSS 模型理论值与电磁暂态仿真结果对比图。

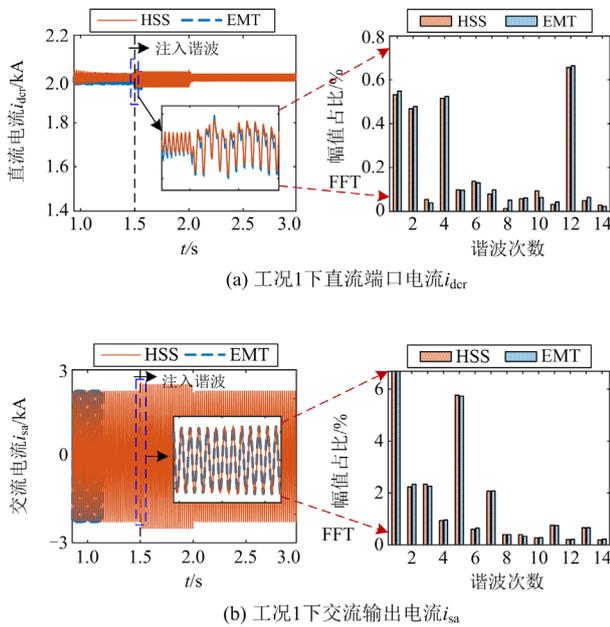


图 7 工况 1 仿真结果与模型理论值对比

Fig. 7 Comparison between simulation results of condition 1 and theoretical values of the model

从图 7(a)中可以看出, 在稳态运行条件下, HSS 模型的直流电流计算值与仿真结果具有较高的吻合度, 注入谐波扰动后, HSS 模型的谐波动态变化特征与仿真值能够保持高度一致; 同时, 由图 7(b)可知, 在稳态和谐波动态作用下, HSS 模型所得的交流输出电流结果均与仿真值高度吻合, 进而初步验证了本文所提模型的正确性以及对于系统稳态及谐波动态特性研究的适用性。

图 8 给出了工况 2 下的理论与仿真结果对比。观察图 8(a)直流端口电流  $i_{dc}$  的波形可知, 当电流参考指令受扰下降 0.03 p.u.后, 直流端口输出电流相应减小, HSS 模型可准确快速地跟踪系统受扰动后

的动态偏移, 并能在扰动结束后迅速恢复至稳定运行状态; 同时, 由于系统闭环调制作用, 扰动发生后, 直流电流的下降会导致交流输出电流幅值相应降低, 由图 8(b)可知, 在直流侧受到小扰动后, HSS 模型的交流输出电流同样与仿真模型高度吻合。因此, 基于上述分析结果可得出, 本文所建立的降维 HSS 模型具有较高的准确性。

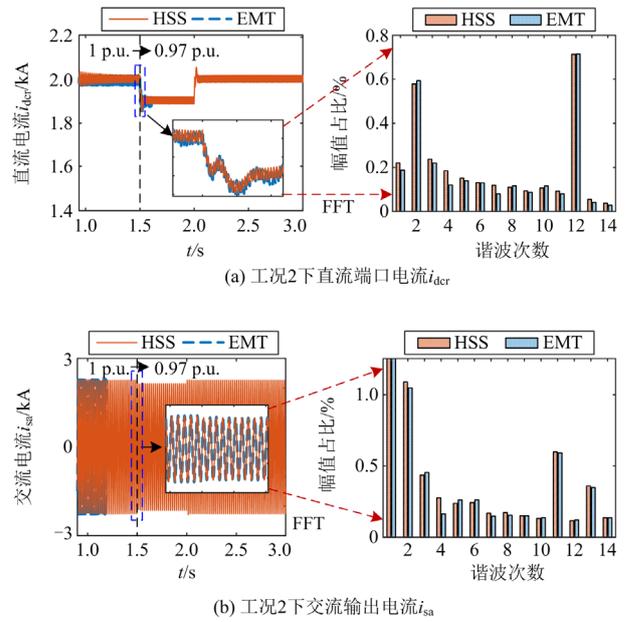


图 8 工况 2 仿真结果与模型理论值对比

Fig. 8 Comparison between simulation results of condition 2 and theoretical values of the model

为验证本文降维 HSS 模型的计算效率, 在同等条件下, 通过计算机进行计算并记录不同截断阶数  $n_k$  下的模型计算时间(测试环境: MATLAB version: R2018(a), PC with 8.00 GB RAM and 3.60 GHz intel Core CPU), 并与传统方法建立的未降维 HSS 模型对比, 所得结果如表 2 所示。由表 2 可知, 降维 HSS 模型可大大降低计算时间, 且截断阶数越高两种模型之间的计算效率差异越大, 因此, 本文所建立的降维 HSS 方法可有效降低理论分析与验证的复杂度, 能够在大规模电力电子系统建模中更好地兼顾准确性和效率性。

表 2 不同模型的计算时间

Table 2 Calculation time of different models

模型	$s$				
	$n_k = 3$	$n_k = 7$	$n_k = 13$	$n_k = 17$	$n_k = 25$
未降维 HSS	15	34	145	400	1214
降维 HSS	4	10	37	56	123

### 3.2 小扰动稳定性分析

#### 3.2.1 定电流控制环节对稳定性的影响

定直流电流控制是 LCC-HVDC 整流侧的主要控制环节，其控制器参数的大小对系统稳定性具有重要影响，且系统的阻尼比和稳定裕度主要受到 PI 控制器比例增益的影响，因此本文以控制器比例增益的参数变化情况对系统稳定性进行分析。

在系统稳定运行条件下，保持其他参数不变，改变电流控制器比例增益  $K_p$  的值，令其由 1.0 逐步变化为 5.0，其中变化步长设置为 0.2，可得出系统的特征值轨迹如图 9 所示。

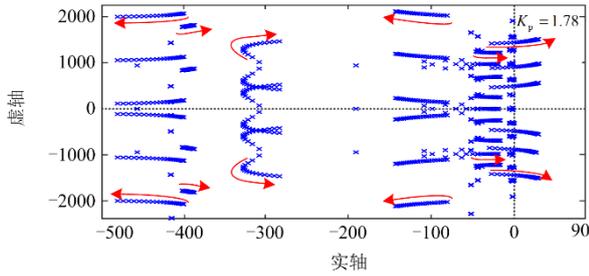


图 9  $K_p$  增大过程中的特征值轨迹

Fig. 9 Eigenvalue trajectory with increasing  $K_p$

由图 9 可以看出，HSS 模型的特征值以列的形式呈现<sup>[19]</sup>，且每一列特征值关于实轴对称。随着  $K_p$  的增大，不同特征值列的运动轨迹有所不同，但系统的主导特征值(模态)逐步向右移动，此过程中系统的阻尼比逐渐降低，稳定性下降。当  $K_p=1.78$  时，主导特征值位于虚轴，系统处于临界稳定状态，随着  $K_p$  进一步增大，主导特征值逐渐越过虚轴，进入右半平面，系统阻尼比为负，处于失稳状态。

为验证上述稳定性分析的正确性，图 10 给出了  $K_p$  由 1.6 阶跃至 1.79 时，直流电流的仿真波形。从图 10 中可以看出，当  $K_p$  跃变至 1.79 时，直流电流响应逐步发散，系统趋于失稳，且对失稳后的直流电流频谱分析可得，其主要失稳频率为 86 Hz。进一步计算图 9 中位于虚轴附近的主导模态为  $\lambda_{1,2} = -0.0042 \pm j531.89$ ，对应的失稳频率与系统仿真结果可较好地吻合。

为探究系统状态变量对失稳模态的影响程度，分别计算  $K_p=1.6$  (稳定状态)和  $K_p=1.79$  (失稳状态)时，各状态变量与上述主导模态的参与因子，其变化情况对比如图 11 所示。

由图 11 可见，当  $K_p$  由 1.6 跃变到 1.79 时，交流系统状态变量组  $\Delta u_{C3}$ 、 $\Delta i_{L2}$  和直流系统状态变量

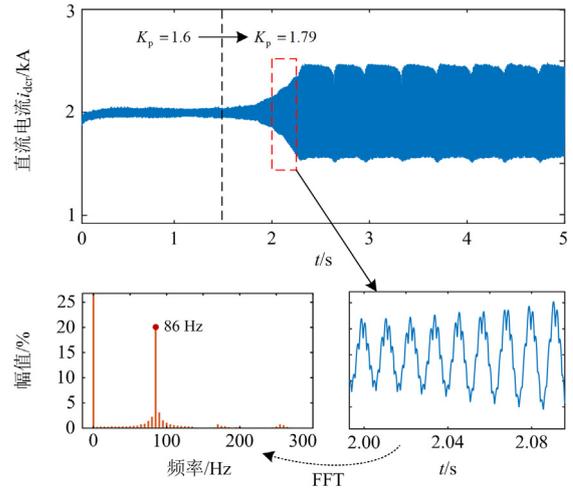


图 10  $K_p$  阶跃时的直流电流波形

Fig. 10 DC current waveform when  $K_p$  steps

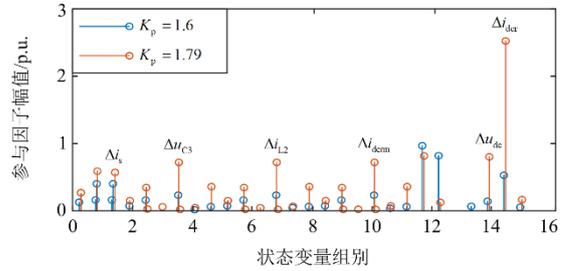


图 11 主导模态对应状态变量参与因子变化情况

Fig. 11 Changes of participation factors of state variables corresponding to dominant mode

组  $\Delta i_{decn}$ 、 $\Delta i_{dcr}$ 、 $\Delta u_{dc}$  中的相关分量参与因子显著升高。表明系统的稳定性与上述状态变量密切相关。其中，直流线路状态变量  $\Delta i_{dcr}$  的参与因子升高最为显著，表明系统的稳定裕度主要受直流运行电流大小的影响。同时注意到，除基频分量外，失稳模态亦受到各状态变量组谐波分量的影响，从而表明 HSS 模型具有谐波不稳定性分析的优势。

#### 3.2.2 PLL 参数对稳定性的影响

由前述分析可知，PLL 是 LCC-HVDC 系统 HSS 模型的重要环节，探究其内部控制器参数对稳定性的影响，有助于更加全面地分析系统的动态特性。

保持系统各环节为表 1 所示的稳定运行参数不变，设置步长为 50，逐渐改变 PLL 控制器比例增益  $K_{pp}$ ，令其由 10 逐步变化到 1000，可得系统特征值轨迹如图 12 所示。由图 12 可知，随着  $K_{pp}$  的增大，不同特征值列的运动轨迹同样有所不同，其中虽有特征值列向右移动，但其并未越过虚轴，且系统主导特征值逐渐向左移动，表明主导特征值在

$K_{pp}$  增大过程中与系统稳定性呈正相关作用。因此, 随着 PLL 控制比例增益的增大, 系统稳定性逐渐增强。

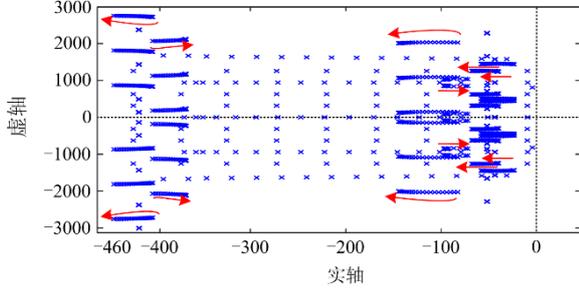


图 12  $K_{pp}$  增大过程中的特征值轨迹

Fig. 12 Eigenvalue trajectory with increasing  $K_{pp}$

### 3.2.3 系统传输功率对稳定性的影响

现有 LCC-HVDC 小干扰稳定性分析往往聚焦于系统额定传输功率工况下, 然而系统在实际运行时可能存在不同的功率传输水平, 且由上述参与因子分析结果可知, 当系统失稳时, 直流侧电流  $i_{dc}$  对主导模式的贡献度最为显著, 因此探究 LCC-HVDC 的直流功率对系统稳定性的影响至关重要。

在额定工况下, 保持直流侧电压为额定电压, 令直流电流的参考值  $i_{dc\_ref}$  分别为 0.75 p.u.、1.0 p.u.、1.25 p.u., 将不同工况下的特征值对比如图 13 所示。从图 13 中可以清楚地看出, 随着直流功率的改变, HSS 模型的特征模态也会发生变化, 且随着直流功率的升高, 特征模态逐渐向复平面右侧移动, 表明系统的稳定裕度会随着直流功率的增大而减小。

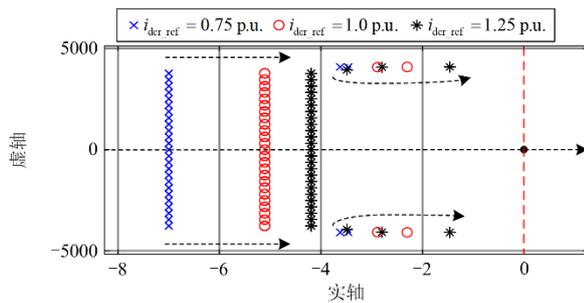


图 13 不同直流功率下的系统特征值

Fig. 13 System eigenvalues at different DC power

为验证上述理论, 图 14 给出了在工况变化时的 PCC 电压时域仿真结果。在 1.5 s 时将电流控制器增益  $K_p$  由 1.0989 阶跃至 1.8, 可以注意到, 交流电压发生振荡失稳。当仿真运行至 4 s 时, 将直流参考电流指令  $i_{dc\_ref}$  从 1.0 阶跃至 0.75, 电压不再振荡, 系统重新回到了稳定运行状态。

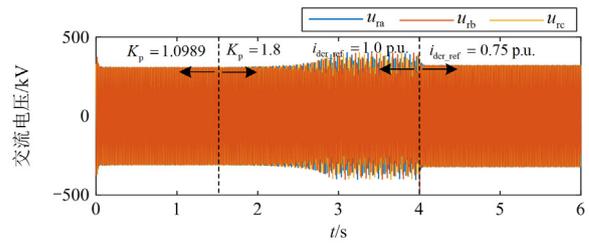


图 14 PCC 电压的时域仿真波形

Fig. 14 Time-domain simulation waveform of PCC voltage

上述现象可从 LCC-HVDC 系统的运行原理来分析, 由换流器的开关工作原理可知, 当直流侧功率增大时, 即直流电流越大时, 定电流控制器输出的触发信号  $\alpha_{ord}$  越小, 此时对于相同的外界扰动, 系统更加敏感, 即外界输入同样的小信号扰动量, 直流传输功率大的系统更易失去稳定。因此, 在实际工程中若要提高 LCC-HVDC 系统的稳定裕度, 可适度降低直流运行功率。

## 4 模型截断误差分析

如前所述, HSS 模型的截断阶数对于模型的精度和分析复杂度有重要影响, 随着截断阶数的增加, 模型准确度逐渐提高, 但计算难度也逐渐升高。因此, 选取既可保证模型准确度又能最大限度降低理论分析难度的截断阶数对于 HSS 建模及稳定性分析应用至关重要。本文在已建立的 HSS 模型基础上, 对 LCC-HVDC 系统 HSS 模型截断阶数的选取进行比较分析。

以时域仿真值为基准, 将不同截断模型的稳态直流电流输出结果与时域仿真值进行对比, 得出模型截断阶数  $n_k$ 、计算时间  $t$ 、电流输出误差  $e$  的关系曲线如图 15 所示。

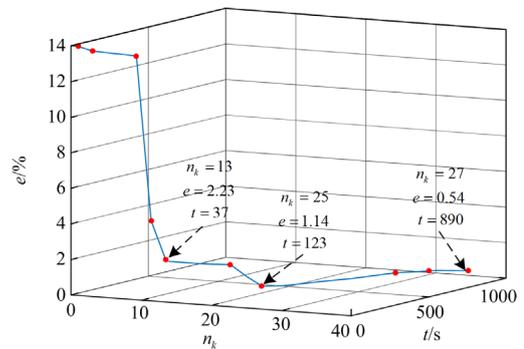


图 15 截断阶数与电流输出误差之间的关系

Fig. 15 Relationship between truncation order and current output error

从图 15 中可以看出,随着截断阶数的增加,HSS 模型的计算时间逐渐增大,而电流输出误差逐渐减小,且从图 15 中可以看出,模型截断阶数在 13 阶前后的结果具有明显差异,其主要原因为 12 脉动 LCC 的交流侧特征谐波为  $12k \pm 1$  次 ( $k = 1, 2, \dots$ ),直流侧特征谐波为  $12k$  次,当模型截断阶数小于 12 时,直流侧 12 次特征谐波信息无法从模型中体现,即模型中缺失关键特征分量,会带来较大误差。同时,从图 15 中可看出,当模型截断阶数大于 13 时,各计算结果的差异性并不明显,表明 12 脉动 LCC-HVDC 系统的 13 次以上特征谐波分量占比较小,且随着谐波次数增大,所占比重逐渐降低。

为分析不同截断阶数对小信号稳定性分析的影响,取时域仿真系统临界失稳下的参数,计算不同截断阶数 HSS 模型的主导特征值大小。临界稳定状态下,系统主导模态应位于虚轴或无限接近于虚轴,模态频率可由输出电流波形仿真结果得到。本文定义误差指标  $\delta_r$  和  $\delta_i$ ,其中  $\delta_r$  为特征值到虚轴的距离,称为阻尼误差指标, $\delta_i$  为特征值虚部与准确值(时域仿真结果)之间的误差百分比,称为频率误差指标。由于仿真结果可能受到测量等因素的影响,无法做到完全准确,因此可认为误差控制在 5% 以内已足够准确。则可定义当  $\delta_r < 0.5$ 、 $\delta_i < 5\%$  时,模型精度满足误差指标,所得模型为准确模型。

各模型对比如表 3 所示。由表 3 中数据可知,模型的主模态频率在不同截断阶数下差异并不明显,且符合频率误差指标。但不同截断模型下的模态阻尼有所不同,截断阶数越高,特征值越靠近虚轴,阻尼误差越小,且截断阶数在 13 以上时,模型同时满足两种误差指标,达到准确度要求。

表 3 不同截断阶数下的模型精确度对比

Table 3 Comparison of model accuracy under different truncation orders

截断阶数	特征值	$\delta_r$	$\delta_i / \%$	是否满足精度
10	$-2.84 \pm j526.26$	2.84	2.61	否
11	$-2.45 \pm j527.23$	2.45	2.43	否
12	$-1.52 \pm j529.47$	1.52	2.01	否
13	$-0.46 \pm j531.19$	0.46	1.70	是
25	$-0.19 \pm j531.87$	0.19	1.57	是

上述分析表明模型临界稳定点的判断会受到截断阶数的影响。值得说明的是,虽然采取 13 次以上的截断阶数对稳定性判定的准确度仍有一定的影响,但从分析数据来看,这种影响并不显著。因此利用本文建模方法对 LCC-HVDC 进行小信号稳定分析时,采用 13 阶截断的 HSS 模型已可充分保证

结果的准确度。

综上分析,HSS 模型的截断阶数对于 LCC-HVDC 系统的谐波分析及小信号稳定分析的准确性均具有一定影响。一方面,不同截断阶数下矩阵中所包含的谐波分量不同,截断阶数越高,谐波分量越完整。另一方面,不同截断阶数会影响最终得到的 HSS 状态矩阵的形态,低截断阶数下的矩阵不包含高次谐波元素,依据矩阵特征值计算原理,在特征值计算过程中,当  $\Gamma(A_{\text{sys}})$  不同时,所得出的特征值有所不同,进而影响稳定性判据。

## 5 结论

本文提出了一种基于相移原理的 HSS 降维建模方法,并以 LCC-HVDC 整流站为例建立了降维 HSS 模型。通过仿真验证了所建模型的正确性,并对系统小干扰稳定性进行了分析,主要得出以下结论:

1) 降维 HSS 模型的维度相较于传统 HSS 模型降低了一半,显著提高了计算效率,且模型并未改变系统结构的完整性与准确性,可有效降低理论分析与验证的复杂度。

2) 系统小扰动稳定性随着控制器比例增益的增大逐渐降低,通过参与因子分析发现,当  $K_p$  增大时,系统的稳定性受直流线路状态变量组  $i_{\text{dcr}}$  的影响最为显著,且除基频分量以外,失稳模态亦受到各状态变量组中谐波分量的影响。分析发现,系统的稳定裕度会随着直流功率的增大而减小;相反,系统稳定性受 PLL 控制器比例增益  $K_{\text{pp}}$  的影响并不显著,且随着其值的增大,稳定性逐渐增强。

3) LCC-HVDC 系统的谐波分析及小信号稳定分析的准确性会受到 HSS 模型截断阶数的影响。高截断阶数在提高分析精度的同时,会增加计算的复杂度。为了在不失模型准确性的前提下进一步提升计算效率,12 脉动 LCC-HVDC 系统的 HSS 模型截断阶数选取 13 阶最为适宜。

需要指出的是,本文所提降维方法是以系统三相对称为前提条件,因此仅适用于对称工况下的建模分析。然而对于特高压系统而言,多数分析场景下均可假设其处于对称运行状态,因此本文方法可应用于多数工况下的实际系统建模与稳定性分析。

## 参考文献

- [1] 辛保安,郭铭群,王绍武,等.适应大规模新能源友好送出的直流输电技术与工程实践[J].电力系统自动化,2021,45(22):1-8.  
XIN Baoan, GUO Mingqun, WANG Shaowu, et al. Friendly HVDC transmission technologies for large-scale renewable

- energy and their engineering practice[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(22): 1-8.
- [2] MUNIAPPAN M. A comprehensive review of DC fault protection methods in HVDC transmission systems[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2021, 6(1): 1-20.
- [3] 全球能源互联网发展合作组织. 中国“十四五”电力发展规划研究[R]. 北京: 中国“十四五”电力发展研讨会, 2020.
- Global Energy Internet Development Cooperation Organization. Research on China's power development planning in the 14th five-year plan[R]. Beijing: China's "14th Five-Year Plan" Power Development Seminar, 2020.
- [4] 王俊茜, 贾祺, 刘侃, 等. 基于信号注入法的风火打捆经直流外送系统次同步扭振分析[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(17): 109-120.
- WANG Junxi, JIA Qi, LIU Kan, et al. Analysis of sub-synchronous torsional mode of wind-thermal bundled system transmitted via HVDC based on a signal injection method[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(17): 109-120.
- [5] ZHANG Zheren, XU Zheng, XUE Yinglin, et al. DC-side harmonic currents calculation and DC-loop resonance analysis for an LCC-MMC hybrid HVDC transmission system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(2): 642-651.
- [6] YUE Xiaolong, WANG Xiongfei, BLAABJERG F. Review of small-signal modeling methods including frequency-coupling dynamics of power converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(4): 3313-3328.
- [7] 贺杨焯, 郑晓冬, 邵能灵, 等. 交直流混联电网 LCC-HVDC 换流器建模方法综述[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(11): 3119-3130.
- HE Yangyang, ZHENG Xiaodong, TAI Nengling, et al. A review of modeling methods for LCC-HVDC converter in AC/DC hybrid power grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(11): 3119-3130.
- [8] 李志显, 李欢, 刘崇茹, 等. 考虑缓冲回路的 HVDC 系统状态空间模型与求解算法[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(11): 91-101.
- LI Zhixian, LI Huan, LIU Chongru, et al. State-space model and solution algorithm of an HVDC system considering a snubber circuit[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(11): 91-101.
- [9] KARAWITA C, ANNAKAGE U D. Multi-infeed HVDC interaction studies using small-signal stability assessment[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2009, 24(2): 910-918.
- [10] HU Lihua, YACAMINI R. Harmonic transfer through converters and HVDC links[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 1992, 7(3): 514-525.
- [11] 叶运铭, 汪娟娟, 陈威, 等. LCC-HVDC 系统直流控制回路小干扰稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(16): 178-188.
- YE Yunming, WANG Juanjuan, CHEN Wei, et al. Small-signal stability analysis of DC control loop for LCC-HVDC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(16): 178-188.
- [12] 王钢, 李志铿, 李海锋, 等. 交直流系统的换流器动态相量模型[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(1): 59-64.
- WANG Gang, LI Zhikeng, LI Haifeng, et al. Dynamic phasor model of the converter of the AC/DC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(1): 59-64.
- [13] LIU Chongru, BOSE A, TIAN Pengfei. Modeling and analysis of HVDC converter by three-phase dynamic phasor[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(1): 3-12.
- [14] KWON J, WANG Xiongfei, BLAABJERG F, et al. Harmonic interaction analysis in a grid-connected converter using harmonic state-space (HSS) modeling[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(9): 6823-6835.
- [15] LYU Jing, ZHANG Xin, CAI Xu, et al. Harmonic state-space based small-signal impedance modeling of a modular multilevel converter with consideration of internal harmonic dynamics[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(3): 2134-2148.
- [16] 梅念, 尹诗媛, 魏争, 等. 考虑内部谐波耦合特性的 MMC 小信号建模及稳定性分析[J]. 电网技术, 2019, 43(12): 4495-4501.
- MEI Nian, YIN Shiyuan, WEI Zheng, et al. Small-signal modeling and stability analysis of MMC considering internal harmonic interactions[J]. Power System Technology, 2019, 43 (12): 4495-4501.
- [17] 周攀, 刘天琪, 王顺亮, 等. 考虑谐波耦合特性的 LCC-HVDC 换流站小信号建模[J]. 电网技术, 2021, 45(1): 153-161.
- ZHOU Pan, LIU Tianqi, WANG Shunliang, et al. Small signal modeling of LCC-HVDC station with consideration of harmonic coupling characteristics[J]. Power System Technology, 2021, 45(1): 153-161.
- [18] 江克证, 朱建行, 胡家兵, 等. 计及开关过程的 LCC-HVDC 小信号建模及其对电力系统电磁尺度稳定性分析[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2021, 61(5): 395-402.
- JIANG Kezheng, ZHU Jianhang, HU Jiabing, et al. Small signal modeling of LCC-HVDC systems with switching

- for electromagnetic timescale stability analysis of power systems[J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2021, 61(5): 395-402.
- [19] 张国荣, 徐晨林, 蔡智斌, 等. 基于谐波状态空间的变  
换器建模方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(11):  
141-147.  
ZHANG Guorong, XU Chenlin, CAI Zhibin, et al. A  
modeling method for a converter based on harmonic state  
space[J]. Power System Protection and Control, 2021,  
49(11): 141-147.
- [20] KARAMI E, GHAREHPETIAN G B, MADRIGAL M. A  
step forward in application of dynamic harmonic domain:  
phase shifting property of harmonics[J]. IEEE Transactions  
on Power Delivery, 2017, 32(1): 219-225.
- [21] 年珩, 刘一鸣, 胡彬, 等. 计及频率耦合特性的 LCC-  
HVDC 送端系统阻抗建模与稳定性分析[J]. 中国电机  
工程学报, 2022, 42(3): 876-886.  
NIAN Heng, LIU Yiming, HU Bin, et al. Impedance  
modeling and stability analysis of LCC-HVDC sending  
terminal system considering frequency coupling  
characteristics[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(3):  
876-886.
- [22] 王顺亮, 谢洋, 马俊鹏, 等. 基于直流电流控制的特高  
压直流分层接入系统协调控制策略[J]. 电力系统保护  
与控制, 2022, 50(19): 167-178.  
WANG Shunliang, XIE Yang, MA Junpeng, et al.  
Coordinated control strategy for a UHVDC hierarchical  
connection system based on DC current control[J]. Power  
System Protection and Control, 2022, 50(19): 167-178.
- [23] QI Yi, ZHAO Huanfeng, FAN Shengtao, et al. Small signal  
frequency-domain model of a LCC-HVDC converter  
based on an infinite series-converter approach[J]. IEEE  
Transactions on Power Delivery, 2019, 34(1): 95-106.
- [24] MEAH K, ULA SADRUL A H M. Simulation study of  
the CIGRE HVDC benchmark model with the WSCC  
nine-bus power system network[C] // 2009 IEEE/PES  
Power Systems Conference and Exposition, April 24-27,  
2009, Seattle, WA, USA: 1-5.
- [25] 王刘拴.  $\pm 800$  kV 特高压直流输电谐波特性的研究[D].  
广州: 广东工业大学, 2014.  
WANG Liushuan. Harmonic characteristic research on  $\pm$   
800 kV UHVDC transmission system[D]. Guangzhou:  
Guangdong University of Technology, 2014.
- 
- 收稿日期: 2022-12-01; 修回日期: 2023-02-26  
作者简介:  
王 杨(1990—), 男, 博士, 研究员, 博士生导师, 研  
究方向为电能质量、新能源并网、电力系统广域监测与控制;  
E-mail: fwang@scu.edu.cn  
田 旭(1996—), 男, 硕士研究生, 研究方向为高压直  
流输电系统建模与稳定分析; E-mail: tianxu@stu.scu.edu.cn  
赵劲帅(1992—), 男, 通信作者, 博士, 讲师, 硕士生  
导师, 研究方向为电能质量。E-mail: jinshuai\_zhao\_scu@  
163.com
- (编辑 周金梅)