

# 交流特高压线路高抗补偿度下限的研究

易强<sup>1</sup>, 周浩<sup>1</sup>, 计荣荣<sup>1</sup>, 苏菲<sup>1</sup>, 孙可<sup>2</sup>, 陈稼苗<sup>3</sup>

(1. 浙江大学 电气工程学院, 浙江省 杭州市 310027; 2. 浙江省电力公司, 浙江省 杭州市 310007;  
3. 浙江省电力设计院, 浙江省 杭州市 310012)

## Research on Lower Limit of Compensation Degree for UHVAC Transmission Lines

YI Qiang<sup>1</sup>, ZHOU Hao<sup>1</sup>, JI Rongrong<sup>1</sup>, SU Fei<sup>1</sup>, SUN Ke<sup>2</sup>, CHEN Jiamiao<sup>3</sup>

(1. College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, Zhejiang Province, China;  
2. Zhejiang Electric Power Corporation, Hangzhou 310007, Zhejiang Province, China;  
3. Zhejiang Electric Power Design Institute, Hangzhou 310012, Zhejiang Province, China)

**ABSTRACT:** To restrict both secondary arc current and no-load voltage of UHVAC transmission line, the relation between secondary arc current and compensation degree of HV shunt reactor and that between voltage of no-load line and the compensation degree are researched, and the method to determine the lower limit of compensation degree of HV shunt reactor in the viewpoint of restricting secondary arc current and voltage of no-load line is given. Research results show that to restrict secondary arc current of single-circuit UHVAC line the capacity of HV shunt reactor should be higher than the capacitive power of interphase capacitance; the capacity of HV shunt reactor should be higher than the sum of capacitive power of interphase capacitance and partial capacity of inter-circuit capacitance; thus the lower limit of compensation degree of HV shunt reactor determined by the restriction of secondary arc current is evidently influenced by parameters of transmission line, and within possible parameter variation range of UHVAC transmission line, the lower limit of compensation degree of HV shunt reactor for single-circuit UHVAC line is 55% and that for double-circuit UHVAC line is 65%. The lower limit of compensation degree of HV shunt reactor determined by the restriction of voltage of no-load line should be increased with the increasing of the length of transmission line and is closely related to the type of drop-point of both ends of UHVAC line. For short UHVAC line the lower limit of compensation degree of HV shunt reactor can be determined by the restriction of secondary arc current in general; for long UHVAC line the lower limit of compensation degree of HV shunt reactor can be determined by the restriction of voltage of no-load line.

**KEY WORDS:** UHV; compensation degree of HV shunt

基金项目: 国家重点基础研究发展计划项目(973 项目)  
(2011CB209405)。

The National Basic Research Program of China(973 Program)  
(2011CB209405)。

reactor; lower limit; restriction of secondary arc current; voltage of no-load line

**摘要:** 分析了潜供电流限制、空载线路电压控制对高抗补偿度的要求, 给出了从潜供电流限制与空载线路电压控制角度确定高抗补偿度下限的方法。结果表明, 为达到限制潜供电流的目的, 单回线路的高抗补偿容量应大于线路相间电容的无功功率, 双回线路的高抗补偿容量则应大于线路相间电容无功功率和以及部分回间电容无功功率之和, 故此类下限受到线路参数影响较为明显, 在可能的参数变化范围内, 单回线路和双回线路的此类下限最高约为 55% 和 65%。而由空载线路电压控制所要求的高抗下限却随线路长度的增加而提高, 且与线路两端落点类型关系密切。线路较短时, 高抗补偿度下限一般由潜供电流限制决定; 线路较长时, 则由空载线路电压控制决定。

**关键词:** 特高压; 高抗补偿度; 下限; 潜供电流限制; 空载线路电压

## 0 引言

特高压输电线路充电功率大, 在相同长度下约为 500 kV 线路的 4~6 倍, 每百公里充电功率可超过 530 Mvar。如此高的充电功率可引起高幅值的工频过电压, 对设备绝缘产生危害。目前我国主要使用大容量的高压电抗器进行限制<sup>[1-3]</sup>。

高抗补偿容量需足够大以将工频过电压限制在规程要求范围以内, 但同时还需满足限制潜供电流和控制空载线路电压的要求。尤其对于工频过电压不太严重的线路, 其高抗补偿度甚至可能主要由潜供电流限制和空载线路电压控制决定, 故很有必要对其进行研究。

目前国内外文献对高抗的研究主要是针对工频过电压限制方面<sup>[4-6]</sup>。较少深入研究潜供电流限

制、空载线路电压控制对高抗补偿容量的要求，即使有所涉及，也很少从原理上分析各个因素与高抗补偿容量之间的关系，更缺乏定量的结论。这样很可能会使其研究结果较为片面，缺乏对工程实践的指导意义。

本文针对上述问题，分别从原理上分析潜供电流限制、空载线路电压控制对高抗补偿度的要求，给出以潜供电流限制、空载线路电压控制确定高抗补偿度下限的方法，为特高压线路高抗补偿设计提供依据。

### 1 计算条件

本文中单回线路杆塔选取猫头塔和酒杯塔，双回杆塔选取最为常用的鼓型塔，如图1所示。单回线路导线选用钢芯铝绞线 8×LGJ-500/35，双回线路导线为 8×LGJ-630/45，分裂间距均为 400 mm。

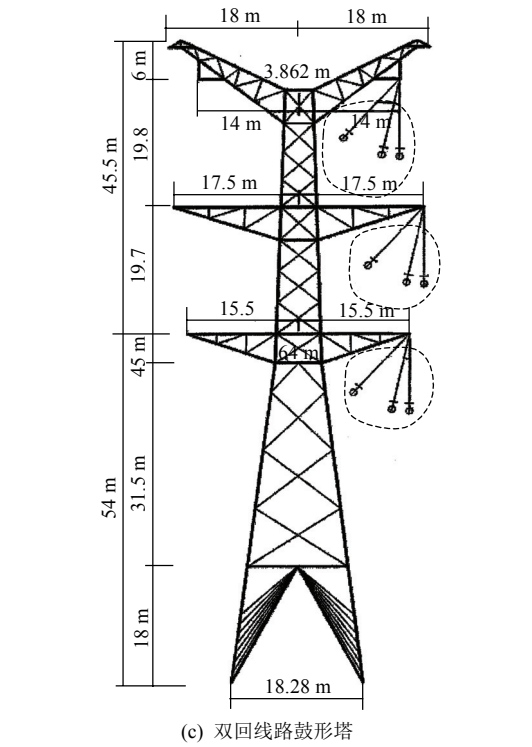
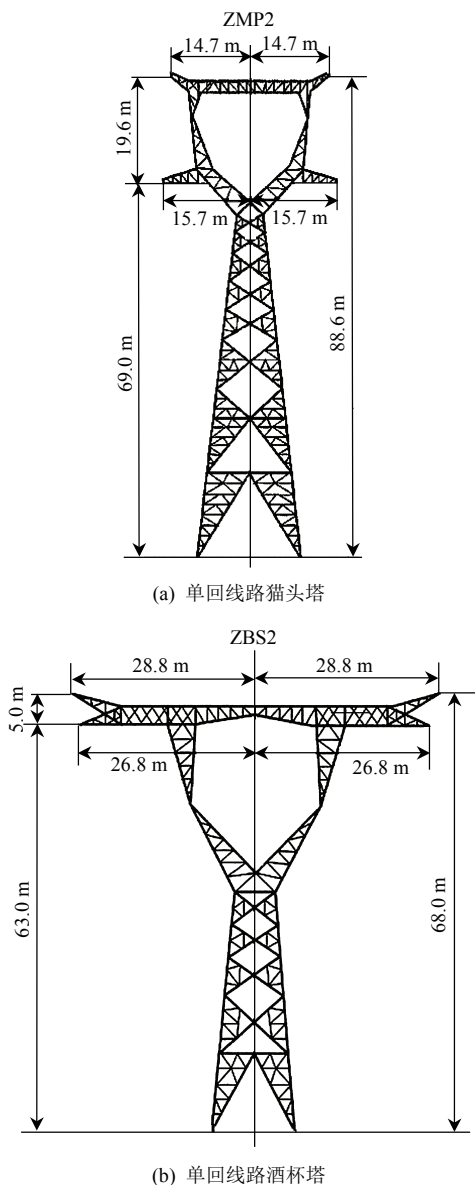


图1 特高压交流线路杆塔(塔头固定、呼高可变)  
Fig. 1 Tower for UHVAC transmission line  
(The size and shape of tower head are fixed while the height of tower is variable.)

### 2 确定高抗补偿度下限的依据

高抗补偿容量除了要满足限制工频过电压的要求外，还应满足以下2个方面的要求：

1) 我国超、特高压线路主要采用高抗中性点小电抗限制潜供电流，其原理是通过小电抗将高抗的部分无功补偿功率分配到线路的相间，使其与相间电容发生并联谐振以阻断潜供电流容性分量通路。故高抗补偿容量至少应高于线路相间电容，以保证可限制潜供电流。

2) 特高压无功设备应能满足投切空载线路时的电压要求，即在线路空载时可保证线路两端电压低于 1100 kV。故线路无功设计时一般按感性无功完全补偿线路充电功率的原则来确定，即高压电抗器和特高压变压器第3绕组的低压电抗器总补偿度应达到或超过 100%。但由于受到变压器第3绕组容量的限制，低压无功设备补偿容量存在上限，由此也对高抗补偿容量提出了下限要求。

### 3 确定高抗补偿度下限

#### 3.1 潜供电流的限制

##### 3.1.1 单回线路

因为雷击等原因，运行线路发生某一相瞬时性单相接地故障后，单相自动重合闸装置会断开故障

相两端的断路器。此时，健全相以及可能存在的相邻线路，将通过静电耦合和电磁耦合继续向故障点提供电流，即潜供电流。其中静电耦合分量占绝大部分，高抗和中性点小电抗通过限制其静电耦合分量来达到限制潜供电流的目的<sup>[7-12]</sup>。

以单回线路为例进行分析，故障清除后系统简化结构如图 2 所示，故障相 C 相接地后单相跳闸悬空，A、B 两相仍连在电源上，A、B 两相通过相间电容向 C 相提供潜供电流。线路用相间电容和对地电容分别为  $C_M$ 、 $C_D$ 。线路接有补偿度为  $k$  的高抗  $L_P$ ，高抗中性点经小电抗  $L_N$  接地。

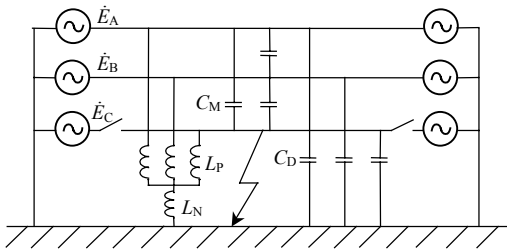


图 2 潜供电流原理图

Fig. 2 Schematic diagram of secondary arc current

图 2 所示电路经图 3 中变换可得图 4，其中：

$$\begin{cases} X_{LD} = 3X_{LN} + X_{LP} \\ X_{LM} = X_{LP}^2/X_{LN} + 3X_{LP} \end{cases} \quad (1)$$

为限制潜供电流，需合理选择小电抗  $X_{LN}$  使等值相间电抗  $X_{LM}$  等于线路相间容抗  $X_{CM}$ ，即等值相间电抗  $X_{LM}$  感性无功功率等于线路相间容抗  $X_{CM}$  容性无功功率

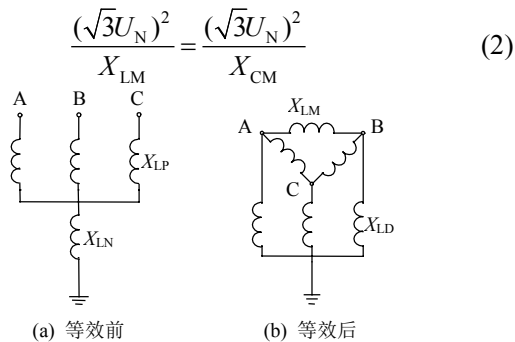


图 3 并联电抗器中性点接小电抗的等值示意图

Fig. 3 Equivalent circuit of grounding reactor connected to the neutral of high voltage shunt reactor

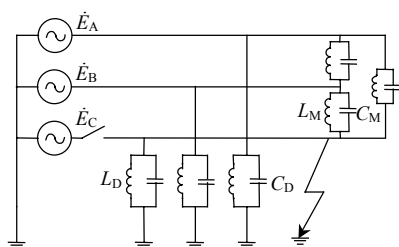


图 4 潜供电流等效原理图

Fig. 4 Equivalent diagram of secondary arc current

通过式(1)可知高抗  $X_{LP}$  和对地电抗  $X_{LD}$ 、相间电抗  $X_{LM}$  的感性无功功率存在以下关系

$$\frac{U_N^2}{X_{LD}} + \frac{(\sqrt{3}U_N)^2}{X_{LM}} = \frac{U_N^2}{X_{LP}} \quad (3)$$

式中  $U_N$  为相电压有效值，考虑的是单相高抗  $X_{LP}$  和对地电抗  $X_{LD}$ 、相间电抗  $X_{LM}$  的感性无功功率。

由上式，高抗  $X_{LP}$  的补偿容量等于对地电抗  $X_{LD}$  和相间电抗  $X_{LM}$  的感性无功功率之和。由式(1)(3)可见，小电抗并未改变高抗的补偿容量，其作用是将高抗的补偿容量分配到相间高抗和对地高抗。

由式(2)(3)可知，要完全补偿相间电容的无功功率，高抗的补偿容量至少应大于或等于相间电容的无功功率

$$\frac{U_N^2}{X_{LP}} \geq \frac{(\sqrt{3}U_N)^2}{X_{CM}} \quad (4)$$

又由于

$$\frac{U_N^2}{X_{LP}} = k \frac{U_N^2}{X_{C1}} \quad (5)$$

式中  $X_{C1}$  为线路正序容抗。

将式(5)代入式(4)，得高抗补偿度应满足以下条件

$$k \geq \frac{3X_{C1}}{X_{CM}} \quad (6)$$

或

$$k \geq \frac{3C_M}{C_1} \quad (7)$$

式中  $C_1$  为全线正序电容。

当高抗补偿容量与相间电容无功功率很接近时，为完全补偿相间电容，小电抗阻抗的取值会很大。根据式(1)作出长度为 200 km 单端补偿线路(猫头塔)小电抗阻抗值与高抗补偿度之间的关系，如图 5 所示。

由图 5 可见，当高抗补偿容量与相间电容无功

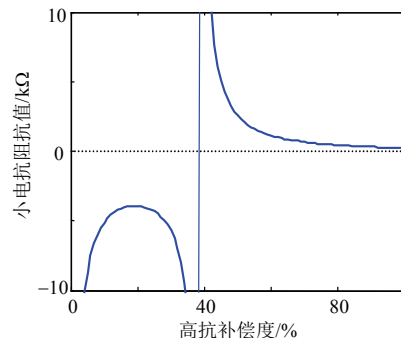


图 5 并联电抗器小电抗阻值与高抗补偿度之间的关系  
Fig. 5 Relation between impedance values of grounding reactor connected to the neutral of high voltage shunt reactor and compensation degree

功率很接近时，小电抗阻抗的取值会很大。但小电抗阻抗值过大会给制造带来困难，故应使高抗补偿容量与相间电容无功功率之间有一定的裕度，以使小电抗阻抗值在合理的范围内，本文认为取 10% 的裕度较为合理。

裕度为 10%、杆塔呼高在 50~70 m 范围内变化时的高抗补偿度下限如图 6 所示。

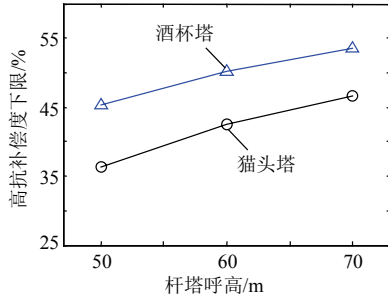


图 6 单回路以潜供电流限制所确定的高抗补偿度下限  
Fig. 6 Lower limit of compensation degree of HV shunt reactor determined by the constraint of secondary arc current in single-circuit line

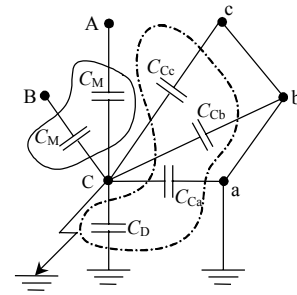
从图 6 可以看出 3 个特点：1) 随着杆塔呼高增大，线路对地电容变小，相间电容在线路电容中的比重增大，导致高抗补偿度下限提高；2) 与猫头塔相比，酒杯塔三相导线高度相差较小，相同呼高下三根导线平均对地距离更小，其对地电容更大，且其导线间距离较大，相间电容更小，导致相同高度条件下以酒杯塔架设的线路的高抗补偿度下限低于以猫头塔架设的线路；3) 在可能的呼高变化范围内，单回路以潜供电流限制确定的高抗补偿度下限最高不超过 54%，取整后为 55%。

### 3.1.2 双回线路

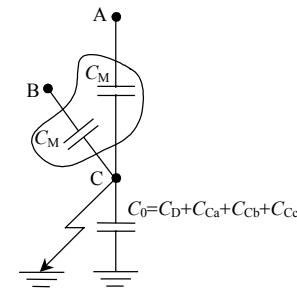
#### 3.1.2.1 单回路运行方式

在线路单回路运行时，另一回一般两端接地。此时潜供电流原理图如图 7(a)所示，图中左边回路的 C 相为故障相，其两端断路器已跳开，A、B 相为带电的健全相，右边回路的 a、b、c 相接地，电位为零。带电导线通过实线框内电容向故障相提供潜供电流；虚线框内电容均当作对地电容，不向故障相提供潜供电流。

将图 7(a)简化可得图 7(b)，由图 7(b)可见，潜供电流全部由本回相间电容提供。回路之间的电容不仅不会向悬空相提供潜供电流，还会分流部分原应从线路 C 相对地电容  $C_D$  流入地面的潜供电流。带电导线通过实线框内电容向故障相提供潜供电流。故与单回线路一样，要使另一回接地时的单回路运行方式下潜供电流最小，只需使相间电抗无功功率等于本回线路相间电容的无功功率，即



(a) 简化前



(b) 简化后

图 7 单回路运行方式下线路电容示意图  
Fig. 7 Line capacitance under single-circuit operation mode

$$\frac{(\sqrt{3}U_N)^2}{X_{LM}} = \frac{(\sqrt{3}U_N)^2}{X_{CM}} \quad (8)$$

此时高抗补偿度下限可按下式计算

$$k \geq \frac{3C_M}{C_1} \quad (9)$$

#### 3.1.2.2 双回路运行方式

双回路运行方式电容如图 8 所示。图中左边回路的 C 相为故障相，A、B 相为带电的健全相，a、b、c 相正常工作。带电导线通过实线框内电容向故障相提供潜供电流。

由图 8 可见，与单回路运行方式相比，双回路运行方式时，回间耦合电容  $C_{Cc}$ 、 $C_{Cb}$ 、 $C_{Ca}$  也会向故障相提供潜供电流。

虽然线路换位使正常运行线路的三相电压对称，即  $\dot{U}_a + \dot{U}_b + \dot{U}_c = 0$ ，但由于目前我国双回特高压线路通常采用图 9 所示的逆相序反向换位方式，

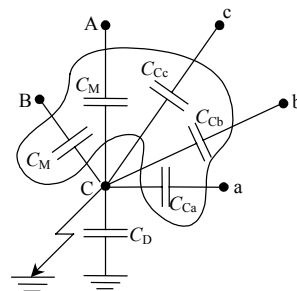


图 8 双回路运行方式下线路电容示意图  
Fig. 8 Line capacitance under double-circuit operation mode

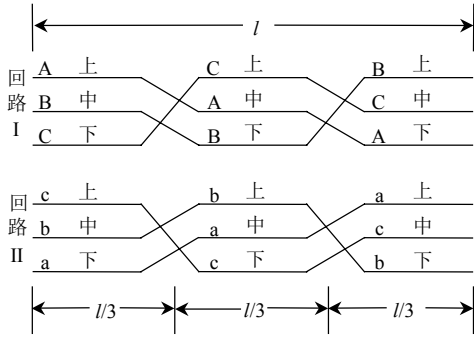


图 9 逆相序反向换位示意图

Fig. 9 Diagram of conductor transposition in inverse phase sequence

致使回间耦合电容  $C_{Cc}$ 、 $C_{Cb}$ 、 $C_{Ca}$  不相等，这使得 a、b、c 三相向故障悬空的 C 相提供的总电流不为零，因而相间电抗不仅要补偿本回线路的相间电容，还需补偿回路间的耦合电容。

下面研究逆相序换位时，相邻回路与故障相之间耦合电容的大小。将导线从上到下编号，如图 10 所示。

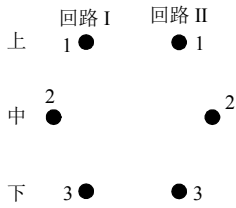


图 10 导线编号

Fig. 10 Numbering of conductors

设图 10 中不同回路间各位置导线间单位长度的电容分别为： $c_{11}$ 、 $c_{12}$ 、 $c_{13}$ 、 $c_{21}$ 、 $c_{22}$ 、 $c_{23}$ 、 $c_{31}$ 、 $c_{32}$  和  $c_{33}$ ，单位为  $\mu\text{F}/\text{km}$ 。显然， $c_{12}=c_{21}$ ， $c_{13}=c_{31}$ ， $c_{23}=c_{32}$ 。结合图 8 和图 9，可得回路间各相导线间的电容如表 1 所示，表 1 中  $l$  为线路长度。

表 1 不同回路间各相导线间的电容

Tab. 1 Coupling capacitance among phase conductors belonging to different circuits

回路及相别	回路 I		
	A	B	C
回 A	$(c_{13}+c_{22}+c_{31})/3$	$(c_{23}+c_{32}+c_{11})/3$	$(c_{33}+c_{12}+c_{21})/3$
路 B	$(c_{12}+c_{21}+c_{33})/3$	$(c_{22}+c_{31}+c_{13})/3$	$(c_{32}+c_{11}+c_{23})/3$
II C	$(c_{11}+c_{23}+c_{32})/3$	$(c_{21}+c_{33}+c_{12})/3$	$(c_{31}+c_{13}+c_{22})/3$

由表 1 可知，一回中的任意一相导线与另一回三相导线之间的电容均不等。且同名相之间的电容均为  $(c_{13}+c_{22}+c_{31})/3$ ，异名相之间两个电容分别为  $(c_{12}+c_{21}+c_{33})/3$ 、 $(c_{11}+c_{23}+c_{32})/3$ 。

一般情况下，导线之间电容与其间距成反比关系，因此根据双回线路的导线位置分布可得回间电容存在以下关系

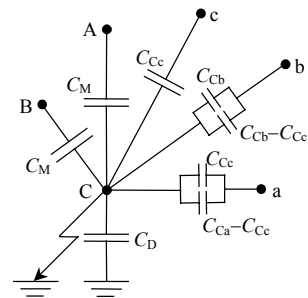
$$\begin{cases} c_{12} \approx c_{23} > c_{13} \\ c_{11} \approx c_{33} > c_{22} \end{cases} \quad (10)$$

故有

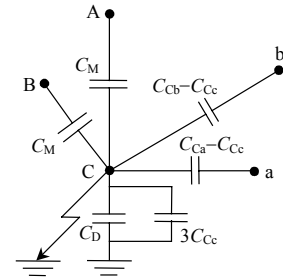
$$\begin{cases} (c_{12} + c_{21} + c_{33})/3 \approx (c_{11} + c_{23} + c_{32})/3 \\ (c_{12} + c_{21} + c_{33})/3 > (c_{13} + c_{22} + c_{31})/3 \\ (c_{11} + c_{23} + c_{32})/3 > (c_{13} + c_{22} + c_{31})/3 \end{cases} \quad (11)$$

即异名相之间 2 个电容大小比较接近，且均大于同名相之间的电容。对我国在建的某特高压双回线路进行计算，其 C 相与 a 相、b 相和 c 相之间的相间电容分别为  $9.94 \times 10^{-4} \mu\text{F}/\text{km}$ 、 $10.41 \times 10^{-4} \mu\text{F}/\text{km}$  和  $5.80 \times 10^{-4} \mu\text{F}/\text{km}$ 。

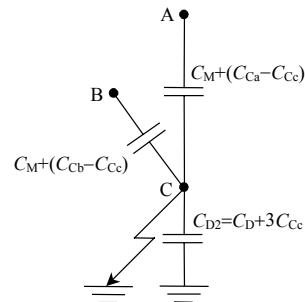
将图 8 中电容进行简化，如图 11 所示。



(a) 真实电容分布



(b) 电容合并



(c) 化简结果

图 11 电容化简

Fig. 11 Capacitance reduction of double-circuit lines

首先将异名相之间的电容  $C_{Ca}$  和  $C_{Cb}$  分别分解为 2 部分，见图 11(a)，其中一部分等于同名相之间电容  $C_{Cc}$ 。此时 a、b、c 各相与 C 相之间各有一个大小为  $C_{Cc}$  的电容，将这 3 个含  $C_{Cc}$  的支路合并。由于 3 支路的电源电压三相对称，合并后的电源电压为零，故可将这 3 个  $C_{Cc}$  电容直接移至 C 相与地之间，得图 11(b)所示电路。

由于 A 相与 a 相、B 相与 b 相的电压基本相同，故将 a 相与 C 相之间、b 相与 C 相之间剩余的电容

$C_{Ca}-C_{Cc}$  和  $C_{Cb}-C_{Cc}$  分别移至 A 相与 C 相之间及 B 相与 C 相之间, 并分别与相间电容合并, 得图 11(c) 所示电路。

由图 11(c) 可见, 要将潜供电流限制到最低水平, 需将 A、B 两相与 C 相之间大小分别为  $C_M+(C_{Ca}-C_{Cc})$  和  $C_M+(C_{Cb}-C_{Cc})$  电容补偿掉。在图 11(c) 所示的电路中加入电抗进行研究, 如图 12(a) 所示, 图 12(a) 中  $L_{M2}$  和  $L_{D2}$  分别为等值相间电抗和对地电抗,  $R_g$  为弧道电阻。

由于弧道电阻  $R_g$  远小于等效对地电容  $C_D+3C_{Cc}$  和对地电抗  $L_{D2}$  的阻抗, 故简化起见, 忽略等效对地电容和对地电抗对弧道电阻上潜供电流的影响。同时, 根据戴维南定理, 将图 12(a) 虚线区域内的两并联支路合并的结果如图 12(b) 所示。

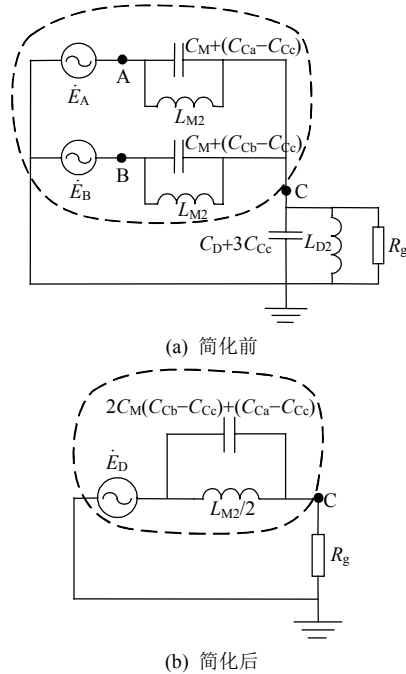


图 12 考虑相间电抗和对地电抗之后的电路化简

Fig. 12 Circuit reduction of double-circuit line considering interphase reactance and reactance between line and ground

可以看出, 若要将潜供电流限制到最小, 每个相间电抗需补偿的电容大小为  $C_M+0.5(C_{Ca}-C_{Cc}+C_{Cb}-C_{Cc})$ 。

此时高抗补偿度应满足条件

$$k \geq \frac{3[C_M + 0.5(C_{Ca} - C_{Cc} + C_{Cb} - C_{Cc})]}{C_1} \quad (12)$$

### 3.1.2.3 高抗补偿度下限研究

从高抗补偿度上限分析可知, 单回路运行方式下, 相间电抗只需补偿本回相间电容  $C_M$  即可; 双回路运行方式下, 每一相间电抗除了需补偿相间电容  $C_M$  以外, 还需补偿大小为  $(C_{Ca}-C_{Cc}+C_{Cb}-C_{Cc})/2$

的电容。在综合考虑两种运行方式确定小电抗之后, 相间电抗补偿的电容应在  $C_M$  和  $C_M+0.5(C_{Ca}-C_{Cc}+C_{Cb}-C_{Cc})$  之间, 从偏严角度考虑, 本文认为双回线路相间电抗需完全补偿大小为  $C_M+0.5(C_{Ca}-C_{Cc}+C_{Cb}-C_{Cc})$  的电容, 以此为依据确定双回线路高抗补偿度下限, 其计算公式为式(12)。

裕度为 10%, 杆塔呼高在 50~70 m 范围内变化时的高抗补偿度下限如图 13 所示。

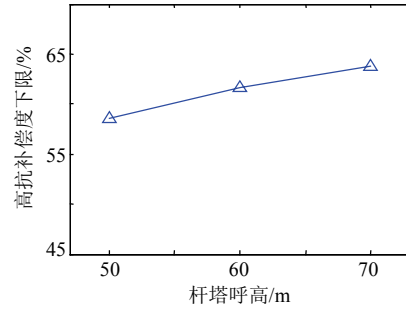


图 13 双回线路按潜供电流限制所确定的高抗补偿度下限  
Fig. 13 Lower limit of compensation degree of HV shunt reactor determined by the constraint of secondary arc current in double-circuit line

由图 13 可见: 1) 与单回路类似, 随着杆塔呼高增大, 对地电容变小, 相间电容在线路电容中的比重增大, 高抗补偿度下限提高。2) 在可能的呼高变化范围内, 单回线路以潜供电流限制确定的高抗补偿度下限最高不超过 64%, 取整后为 65%。

### 3.2 投切空载线路电压控制

在投切空载线路时, 为控制线路电压, 要求线路感性无功设备补偿容量足够大。目前在进行线路无功设计时, 一般按照感性无功至少应完全补偿线路充电功率的原则来确定感性无功补偿容量, 即高、低压电抗器总补偿度应达到或超过 100%。而由于低压电抗器补偿容量受特高压变压器第三绕组容量的限制, 其补偿容量存在上限, 这实际上对高抗的最低补偿容量提出了要求。目前我国特高压线路所常用的变压器, 其每相低压侧容量均为 334 Mvar, 这意味着每台变压器上投入的低压电抗器最大补偿容量仅为 1 002 Mvar<sup>[13-17]</sup>。

在满足感性无功完全补偿线路充电功率的原则时, 高抗补偿度应至少为

$$k \geq \frac{Q_C \cdot l - (Q_{TL1} + Q_{TL2})}{Q_C \cdot l} \quad (13)$$

式中:  $Q_C$  为线路每百公里充电功率, Mvar;  $l$  为线路长度, 百 km;  $Q_{TL1}$  和  $Q_{TL2}$  分别为线路首、末端变压器低压无功设备向线路提供的无功功率, Mvar。

特高压线路落点目前主要可分为终端落点和中间落点。终端落点只有 1 条特高压线路出线，并通过特高压变压器与超高压电网相连，点对点特高压输电方式的线路两端落点均为终端落点；中间落点为有 2 条特高压出线，并通过变压器与超高压电网相连的特高压线路落点。不同线路由于其两端的落点种类不同，导致变压器可向线路提供的感性无功补偿容量  $Q_{TL1}$  和  $Q_{TL2}$  不同，以此为依据可将线路分成 3 类：

1) A 类线路，即两端均为终端落点的点对点线路，如图 14(a)中线路 A 所示。线路两端的特高压变压器第 3 绕组可全部用于向线路提供无功。按照目前采用的每回线路一端接一台变压器的惯例，则每回 A 类线路最多可从线路两端低压电抗器获得的无功功率为  $2 \times 3 \times 334 \text{ Mvar} = 2004 \text{ Mvar}$ 。

2) B 类线路，即一端为终端落点、一端为中间落点的线路，如图 14(b)所示的线路 B。由于线路中部落点变压器第 3 绕组上的低压无功设备需同时向两边线路 B 和 C 提供无功，故设计时其补偿容量应分配至两边的线路，且一般平均分配。其中 p 端低压电抗器的无功功率全部提供给线路 B，而 m 端低压电抗器的无功功率分配给了线路 B 和 C，则每回 B 类线路最多可从线路两端低压电抗器获得的无功功率为  $(1+0.5) \times 3 \times 334 \text{ Mvar} = 1503 \text{ Mvar}$ 。

3) C 类线路，即两端均为中间落点的线路，如图 14(b)中线路 C 所示。由于线路 C 两端低压电抗器的无功功率均需分配给其邻近的两条线路，则每回 C 类线路可从线路两端低压电抗器获得的无功功率为  $(0.5+0.5) \times 3 \times 334 \text{ Mvar} = 1002 \text{ Mvar}$ 。

由于上述分类方法只涉及线路两端低压无功设备补偿容量的分配，不考虑线路回数与高抗补偿的影响，故该分类方法适用于各种补偿方式的所有

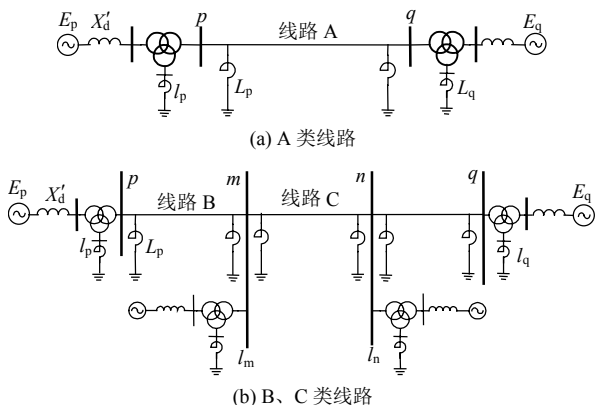


图 14 特高压线路分类示意图

Fig. 14 Diagram to identify UHV transmission lines

单、双回线路。

在目前特高压建设阶段，较少出现有 3 个落点及 3 个以上落点的特高压出线，故本文未对此予以考虑，其研究方法仍与上文所介绍的方法相同。

计算按控制空载线路电压所确定的 A、B、C 类线路高抗补偿度下限，单、双回线路每百公里充电功率分别为 533 Mvar 和 547 Mvar，结果如图 15 所示。

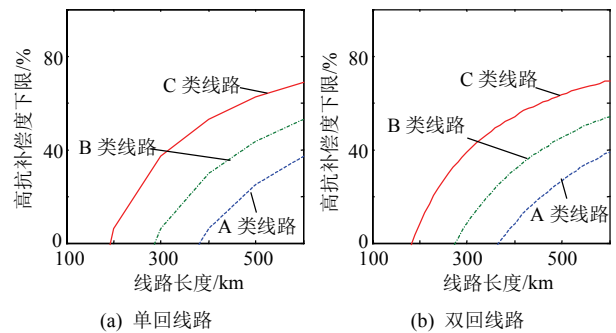


图 15 按控制空载线路电压所确定的高抗补偿度下限

Fig. 15 Lower limit of compensation degree of HV shunt reactor determined by the restriction of voltage in no-load line

由图 15 可见：

1) 在其他条件相同的情况下，单、双回线路高抗补偿度下限相差较小。这主要是由于单位长度充电功率相差较小，从式(13)可知两者按空载线路电压控制所确定的高抗补偿度下限相差较小。

2) 线路越长，要求的高抗补偿度越高。这是由于线路越长，所需的感性无功功率越大，而低压电抗器提供的无功功率有限，从而要求高抗有更高的补偿容量。

3) 按空载线路电压控制考虑时，A 类线路(点对点线路)对高抗补偿度的要求最低，B 类线路次之，C 类线路对高抗补偿度要求最高。其原因是，按照 A 类线路、B 类线路、C 类线路的顺序，低压电抗器提供的无功功率依次递减，从而对高抗补偿容量的要求逐渐提高。

### 3.3 高抗补偿度下限的特点

结合上文从限制潜供电流和控制空载线路电压 2 个角度对高抗补偿度下限的分析可知：

1) 按限制潜供电流所确定的高抗补偿度下限主要由线路序参数决定；而按控制空载线路电压所确定的高抗补偿度下限受线路两端落点种类和线路长度影响，由于这 2 个因素变数较大，故高抗补偿度下限变化范围较大，且线路越长、电源侧低压感性无功设备提供的感性无功越小，则高抗补偿度下限越高。

2) 由于实际线路的电容参数、长度不同, 故应根据实际参数, 需分别计算按两个角度所确定的下限, 然后得出最终的高抗补偿度下限。

3) 线路较短时, 按限制潜供电流确定的高抗补偿度下限高于按控制空载线路电压确定的高抗补偿度下限, 而线路较长时, 则按控制空载线路电压确定的高抗补偿度下限高于按限制潜供电流确定的高抗补偿度下限。

## 4 结论

1) 为达到限制潜供电流的目的, 单回线路的高抗补偿容量应大于线路相间电容的无功功率; 而双回线路, 则除了补偿本回线路相间电容以外, 还需补偿部分回间电容。

2) 从潜供电流限制角度确定高抗补偿度下限时, 应保留一定裕度, 否则小电抗阻抗值会很大, 不利于制造。

3) 从限制潜供电流角度确定的高抗补偿度下限受到线路参数影响较为明显, 在可能的参数变化范围内, 单回线路和双回线路的此类下限最高约为55%和65%。

4) 按投切空载线路电压控制所确定的高抗补偿度下限随着线路长度的增加而提高, 且按照A类线路、B类线路、C类线路顺序, 高抗补偿度下限依次提高。

5) 线路较短时, 按限制潜供电流确定的高抗补偿度下限高于按控制空载线路电压确定的高抗补偿度下限, 而线路较长时, 则是按控制空载线路电压确定的高抗补偿度下限高于按限制潜供电流确定的高抗补偿度下限。由于实际线路的电容参数、长度不同, 故应根据实际参数, 分别计算2个角度所确定的下限, 取其中较大者为最终的高抗补偿度下限。

## 参考文献

- [1] 刘振亚. 特高压电网[M]. 北京: 中国经济出版社, 2005.
- [2] 刘振亚. 特高压交流输电技术研究成果专辑(2005年)[M]. 北京: 中国电力出版社, 2006.
- [3] 周浩. 发展我国交流特高压输电的建议[J]. 高电压技术, 1996, 22(1): 25-27.  
Zhou Hao. Suggestion of developing UHV in China[J]. High Voltage Engineering, 1996, 22(1): 25-27(in Chinese).
- [4] Ketabi A, Ranjbar A M, Feuillet R. Analysis and control of temporary overvoltages for automated restoration planning[J]. IEEE Trans on Power Delivery, 2002, 17(4): 1121-1127.
- [5] Afonso de Carvalho M Jr, Magnata da Fonte L A. Steady state and transient voltage control on long EHV transmission lines[C]//2001 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition. 2001: 409-414.
- [6] 黄佳, 王钢, 李海峰, 等. 1000 kV长距离交流输电线路工频过电压仿真研究[J]. 继电器, 2007, 35(4): 32-39.  
Huang Jia, Wang Gang, Li Haifeng, et al. Study on simulation of fundamental frequency overvoltages for UHV AC transmission lines[J]. Relay, 2007, 35(4): 32-39(in Chinese).
- [7] Goldberg S, Horton W, Tziouvaras F D. A computer model of the secondary arc in single phase operation of transmission lines[J]. IEEE Trans on Power Delivery, 1989, 4(1): 586-595.
- [8] Esztergalyos J, Andrichak J, Colwell D H, et al. Single phase tripping and auto reclosing of transmission lines[J]. IEEE Trans on Power Delivery, 1992, 7(1): 182-192.
- [9] Handa S, Matsuda S. Auto-extinction characteristics of secondary arc on UHV transmission lines[R]. Tokyo, Japan: GRIEPI, 1982.
- [10] Zadeh M R D, Sanaye-Pasand M M, Kadivar A. Investigation of neutral reactor performance in reducing secondary arc current [J]. IEEE Trans on Power Delivery, 2008, 23(4): 2472-2479.
- [11] Atmuri S R, Thallam R S, Gerlach D W, et al. Neutral reactors on shunt compensated EHV lines[C]//Transmission and Distribution Conference. Chicago, US, 1994.
- [12] Yu Liu, Jun Wen. Analysis of the factors affecting secondary arc current on UHV transmission lines[C]//International Conference on Energy and Environment Technology. Guilin, Guangxi, 2009.
- [13] 唐寅生. 超高压电网感性无功功率补偿设计方法[J]. 电网技术, 1996, 20(4): 38-39.  
Tang Yinsheng. A design method for reactive power compensation in UHV network[J]. Power System Technology, 1996, 20(4): 38-39(in Chinese).
- [14] 郑燕涛. 华北500 kV电力系统无功平衡与电压调整[J]. 中国电力, 1996, 29(7): 45-47.  
Zheng Yantao. Reactive power compensation and voltage regulation on North China 500 kV power system[J]. Electric Power, 1996, 29(7): 45-47(in Chinese).
- [15] 赵谷泉. 电力系统无功功率的平衡及补偿[J]. 电力自动化设备, 1997(2): 16-18.  
Zhao Guquan. Balance and compensation of reactive power in power system[J]. Electric Power Automation Equipment, 1997(2): 16-18(in Chinese).
- [16] 殷志刚. 电网调度运行中无功功率和电压问题的探讨[J]. 华北电力技术, 1994(12): 35-38.  
Yin Zhigang. Discussion on reactive power and voltage in power grid dispatching[J]. North China Electric Power, 1994(12): 35-38(in Chinese).
- [17] 廖湘凯, 林富洪, 隋佳音, 等. 一种改进的1000kV级输电系统无功补偿措施[J]. 现代电力, 2008, 25(6): 45-48.  
Liao Xiangkai, Lin Fuhong, Sui Jiayin, et al. Improved reactive power compensation strategy for 1 000 kV UHV system[J]. Modern Electric Power, 2008, 25(6): 45-48(in Chinese).



易强

收稿日期: 2010-11-15。

作者简介:

易强(1986), 男, 硕士研究生, 从事电力系统过电压方面的研究;

周浩(1963), 男, 教授, 博士生导师, 从事电力系统过电压和高电压测量等方面的研究, E-mail: zhouhao\_ee@zju.edu.cn。

(编辑 杨天和)