第 52 卷 第 3 期：1060-1070 高电压技术 Vol.52, No.3: 1060-1070
2026 年 3 月 31 日 High Voltage Engineering March 31, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20242038

集成 S7 桥臂的基频调制电流源型海上换流站及其控制策略

冯定腾，熊小玲，王胜威，赵成勇
（新能源电力系统全国重点实验室(华北电力大学)，北京 102206）

摘　要：相较于传统方案，采用基于集成门极换向晶闸管(integrated gate-commutated thyristor，IGCT)的电流源换流器(current source converter，CSC)作为远海风电场的送出方案能够大幅降低海上换流站的建设成本，是一种更为经济的选择。但是，现有的 CSC 调制方式通常采用脉冲宽度调制或基频调制，其中前者具有开关损耗高等缺点，后者由于只有触发角一个控制量，因此不能实现有功无功的灵活控制。针对上述问题，提出一种集成 S7 桥臂的基频调制电流源型换流站(current source converter with S7 bridge，S7CSC)及其控制策略。首先，介绍了 S7CSC 直流输电拓扑，并对其工作模型进行了详细分析，探讨了 S7 桥臂的开关控制与基频调制策略的协调关系，并构建了数学模型。然后，提出了相应的海上交流电压/频率控制策略，对海上交流故障的故障特性进行分析，并提出了交流故障下的低压穿越策略。接着，与其他技术方案进行了详细的对比分析。最后，搭建了 S7CSC 的 PSCAD 仿真模型，对系统结构和控制策略进行了仿真分析。结果表明：S7CSC 具备双自由度，能够稳定控制海上交流电压，并且具备良好的故障响应特性，能够适应风电出力波动。

关键词：远海风电；直流输电；S7CSC；调制原理；海上交流电压控制；低压穿越策略

Integrated Fundamental Frequency Modulation Current-source-converter Offshore Station with S7 Bridge Arm and the Control Strategy

FENG Dingteng, XIONG Xiaoling, WANG Shengwei, ZHAO Chengyong
(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources
(North China Electric Power University), Beijing 102206, China)

Abstract：The use of IGCT-based current source converters (CSC) as the transmission solution for offshore wind farms can significantly reduce the construction costs of offshore converter stations compared to traditional solutions, making it a more economical choice. However, the existing modulation methods for CSCs use either pulse width modulation (PWM) or fundamental frequency modulation. The former suffers from high switching losses, while the latter, due to having only one control parameter (namely, the triggering angle), cannot achieve flexible control of active and reactive power. To address these issues, this paper proposes a current-source converter station with integrated S7 bridge arms and its control strategy. First, the S7CSC DC transmission topology is introduced, and its operating model is analyzed in detail. The coordination between the switching control of the S7 bridge arms and the fundamental frequency modulation strategy is discussed, and a mathematical model is developed. An offshore AC voltage/frequency control strategy is then proposed. The fault characteristics of offshore AC faults are analyzed, and a low-voltage ride-through strategy under AC faults is introduced. Finally, a PSCAD simulation model of the S7CSC is built to simulate and analyze the system structure and control strategy. The results verify that the S7CSC has two degrees of freedom, can stably control the offshore AC voltage, and demonstrates good fault response characteristics, making it capable of adapting to fluctuations in wind power output.

Key words：offshore wind power; HVDC; S7CSC; modulation principle; offshore AC voltage control; low-voltage ride-through strategy

基金资助项目：国家自然科学基金联合基金(U23B20119)。
Project supported by Joint Funds of National Natural Science Foundation of China(U23B20119).

0 引言

随着我国电力系统逐步向绿色转型，大力发展海上风电成为其中关键一环[1-2]。随着风电机组的扩容和更多技术方案的优化研究，海上风电正在向远海大容量方向发展[3-4]。以如东海上风电工程为例，通过模块化多电平换流器(modular multilevel converter，MMC)实现风电场的高效并网，是世界上主流的海上风电送出方案[5-6]。虽然该方案具有损耗低和传输距离大等优点，但 MMC 由功率子模块构成，其中储能电容占用了大量空间。随着容量的不断提升，海上换流器的体积和重量逐渐增大，这一问题在海上平台的建设中尤为突出，导致换流站的成本显著增加[7-8]。

除上述方案外，海上风电送出还可采用低频交流(low frequency AC, LFAC)与二极管不控整流换流器(diode rectify units，DRU)送出等方案[9]，前者采用低频海缆，等效对地电容更小，与工频海缆相比其输电距离可以大幅度提升；文献[10]基于频率、无功补偿度对设备成本的影响分析，对比分析了在不同输电距离和输电容量下的最优频率，但随着容量和输电距离的提升，其电压稳定性和输电损耗仍然存在一定的问题。后者采用二极管器件，具有海上平台占地面积小、控制简单、经济性高等优势。文献[11-13]提出了一种基于二极管不控整流器的高压直流(diode rectify units based high voltage direct current transmission，DRU-HVDC)输电方案，相比于基于 MMC 的方案，该方案的海上换流站体积可大幅度降低。然而，DRU 为不控整流，无法建立海上交流电压，因此要求风机必须为构网型风机。

近年来，针对基于集成门极换向晶闸管(integrated gate-commutated thyristor，IGCT)的电流源换流器(current source converter，CSC)研究逐渐成为国内外的研究热点，主动换相型电流源换流器由逆阻型 IGCT 构成，具有体积小、重量轻、控制灵活的优点，是未来更具前景的海上风电送出方案[14-16]。文献[17]提出了一种 CSC 与电网换相换流器(line commutated converter，LCC)混合输电的方案，海上侧采用 CSC，陆上侧采用 LCC，并提出了相应的控制策略，从而大大减小了海上平台的占地面积；然而，该方案开关损耗大，且直流电压波动较为剧烈，究其原因在于采用了脉冲宽度调制(pulse width modulation，PWM)，因此需要研究一种低开关频率的调制方式。文献[18]提出一种基频调制策略(fundamental frequency modulation，FFM)，通过调节触发角，与 LCC 类似，其每个器件在一个开关周期内开通关断一次，开关频率大大减小，但缺点在于只有触发角一个控制量，因此需要与风机协同控制来实现海上交流电压的建立。文献[19]提出了基于 CSC 的海上风电并网系统，并针对稳态工况设计了相应的控制策略。然而，上述研究仅考虑了系统在正常运行时的表现，对于海上汇集系统在出现故障时的行为和控制策略并未进行深入研究。

针对上述问题，本文提出一种集成 S7 桥臂的基频调制电流源型换流器(current source converter with S7 bridge，S7CSC)，在原有 CSC 拓扑基础上集成了 S7 桥臂，CSC 的三相桥臂仍然采用基频调制，同时将 S7 桥臂的开关控制与基频调制相结合，从而增加了一个控制自由度，使得在较低的开关频率下，CSC 仍然具备有功无功独立控制的能力，兼具 PWM 调制和基频调制的优点，为海上风电直流送出提供了一种新方案。本文首先介绍了 S7CSC 的基本拓扑；其次基于 S7 的开关状态与 CSC 三相桥臂之间的配合情况介绍了 S7CSC 的工作模式，建立了其数学模型；然后基于数学模型提出了海上交流电压控制策略和交流汇集系统故障的低压穿越策略；接着与其他技术方案进行了详细的技术经济性分析；最后，在 PSCAD/EMTDC 平台搭建了海上风电经 S7CSC 送出模型，验证了 S7CSC 拓扑的适用性和控制策略的正确性。

1 基于 S7CSC 的海上风电直流输电系统

本文提出的基于 S7CSC 的海上风电直流输电系统如图 1 所示。海上风电机组输出的交流电能经过 35 kV/220 kV 海上升压变压器后，通过海缆汇集至海上交流母线。海上 S7CSC 将母线电能经整流送出，并通过直流海缆送至陆上换流站，最后由受端 CSC 送入陆上电网。

12 脉动 S7CSC 的详细拓扑如图 1 所示，由 2 个 6 脉动 S7CSC 阀组经过星三角变压器联结而成。每个 S7CSC 阀组的交流侧出口均连接有 LC 滤波器组，其中滤波电感为 L_0，滤波电容为 C；12 脉动 S7CSC 直流侧配备了平波电抗器 L_{dc}。与普通 CSC 阀组的不同在于，S7CSC 在直流环节阀侧还并联了一个新的桥臂支路，称为第 7 桥臂。

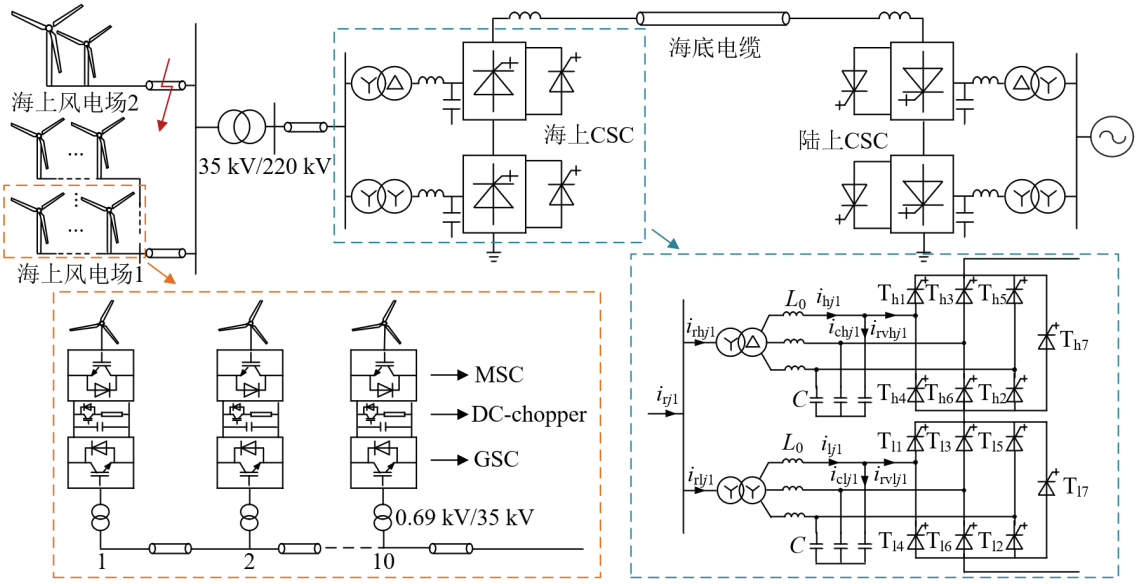


图 1 基于 S7CSC 的海上风电直流输电系统

Fig.1 Offshore wind power DC transmission system based on S7CSC

2 S7CSC 工作原理

传统的 CSC 调制方法以 PWM 为主，但其高开关频率导致开关损耗大，难以适用于高压直流输电(high voltage direct current transmission，HVDC)场景。文献[18]提出了基波频率调制(fundamental frequency modulation，FFM)，将 IGCT 的开关频率降至电网基波频率，显著降低了开关损耗。在 FFM-CSC 中，每一桥臂在一个开关周期内只导通一次，在任何时刻只导通上桥臂或下桥臂的一相，并且每一桥臂的导通电角度都是 120°。

与传统 6 脉动的 CSC 相比，S7CSC 在原有的基础上增加了一个新的桥臂，其工作模式更加复杂。为了更加清晰地分析其数学模型，有必要对其工作原理进行分析。

2.1 S7CSC 调制原理

虽然 S7CSC 在 6 脉动 CSC 的直流侧并联了一条 S7 桥臂，但其主体结构仍然是 6 脉动 CSC，其采用的调制方法仍然为基波频率调制方法。在增加了 S7 桥臂后，为了使得交流电流波形对称，在每个开关管导通开始时刻，开通 S7 同时让应该导通的开关管延迟 S7 占空角开通，本文采用 D_r 来表示 S7 的占空角。以正常情况下 S6、S1 开通向 S1、S2 开通进行换相的过程为例，介绍 S7CSC 的调制过程，如图 2 所示。

在正常 S1 开通时，延迟一个 D_r 角度给 S1 触发信号，此时 S1 处于关断状态，为了不让直流电流断续，给 S7 触发信号使其导通 D_r 角度，如图 2(b)和图 2(c)所示。由于此时 S1 处于关断状态，因此电流并不会经过 S6，而是直接经过 S7 实现电流的流通。随后关断 S7，导通 S1，电流回到正常导通情况。在 S2 正常导通的时刻，重复上述过程，使得 S2 的导通时刻延迟 D_r 角度，S7 继续导通 D_r 角度，如图 2(b)和图 2(d)所示。因此在整个开关周期内，S7 在 S1—S6 正常导通时刻均导通一个占空角，而 S1—S6 均延迟一个占空角导通。图 2(e)表示在该调制策略下 a 相的交流电流。

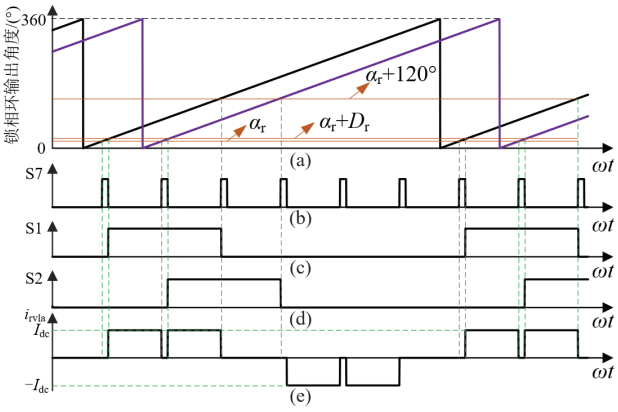


图 2 S7CSC 触发信号生成过程

Fig.2 Generation process of S7CSC trigger signal

因此，S7CSC 具备 2 个控制自由度，即 6 桥臂 CSC 的触发角 α_r 以及 S7 桥臂的占空角 D_r。通过对这 2 个控制参数进行调节，能够使得换流器在不同

的工况下表现出更灵活和稳定的特性。

2.2 12 脉动 S7CSC 工作原理

根据上述分析，以 6 脉动为例，可以列出 S7CSC 在整个周期内具备的工作状态，如表 1 所示。表 1 中，开关管的开通用 1 表示，关断用 0 表示，三相导通情况按照图 1 所示的正方向，1 表示电流为正向，0 表示没有电流，–1 表示电流为反方向。由表 1 可知，6 脉动 S7CSC 有 12 种开关状态，S7 在每个开关管的正常起始导通时刻和导通中点时刻都会导通，由于在正常情况下每个开关管的导通角度是 120°，因此在 6 脉动 S7CSC 中，S7 的占空角应该小于 60°。由于 S7 在整个开关周期内会导通 6 次，因此会出现直流侧短路的情况，这种短路会造成直流电压的跌落。

然而，现有的工程中通常不单独使用 6 脉动，而是采用更为复杂的 12 脉动系统。12 脉动通过使用星三角变压器，在高低阀之间引入了 30°的相位差，因此高阀与低阀 S7 的导通时刻也相差 30°的相位差。由于希望在高阀的 S7 导通时，低阀的 S7 不导通，从而减小直流电压波动，因此 S7 的占空角应该限制在 30°以内。图 3 给出了高阀 S1 向 S3 换相以及随后的低阀 S1 向 S3 换相的整个过程，以此说明将 S7 占空角限制在 30°以内的原因。

由图 3 可知，在限制 S7 占空角小于 30°后，高低阀的 S7 不会同时导通，因此直流侧并不会出现短路的情况。图 3(a)为高阀 T_{h1} 向 T_{h3} 换相的过程，首先 T_{h7} 开通，此时由于 T_{h1} 已经关断，因此即使 T_{h2} 开通，电流也不会从 T_{h2} 流过，而是直接流过 T_{h7}，如图 3(b)所示。当 T_{h7} 导通 D_r 角度后，T_{h3} 开通，T_{h7} 关断，此时由于 T_{h2} 处于开通状态，因此电流从 T_{h2} 流进，从 T_{h3} 流出，交流电流重新建立与直流电流的联系，如图 3(c)所示。由于 D_r<30°，因此当高阀 T_{h1} 与 T_{h3} 换相完成后，低阀的 T_{l1} 与 T_{l3} 才开始换相，故高低阀的 S7 并不会同时开始导通，从而避免了直流侧短路的情况。

因此，本文通过对 2 个 6 脉动 CSC 组成的 12 脉动拓扑以及高低阀 S7 桥臂的占空角进行约束，可以有效缓解直流电压的波动，改善直流侧短路的情况，且能够独立实现交流电压/频率(V/F)控制，因此更加适用于海上风电直流送出场景。

3 S7CSC 数学模型

对于不同的 CSC 拓扑，其数学模型不尽相同，因此有必要对 S7CSC 的数学模型进行推导，从而指导其控制部分的设计。

3.1 S7CSC 交流电流分析

S7CSC 的阀出口交流电流由直流电流经过不同的开关管建立，阀出口设置的 LC 滤波器用于滤除交流电流的谐波。

对图 2(e)中的 a 相交流电流进行 FFT 分析，可以表示为：

$$i_{\mathrm{rvha}}(\omega t)=\sum_{n=1}^{\infty}b_n\sin(\omega t) \tag{1}$$

式中：b_n 为傅里叶系数；n 为谐波次数。b_n 可以表示为：

$$b_n=\frac{4}{n\pi}\sin(n\times 90°)\sin\left(n\left(30°-0.5D_{\mathrm{r}}\right)\right)\cos\left(n\times 30°\right) \tag{2}$$

式中：$D_{\mathrm{r}}=d\times 60°$，表示整流侧 S7 在 1/6 个工频周期内 S7 的占空角；d 为开关 S7 的占空比。

将 b_n 的表达式代回式(1)，可得基波电流的表达式为：

$$\boldsymbol{I}_{\mathrm{rvha}}=\sin\left(30°-0.5D_{\mathrm{r}}\right)\frac{2\sqrt{3}I_{\mathrm{dc}}}{\pi}\sin(\omega t-30°-\alpha_{\mathrm{r}}-0.5D_{\mathrm{r}}) \tag{3}$$

从式(2)的表达式可以看出，S7CSC 的交流电流谐波特性呈现出明显的规律，谐波次数为 $6k\pm1$(k 为正整数，k=1, 2, 3, …)。

3.2 S7CSC 功率分析

对于图 1 中高阀组 S7CSC 的交流电流，根据基尔霍夫定律可得：

$$\begin{cases} I_{\mathrm{rvh}j}=I_{\mathrm{h}j}-I_{\mathrm{ch}j} \\ I_{\mathrm{ch}j}=\dfrac{U_{\mathrm{ch}j}}{X_{\mathrm{C}}} \\ U_{\mathrm{ch}j}=\dfrac{U_{\mathrm{t}j}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}30^{\circ}}}{k_{\mathrm{T}}}-X_{\mathrm{L}}I_{\mathrm{h}j} \end{cases} \tag{4}$$

表 1 6 脉动 S7CSC 工作模式表

Table 1 Operating mode table of the six-pulse S7CSC

工作模式	三相导通情况			上桥臂开关状态			下桥臂开关状态			S7 开关状态
	A	B	C	S1	S3	S5	S4	S6	S2	S7
1	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1
2	1	−1	0	1	0	0	0	1	0	0
3	0	0	0	1	0	0	0	0	0	1
4	1	0	−1	1	0	0	0	0	1	0
5	0	0	0	0	0	0	0	0	1	1
6	0	1	−1	0	1	0	0	0	1	0
7	0	0	0	0	1	0	0	0	0	1
8	−1	1	0	0	1	0	1	0	0	0
9	0	0	0	0	0	0	1	0	0	1
10	−1	0	1	0	0	1	1	0	0	0
11	0	0	0	0	0	1	0	0	0	1
12	1	−1	1	0	0	1	0	1	0	0

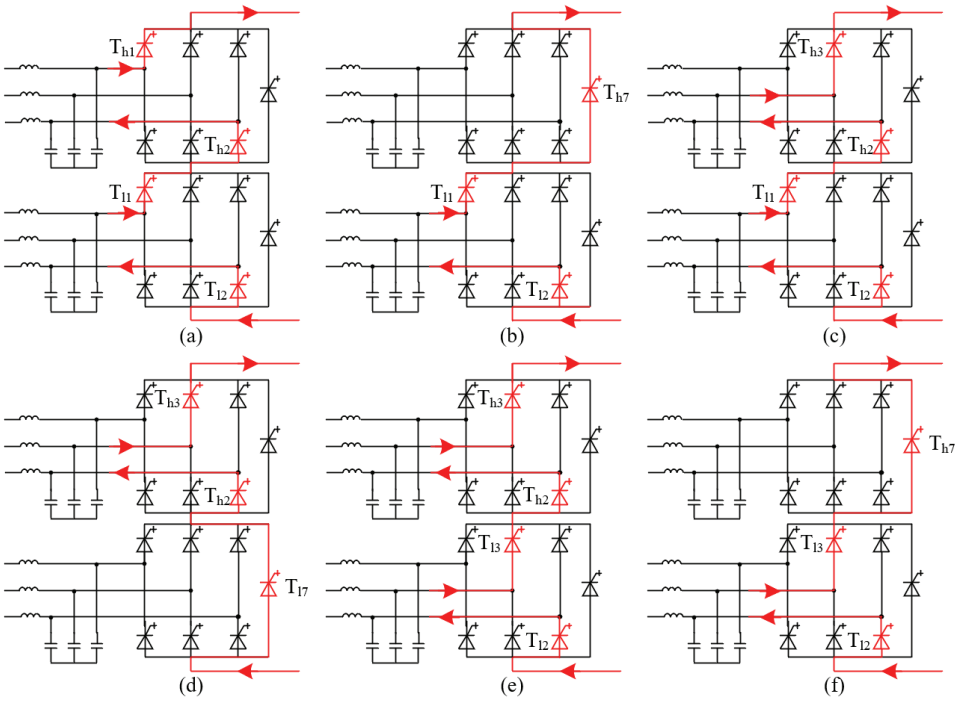


图 3 S7CSC 换相过程

Fig.3 Process of S7CSC phase commutation

式中：$X_C=1/(\mathrm{j}2\pi fC)$；$X_L=\mathrm{j}2\pi fL$；$X_C$ 表示电容的容抗；X_L 表示电感的感抗；C 是滤波电容；L 是滤波电感 L_0 和换流变压器漏感 L_T 之和；下标 h、l 分别代表高、低阀组；j 表示相单元，j=a，b，c；I_{chj} 为流过高阀组滤波电容的 j 相电流相量；I_{hj} 是高阀组流过换流变压器阀侧 j 相电流相量；U_{chj} 是高阀组 j 相电容电压相量；U_{tj} 是整流侧交流母线上的 j 相电压；k_T 是换流变压器变比。

整理可得整流侧 S7CSC 的有功无功表达式为：

$$\begin{cases} P_r=\dfrac{3}{2}u_{rd}i_{rd}=\dfrac{3}{k_T}U_{rm}AI_{dc}\cos(\alpha_r+0.5D_r)\sin(30°-0.5D_r) \\ Q_r=-\dfrac{3}{2}u_{rd}i_{rq}=3U_{rm}\left(\dfrac{AI_{dc}\sin(\alpha_r+0.5D_r)\sin(30°-0.5D_r)}{k_T}-\dfrac{B}{k_T^2}\right) \end{cases} \tag{5}$$

式中：P_r 表示整流侧有功功率；Q_r 表示整流侧无功功率；u_{rd}、u_{rq} 分别为交流电压的 d、q 轴分量；i_{rd}、i_{rq} 为交流电流的 d、q 轴分量；U_{rm} 为交流母线相电压幅值。

根据式(5)可知，有功、无功可以通过控制 d、q 轴电流来独立控制。由于 d、q 轴电流与 α_r 和 D_r 都有关，因此可以通过设计解耦控制来实现 α_r 和 D_r 分别控制 d、q 轴电流，使得 S7CSC 具备 2 个控制量，从而能够调节其出口的有功量和无功量，进而使其功率运行范围更广，控制灵活度更高。式(5)的推导见附录 A。

3.3 S7CSC 直流电压

根据有功功率与直流电流、直流电压的关系可求得 S7CSC 的直流电压 U_{dcr} 为：

$$U_{dcr}=\frac{3}{k_T}U_{rm}AI_{dc}\cos\left(\alpha_r+\frac{D_r}{2}\right)\sin\left(30°-\frac{D_r}{2}\right) \tag{6}$$

同理将式(6)中的整流侧交流电压以及触发角换成逆变侧参数，即可求得逆变侧直流电压 U_{dci} 为：

$$U_{dci}=\frac{3}{k_T}U_{im}AI_{dc}\cos(\alpha_i+0.5D_i)\sin(30°-0.5D_i) \tag{7}$$

式中：D_i 和 α_i 分别为陆上 S7CSC 的占空角和触发角。

4 系统控制策略

4.1 风电机组控制策略

风电机组拓扑如图 1 所示。其机侧换流器(machine-side converter, MSC)采用零 d 轴电流控制。同时，为实现风能的高效利用，采用了最大功率跟踪的有功策略。风机网侧换流器(grid side converter，GSC)采用定直流电压控制策略，从而保持直流电压稳定。此外，GSC 还采用无功控制策略，通常将无功控制指令值设置为 0。

4.2 CSC-HVDC 控制策略

风电场能否有效传输电能取决于海上交流电压幅值和频率的稳定，海上交流电压幅值和频率的

稳定依赖于风电系统发出的瞬时功率和海上 CSC 吸收的瞬时功率的实时平衡。

对图 1 中的 S7CSC 拓扑进行详细分析，可列出数学方程：

$$\begin{cases} U_{\mathrm{r}j} = U_{\mathrm{rv}j} + \mathrm{j}2\pi f L_{\mathrm{eq}} I_{\mathrm{r}j} \\ I_{\mathrm{r}j} = I_{\mathrm{rv}j} + \mathrm{j}2\pi f C_{\mathrm{eq}} U_{\mathrm{rv}j} \end{cases} \tag{8}$$

式中：$I_{\mathrm{rv}j}$ 为 12 脉动 CSC 等效阀出口电流相量；$L_{\mathrm{eq}} = k_{\mathrm{T}}^2 L/2$，为等效滤波电感；$C_{\mathrm{eq}} = 2C/k_{\mathrm{T}}^2$，为等效滤波电容。

将式(8)代入式(5)可以得到 $I_{\mathrm{rv}j}$ 的表达式为：

$$I_{\mathrm{rv}j} = \frac{4\sqrt{3} I_{\mathrm{dc}} \cos(\alpha_{\mathrm{r}} + 0.5D_{\mathrm{r}}) \sin(30^\circ - 0.5D_{\mathrm{r}})}{\pi k_{\mathrm{T}}} - \frac{\mathrm{j}4\sqrt{3} I_{\mathrm{dc}} \sin(\alpha_{\mathrm{r}} + 0.5D_{\mathrm{r}}) \sin(30^\circ - 0.5D_{\mathrm{r}})}{\pi k_{\mathrm{T}}} \tag{9}$$

根据式(9)可以反算得到 S7CSC 的触发角 α_{r} 和 S7 占空角 D_{r} 的计算式为：

$$\begin{cases} D_{\mathrm{r}} = \dfrac{\pi}{3} - \arcsin\left(\dfrac{\pi k_{\mathrm{T}} \sqrt{I_{\mathrm{rv}d}^2 + I_{\mathrm{rv}q}^2}}{4\sqrt{3} I_{\mathrm{dc}}} \right) \\ \alpha_{\mathrm{r}} = \arctan\left(\dfrac{-I_{\mathrm{rv}q}}{I_{\mathrm{rv}d}} \right) - \dfrac{D_{\mathrm{r}}}{2} \end{cases} \tag{10}$$

式中：$I_{\mathrm{rv}d}$、$I_{\mathrm{rv}q}$ 为 CSC 阀出口电流的 d、q 轴分量。

因此，本文提出海上交流电压频率控制策略如图 4 所示，主要由 3 部分组成。对于海上电压控制器部分，将交流电压 d、q 轴分量的参考值 $u_{\mathrm{r}d}^*$ 和 $u_{\mathrm{r}q}^*$ 分别与测量值 $u_{\mathrm{r}d}$ 和 $u_{\mathrm{r}q}$ 进行比较，并经过 PI 控制器得到网侧电流 d、q 轴分量的参考值 $i_{\mathrm{r}d}^*$ 和 $i_{\mathrm{r}q}^*$。得到 $i_{\mathrm{r}d}^*$ 和 $i_{\mathrm{r}q}^*$ 后，经过内环电流控制，即可得到等效阀出口电流参考值的 d、q 分量 $i_{\mathrm{rv}d}^*$ 和 $i_{\mathrm{rv}q}^*$。然后根据式(10)可以计算出触发角 α_{r} 和 S7 占空角 D_{r}，从而控制换流器的通断，最终实现海上交流电压幅值和频率的稳定控制。

对于陆上 CSC 的控制策略，为了实现电能的稳定传输，同时实现陆上交流电网单位功率因数运行，CSC 的有功量采用定直流电压控制，无功量采用无功功率控制，如附录 B 所示。

5 海上汇集系统低电压故障穿越策略

当海上汇集系统发生故障后，由于采用电压/频率(V/F)控制的 CSC 具有电压源的特性，因此其会通过增加交流母线线电压的方式来使得交流端口电压保持稳定，从而会造成 CSC 交流端口与故障处的故障电流剧烈增加，而严重的过电流又会造成 CSC 闭锁，甚至使得风机脱网。针对上述问题，本章提出一种降低交流母线电压参考值的低压穿越控制策略。

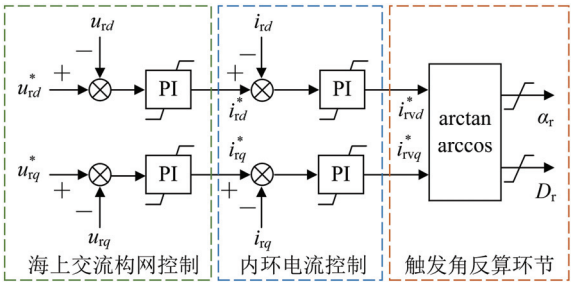


图 4 海上交流电压频率控制策略

Fig.4 Offshore AC voltage and frequency control strategy

5.1 S7CSC 低穿判据及其整定

当汇集海缆出现故障时，交流电流必然增大，因此可以将故障电流作为低压穿越策略的切换判据。对于故障电流判据的整定，本节主要考虑保证正常工作运行时的电压波动造成的电流波动不会引起低穿策略的误动。参考风电国标的并网要求：对于接入 220 kV 电压等级的风电场，允许电压波动范围为 97%~107%，因此本节以±10%电压波动带来的电流波动作为低穿策略的切换判据。

考虑到正常运行时有：

$$P_{\mathrm{CSCN}} = \sqrt{3} U_{\mathrm{CSCN}} I_{\mathrm{CSCN}} \tag{11}$$

式中：I_{CSCN} 表示 CSC 交流侧的额定输出电流；U_{CSCN} 表示 CSC 交流侧的额定电压。

因此当电压波动在±10%范围以内时，可得：I_{CSCmax}=1.1I_{CSCN}，I_{CSCmin}=0.9I_{CSCN}。同时，考虑各个环节存在测量误差，因此引入可靠系数 K，K 值取为 1.2。因此，可得到电流整定值为：

$$I_{\mathrm{set}} = K 1.1 I_{\mathrm{CSCN}} = 1.32 I_{\mathrm{CSCN}} \tag{12}$$

由于正常运行时三相电流对称，因此检测到某一相的电流大于整定值即可判定为出现故障，从而切换为 CSC 低穿策略。

5.2 CSC 降压控制策略

根据前文的叙述，当汇集海缆出现故障时，由于整流侧 CSC 采用 V/F 控制策略，其会通过增加端口电压来维持交流端口电压稳定，从而会造成故障电流的剧烈增加。因此，本文提出在故障时降低交流母线参考值，以此减小 CSC 向故障点馈入的电流。由于故障类别不可知，因此降压控制策略需要考虑 CSC 降低交流电压后对非故障线路风场的影响。根据潮流计算式可得母线处交流电压值为：

$$U_{\mathrm{CSC}} \le U_{\mathrm{n}} - \frac{P_{\mathrm{wind}}R + Q_{\mathrm{wind}}X}{U_{\mathrm{n}}} - \mathrm{j}\frac{P_{\mathrm{wind}}X - Q_{\mathrm{wind}}R}{U_{\mathrm{n}}} \quad (13)$$

式中：U_{CSC}表示 CSC 侧交流电压相量；U_{n}表示风场本地电压相量；P_{wind}表示风机发出的有功功率；Q_{wind}表示风机发出的无功功率。

参考风电国标要求，当本地电压低于额定值的80%时风机进入低穿，高于 90%时退出低穿。因此，为了保证在采用降压控制策略后非故障线路在正常满发功率时能进入低穿，同时在满发无功时不会退出低穿，对于 CSC 的降压控制策略应存在范围限制。将风电国标要求代入式(13)可得，降压的整定值为 0.7 pu，即当 CSC 的降压参考值取 $0.7U_{\mathrm{CSCN}}$时可保证非故障线路满足国标要求。然而降压的幅度也不能太大，为了防止交流汇集系统的电压水平不至于过低，根据风电国标要求，取降压的最低阈值为 0.2 pu。综上，对于 CSC 降压策略的降压幅度范围为 0.2~0.7 pu。因此，本文取降压参考值为 0.4 pu，整个降压判据的控制流程如附录 C 所示。

综上所述，在发生交流汇集系统故障时，CSC 通过主动降压的控制策略实现对故障电流的抑制，从而防止故障暂态过流，进而实现故障穿越。

6 技术方案对比

为了分析本文提出的 S7CSC 与现有 CSC 的拓扑结构，例如 PWM-CSC 和 FFM-CSC 的优缺点，本章从设备参数、器件数量、开关频率、控制自由度、调制复杂度等方面进行技术经济性对比分析。

1）设备参数方面，由于滤波电容和电感的体积/质量在一定程度上与其存储的最大能量呈正相关关系，因此可采用电感和电容储存的能量来表征电感和电容的大小。根据文献[18]和文献[20]中的计算方法和设备参数，可以得到PWM-CSC、FFM-CSC和S7CSC的滤波电容与滤波电感单位功率储能峰值之和依次为1.03 kJ/MW、0.61 kJ/MW 和0.51 kJ/MW。以 PWM-CSC 的单位功率储能峰值之和为基准，FFM-CSC 为 PWM-CSC 的 59.2%，S7CSC 为 PWM-CSC 的 49.5%，因此可以认为 S7CSC 滤波电容和滤波电感的体积质量仅为 PWM-CSC 的 49.5%，与 FFM-CSC 类似，具有较高的功率密度。

2）器件数量方面，换流阀采用的器件数量由阀电压幅值决定。由文献[18]和文献[20]及本文的仿真分析可得到，PWM-CSC 的阀电压幅值标幺值约为 1.63 pu；FFM-CSC 的阀电压幅值标幺值约为1.18 pu；S7CSC 的阀电压幅值标幺值约为 1.27 pu。假设 N 为标幺化后每个桥臂的器件数量，则 12 脉动的 PWM-CSC、FFM-CSC 和 S7CSC 的器件数量依次为 $12N$、$8.7N$ 和 $10.9N$。因此，S7CSC 采用的器件数量为 PWM-CSC 器件数量的 91%，为 FFM-CSC 器件数量的 125%。

3）开关频率方面，文献[18]和文献[20]中 PWM-CSC 的开关频率为 550 Hz，而 FFM-CSC 的开关频率为 50 Hz。S7CSC 的 6 个桥臂开关频率为 100 Hz，S7 桥臂开关频率为 300 Hz，因此平均开关频率为 128.6 Hz。

4）控制自由度方面，PWM-CSC 具有 m_d和 m_q两个控制自由度，FFM-CSC 具有触发角 α 一个控制自由度，而 S7CSC 具有触发角 α_{r}和占空角 D_r两个控制自由度。

5）调制复杂度方面，由于 PWM-CSC 需要二三值转换和零状态分配，因此该方法复杂度较高，不利于直流输出工程应用。而 FFM-CSC 和 S7CSC 本质均为类似于 LCC 的相位控制方法，因此复杂度低，适合于工程应用。

经过上述分析，S7CSC 具有 2 个控制自由度，能独立控制海上交流电压和频率。S7CSC 增设了 S7 桥臂，因此器件数量会略有增加，但是滤波电容和电感并未增加，反而有所下降；此外，S7CSC 和 FFM-CSC 换流站的体积基本相同，因此 S7CSC 更加适用于海上风电高压直流输电场景。

7 仿真验证

为了验证本文所提的拓扑以及控制策略的正确性，在 PSCAD/EMTDC 中搭建了相应的仿真模型，其系统参数如附录 D 所示。

7.1 S7CSC 稳态运行工况

为了验证 S7CSC 拓扑原理的可行性，本节针对 S7CSC 在稳定工况下的运行情况进行仿真说明，详细仿真结果如图 5 所示。

图 5(a)展现了 S7CSC 稳态工况下 2 个周期内的阀出口电流，其幅值为 2 kA，同时每个桥臂在导通的 120° 时间内，均出现了 S7 占空角的空缺，从而验证了 2.1 节所提调制策略原理的正确性。图 5(b)、(c)分别为三相滤波电流和三相交流母线电流，可以看出，经过滤波后的交流电流波形较好。图 5(d)给出了高低阀直流出口电压，可以看出，在 S7 的开通时间内，换流阀的出口电压跌落至零，S7 关断后

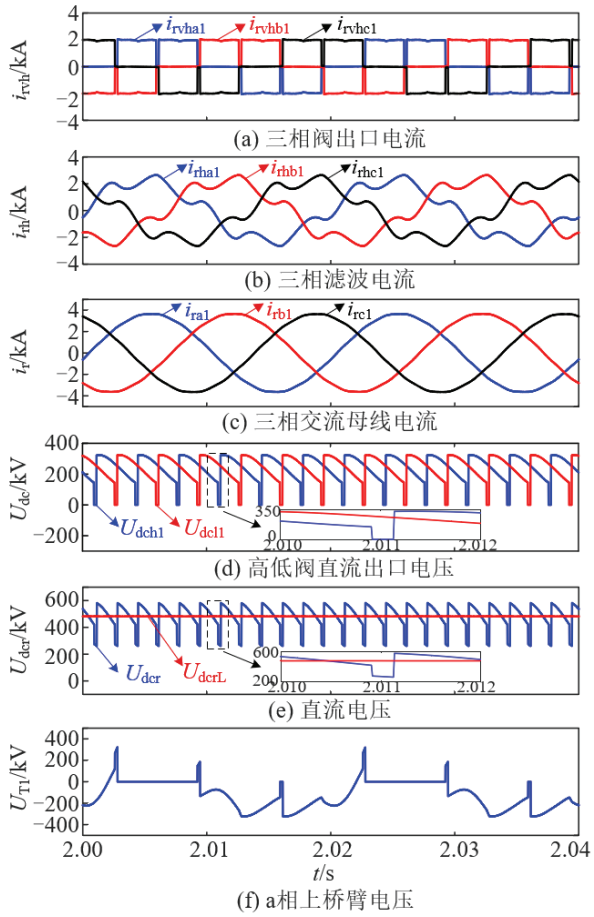


图 5 S7CSC 稳态运行工况仿真结果

Fig.5 Simulation results of S7CSC under steady-state operating condition

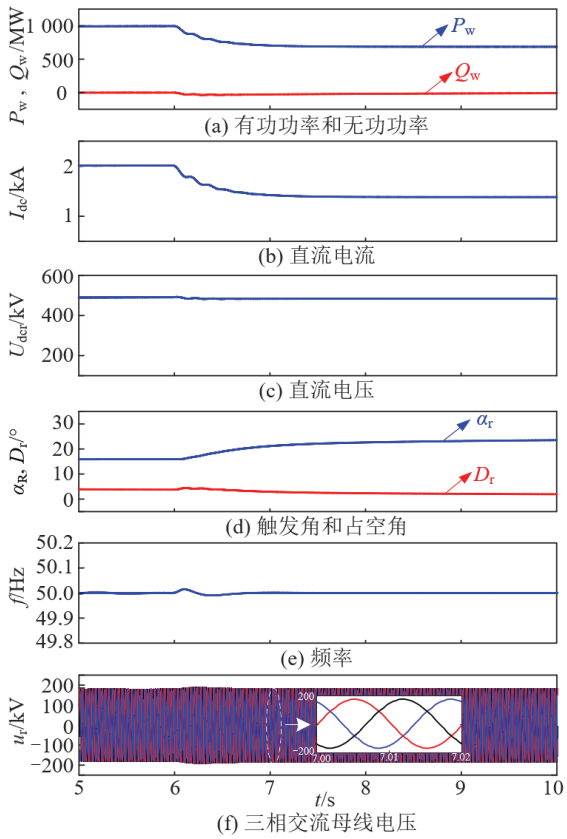


图 6 S7CSC 风速波动工况仿真结果

Fig.6 Simulation results of S7CSC under wind speed fluctuation operating condition

又增至直流电压。图 5(e)给出了直流电压的波形，可以看到，由于采用的是 12 脉动 S7CSC，因此直流电压并不会跌落至零，直流电压波动相比采用 PWM 调制的直流电压波动并不剧烈。图 5(f)给出了 a 相上桥臂电压的波形。综上所述，S7CSC 稳态运行情况与第 2 章分析结果一致，验证了工作原理的正确性。

7.2 S7CSC 风速波动工况

为了验证基于 S7CSC 的海上风电直流送出系统对风电场功率波动的适应情况，对风电场功率变化进行仿真验证，当 t=6 s 时，风速下降，海上风电场的输出功率由 1 000 MW 降低至 7 00 MW，得到仿真波形如图 6 所示。

由图 6(a)、(b)可以看出，风电场输出的功率由 1 000 MW 降低为 700 MW 时，直流电流也由 2 kA 变化为 1.4 kA。由图 6(c)可以看出，直流电压在风场功率波动中基本保持不变。图 6(d)给出了触发角和占空角的波形，可以看出触发角和占空角分别从 16.2°和 4.1°变化至 23.4°和 2.3°。从图 6(e)可知，当海上风电场的输出功率发生波动时，频率会发生一定变化，但基本保持稳定。图 6(f)表明，三相交流母线电压的幅值基本不受影响。综上，基于 S7CSC 的海上风电直流送出系统能够适应海上风电场的功率波动情况，验证了第 4 章 S7CSC 海上交流电压控制策略的正确性。

7.3 S7CSC 海上汇集系统低压穿越工况

为验证基于主动降压法的低压穿越策略的有效性，对海上汇集系统出现三相交流故障进行仿真，t=16 s 时发生三相短路故障(故障持续时间 200 ms)，其他参数不变，得到参考波形如图 7 所示。

从图 7 中可以看出，在整个故障穿越期间，采用主动降压来实现低压穿越的控制策略，其恢复稳定运行时间为 1.65 s。根据风电国标要求，风电场汇集点电压跌至标称电压的 20%~90%时，风电场应能够在 2 s 内恢复稳定运行。在本文设定的工况下，恢复时间满足国标要求，且故障穿越能力相比国标要求有较大的提升，验证了控制策略的有效性。

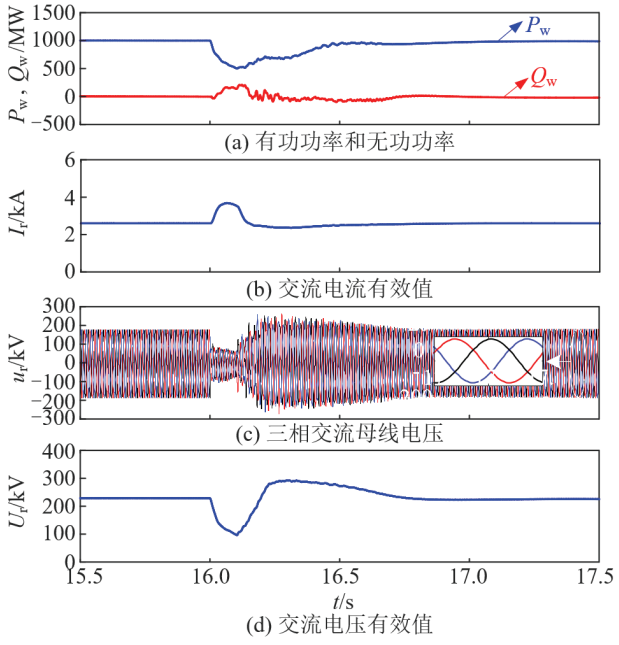


图 7 S7CSC 海上汇集系统低压穿越工况仿真结果

Fig.7 Simulation results of S7CSC offshore collection system under low-voltage ride-through operating condition

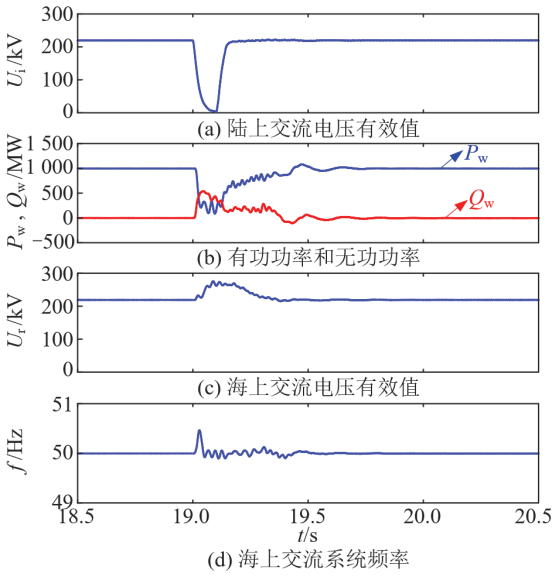


图 8 陆上电网短路故障时 S7CSC 响应特性

Fig.8 Response characteristics of S7CSC during short circuit faults in onshore power grids

从图 7(a)、(b)可以看出，当出现故障时，故障处的电压瞬时降低，S7CSC 向故障点注入无功功率，造成交流电流增加。同时，电压的降低使得有功功率也随之降低。当交流电流超过整定值后，启动降压策略，从而限制交流电流继续增加。输出最大电流为 3.8 kA，而整定值为 3.3 kA，考虑到控制环具备一定的延时以及故障电流的上升速度迅猛，交流电流的幅值并不是达到整定值时立刻降低，而是呈现先缓慢增加再下降的趋势。交流电压的有效值由 220 kV 降低为 84 kV，与控制设定的 0.4 pu 相比，存在 4.54%的误差，考虑到控制环节具有一定的误差，该稳态误差处于可接受范围。

7.4 陆上电网三相短路故障工况

假设系统在故障发生前一直运行在额定工况下，t=19 s 时陆上电网发生三相金属性接地故障，故障持续时间为 100 ms，图 8 给出了当发生陆上交流系统三相金属性接地故障时的系统运行特性。

由图 8 可知，当陆上电网短路故障发生时，陆上交流电压迅速下降至 0，S7CSC 海上风电系统输出的有功功率也大幅度下降。由于 S7CSC 中的 LC 滤波器会向海上交流系统提供一定的无功功率，因此海上交流汇集系统的电压出现升高。同时，有功功率输出受阻也一定程度使得海上交流频率增加。当 t=19.1 s 时，短路故障被清除，系统逐渐恢复至正常运行状态。因此，S7CSC 的海上风电送出系统对陆上交流系统短路故障具有一定的适应性。

8 结论

基于 IGCT 的电流源换流器是海上风电直流送出的一种新方案，为了解决现有 CSC 调制存在的问题，本文提出一种基于 S7CSC 的海上风电直流送出系统，通过理论分析和仿真验证得到结论如下：

1）所提出的新型拓扑采用在传统基频调制基础上辅以 S7 主动开断的调制策略，兼具了 PWM 调制和 FFM 调制的优势，具备 2 个控制自由度，能够实现有功类分量和无功类分量的独立控制。同时，其开关频率大大降低，有效解决了现有 CSC 调制方式所存在的问题。

2）提出的海上交流电压控制策略能建立稳定的海上交流电压和频率，能够适应风电出力的波动。

3）提出的海上交流低电压故障穿越策略，能够有效抑制海上交流汇集故障处故障电流的增长，实现故障穿越。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献 References

[1] 迟永宁，梁 伟，张占奎，等. 大规模海上风电输电与并网关键技术研究综述[J]. 中国电机工程学报，2016，36(14)：3758-3770.
CHI Yongning, LIANG Wei, ZHANG Zhankui, et al. An overview on key technologies regarding power transmission and grid integration of

large scale offshore wind power[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(14): 3758-3770.

[2] 刘吉臻，马利飞，王庆华，等. 海上风电支撑我国能源转型发展的思考[J]. 中国工程科学，2021，23(1)：149-159.
LIU Jizhen, MA Lifei, WANG Qinghua, et al. Offshore wind power supports China's energy transition[J]. Strategic Study of CAE, 2021, 23(1): 149-159.

[3] 李贤育，姚良忠，程　帆，等. 海上风电多类型直流送出系统拓扑经济性分析[J]. 全球能源互联网，2021，4(5)：476-485.
LI Xianyu, YAO Liangzhong, CHENG Fan, et al. Economic analysis of multi-type DC system topologies for offshore wind power transmission[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2021, 4(5): 476-485.

[4] 王秀丽，张海涛，周嘉豪，等. 远距离风电分频送出方式及大功率变频装置的研发[J]. 高电压技术，2024，50(5)：1978-1986.
WANG Xiuli, ZHANG Haitao, ZHOU Jiahao, et al. Frequency converter development of fractional frequency transmission system in long-distance wind power integration[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(5): 1978-1986.

[5] 杜　舒，赵成勇，冯谟可，等. 用于全直流海上风电系统的单相混合型 MMC 直流变压器及其控制策略[J]. 高电压技术，2023，49(1)：51-60.
DU Shu, ZHAO Chengyong, FENG Moke, et al. Single-phase hybrid MMC DC transformer and its control strategy for all-DC offshore wind power system[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(1): 51-60.

[6] 樊肖杰，迟永宁，马士聪，等. 大规模海上风电接入电网关键技术与技术标准的研究及应用[J]. 电网技术，2022，46(8)：2859-2870.
FAN Xiaojie, CHI Yongning, MA Shicong, et al. Research and application of key technologies and technical standards for large-scale offshore wind farms connecting to power grid[J]. Power System Technology, 2022, 46(8): 2859-2870.

[7] 李　岩，冯俊杰，卢毓欣，等. 大容量远海风电柔性直流送出关键技术与展望[J]. 高电压技术，2022，48(9)：3384-3393.
LI Yan, FENG Junjie, LU Yuxin, et al. Key technologies and prospects of VSC-HVDC for large-capacity and long-distance offshore wind power transmission[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3384-3393.

[8] 蔡　放，李政轩，宋　强，等. 基于单向电流型混合 MMC 的海上风电柔性直流紧凑化换流阀设计方法[J]. 高电压技术，2025，51(6)：2759-2769.
CAI Fang, LI Zhengxuan, SONG Qiang, et al. Design method of compact converter valve for offshore wind power HVDC transmission based on unidirectional current hybrid MMC[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(6): 2759-2769.

[9] 黄　莹，黄小威，肖晃庆，等. 基于二极管整流单元的海上风电柔性低频送出系统黑启动策略[J]. 高电压技术，2025，51(1)：346-355.
HUANG Ying, HUANG Xiaowei, XIAO Huangqing, et al. Black start strategy of diode rectifier unit based flexible low-frequency transmission system for offshore wind power[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(1): 346-355.

[10] 王秀丽，段子越，孟永庆，等. 分频输电系统运行特性与控制策略综述[J]. 高电压技术，2023，49(9)：3696-3707.
WANG Xiuli, DUAN Ziyue, MENG Yongqing, et al. Review on operational characteristics and control strategies of fractional frequency transmission systems[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(9): 3696-3707.

[11] 俞露杰，付子玉，朱介北，等. 远海风电 DRU-HVDC 送出系统构网控制与启动方法综述[J]. 电力系统自动化，2023，47(24)：63-79.
YU Lujie, FU Ziyu, ZHU Jiebei, et al. Review on grid-forming control and start-up method of diode-rectifier-unit based HVDC transmission system for remote offshore wind farm[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(24): 63-79.

[12] ZHANG Z R, JIN Y Q, XU Z. Grid-Forming control of wind turbines for diode rectifier unit based offshore wind farm integration[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2023, 38(2): 1341-1352.

[13] 张哲任，金砚秋，徐　政. 两种基于构网型风机和二极管整流单元的海上风电送出方案[J]. 高电压技术，2022，48(6)：2098-2107.
ZHANG Zheren, JIN Yanqiu, XU Zheng. Two offshore wind farm integration schemes based on grid forming wind turbines and diode rectifier unit[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(6): 2098-2107.

[14] 李子欣，徐　飞，赵成勇，等. 面向高压直流输电的电流源型主动换相换流器研究综述[J]. 中国电机工程学报，2021，41(3)：1053-1068.
LI Zixin, XU Fei, ZHAO Chengyong, et al. Research review of current-source type actively commutated converter for high voltage direct current transmission systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(3): 1053-1068.

[15] 陈龙龙，徐　飞，魏晓光，等. 大容量可控关断的直流输电用电流源型换流器研究综述[J]. 中国电力，2021，54(1)：25-36.
CHEN Longlong, XU Fei, WEI Xiaoguang, et al. A review on large capacity controllable switching current source converter research[J]. Electric Power, 2021, 54(1): 25-36.

[16] POPAT M, WU B, LIU F R, et al. Coordinated control of cascaded current-source converter based offshore wind farm[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2012, 3(3): 557-565.

[17] TORRES-OLGUIN R E, GARCES A, MOLINAS M, et al. Integration of offshore wind farm using a hybrid HVDC transmission composed by the PWM current-source converter and line-commutated converter[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2013, 28(1): 125-134.

[18] 夏嘉航，王晨欣，展瑞琦，等. 基于主动换相型电流源换流器的远海风电并网系统[J]. 中国电机工程学报，2022，42(13)：4811-4822.
XIA Jiahang, WANG Chenxin, ZHAN Ruiqi, et al. Long-distance offshore wind power transmission system based on actively commutated current source converter[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(13): 4811-4822.

[19] POPAT M, WU B, ZARGARI N R. A novel decoupled interconnecting method for current-source converter-based offshore wind farms[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 27(10): 4224-4233.

[20] 张闻闻，陈龙龙，魏晓光，等. 基于可控关断的电流源型直流输电系统设计及运行方式[J]. 中国电机工程学报，2022，42(7)：2532-2541.
ZHANG Wenwen, CHEN Longlong, WEI Xiaoguang, et al. Design and operation mode of based on controllable current source converter HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(7): 2532-2541.



冯定腾
1999—，男，博士生
主要从事海上风电和直流输电方面的研究工作
E-mail: fengdingteng@ncepu.edu.cn

FENG Dingteng
Ph.D. candidate



熊小玲(通信作者)
1984—，女，博士，副教授，博导
主要从事电力电子化电力系统的控制和稳定性分析方面的研究工作
E-mail: xiongxl1102@ncepu.edu.cn

XIONG Xiaoling
Ph.D.
Associate professor
Corresponding author

收稿日期　2024-12-24　在线出版日期　2025-04-11　　编辑　何秋萍

附录 A

令 U_{tj} 相位为 0，根据正文中式(4)得到 CSC1 出口处的 a 相电流相量 I_{rvha} 为：

$$I_{\mathrm{rvha}}=\sin\left(30^\circ-0.5D_{\mathrm{r}}\right)\frac{4\sqrt{3}I_{\mathrm{dc}}}{\pi}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}(30^\circ+\alpha_{\mathrm{r}}+0.5D_{\mathrm{r}})} \tag{A1}$$

同时，由高低阀组关系可得母线处电流 I_{tj} 为：

$$I_{tj}=\frac{2AI_{\mathrm{dc}}\cos\left(\alpha_{\mathrm{r}}+0.5D_{\mathrm{r}}\right)\sin\left(30^\circ-0.5D_{\mathrm{r}}\right)}{k_{\mathrm{T}}}+\mathrm{j}\times2\left(\frac{B}{k_{\mathrm{T}}^2}-\frac{AI_{\mathrm{dc}}\sin\left(\alpha_{\mathrm{r}}+0.5D_{\mathrm{r}}\right)\sin\left(30^\circ-0.5D_{\mathrm{r}}\right)}{k_{\mathrm{T}}}\right) \tag{A2}$$

式中：$A=\frac{2\sqrt{3}X_{\mathrm{C}}}{\pi(X_{\mathrm{C}}+X_{\mathrm{L}})}$；$B=\frac{-\mathrm{j}U_{\mathrm{rm}}}{X_{\mathrm{C}}+X_{\mathrm{L}}}$；$U_{\mathrm{rm}}$ 为交流母线的相电压幅值。

由式(A2)可知 I_{tj} 的 d、q 轴分量 i_{td}、i_{tq} 分别为：

$$\begin{cases}i_{td}=\dfrac{2AI_{\mathrm{dc}}\cos\left(\alpha_{\mathrm{r}}+0.5D_{\mathrm{r}}\right)\sin\left(30^\circ-0.5D_{\mathrm{r}}\right)}{k_{\mathrm{T}}}\\ i_{tq}=2\left(\dfrac{B}{k_{\mathrm{T}}^2}-\dfrac{AI_{\mathrm{dc}}\sin\left(\alpha_{\mathrm{r}}+0.5D_{\mathrm{r}}\right)\sin\left(30^\circ-0.5D_{\mathrm{r}}\right)}{k_{\mathrm{T}}}\right)\end{cases} \tag{A3}$$

由式(A3)可推导出整流侧 S7CSC 的有功、无功表达式为：

$$\begin{cases}P_{\mathrm{r}}=\dfrac{3}{2}u_{td}i_{td}=\dfrac{3}{k_{\mathrm{T}}}U_{\mathrm{rm}}AI_{\mathrm{dc}}\cos\left(\alpha_{\mathrm{r}}+0.5D_{\mathrm{r}}\right)\sin\left(30^\circ-0.5D_{\mathrm{r}}\right)\\ Q_{\mathrm{r}}=-\dfrac{3}{2}u_{td}i_{tq}=3U_{\mathrm{rm}}\left(\dfrac{AI_{\mathrm{dc}}\sin\left(\alpha_{\mathrm{r}}+0.5D_{\mathrm{r}}\right)\sin\left(30^\circ-0.5D_{\mathrm{r}}\right)}{k_{\mathrm{T}}}-\dfrac{B}{k_{\mathrm{T}}^2}\right)\end{cases} \tag{A4}$$

附录 B

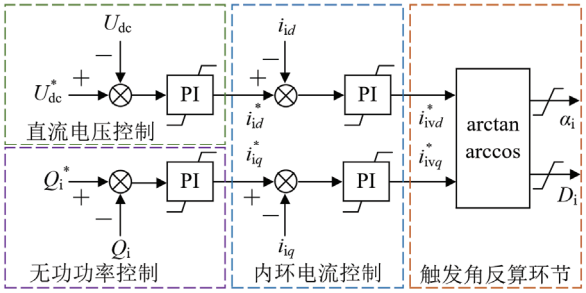


图 B1　陆上 CSC 控制策略

Fig.B1　Onshore CSC control strategy

附录 C

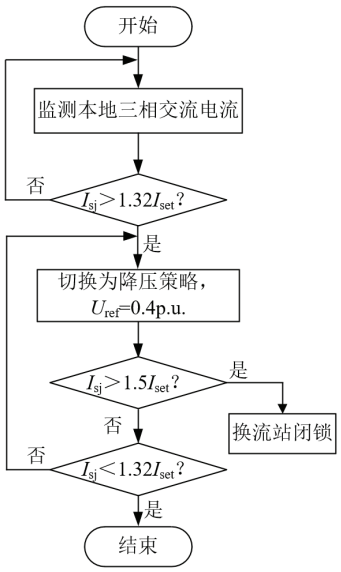


图 C1　降压策略流程图

Fig.C1　Voltage Reduction Strategy Flowchart

1）故障发生后检测本地三相交流电流，当其中某一相的交流电流超过 $1.32I_{\mathrm{set}}$ 时，启动降压控制策略。

2）整流侧将交流电压的参考值降低为 0.4 pu，抑制过电流的增长，同时继续检测电流。

3）当电流继续增长到 $2I_{\mathrm{set}}$ 时，说明降压策略不能抑制过电流，故障严重，因此闭锁换流站

4）若电流降低至 $1.32I_{\mathrm{set}}$，退出降压策略，否则一直运行。

附录 D

表 D1　系统参数表

Table D1　System parameters table

参数	数值
额定功率/MW	1 000
额定直流电压/kV	500
额定直流电流/kA	2
变压器变比	220/180/180
变压器漏抗/pu	0.18
滤波电感 L/mH	34.45
滤波电容 C/μF	16