

DOI: 10.12158/j.2096-3203.2024.04.013

并联电抗器补偿方案对 500 kV 海底电缆沿线过电压的分布影响

曹燕明¹, 李亚男¹, 周滔², 罗隆福²

(1. 国网经济技术研究院有限公司, 北京 102209;

2. 湖南大学电气与信息工程学院, 湖南 长沙 410082)

摘要:交流海底电缆是海上风电场交流输电技术的重要组成部分,但其充电电流问题限制了其在远距离、大容量海上风电中的应用。文中基于 HYJQF41-F290/500 kV 型号的单芯交流海底电缆,研究了该电缆在远距离、高压输电中不同工况下的沿线过电压分布情况。首先,建立该电缆的仿真模型,并对其参数进行修正。然后,针对并联电抗器的不同补偿度,对单端补偿、两端补偿等配置方案下并联电抗器的容量进行分析计算。最后,基于高压、远距离风电场模型中单相接地故障、合分闸等工况,对不同无功补偿方案下海底电缆沿线过电压的分布规律进行仿真研究。研究结果表明,海底电缆的最大过电压随着补偿方案的不同而出现在不同的位置。基于此,文中给出了在不同补偿方案下高压海底电缆选型以及变电站设备绝缘水平设计时过电压的选取方法,对工程实际具有一定指导意义。

关键词:海底电缆;充电电流;海上风电;过电压;无功补偿;并联电抗器

中图分类号: TM726

文献标志码: A

文章编号: 2096-3203(2024)04-0127-09

0 引言

随着化石能源的日益枯竭,能源危机已成为困扰当今世界发展的主要问题。为了实现社会的绿色可持续发展,践行节能环保的发展理念,大规模海上发电技术已成为国内外学者的研究热点^[1-7],发展高压大容量的大规模海上风力发电已成为未来新能源发展的重大方向。目前,大规模海上风力发电输电技术一般分为高压交流输电技术(high voltage alternating current, HVAC)、高压直流输电技术(high voltage direct current, HVDC)以及其他输电技术^[8-11]。

交流海底电缆是高压交流输电技术的重要组成部分。相对于普通的架空电缆,海底电缆的对地电容可达架空电缆的数十倍,其大量的充电功率会带来电缆电压升高以及过电压等问题,制约着交流海底电缆的应用与发展。目前,常采用并联电抗器的方式对电缆的充电功率进行补偿。文献[12-14]以电缆本体的参数结构为研究对象,阐述了电缆主绝缘、护套、绝缘材料的相对介电常数等因素对海底交流电缆过电压的影响规律,对海底电缆的生产设计起到了一定的指导作用。文献[15-17]以海底电缆-架空线线路为研究对象,阐述了雷电、开关操作等因素对系统过电压的影响,揭示了雷电侵入、

合闸、重合闸等不同系统运行工况下,海底电缆的沿线过电压分布规律。文献[18-20]以单回路海底电缆为研究对象,分析了其故障状态下工频过电压与风电场有功输出、系统短路容量、短路点之间的分布规律,阐述了双端高阻抗配置抑制海底电缆的工频过电压的机理。基于上述情况引起的交流海底电缆过电压问题,文献[21-23]研究了考虑风电场过电压和无功需求情况的无功补偿计算方法、补偿容量的确定以及无功配置方案的优化等技术问题。文献[24]指出海底电缆的电容效应导致线路末端电压升高,通过电容效应系数可以推导出海上风电场无功平衡装置的所需容量。文献[25]对海底电缆的一侧和两侧并联电抗器进行补偿研究,分析了不同补偿方案的利弊。文献[26-28]则对高压交流海底电缆载流性能进行了研究。值得注意的是,上述文献均未对不同工况下,海底电缆采用不同补偿方式时电缆沿线电压的分布情况进行深入分析。

文中以国内某高压电缆公司生产的型号为 HYJQF41-F290/500 kV 的单芯电缆为研究对象,利用 PSCAD 仿真软件搭建了该电缆的仿真模型。基于电缆模型,建立海上风电场经交流电缆输电的风电仿真系统,研究交流海底电缆的工频过电压以及操作过电压在海底电缆沿线上的分布规律。分别针对海底电缆首端补偿、末端补偿以及首末端补偿进行了分析研究,得出并联电抗器在不同补偿方案下的补偿效果,以及不同补偿方案下海底电缆沿线

收稿日期:2024-01-18;修回日期:2024-03-05

基金项目:湖南省科技创新重大项目“规模化储能平滑新能源功率控制和稳定电网电压频率技术与装备研究”(2020G-K1023)

过电压的分布特性。针对不同的分布规律,给出了不同补偿方案下电缆选型以及变电站设备绝缘设计时过电压的选取方法。

1 解析模型

1.1 系统模型

系统仿真模型如图 1 所示。其中, X_s 为风电场内阻抗; QF1、QF2 分别为海上变电站侧和陆上集控中心侧断路器。

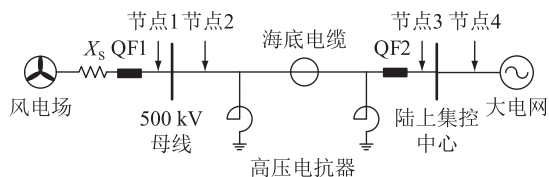


图 1 系统仿真模型

Fig.1 Simulation model of system

节点 1 位于海上升压站的母线侧,其输出电压为 500 kV,文中取 1.0 p.u. = 500 kV。节点 2 位于海底电缆的首端,节点 3 位于海底电缆的末端。海底电缆长度取 90 km^[9],即节点 2 和节点 3 之间的距离为 90 km。为了研究高压长输电线路上的过电压分布问题,将该海底电缆平均分成 6 段。高压电抗器并联点选在节点 2 和节点 3。

1.2 海底电缆模型

海底电缆结构参数如表 1 所示。

表 1 500 kV 单芯海底电缆结构参数

Table 1 Structural parameters of 500 kV single-core submarine cable mm

参数	数值
导体直径(近似)	48.4
导体屏蔽带厚度(标称)	0.2
导体挤包屏蔽厚度(标称)	2.0
绝缘厚度(标称)	32.0
绝缘屏蔽厚度(标称)	1.5
半导体纵向阻水带厚度(标称)	1.0
金属套厚度(标称)	4.1
金属套外径(近似)	132.4
非金属套厚度(标称)	4.2
非金属套外径(近似)	140.8
内衬层厚度(标称)	1.5
内衬层外径(近似)	160.6
铠装金属丝直径(铜丝)(标称)	6.0
铠装外径(近似)	172.6
外被层厚度(聚丙烯层+沥青)(标称)	4.0
电缆外径(近似)	180.6

海底电缆模型采用 PSCAD 软件自带的单芯电

缆模型搭建,如图 2 所示。模型仿真参数见表 2。

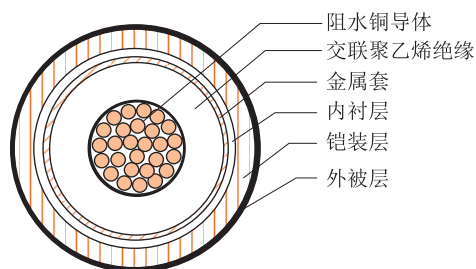


图 2 海底电缆仿真模型

Fig.2 Simulation model of the submarine cable

表 2 海底电缆仿真结构参数

Table 2 Simulation structure parameters of submarine cable mm

参数	数值	参数	数值
阻水铜导体半径	24.2	内衬层半径	80.3
交联聚乙烯绝缘半径	62.1	铠装层半径	86.3
金属套半径	66.2	外被层半径	90.3

GB 50217—2018《电力工程电缆设计标准》中规定:“浅水区的埋深不宜小于 0.5 m”,“在非通航的流速未超过 1 m/s 的小河中不同回路电缆间距不得小于 5 m”。考虑到海上风电场一般处于近海,且输送功率大,故文中海底电缆选择埋深为 1 m,海底电缆间距为 10 m。

由于软件自带的模型仅有导体层、护套层和铠装层 3 层,无法模拟电缆的实际结构,因此,对海底电缆电气参数按表 3 进行修正^[16]。

表 3 海底电缆修正参数

Table 3 Modification of the submarine cable parameters

参数	修正前	修正后
导体电阻率/($\Omega \cdot m$)	1.724×10^{-8}	1.920×10^{-8}
绝缘层相对介电常数	2.300	2.680

海底电缆敷设间距大,电缆之间的耦合影响可忽略不计,可认为海底电缆的正序参数和零序参数近似相等^[25]。通过 PSCAD/EMTDC 仿真计算,可得该海底电缆的正序电阻为 0.013 Ω/km ,正序电感为 1.393 mH/km,正序电容为 0.162 $\mu F/km$ 。

根据海底电缆参数,海底电缆的充电功率为:

$$Q_c = BIU^2 = 1\ 145.113 \quad (1)$$

式中: B 、 l 、 U 分别为海底电缆单位长度电纳、长度和电压等级。

并联电抗器补偿容量为:

$$Q_L = Q_c k \quad (2)$$

式中: k 为补偿度^[29-31]。

在高压电抗器的配置方案上,采用海底电缆首

端补偿、海底电缆末端补偿以及海底电缆两端补偿方案。不同补偿方案下电抗器的电抗值计算结果如表4所示。

表4 并联电抗器电抗值
Table 4 Impedance values of shunt reactors

方案	不同补偿度下高压电抗器电抗值/ Ω			
	60%	70%	80%	90%
单端补偿	363.866	311.885	272.900	242.577
两端补偿	727.732	623.770	545.799	485.155

2 工频过电压

2.1 空载电容效应

相对于架空电缆,海底电缆的对地电容大,当其末端空载时,其入口电阻的容性效应更明显。图3为海底电缆线路示意,图中, \dot{E} 、 \dot{I}_0 分别为风电场输出电压、电流; \dot{U}_1 、 \dot{I}_1 分别为海底电缆首端电压、电流; \dot{U}_2 、 \dot{I}_2 分别为海底电缆末端电压、电流; Z_c 为线路的波阻抗; β 为线路的相位移系数。

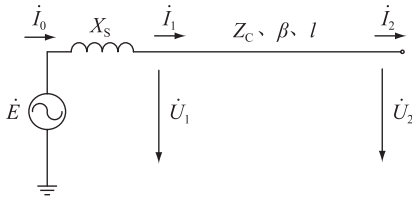


图3 海底电缆线路示意

Fig.3 Schematic diagram of submarine cable line

线路首末端电压和电流的关系为:

$$\begin{cases} \dot{U}_1 = \dot{U}_2 \cos(\beta l) + jZ_c \dot{I}_2 \sin(\beta l) \\ \dot{I}_1 = j \frac{\dot{U}_2}{Z_c} \sin(\beta l) + \dot{I}_2 \cos(\beta l) \end{cases} \quad (3)$$

当线路末端开路,考虑风电场内阻抗 X_s 时,海底电缆末端电压 \dot{U}_2 与风电场输出电压 \dot{E} 的关系为^[32]:

$$\dot{U}_2 = \frac{\dot{E}}{\cos(\beta l) - (X_s/Z_c) \sin(\beta l)} \quad (4)$$

由式(4)可知,风电场内阻抗 X_s 相当于增加了线路长度,会提升线路末端电压,造成过电压现象,且过电压出现在线路末端。根据DL/T 620—1997《交流电气装置的过电压保护和绝缘配合》,对于电网的工频过电压水平,线路断路器变电所母线侧不宜超过1.3 p.u.,线路侧不宜超过1.4 p.u.。工程上,一般采用并联电抗器来补偿线路的电容电流。

在线路首端接入电抗器,相当于减小了风电场

内阻抗 X_s 。线路末端电压与输出电压的关系和式(4)相同。

当在线路末端接入电抗器 X_p 时,将 $\dot{U}_2 = j\dot{I}_2 X_p$ 代入式(1),并令 $\theta = \tan^{-1}(Z_c/X_p)$, $\varphi = \tan^{-1}(X_p/Z_c)$,且有 $\theta + \varphi = 90^\circ$,可得线路首末端对风电场输出电压的传递关系为:

$$\begin{cases} \frac{\dot{U}_1}{\dot{E}} = \frac{-Z_c \cot(\beta l - \theta)}{X_s - Z_c \cot(\beta l - \theta)} \\ \frac{\dot{U}_2}{\dot{E}} = \frac{\cos(\theta) \cos(\varphi)}{\cos(\beta l - \theta + \varphi)} \end{cases} \quad (5)$$

由式(4)可知,线路电压最大值出现在 $\beta x = \theta$ 处,最高电压为:

$$U_\theta = \frac{\dot{E} \cos(\varphi)}{\cos(\beta l - \theta + \varphi)} \quad (6)$$

建立图1所示的仿真模型,分别测量不同补偿方案下海底电缆的沿线过电压分布,如表5所示。可以看出,未加补偿时,海底电缆沿线电压逐渐升高,到末端时达到最大值,为1.529 p.u.,末端电压超过正常水平,须进行过电压的抑制和无功补偿。

表5 空载长线路沿线过电压分布
Table 5 Overvoltage distribution of long no-load line

补偿度 k	补偿位置	测量点电压/p.u.						
		0 km	15 km	30 km	45 km	60 km	75 km	90 km
60%	电缆首端	1.135	1.183	1.222	1.253	1.276	1.289	1.293
	电缆末端	1.119	1.136	1.145	1.146	1.139	1.124	1.100
	电缆首末端	1.113	1.143	1.164	1.178	1.184	1.182	1.171
70%	电缆首端	1.102	1.148	1.186	1.216	1.237	1.250	1.255
	电缆末端	1.090	1.102	1.107	1.103	1.092	1.073	1.046
	电缆首末端	1.082	1.109	1.128	1.139	1.142	1.138	1.125
80%	电缆首端	1.072	1.117	1.153	1.182	1.203	1.216	1.220
	电缆末端	1.064	1.072	1.072	1.065	1.050	1.028	0.998
	电缆首末端	1.055	1.079	1.095	1.104	1.105	1.099	1.084
90%	电缆首端	1.043	1.086	1.122	1.150	1.170	1.182	1.186
	电缆末端	1.042	1.046	1.042	1.032	1.013	0.988	0.955
	电缆首末端	1.030	1.051	1.065	1.072	1.071	1.062	1.046
未补偿		1.345	1.401	1.446	1.482	1.508	1.523	1.529

根据不同补偿方案下的海底电缆末端电压值可以得到末端电压的分布情况,如图4所示。

可以看出,并联电抗器可以明显降低海底电缆末端的电压,补偿效果随补偿度的增加而增强。同一补偿度下,采用海底电缆末端补偿时过电压水平最低;不同补偿度下,同一补偿方案的海底电缆沿线过电压趋势相同。但需要注意的是,当采用80%或90%末端补偿时,电缆末端电压低于1.0 p.u.。

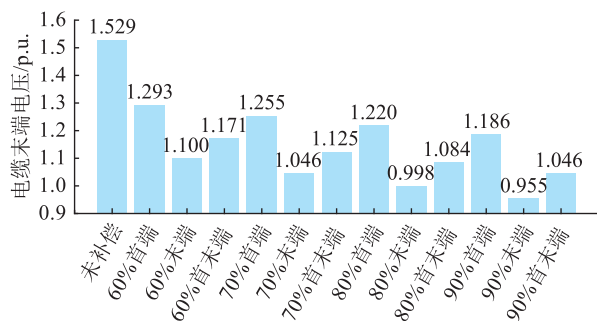


图4 空载长线路末端电压

Fig.4 Terminal voltage of long no-load line

同一补偿度下,电抗器并联位置不同时,海底电缆沿线过电压呈现不同的分布规律。以70%补偿度为例,如图5所示。采用电缆末端补偿时对线路的过电压抑制效果最佳,首末端补偿次之,首端补偿效果最差。当不采用补偿或采用首端补偿时,海底电缆的过电压最大值出现在线路末端;当采用电缆末端补偿时,电缆过电压的最大值并不是在最末端,而是在线路45 km处,也就是线路的中间段;而采用首末端补偿时,线路过电压最大值出现在60 km处,即线路的2/3处。因此,对于轻载或空载的风电场,电缆的交流耐压实验应该根据不同的补偿方案进行相应调整。例如,对于采用末端并联高抗进行无功补偿的输电系统,应重点关注电缆中间段的实验数值。

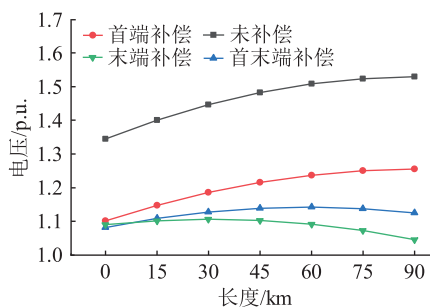


图5 空载长线路电容效应 (k=70%)

Fig.5 Capacitance effect of long no-load line (k=70%)

表6为传统方案和文中方案下电容效应过电压幅值选取对比。由表6可以看出,当并联电抗器采用首端补偿时,文中方案与传统方案所选取的海底电缆过电压幅值一致;而采用末端补偿或者首末端补偿方式时,文中方案可以更准确地反映海底电缆沿线出现的过电压水平。

2.2 线路单相接地故障

不对称短路是输电线路最常见的故障。其中,又以单相接地故障最为常见。当线路一端跳闸后,由于故障仍然存在,可能会进一步增加工频过电压。

仿真中在系统节点3处进行单相接地故障工况

表6 电容效应过电压幅值选取对比 (k=70%)

Table 6 Comparison of overvoltage amplitude selection under capacitance effect (k=70%)

方案	电压幅值/p.u.		
	首端补偿	末端补偿	首末端补偿
传统方案	1.255	1.046	1.125
文中方案	1.255	1.107	1.142

模拟,并考虑线路接地故障下断路器 QF2 跳闸后的过电压情况。接地故障相设为 A 相,电缆末端三相电压波形如图6所示。

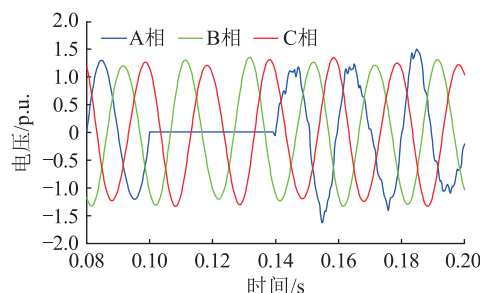


图6 海底电缆末端三相电压波形

Fig.6 Three-phase voltage waveforms at the end of the submarine cable

由图6可以看出,A相接地短路后,随着断路器的跳闸,A相电压有明显的升高现象。

分别测量单相故障时不同补偿方案下海底电缆的沿线过电压分布,如表7所示。由表7可知,不同补偿方案均能抑制电缆沿线的过电压情况,且随着补偿度的增加,抑制效果愈发明显;在相同补偿度下,电缆末端并联电抗器的补偿效果最佳。不同补偿方案下电压分布规律与空载电容效应的情况相同。

表7 单相故障下过电压分布

Table 7 Overvoltage distribution under single-phase failure

补偿度 k	补偿位置	测量点电压/p.u.						
		0 km	15 km	30 km	45 km	60 km	75 km	90 km
60%	电缆首端	1.126	1.174	1.213	1.244	1.266	1.279	1.284
	电缆末端	1.117	1.133	1.141	1.142	1.134	1.118	1.095
	电缆首末端	1.121	1.152	1.176	1.191	1.197	1.195	1.184
70%	电缆首端	1.100	1.146	1.185	1.215	1.237	1.250	1.255
	电缆末端	1.086	1.097	1.101	1.097	1.085	1.066	1.039
	电缆首末端	1.090	1.118	1.138	1.150	1.154	1.149	1.137
80%	电缆首端	1.075	1.121	1.159	1.189	1.210	1.223	1.227
	电缆末端	1.064	1.071	1.071	1.064	1.049	1.026	0.997
	电缆首末端	1.060	1.084	1.101	1.110	1.111	1.105	1.091
90%	电缆首端	1.049	1.094	1.131	1.160	1.181	1.194	1.198
	电缆末端	1.039	1.042	1.037	1.026	1.007	0.982	0.949
	电缆首末端	1.029	1.050	1.064	1.070	1.069	1.060	1.044
未补偿		1.455	1.533	1.598	1.649	1.687	1.711	1.719

3 操作过电压

在电力系统中,断路器、刀闸闭合等操作会引起系统的短暂稳态过程。仿真中在节点 1 处设立三相断路器,并在节点 4 处断开大电网,模拟输电线路的空载合闸和分闸操作。

3.1 分闸操作

考虑最极端情况下进行分闸操作,即分闸时 A 相电压达到峰值,即:A 相 30 ms, B 相 36.89 ms, C 相 33.87 ms。考虑到 PSCAD 的电压上升时间,为便于观察波形,开关时间均延后 1 s。

分闸操作下输电线路末端电压波形如图 7 所示。可以看出,当断路器切断线路时,线路电压有明显升高现象。

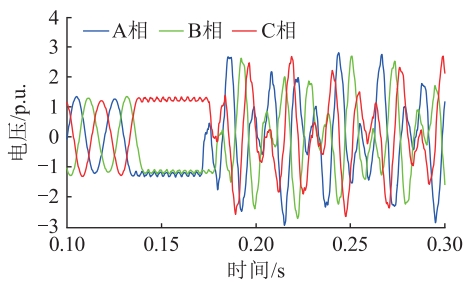


图 7 输电线路末端三相电压波形

Fig.7 Three-phase voltage waveforms at the end of transmission line

分闸操作下,测量不同补偿方案下电缆沿线过电压分布,如表 8 所示。可以看出,海底电缆末端的电压值可达到 2.010 p.u.,远高于电缆线路中的基准电压值,这将严重影响整个系统的绝缘水平。

表 8 分闸操作下过电压分布

Table 8 Overvoltage distribution under opening operation

补偿度 k	补偿位置	测量点电压/p.u.						
		0 km	15 km	30 km	45 km	60 km	75 km	90 km
60%	电缆首端	1.201	1.228	1.251	1.268	1.281	1.289	1.291
	电缆末端	1.206	1.204	1.196	1.184	1.168	1.147	1.121
	电缆首末端	1.139	1.168	1.190	1.203	1.208	1.206	1.195
70%	电缆首端	1.119	1.149	1.173	1.192	1.206	1.214	1.217
	电缆末端	1.169	1.166	1.158	1.145	1.127	1.103	1.074
	电缆首末端	1.093	1.119	1.138	1.149	1.152	1.148	1.135
80%	电缆首端	1.084	1.118	1.146	1.168	1.183	1.193	1.196
	电缆末端	1.148	1.145	1.136	1.121	1.101	1.075	1.043
	电缆首末端	1.061	1.083	1.099	1.107	1.108	1.101	1.087
90%	电缆首端	1.042	1.078	1.108	1.132	1.149	1.159	1.162
	电缆末端	1.076	1.073	1.064	1.048	1.027	0.999	0.966
	电缆首末端	1.021	1.040	1.052	1.058	1.056	1.047	1.031
未补偿		2.008	2.008	2.008	2.008	2.008	2.010	2.010

不同补偿度下,海底电缆沿线电压分布如图 8 所示。

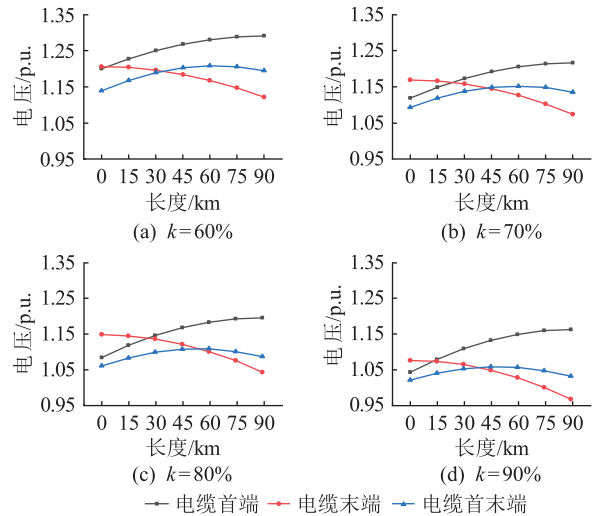


图 8 不同补偿度下海底电缆沿线电压分布

Fig.8 Voltage distribution along submarine cable with different compensation degrees

由图 8 可知,不同补偿方案下,分闸操作下海底电缆沿线过电压分布并不相同。在对电缆两端的断路器进行绝缘设计时,应根据不同的方案进行综合设计。如采用电缆末端并联电抗器的补偿方案时,其电缆首端连接的断路器绝缘水平要比电缆末端连接的断路器要高。

3.2 合闸操作

电力系统中空载线路在合闸过程中,会引起线路的电压突变,这种电磁暂态会造成空载线路合闸过电压^[24]。海底电缆由于敷设在海底,其故障重合闸的概率很小,一般不装设自动重合闸。文中主要针对计划性的合闸操作进行仿真分析。

在节点 1 处设置一断路器,以 A 相电压零值点为标准设置合闸角度 $\theta=0^\circ$ 。设置方法如下:在仿真中,设置风电场输电电压 $U_1 = 408.248\cos(314t)$, $U_2 = 408.248\cos(314t - 2\pi/3)$, $U_3 = 408.248 \times \cos(314t + 2\pi/3)$,故当合闸角度 $\theta=0^\circ$ 时,对应的时间为 A 相 20 ms, B 相 20.67 ms, C 相 33.33 ms。仿真中,电压上升时间为 0.05 s,为便于观察波形,合闸时间相应地向后延迟 5 个周期,即延迟 1 s。合闸过程中,由于三相电路对称,三相合闸过程完全相同。

以 A 相为例,合闸前后海底电缆末端 A 相电压波形如图 9 所示。可以看出,在线路进行空载合闸的过程中,线路出现了较大的过电压。

分别测量不同并联电抗器配置方案下海底电缆沿线电压的分布情况,如表 9 所示。

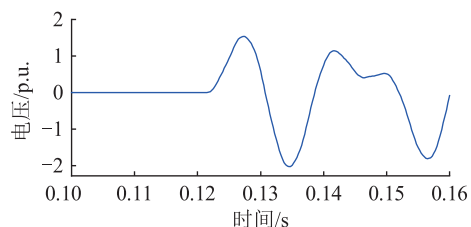


图9 合闸前后海底电缆末端 A 相电压波形

Fig.9 A-phase voltage waveform at the end of submarine cable before and after closing

表 9 合闸操作下过电压分布

Table 9 Overtoltage distribution under closing operation

补偿度 k	补偿位置	测量点电压/p.u.						
		0 km	15 km	30 km	45 km	60 km	75 km	90 km
60%	电缆首端	1.254	1.336	1.406	1.462	1.504	1.530	1.539
	电缆末端	1.209	1.252	1.284	1.305	1.312	1.305	1.282
	电缆首末端	1.199	1.256	1.301	1.334	1.355	1.362	1.353
70%	电缆首端	1.210	1.288	1.355	1.409	1.450	1.475	1.484
	电缆末端	1.175	1.212	1.239	1.254	1.256	1.244	1.217
	电缆首末端	1.160	1.211	1.252	1.282	1.300	1.304	1.293
80%	电缆首端	1.171	1.246	1.311	1.363	1.402	1.426	1.435
	电缆末端	1.142	1.174	1.195	1.205	1.203	1.187	1.157
	电缆首末端	1.127	1.175	1.213	1.240	1.255	1.257	1.244
90%	电缆首端	1.132	1.204	1.266	1.316	1.354	1.377	1.386
	电缆末端	1.112	1.139	1.155	1.161	1.154	1.135	1.101
	电缆首末端	1.098	1.143	1.179	1.203	1.216	1.215	1.201
未补偿		1.667	1.770	1.857	1.927	1.979	2.012	2.023

由表 9 可知,不同补偿度下,相同位置补偿时海底电缆沿线过电压分布规律基本相同。以 80% 补偿度为例,其沿线电压分布如图 10 所示。由图 10 可知,合闸操作下,当采用电缆首端补偿时,海底电缆过电压出现在线路末端;采用末端补偿时,海底电缆最大电压出现在 45 km 处,即线路中段;采用首末端补偿时,最大电压出现在 60 km 处,即线路的 2/3 处。因此,在不同的补偿方案下,当考虑合闸操作下线路或设备的绝缘水平设计时,需要综合考虑补偿方案。比如,当采用线路首端并联电抗器进行补偿时,绝缘水平应以线路末端电压作为参考。

4 雷击侵入过电压

海上风电输电系统不仅会受到系统内部状态引起的过电压影响,也会受到因雷击而产生的雷电过电压影响。仿真中研究了雷电直击海底电缆首端时电缆上的暂态过电压分布。雷电流采用 PSCAD 软件自带的双指数雷电流模型,雷电流幅值为 31 kA,波头波尾时间为 1.2/50 μs ^[16],雷电流波形如图 11 所示。

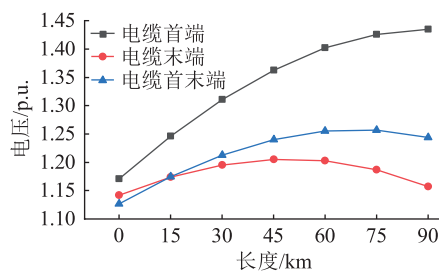


图 10 合闸操作下电缆电压分布 ($k=80\%$)

Fig.10 Cable voltage distribution under closing operation ($k=80\%$)

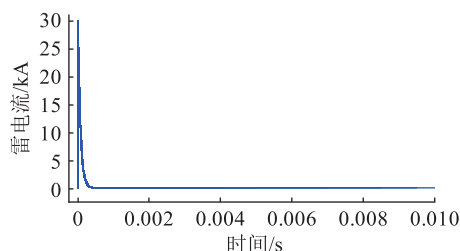


图 11 雷电流波形

Fig.11 Lightning current waveform

假设在 0.3 s 时,海底电缆首端 A 相受到直击雷,电缆末端 A 相电压波形如图 12 所示。由图 12 可知,雷击作用下,海底电缆上有明显的过电压现象,且雷击过后的过电压可达到 3.0 p.u.。

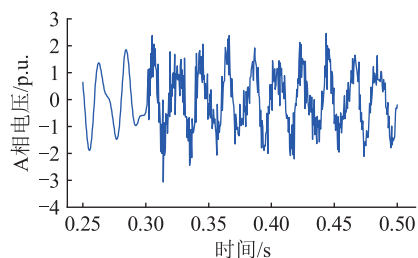


图 12 电缆末端雷电过电压 A 相电压波形

Fig.12 A-phase voltage waveform at the end of submarine cable under lightning overvoltage

同样以 80% 补偿度为例,雷击过电压下不同补偿方案的电缆末端沿线电压分布如图 13 所示。

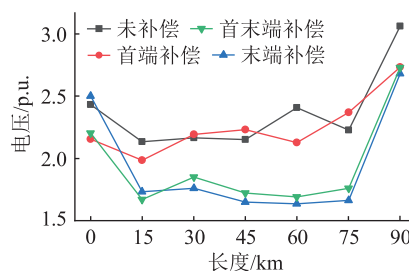


图 13 电缆雷电过电压沿线分布 ($k=80\%$)

Fig.13 Distribution of cable lightning overvoltage along the line ($k=80\%$)

由图 13 可知,海底电缆雷电过电压的沿线分布

呈现两端高、中间低的特点,且当电缆首端受到直击雷的作用时,电缆末端过电压最大。采用不同的补偿方案时,只有末端补偿和首末端补偿效果较明显,但仍然存在较高的过电压。因此,当考虑雷电过电压下的并联电抗器补偿时,应根据雷击点重点考虑海底电缆两端的过电压水平,且在方案选择时尽量不采用在雷击点并联电抗器进行补偿的方案。

5 结论

文中针对导体截面积 11 600 mm²、型号 HYJQF41-F290/500 kV、长度 90 km 的单芯交流输电线路分别进行了工频过电压(含空载线路的电容效应、线路甩负荷引起的工频过电压、单相接地故障下的工频过电压)、操作过电压(含空载线路的分闸过电压、合闸过电压)和雷电过电压的仿真分析。仿真发现,输电线路末端电压均超过了过电压的允许值。其中,最大值是合闸操作过程中的过电压值,为 2.023 p.u.;最小值是空载线路电容效应的过电压值,为 1.529 p.u.。

在补偿度方面,文中选取了 60%、70%、80%、90% 补偿度分别进行补偿仿真,并计算了不同补偿度下并联电抗器的电抗值。根据分析可知,随着补偿度的增加,补偿效果逐渐增强。但要注意的是,当补偿度达到 90% 时,线路末端可能会出现电压水平低于 1.0 p.u. 的情况。在同一补偿度下,采用线路首端补偿、末端补偿和首末端补偿时,海底电缆沿线电压具有不同的分布特性。

综上所述,在不同的补偿方案下,沿线过电压分布具有不同的规律,其过电压的最大值根据补偿位置的不同而出现在电缆的不同位置处。因此,在实际工程中,当须进行电缆选型或须对变电站设备的绝缘水平等进行设计时,需要综合考虑并联电抗器的补偿方案,选取合理的过电压值进行设计。

参考文献:

- [1] 刘林,葛旭波,张义斌,等. 我国海上风电发展现状及分析[J]. 能源技术经济,2012,24(3):66-72.
LIU Lin, GE Xubo, ZHANG Yibin, et al. Analysis on status quo of China's offshore wind power development[J]. Energy Technology and Economics, 2012, 24(3): 66-72.
- [2] 王涛,诸自强,年珩. 非理想电网下双馈风力发电系统运行技术综述[J]. 电工技术学报,2020,35(3):455-471.
WANG Tao, ZHU Ziqiang, NIAN Heng. Review of operation technology of doubly-fed induction generator-based wind power system under nonideal grid conditions[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(3): 455-471.
- [3] 郑明,李保宏,陆莹,等. 海上风电场集群输电网可靠性分析[J]. 电力工程技术,2018,37(2):49-54.

- ZHENG Ming, LI Baohong, LU Ying, et al. Reliability analysis of offshore wind farm transmission network cluster[J]. Electric Power Engineering Technology, 2018, 37(2): 49-54.
- [4] 姚钢,杨浩猛,周荔丹,等. 大容量海上风电机组发展现状及关键技术[J]. 电力系统自动化,2021,45(21):33-47.
YAO Gang, YANG Haomeng, ZHOU Lidan, et al. Development status and key technologies of large-capacity offshore wind turbines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(21): 33-47.
- [5] BAPTISTE I, BARNES M, MARJANOVIC O. Effects of wind-farm curtailment on a 5-terminal VSC-HVDC network[C]//15th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2019). Coventry, UK. London: IET, 2019: 1-6.
- [6] 文卫兵,赵峥,李明,等. 海上风电柔性直流系统设计及工程应用[J]. 全球能源互联网,2023,6(1):1-9.
WEN Weibing, ZHAO Zheng, LI Ming, et al. Design and engineering application of offshore wind power VSC-HVDC system[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2023, 6(1): 1-9.
- [7] KAZMI S H H, VIAFORA N, SØRENSEN T S, et al. Offshore windfarm design optimization using dynamic rating for transmission components[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2022, 37(3): 1820-1830.
- [8] 贾科,董学正,李俊涛,等. 一种适用于海上风电经 MMC-MTDC 并网的电网侧故障穿越方法[J]. 电力系统保护与控制,2023,51(21):76-85.
JIA Ke, DONG Xuezheng, LI Juntao, et al. A grid-side fault ride-through method suitable for offshore wind farms connected with MMC-MTDC[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(21): 76-85.
- [9] 王锡凡,卫晓辉,宁联辉,等. 海上风电并网与输送方案比较[J]. 中国电机工程学报,2014,34(31):5459-5466.
WANG Xifan, WEI Xiaohui, NING Lianhui, et al. Integration techniques and transmission schemes for off-shore wind farms[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(31): 5459-5466.
- [10] 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及展望[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.
- [11] 李元贞,袁艺嘉,孔明,等. 不同桥臂电抗配置海上风电柔直换流站暂态应力与绝缘配合对比[J]. 全球能源互联网,2022,5(3):301-310.
LI Yuanzhen, YUAN Yijia, KONG Ming, et al. Comparison study on transient stresses and insulation coordination on offshore VSC-HVDC converter station considering different arm reactor arrangements[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2022, 5(3): 301-310.
- [12] 周自强,刘学忠,王少华,等. 500 kV XLPE 海底电缆绝缘及护套暂态电压仿真计算[J]. 高电压技术,2018,44(8):2725-2731.
ZHOU Ziqiang, LIU Xuezhong, WANG Shaohua, et al. Simula-

- tion calculation of transient voltages on insulation and sheath along 500 kV XLPE submarine cable [J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(8): 2725-2731.
- [13] WANG W W, WANG Z H, BU W, et al. Influence of capacitive parameters on the overvoltage characteristics of three-core submarine cable [C]//2020 IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE). Beijing, China. IEEE, 2020: 1-4.
- [14] TIANS J, LIU X Z, LIU H, et al. Simulating calculations of transient voltages and insulation coordination on 500 kV AC XLPE submarine cable line [C]//2017 International Conference on High Voltage Engineering and Power Systems (ICHVEPS). Denpasar, Indonesia. IEEE, 2017: 484-487.
- [15] 兰贞波, 赵常威, 阮江军. 海底电缆-架空线路雷击过电压分析与计算 [J]. 电力自动化设备, 2014, 34(10): 133-137.
LAN Zhenbo, ZHAO Changwei, RUAN Jiangjun. Analysis and calculation of submarine cable-overhead line lightning overvoltage [J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(10): 133-137.
- [16] 程梦凌. 架空线—海底电缆系统过电压仿真研究 [D]. 武汉: 华中科技大学, 2017.
CHENG Mengling. Study on overvoltage of 500 kV overhead line-AC submarine cable [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2017.
- [17] ZHAO L, YE L Y, YANG Y, et al. Research on transient overvoltage of transmission lines combined with 500 kV XLPE submarine cable and overhead line [C]//8th Renewable Power Generation Conference (RPG 2019). Shanghai, China. Institution of Engineering and Technology, 2019: 1-5.
- [18] WANG L Y, SONG S, YE H L, et al. Simulation research on transient overvoltage of offshore wind farm transmission system by 220 kV long-distance AC submarine cable [C]//2021 IEEE 4th International Electrical and Energy Conference (CIEEC). Wuhan, China. IEEE, 2021: 1-6.
- [19] LIN B, YIN G, WANG X H, et al. Research on temporary overvoltage of AC transmission system for long distance offshore wind farm [C]//2021 IEEE 4th International Conference on Renewable Energy and Power Engineering (REPE). Beijing, China. IEEE, 2021: 318-323.
- [20] 陈诚, 张国民, 曹流, 等. 电缆通道的三维重建与位置标定方法研究 [J]. 供用电, 2023, 40(6): 101-107.
CHEN Cheng, ZHANG Guomin, CAO Liu, et al. Research on 3D reconstruction and position calibration of cable channel [J]. Distribution & Utilization, 2023, 40(6): 101-107.
- [21] 杨杰, 于钦学, 钟力生, 等. 镇海—舟山 500 kV 海底电缆输电线路无功补偿仿真研究 [J]. 高电压技术, 2019, 45(11): 3429-3436.
YANG Jie, YU Qinxue, ZHONG Lisheng, et al. Simulation study on reactive compensation of Zhenhai-Zhoushan 500 kV submarine cable transmission system [J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(11): 3429-3436.
- [22] 王小龙, 吴集光, 曹斌, 等. 基于 PSCAD 的 500 kV 输变电工程工频过电压的影响分析 [J]. 电瓷避雷器, 2019(2): 146-151.
WANG Xiaolong, WU Jiguang, CAO Bin, et al. Influence analysis on power frequency overvoltage of 500 kV power transmission and transformation project based on PSCAD [J]. Insulators and Surge Arresters, 2019(2): 146-151.
- [23] 徐大鹏, 蔡德宇, 赵兰明, 等. 海上风电过电压及无功补偿问题研究 [J]. 山东大学学报(工学版), 2021, 51(1): 94-99.
XU Dapeng, CAI Deyu, ZHAO Lanming, et al. Study on offshore wind farm overvoltage and reactive power compensation [J]. Journal of Shandong University (Engineering Science), 2021, 51(1): 94-99.
- [24] 潘露, 高鹏飞, 李笑怡. 大型风电场无功补偿装置经济运行研究 [J]. 水电与新能源, 2018, 32(12): 1-5, 45.
PAN Lu, GAO Pengfei, LI Xiaoyi. Economical operation of the reactive power compensation device in large-scale wind farm [J]. Hydropower and New Energy, 2018, 32(12): 1-5, 45.
- [25] Power electronics and renewable energy systems [C]//2000 Power Engineering Society Summer Meeting (Cat.No.00CH37-134). Seattle, WA, USA.
- [26] 陈政, 康义, 马怡情. 广东—海南 500 kV 交流跨海联网工程无功补偿及电磁暂态研究 [J]. 电网技术, 2009, 33(19): 143-147.
CHEN Zheng, KANG Yi, MA Yiqing. Analysis on reactive compensation and electromagnetic transient in 500 kV sea trails interconnection project for Hainan and Guangdong power grids [J]. Power System Technology, 2009, 33(19): 143-147.
- [27] 刘士利, 罗英楠, 刘宗焯, 等. 饱和多孔介质对流特性对高压交流海底电缆载流性能的影响 [J]. 电工技术学报, 2023, 38(4): 1023-1031.
LIU Shili, LUO Yingnan, LIU Zongye, et al. The influence of convective characteristics of saturated porous media on ampacity performance of submarine cable [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(4): 1023-1031.
- [28] 张皓, 李鹏飞, 马国庆, 等. 典型敷设环境下超高压交流 XLPE 海底电缆载流量分析 [J]. 电力工程技术, 2022(6): 154-162.
ZHANG Hao, LI Pengfei, MA Guoqing, et al. Ampacity analysis of extra-high voltage XLPE submarine cable in typical layout environments [J]. Electric Power Engineering Technology, 2022(6): 154-162.
- [29] 张豹, 许志兵, 徐海滨, 等. 特高压输电线路并联电抗器最佳补偿度的计算研究 [J]. 电气开关, 2016, 54(4): 39-41.
ZHANG Bao, XU Zhibing, XU Haibin, et al. Study on the optimum compensation degree for the shunt reactor of UHV transmission line [J]. Electric Switchgear, 2016, 54(4): 39-41.
- [30] 周伟绩, 李凤婷, 解超. 带并联电抗器同杆双回输电线路跨线接地故障自适应重合闸策略 [J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(1): 33-41.
ZHOU Weiji, LI Fengting, XIE Chao. Adaptive autoreclosing

scheme for line-to-line grounded faults on double-circuit transmission lines with shunt reactors[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(1):33-41.

- [31] 王果,雷武,闵永智,等.改进 EEMD 算法在高压并联电抗器声信号去噪中的应用[J].电力系统保护与控制,2023,51(24):164-174.

WANG Guo, LEI Wu, MIN Yongzhi, et al. Application of an improved EEMD algorithm in high voltage shunt reactor sound signal denoising[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(24):164-174.

- [32] 吴文辉,曹祥麟.电力系统电磁暂态计算与 EMTP 应用[M].北京:中国水利水电出版社,2012.

WU Wenhui, CAO Xianglin. Electromagnetic transient calcula-

tion of power system and application of EMTP[M]. Beijing: China Water & Power Press, 2012.

作者简介:



曹燕明

曹燕明(1978),男,硕士,研究员级高级工程师,从事高压直流输电及柔性直流输电系统设计、特高压设备可靠性提升等工作;

李亚男(1971),女,博士,研究员级高级工程师,从事高压直流系统设计、交直流系统相互影响、换相失败等工作;

周滔(1989),男,博士,研究方向为风力发电系统并网及其控制技术(E-mail:494080190@qq.com)。

Influence of shunt reactor compensation scheme on overvoltage distribution along 500 kV submarine cable

CAO Yanming¹, LI Yanan¹, ZHOU Tao², LUO Longfu²

(1. State Grid Power Economic and Technological Research Institute Co., Ltd., Beijing 102209, China;

2. College of Electrical and Information Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

Abstract: AC submarine cable is an important component in AC transmission system of offshore wind farms. However, the issue of charging current limits its application in offshore wind power with long-distance and large-capacity. Taking HYJQF41-F290/500 kV single-core AC submarine cable as an example, the overvoltage distribution along the cable in different working conditions is analyzed, considering the long-distance and high-voltage transmission. The simulation model of the cable is established and its parameters are corrected firstly. According to the different compensation degrees of the shunt reactor, the capacity of the shunt reactor under the configuration scheme of single-end compensation and two-end compensation calculated out. Finally, based on the single-phase grounding fault, the closing and opening conditions in the high-voltage and long-distance wind farm models, and the distribution law of overvoltage along the submarine cable under different reactive power compensation schemes is tested by simulation. The results show that the maximum overvoltage of submarine cables appears in different positions with different compensation schemes. Based on this, the selection methods for high-voltage submarine cable and overvoltage in insulation level design of substation equipment are given out under different compensation schemes, which have certain guiding significance for engineering practice.

Keywords: submarine cable; charging current; offshore wind power; overvoltage; reactive power compensation; shunt reactor

(编辑 钱悦)