

· 专论与综述 ·

## 关于半波长输电的几个原理性问题

徐政, 杨健

(浙江大学电气工程学院, 浙江 杭州 310027)

**摘要:**针对半波长输电中的几个原理性问题展开研究,包括稳态运行时的工频过电压问题、故障引起的工频过电压问题、静态功角同步稳定性问题和暂态功角同步稳定性问题等。文中首先建立了适用于稳态和暂态分析的远距离输电系统等效电路模型,模型中考虑了送端系统和受端系统。为方便描述系统特性,给出了一个采用实际线路参数的测试系统。基于等效电路模型,推导并计算了系统的谐振输电距离。之后,通过理论分析和数值计算寻找系统的可行输电距离范围。结果表明:在考虑暂态频率偏差的情况下,为满足稳态过电压和小干扰稳定性的要求,系统的输电距离应在大于谐振输电距离的一定范围内。当输电距离在上述范围内时,线路中某一特定点的三相短路故障会导致最严重的暂态工频过电压,同时系统很可能失去同步稳定。由于暂态工频过电压和暂态稳定性的约束,半波长输电系统不可能实际运行。

**关键词:**半波长输电;谐振输电距离;工频过电压;同步稳定性;频率偏差;等面积法

**中图分类号:**TM72

**文献标志码:**A

**文章编号:**2096-3203(2018)06-0001-12

### 0 引言

在巴西、俄罗斯、中国等国家,能源基地可能远离主要负荷中心<sup>[1-3]</sup>,半波长距离输电在这种情况下是一种很有吸引力的选项。十九世纪四十年代,人们就对这种输电技术进行了研究,但至今,世界上还没有实际投入运行的半波长输电系统<sup>[4-5]</sup>。半波长输电的可行性仍需要进一步研究。

现有研究对半波长输电的基本特性进行了分析,已有文献宣称半波长输电系统具有如下优点:(1)半波长输电线路不存在一般远距离输电线路运行时可能出现的费兰梯效应、充电电流过大、发电机自激等问题<sup>[6]</sup>;(2)半波长输电线路不需要补偿装置和开关站<sup>[7-8]</sup>;(3)半波长输电线路可以认为与短线路等效,同步稳定性不是制约输送功率的主要因素<sup>[6]</sup>;(4)半波长输电技术具有一定的经济性。文献[9—11]论证了半波长输电技术与高压直流输电技术相比,具有经济上的优势。

然而,上述半波长输电系统的优点还没有完全在理论上得到支撑。同时,半波长输电技术仍存在一些技术上的问题,其中,过电压和同步稳定性是可行性分析中最重要的两个技术问题。已有研究发现,对半波长输电系统,其稳态过电压水平与系统传输的功率和功率因数有关<sup>[12]</sup>。为了避免稳态过电压,输电功率不应大于自然功率(surge imped-

ance loading, SIL)<sup>[13-15]</sup>。小干扰稳定方面,等效电气距离稍大于半波长的系统被认为是可行的<sup>[6,12,16]</sup>,但还没有文献明确给出等效电气距离的可行范围。实际上,可行范围与系统的谐振输电距离有关,这一点将在本文中进行具体说明。

在三相短路和不对称故障下,系统无法避免产生严重的工频过电压<sup>[17]</sup>。同时,系统的暂态稳定性与故障类型和故障位置有关<sup>[12,18-19]</sup>。对于三相短路故障,已有文献给出了系统最大过电压的理论解释<sup>[12,20]</sup>,但对于暂态稳定性,大多数研究都是通过仿真进行说明,缺乏理论支撑。

本文在考虑过电压和稳定性的条件下,寻找半波长输电系统的可行输电距离。在这个过程中,提出了谐振输电距离和同步系数的概念,以反映系统稳态和小干扰稳定特性,定义并推导了最严重故障点,以研究三相短路故障下的系统暂态特性。

### 1 电路模型

远距离交流输电系统主要应用于点对点或者网对网输电系统。对于这两种情况,其稳态特性和同步稳定性分析都可以采用单机对无穷大系统模型。因此,考虑送端系统和受端系统作用后,一般性的远距离交流输电系统可以用图1所示的电路模型来表示。其中,输电线路采用正序分布参数模型,送端机组采用“次暂态电抗后电势恒定”模型,受端交流系统采用正序戴维南等值电路。

如图1所示, $E_g$ 为送端机组等值电势; $X_g$ 为送端机组等值电抗; $E_r, X_r$ 分别为受端系统等值电势和等值电抗; $U_s, U_r$ 分别为输电线路送、受端电压; $I_s, I_r$ 分

收稿日期:2018-07-10;修回日期:2018-08-19

基金项目:国家电网有限公司科技项目(SGTYHT/15-JS-191)

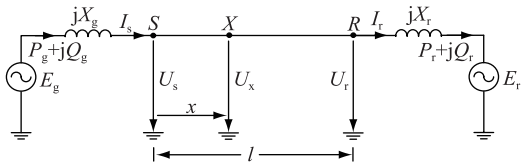


图1 远距离交流输电系统电路模型

Fig.1 Equivalent circuit of the long distance transmission system

别为送、受端电流； $U_x$ 是距离输电线路送端  $x$  km 处的电压； $l$  是输电线路长度（或称为输电距离）； $P_g, Q_g$  分别为送端有功和无功功率； $P_r, Q_r$  分别为受端有功和无功功率。

远距离输电线路的基本特性可用长线方程描述：

$$U_r = U_s \operatorname{ch} \gamma l - I_s Z_c \operatorname{sh} \gamma l \quad (1)$$

$$I_r = -U_s \operatorname{sh} \gamma l / Z_c + I_s \operatorname{ch} \gamma l \quad (2)$$

其中， $\gamma$  为传播系数； $Z_c$  为波阻抗。两者可分别通过下式计算：

$$\gamma = \alpha + j\beta = \sqrt{(R_1 + j\omega L_1)(G_1 + j\omega C_1)} \quad (3)$$

$$Z_c = \sqrt{(R_1 + j\omega L_1) / (G_1 + j\omega C_1)} \quad (4)$$

式中： $L_1, C_1, G_1, R_1$  分别为输电线路单位长度的正序电感、电容、电导和电阻； $\omega$  为系统角频率； $\alpha$  为衰减系数， $\beta$  为相位系数。

为描述系统特性和数值计算方便，本文针对测试系统进行分析。测试系统基准频率为 50 Hz。采用文献[21—22]中的线路参数，如表 1 所示。

表1 输电线路参数

Tab.1 Transmission Line parameters

名称	值
电阻/ $(\Omega \cdot \text{km}^{-1})$	0.008 01
单位长度	
电感/ $(\text{mH} \cdot \text{km}^{-1})$	0.837 47
线路参数	
电导/ $(\text{S} \cdot \text{km}^{-1})$	0
电容/ $(\mu\text{F} \cdot \text{km}^{-1})$	0.013 83
传播系数	
衰减系数 $\alpha / \text{km}^{-1}$	$1.627 3 \times 10^{-5}$
相位系数 $\beta / \text{km}^{-1}$	$1.069 29 \times 10^{-3}$
波阻抗 $(Z_c) / \Omega$	$246.135 \angle -0.87^\circ$

由表 1 可见，衰减系数  $\alpha$  远小于相位系数  $\beta$ ；同时，波阻抗  $Z_c$  的相角约等于 0。这些参数与线路无损时的情况很相似。

测试系统半波长 ( $l/2$ ) 为：

$$\lambda/2 = \pi/\beta = 2 938.0 \text{ km} \quad (5)$$

当线路额定电压 ( $U_{\text{rated}}$ ) 取 1000 kV 时，线路的自然功率为：

$$P_{\text{SIL}} = U_{\text{rated}}^2 / |Z_c| = 4 062.8 \text{ MW} \quad (6)$$

本文分析中，选取  $U_{\text{rated}}$  和  $P_{\text{SIL}}$  作为电压基值和

功率基值。采用大写字母表示物理量的实际值，小写字母表示物理量的标么值。

为对能源基地通过半波长输电线路向负荷中心输电的典型应用场景进行分析，假设测试系统的送受端参数如表 2 所示。

表2 送受端系统参数

Tab.2 Parameters of the sending-end and the receiving-end systems

名称	值
发电机额定容量	$2 \times P_{\text{SIL}}$
发电机次暂态电抗/p.u.	0.1
送端系统	
变压器额定容量	$2 \times P_{\text{SIL}}$
变压器漏抗/p.u.	0.1
等值电抗 ( $x_g$ )/p.u.	0.2
受端系统	
受端系统短路容量	$20 \times P_{\text{SIL}}$
等值电抗 ( $x_r$ )/p.u.	0.05

在忽略线路损耗的情况下，根据图 1 和长线方程，可以求得：

$$\begin{bmatrix} i_s \\ -i_r \end{bmatrix} = \mathbf{y} \begin{bmatrix} e_g \\ e_r \end{bmatrix} \quad (7)$$

若用角度  $\theta$  表示相位系数  $\beta$  与输电距离  $l$  的乘积，即  $\theta = \beta l$ ，则式 (7) 中导纳矩阵  $\mathbf{y}$  可表示为：

$$\mathbf{y} = \frac{1}{\Delta_0} \begin{bmatrix} j(x_r \sin \theta - \cos \theta) & j \\ j & j(x_g \sin \theta - \cos \theta) \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$\Delta_0 = (1 - x_g x_r) \sin \theta + (x_g + x_r) \cos \theta \quad (9)$$

根据式 (7)，可以计算得到标么值下的功率方程为：

$$p_g = p_r = \frac{e_g e_r \sin \delta_g}{\Delta_0} \quad (10)$$

$$q_g = \frac{e_g (-e_r \cos \delta_g - e_g x_r \sin \theta + e_g \cos \theta)}{\Delta_0} \quad (11)$$

$$q_r = \frac{e_r (e_g \cos \delta_g + e_r x_g \sin \theta - e_r \cos \theta)}{\Delta_0} \quad (12)$$

其中， $e_g, e_r$  分别为设定的送、受端边界条件； $\delta_g$  是  $e_g$  和  $e_r$  之间的相角差。

类似地，可以得到考虑线路损耗情况下的功率方程如下：

$$p_g = \frac{C_1 \sin \delta_g + C_2 \cos \delta_g + C_3}{\Delta_{\text{loss}}} = \frac{K_1 \sin(\delta_g + \varphi_1) + C_3}{\Delta_{\text{loss}}} \quad (13)$$

$$q_g = \frac{C_2 \sin \delta_g - C_1 \cos \delta_g + C_4}{\Delta_{\text{loss}}} = \frac{K_1 \sin(\delta_g + \varphi_2) + C_4}{\Delta_{\text{loss}}} \quad (14)$$

$$p_r = \frac{C_1 \sin \delta_g - C_2 \cos \delta_g + C_5}{\Delta_{\text{loss}}} = \frac{K_1 \sin(\delta_g + \varphi_3) + C_5}{\Delta_{\text{loss}}} \quad (15)$$

$$q_r = \frac{C_2 \sin \delta_g + C_1 \cos \delta_g + C_6}{\Delta_{\text{loss}}} = \frac{K_1 \sin(\delta_g + \varphi_4) + C_6}{\Delta_{\text{loss}}} \quad (16)$$

$$K_1 = \sqrt{C_1^2 + C_2^2} > 0 \quad (17)$$

$$\Delta_{\text{loss}} = |(x_g x_r - z_c^2) \text{sh} \gamma l - j z_c (x_g + x_r) \text{ch} \gamma l|^2 \quad (18)$$

其中,在输电线路参数及  $x_g, x_r, e_g, e_r$  确定的条件下,  $C_1 \sim C_6, \varphi_1 \sim \varphi_4$  均为常数,其具体表达式参见附录 A。

## 2 谐振输电距离

根据式(9)可知:

$$\Delta_0 = \sqrt{(x_g + x_r)^2 + (1 - x_g x_r)^2} \sin(\theta + \varphi_C) \quad (19)$$

其中:

$$\varphi_C = \arctan\left(\frac{x_g + x_r}{1 - x_g x_r}\right) \in (0, \frac{\pi}{2}) \quad (20)$$

当  $\theta = \pi - \varphi_C$ , 即  $l = (\pi - \varphi_C) / \beta$  时,  $\Delta_0 = 0$ 。根据式(8)可知,此时导纳矩阵  $\mathbf{y}$  中各元素分母为 0, 输电线路与两侧系统等值电抗之间发生串联谐振。定义此时的输电距离为谐振输电距离,并用  $l_{\text{resnt}}$  表示,则:

$$l_{\text{resnt}} = \left[ \arctan\left(\frac{x_r + x_g}{x_r x_g - 1}\right) + \pi \right] / \beta \quad (21)$$

由式(21)可见,  $l_{\text{resnt}}$  只与输电线路参数和两侧系统等值电抗有关,而与  $e_g, e_r$  无关。

对于考虑线路损耗的情况,由式(18)可知,系统的谐振输电距离  $l_{\text{resnt}}$  仍可用式(21)进行计算。对于本文中的测试系统,  $l_{\text{resnt}}$  约为 2707 km,  $\beta l_{\text{resnt}}$  约为  $165.8^\circ$ 。

为分析输电距离在  $l_{\text{resnt}}$  附近时的系统特性,设定系统具有一般性的边界条件:  $e_g = 1.1$  p.u.,  $e_r = 1.0$  p.u., 则此时可以计算得到不同  $p_g$  下的发电机无功功率  $q_g$  随  $l$  的变化情况,结果如图 2 所示。

如图 2 所示,线路长度  $l$  在  $l_{\text{resnt}}$  附近(2700 ~ 2715 km)时,由于式(13)无解,系统无法运行。当线路长度  $l$  刚超出上述范围时,系统可以运行,但发电机无功功率的绝对值很大。如:当  $\theta = \beta l = 167^\circ$  (即  $l$  约为 2726 km)且  $p_g$  分别为 0 p.u., 0.5 p.u., 1.0 p.u. 和 1.5 p.u. 时,  $q_g$  分别为 5.81 p.u., 4.06 p.u., 2.69 p.u. 和 1.53 p.u.。可见,  $p_g$  越小,  $q_g$  的绝对值越大。

随着  $l$  与  $l_{\text{resnt}}$  间距离的增大,发电机无功功率  $q_g$  的绝对值逐渐减小。当  $l$  小于 2639 km 或大于 2804 km 时,不同  $p_g$  下的发电机无功功率绝对值均减小到

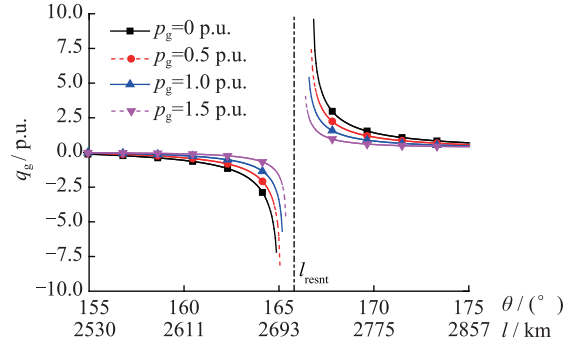


图 2 不同输送距离和输送功率下的  $q_g$

Fig. 2  $q_g$  of different transmission power and transmission distances

1 p.u. 以下。

因此,为使系统可以运行,并使发电机无功功率处于合理范围内,输电距离需要远离  $l_{\text{resnt}}$ 。

## 3 稳态过电压分析

为进一步确定可行的输电距离范围,首先对系统稳态下的过电压特性进行分析。根据长线方程可得,距离线路送端  $x$  km 处的电压为:

$$u_x = u_s \text{ch} \gamma x - i_s z_c \text{sh} \gamma x \quad (22)$$

其中:

$$i_s = [(p_g + j q_g) / e_g]^* \quad (23)$$

$$u_s = e_g - j i_s x_g \quad (24)$$

其中, \* 表示取复数的共轭。

对于不同的输送距离  $l$ , 整条线路中出现的最大电压分别记为  $u_{l, \text{max}}$ 。在设定的送、受端边界条件  $e_g = 1.1$  p.u.,  $e_r = 1.0$  p.u. 下,对于不同  $p_g$  和不同的输送距离,可以根据式(22)计算得到沿线电压值,并进一步得到  $u_{l, \text{max}}$ 。  $u_{l, \text{max}}$  结果如图 3 所示,其中图 3(a) 为输送距离在大范围内变化时的结果,图 3(b) 为小范围内的结果。

由图 3 可知:(1) 对于不同的  $p_g$ , 当  $l$  接近  $l_{\text{resnt}}$  时,  $u_{l, \text{max}}$  均明显增大;(2) 如图 3(b) 所示,当  $\theta$  在  $163.3^\circ \sim 164.6^\circ$  或  $167^\circ \sim 168.2^\circ$  之间时,  $u_{l, \text{max}}$  随  $p_g$  的增大而减小;(3) 如图 3(a) 所示,当  $p_g$  为 1.5 p.u. 时,  $\theta$  在  $120^\circ \sim 240^\circ$  范围内变化时,线路中总会出现明显的过电压,且大多数情况下,  $u_{l, \text{max}}$  在数值上与  $p_g$  相近。实际上,对  $p_g$  大于 1.0 p.u. 情况,上述结论均成立;(4) 如图 3(a) 所示,当  $p_g$  为 1.5 p.u. 且  $\theta$  大于  $217.1^\circ$  时,系统无运行点;类似地,由图 3(b) 可知,当  $p_g$  为 0 p.u. 且  $\theta$  在  $164.6^\circ \sim 167.0^\circ$  之间时,系统也无运行点。

图 3 只给出了沿线最大过电压 ( $u_{l, \text{max}}$ ) 的值,还需要知道最大过电压出现的位置。我们将沿线最大过电压 ( $u_{l, \text{max}}$ ) 出现的位置记为  $x_{\text{umax}}$  (以 km 为单

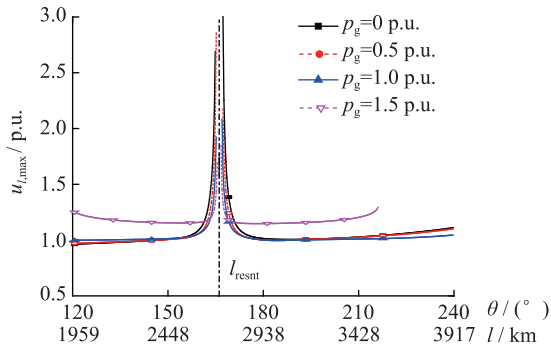
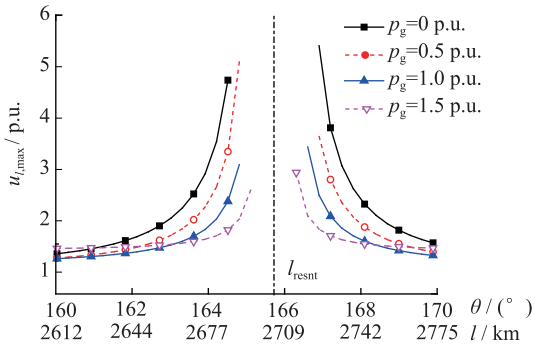
(a)  $\theta$ 在 $120^\circ \sim 240^\circ$  范围内变化时的结果(b)  $\theta$ 在 $160^\circ \sim 170^\circ$  范围内变化时的结果

图3 不同输电距离下的最大过电压值

Fig. 3 Maximum voltage along the line for different transmission distances

位)或  $u_{l,max}$  (以度为单位)或  $\varphi_{umax}$  ( $\varphi_{umax} = \beta x_{umax}$ , 以弧度或度为单位)。不同输电距离下,最大过电压及其出现的位置如图4所示,具体数值在表3中给出。

如图4和表3所示,以  $p_g = 1.0$  p.u.为例,当输电距离为 2 448.3 km ( $150^\circ$ ), 2 725.8 km ( $167^\circ$ ), 2 938.0 km ( $180^\circ$ )和 3 427.7 km ( $210^\circ$ )时,整条线路中最大过电压分别为 1.098 p.u., 2.446 p.u., 1.071 p.u.和 1.088 p.u.,最大过电压出现的位置分别为 88.1 km ( $5.4^\circ$ ), 1 682.8 km ( $103.1^\circ$ ), 2 378.1 km ( $145.7^\circ$ )和 0.0 km ( $0^\circ$ )。

如果选择  $u_{l,max} < 1.5$  p.u.作为可接受的电压范围,则当  $p_g$ 在 0~1.5 p.u.范围内变化时,测试系统的可行输电距离范围为:

$$\begin{cases} 126.0^\circ < \theta < 161.5^\circ \\ 170.1^\circ < \theta < 210.0^\circ \end{cases} \quad (25)$$

#### 4 小干扰稳定性分析

发电机的转子运动方程为:

$$\begin{cases} \frac{d\delta_g}{dt} = \omega_0(\omega_g - 1) \\ \frac{d\omega_g}{dt} = \frac{1}{2H}[P_m - p_g - D(\omega_g - 1)] \end{cases} \quad (26)$$

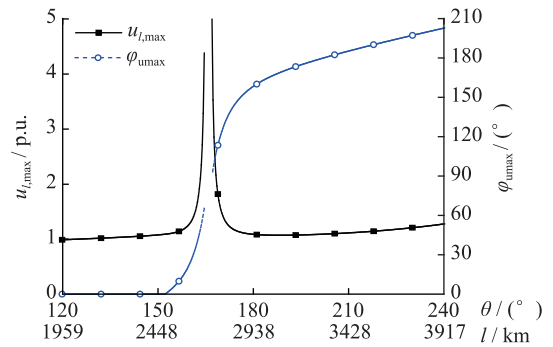
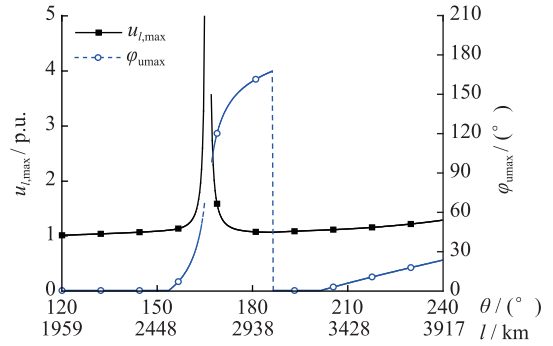
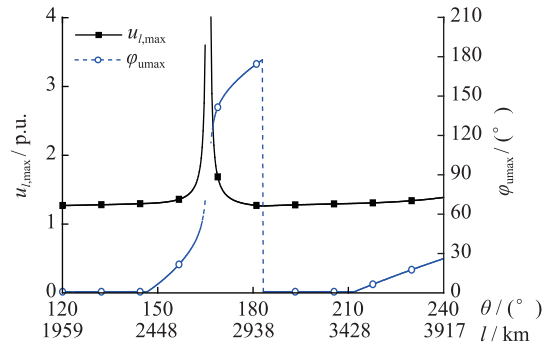
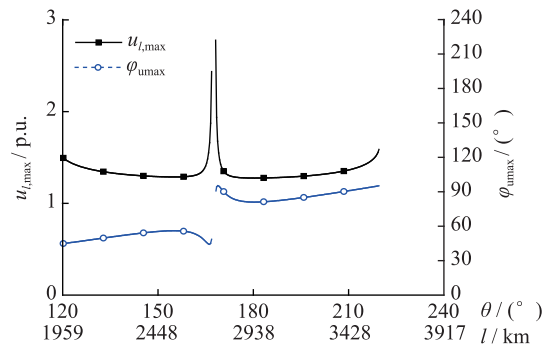
(a)  $p_g=0.0$  p.u.时的  $u_{l,max}$ 和  $\varphi_{umax}$ (b)  $p_g=0.5$  p.u.时的  $u_{l,max}$ 和  $\varphi_{umax}$ (c)  $p_g=1.0$  p.u.时的  $u_{l,max}$ 和  $\varphi_{umax}$ (d)  $p_g=1.5$  p.u.时的  $u_{l,max}$ 和  $\varphi_{umax}$ 

图4 不同输电距离和输送功率下的最大过电压及其出现位置

Fig.4 Maximum voltage along the line and the location where it appears.

式中:  $\omega_0, \omega_g, H, p_m, D$  分别为系统额定角频率、发电机实际角频率、发电机惯性时间常数、发电机机械功率和发电机阻尼系数。在机械功率  $p_m$  保持不变的假设条件下,可得到转子运动方程在工作点



表3 图4中特定点的具体数值

Tab.3 Description of specified points in Fig.4

输送功率 $p_g/\text{p.u.}$	输电距离		最大电压		
	$\theta/(\circ)$	$l/\text{km}$	$u_{l,\max}/\text{p.u.}$	$\varphi_{\text{umax}}/(\circ)$	$x_{\text{umax}}/\text{km}$
0	150	2 448.3	1.086	0	0
	167	2 725.8	5.357	90.3	1 473.9
	180	2 938.0	1.099	158.1	2 580.5
	210	3 427.7	1.126	185.2	3 022.9
0.5	150	2 448.3	1.081	0	0
	167	2 725.8	3.595	96.0	1 566.9
	180	2 938.0	1.072	159.5	2 603.4
	210	3 427.7	1.121	5.5	89.8
1.0	150	2 448.3	1.098	5.4	88.1
	167	2 725.8	2.446	103.1	1 682.8
	180	2 938.0	1.071	145.7	2 378.1
	210	3 427.7	1.088	0	0
1.5	150	2 448.3	1.399	64.3	1 049.5
	167	2 725.8	1.787	104.1	1 699.1
	180	2 938.0	1.385	89.9	1 467.4
	210	3 427.7	1.501	101.0	1 648.5

$(\delta_g^{(0)}, \omega_0)$  处的线性化方程为:

$$\begin{bmatrix} \frac{d\Delta\delta_g}{dt} \\ \frac{d\Delta\omega_g}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \omega_0 \\ -\frac{K_1 \cos(\delta_g^{(0)} + \varphi_1)}{2H\Delta_{\text{loss}}} & -\frac{D}{2H} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta_g \\ \Delta\omega_g \end{bmatrix} \quad (27)$$

由式(27)可知,上述单机对无穷大系统的特征方程为:

$$\lambda^2 + \frac{D}{2H}\lambda + \frac{\omega_0 K_1}{2H\Delta_{\text{loss}}}\cos(\delta_g^{(0)} + \varphi_1) = 0 \quad (28)$$

由于  $H$  和  $D$  都是正数,因此系统小干扰稳定的条件最终变为:

$$K_{\text{synch}} = \frac{K_1}{\Delta_{\text{loss}}}\cos(\delta_g^{(0)} + \varphi_1) > 0 \quad (29)$$

定义  $K_{\text{synch}}$  为同步系数,则半波长输电系统的小干扰稳定特性可以总结为:如果  $K_{\text{synch}}$  为正,则系统小干扰稳定;如果  $K_{\text{synch}}$  为负,则系统小干扰不稳定。

在设定的送、受端边界条件  $e_g = 1.1 \text{ p.u.}$ ,  $e_r = 1.0 \text{ p.u.}$  下,可以得到测试系统在不同输送功率下,  $K_{\text{synch}}$  随输电距离  $l$  的变化情况。结果见图5和表4。

如图5和表4所示,以  $\theta = 150^\circ$  为例,当  $p_g$  分别为  $0 \text{ p.u.}$ ,  $0.5 \text{ p.u.}$ ,  $1.0 \text{ p.u.}$  和  $1.5 \text{ p.u.}$  时,  $K_{\text{synch}}$  分别为  $-3.88$ ,  $-3.91$ ,  $-3.88$  和  $-3.78$ 。由图5可知,在所研究的输电距离范围内,当  $l$  小于  $l_{\text{resnt}}$  时,  $K_{\text{synch}}$  为负;当  $l$  大于  $l_{\text{resnt}}$  时(如  $\theta = 167^\circ$ ),  $K_{\text{synch}}$  为正。因此,只有在  $l$  大于  $l_{\text{resnt}}$  时,系统小干扰下才可能稳定。

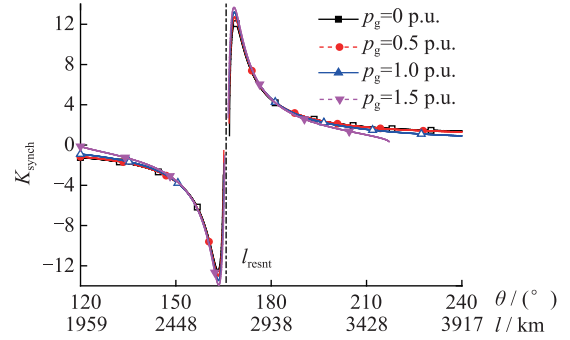
图5 不同功率水平下  $K_{\text{synch}}$  随  $l$  变化的曲线Fig.5  $K_{\text{synch}}$  of different transmission power and transmission distances

表4 图5中特定点的具体数值

Tab.4 Description of specified points in Fig.5

输电距离		输送功率	同步系数
$\theta/(\circ)$	$l/\text{km}$	$p_g/\text{p.u.}$	$K_{\text{synch}}$
150	2 448.3	0	-3.88
		0.5	-3.91
		1.0	-3.88
		1.5	-3.78
167	2 725.8	0	4.65
		0.5	6.69
		1.0	8.21
		1.5	9.46
180	2 938.0	0	4.24
		0.5	4.31
		1.0	4.33
		1.5	4.29
210	3 427.7	0	1.53
		0.5	1.50
		1.0	1.28
		1.5	0.74

当考虑输送功率在  $0$  到  $1.5 \text{ p.u.}$  范围内变化时,测试系统能保持小干扰同步稳定性的输电距离范围为:

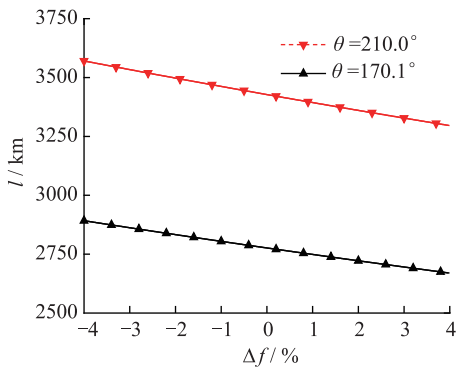
$$166.8^\circ < \theta < 217.1^\circ \quad (30)$$

## 5 可行输电距离分析

综合考虑过电压约束给出的可行输电距离范围式(25)和小干扰同步稳定性约束给出的输电距离范围式(30),当输送功率在  $0$  到  $1.5 \text{ p.u.}$  变化时,测试系统的可行输电距离范围为:

$$170.1^\circ < \theta < 210.0^\circ \quad (31)$$

综合考虑到电力系统在暂态过程中的频率变化,这里设定的允许的频率变化范围为额定频率的  $\pm 3\%$ ,可以得到  $\theta$  随频率偏差的变化曲线,如图6所示。

图6  $\theta$  随频率偏差的变化曲线Fig.6  $\theta$  of different frequency

由图6可以看出,当频率偏差取-3%时,能同时满足过电压约束和同步稳定性约束的可行输电距离范围为:

$$2\ 862.3\ \text{km} < l < 3\ 533.7\ \text{km} \quad (32)$$

当频率偏差取+3%时,能同时满足过电压约束和同步稳定性约束的可行输电距离范围为:

$$2\ 695.6\ \text{km} < l < 3\ 327.9\ \text{km} \quad (33)$$

因此,考虑频率偏差在 $\pm 3\%$ 范围内变化时,能同时满足过电压约束和同步稳定性约束的可行输电距离范围为:

$$2\ 862.3\ \text{km} < l < 3\ 327.9\ \text{km} \quad (34)$$

## 6 暂态过电压分析

本节研究半波长输电系统在三相短路故障下的暂态过电压特性。仍然采用第一节中给出的测试系统及暂态模型。假设输电距离在式(34)给出的可行输电距离范围内。 $t = 0_-$ 时系统已处于稳态,故障发生时刻为 $t = 0_+$ 。故障期间系统模型如图7所示。

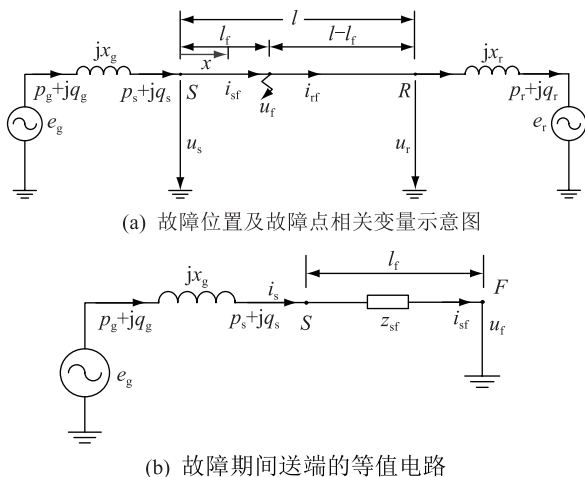


图7 故障期间系统模型

Fig.7 System model under the three-phase short circuit fault

图7中送受端各变量的意义与图1相同。小写字母表示标么值,其基准值为线路自然功率和线路额定电压; $l_f$ 为故障点离送端的距离; $u_f$ 为故障点电压相量; $i_{sf}$ 和 $i_{rf}$ 为故障点电流相量,方向如图所示。

在波阻抗 $Z_C$ 的相角近似取0的条件下,根据输电线路长线方程并利用短路点电压 $u_f = 0$ ,可得:

$$\begin{aligned} u_s &= u_f \text{ch}(\gamma l_f) + i_{sf} \text{sh}(\gamma l_f) = i_{sf} \text{sh}(\gamma l_f) \\ i_s &= u_f \text{sh}(\gamma l_f) + i_{sf} \text{ch}(\gamma l_f) = i_{sf} \text{ch}(\gamma l_f) \end{aligned} \quad (35)$$

则从送端向线路看,输入阻抗 $z_{sf}$ 为:

$$z_{sf} = u_s / i_s = \text{th}(\gamma l_f) \quad (36)$$

故障期间, $e_g$ 的幅值保持不变。根据式(36)和送端等值电路图7(b),可得故障期间送端母线电压和注入电流为:

$$\begin{cases} u_s = e_g z_{sf} / (z_{sf} + jx_g) \\ i_s = e_g / (z_{sf} + jx_g) \end{cases} \quad (37)$$

根据长线方程和式(37),在送端与故障点之间,距离送端 $x$ 处的电压为:

$$u_x = u_s \text{ch}\gamma x - i_s \text{sh}\gamma x = \frac{e_g (\text{th}\gamma l_f \text{ch}\gamma x - \text{sh}\gamma x)}{\text{th}\gamma l_f + jx_g} \quad (38)$$

电压幅值为:

$$u_x = \frac{e_g}{|\text{th}\gamma l_f + jx_g|} |\text{th}\gamma l_f \text{ch}\gamma x - \text{sh}\gamma x| \quad (39)$$

可以证明,当 $(\text{th}\gamma l_f + jx_g)$ 的虚部等于0时, $u_x$ 将取到最大值。因此,定义 $l_{fmax}$ 为 $\text{Im}(\text{th}\gamma l_f + jx_g) = 0$ 的解,其意义为:与其他故障点相比,在 $l_{fmax}$ 点故障,会导致最严重的过电压。进一步定义最严重过电压出现的位置为 $x_{f,umax}$ ,其意义为:当三相短路故障发生在故障点 $l_{fmax}$ 时,最严重过电压( $u_{fmax}$ )出现在 $x_{f,umax}$ 处。根据上述定义,经过推导可以得到:

$$l_{fmax} = (\pi - \arctan x_g) / \beta \quad (40)$$

$$x_{f,umax} = l_{fmax} - \pi / (2\beta) \quad (41)$$

$$u_{fmax} \approx \frac{e_g}{\text{th}(\alpha l_{fmax}) \sqrt{(1 + x_g^2)}} \quad (42)$$

从式(40)可以看出, $l_{fmax}$ 在离送端不到半波长的位置,并且与 $e_g$ 和 $e_r$ 无关。对于测试系统, $\beta l_{fmax}$ 约为 $168.7^\circ$ ,小于式(34)给出的所有可行输电距离 $l$ 。这意味着线路上存在某一特定点,其故障将导致最严重的过电压。

根据式(41)可知,发生最大过电压的点刚好在距离故障点 $1/4$ 波长处。

根据式(42),可以对 $u_{fmax}$ 进行估算。因为 $e_g \approx 1$ , $\text{th}(\alpha l_{fmax}) < \text{th}(0.05) \approx 0.05$ , $x_g < 1$ ,因此 $u_{fmax} > 20/\sqrt{2} > 10$  p.u.,即测试系统暂态工频过电压水平

超过 10 倍的额定电压。实际上,如此严重的过电压在实际电力系统中是不可接受的。

在 PSS/E 中进行仿真以验证上述结论。采用图 1 中的测试系统结构和第 1 节中给出的系统参数。设定输电距离为 3200 km。从线路送端开始,每隔 160 km 设置一个电压测量点,并依次记为 0~20。根据前述分析,当故障点距离送端 2 753.4 km 时( $l_{fmax} = 2 753.4$  km),最大过电压( $u_{fmax}$ )将出现在 1 284.4 km 处( $x_{f,umax} = 1 284.4$  km),即出现在 8 号测量点(距离送端 1280 km)附近。

在上述故障下,仿真可得系统沿线电压分布如图 8 所示。

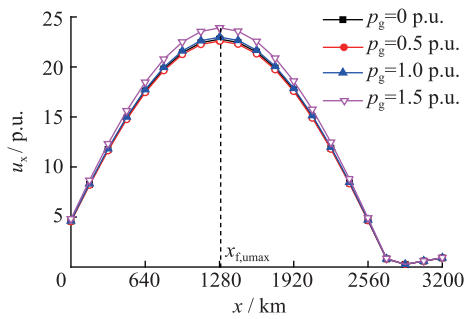


图 8  $l_{fmax}$ 点故障时沿线电压分布

Fig.8 Voltage profile under the three-phase short circuit fault at  $l_{fmax}$

图 8 中,当  $p_g$  分别为 0 p.u., 0.5 p.u., 1.0 p.u. 和 1.5 p.u. 时,最大过电压( $u_{fmax}$ )分别为 22.77 p.u., 22.59 p.u., 22.98 p.u. 和 23.91 p.u., 且均出现在 8 号测量点附近,与理论分析结果一致。同时,上述结果表明故障后最大过电压远高于 10 p.u.,这在实际工程中是无法接受的。

## 7 暂态稳定性分析

故障期间,发电机注入线路送端的功率为:

$$p_s + jq_s = u_s i_s^* = z_{sf} i_s i_s^* = z_{sf} |i_s|^2 = \text{th}(\gamma l_f) \frac{e_g^2}{|\text{th} \gamma l_f + jx_g|^2} \quad (43)$$

由式(43)可知,故障期间发电机电磁功率为常数,记为  $p_s^{(1)}$ 。当  $l_f = l_{fmax}$  时,  $p_s^{(1)}$  取到最大值:

$$p_{smax}^{(1)} \approx \frac{e_g^2}{\text{th}(\alpha l_{fmax}) \cdot (1 + x_g^2)} \quad (44)$$

由于使  $p_s^{(1)}$  取到最大值的故障点与产生最严重过电压的故障点是重合的,因此定义此故障位置为最严重故障点。采用测试系统参数时,根据式(44)可以对故障期间送端发电机的电磁功率进行估算:因为  $e_g \approx 1$ ,  $\text{th}(\alpha l_{fmax}) < \text{th}(0.05) \approx 0.05$ ,  $x_g < 1$ , 因此  $p_{smax}^{(1)} > 10$  p.u.。

故障期间,发电机的转子运动方程为:

$$\begin{cases} \frac{d\delta_g}{dt} = \omega_0(\omega_g - 1) \\ \frac{d\omega_g}{dt} = \frac{1}{2H}[p_m - p_s^{(1)} - D(\omega_g - 1)] \end{cases} \quad (45)$$

如果忽略调速器的作用,有  $p_m = p_s^{(0)}$ , 其中  $p_s^{(0)}$  为故障前发电机稳态电磁功率。为分析方便,假设  $D = 0$ 。

设故障在  $t = t_{clear}$  时清除,则在故障清除时刻有:

$$\begin{cases} \omega_g^{(1)} = \frac{1}{2H}(p_s^{(0)} - p_s^{(1)})t_{clear} + \omega_g^{(0)} \\ \delta_g^{(1)} = (p_s^{(0)} - p_s^{(1)})\omega_0 t_{clear}^2 / (4H) + \delta_g^{(0)} \end{cases} \quad (46)$$

式中:  $\omega_g^{(0)} = 1.0$  p.u.;  $\delta_g^{(0)}$  为故障前  $e_g$  和  $e_r$  间的相角差;  $\omega_g^{(1)}$ ,  $\delta_g^{(1)}$  分别为故障清除时刻的发电机角频率和相角差。

下面仅针对故障发生在最严重故障点( $l_{fmax}$ )的情况进行分析。若故障发生在  $l_{fmax}$ , 则故障清除时有:

$$\begin{cases} \omega_g^{(1)} = \frac{1}{2H}(p_s^{(0)} - p_{smax}^{(1)})t_{clear} + \omega_g^{(0)} \\ \delta_g^{(1)} = (p_s^{(0)} - p_{smax}^{(1)})\omega_0 t_{clear}^2 / (4H) + \delta_g^{(0)} \end{cases} \quad (47)$$

故障清除后,系统恢复到故障前的结构,发电机的电磁功率表达式与故障前一致,可近似采用无损线条件下的式(10)来表示:

$$p_g = p_s^{(2)} \approx \frac{e_g e_r \sin \delta_g}{C} \quad (48)$$

式中:  $p_s^{(2)}$  为故障清除后的发电机电磁功率。

可见,故障清除后,电磁功率是关于发电机功角  $\delta_g$  的正弦波。如图 9 所示,故障期间发电机获得了一个初始减速面积  $A_1^-$ 。由式(47)可知,故障清除时  $\omega_g^{(1)}$  小于  $\omega_g^{(0)}$ , 因此故障清除后发电机功角将继续减小。

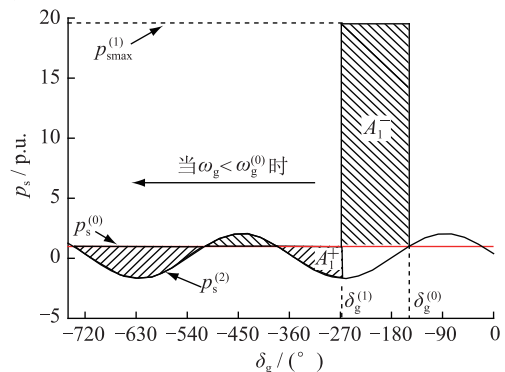


图 9 最严重故障下发电机电磁功率与功角的关系曲线

Fig.9 Schematic diagram of the generator electromagnetic power

对于发生在  $l_{\max}$  的故障, 考虑到  $p_{\text{smax}}^{(1)}$  远大于  $p_s^{(0)}$ , 且故障清除需要一定时间, 因此  $A_1^-$  一般难以被加速面积  $A_1^+$  抵消。如果发电机机械功率为 0, 即  $p_s^{(0)} = 0$ , 则在任一功角变化周期内, 发电机获得的加速面积总是等于减速面积。那么发电机将不断减速, 直至停转。这意味着半波长输电系统输送零功率时, 发生上述故障后, 系统会暂态失稳。

如果发电机机械功率大于 0, 由图 10 可以看出, 在任一功角变化周期内, 发电机总的加速面积大于减速面积, 因此, 初始减速面积  $A_1^-$  会逐渐被抵消。当初始减速面积被完全抵消时,  $\omega_g$  将会回到  $\omega_g^{(0)}$ 。假设当  $\delta_g$  等于  $\delta_g^{(2)}$  时,  $\omega_g$  回到  $\omega_g^{(0)}$ , 初始减速面积此时被完全抵消, 这意味着最后一点抵消  $A_1^-$  的加速面积是在  $\delta_g^{(2)}$  处获得的, 因此,  $\delta_g$  等于  $\delta_g^{(2)}$  时  $p_s$  一定是小于  $p_s^{(0)}$  的。

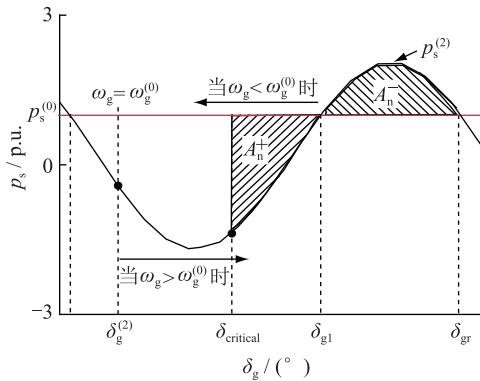


图 10 临界角度示意图

Fig.10 Schematic diagram of the critical phase angle

另一方面, 根据图 10, 存在一个临界角度  $\delta_{\text{critical}}$ , 使  $A_n^+ = A_n^-$ 。下面将证明  $\delta_g^{(2)}$  一定小于  $\delta_{\text{critical}}$ 。如果  $\delta_g^{(2)} > \delta_{\text{critical}}$ , 那么发电机取得的加速面积  $A_n^+$  连  $A_n^-$  都不能抵消, 再加上前面剩余的减速面积, 使得  $\omega_g$  不可能回到  $\omega_g^{(0)}$ , 这与  $\delta_g^{(2)}$  的定义矛盾, 因此  $\delta_g^{(2)} < \delta_{\text{critical}}$ 。

当  $\omega_g$  回到  $\omega_g^{(0)}$  后, 由于  $\delta_g^{(2)} < \delta_{\text{critical}}$ , 加速面积将总是大于减速面积。这样,  $\omega_g$  将总是大于  $\omega_g^{(0)}$ ,  $\delta_g$  将持续增加。当  $\delta_g$  达到  $\delta_{\text{gr}}$  时,  $\omega_g$  仍然超过  $\omega_g^{(0)}$ , 且其后  $\delta_g$  将一直增加, 因此系统也会失稳。

可见, 发电机在故障清除后或者一直减速, 或者减速一段时间后一直加速, 无论哪种情况, 系统都无法在最严重故障点故障后保持暂态稳定。实际上, 即使采用考虑损耗下的电磁功率公式 (13), 通过类似的分析也可以得到相同的结论。

上述结果表明, 在发电机采用恒定电势模型 (经典模型) 并忽略阻尼作用时, 不管输送功率大小, 系统在最严重故障点故障后总是暂态失稳的。

下面通过仿真验证上述结论。仍采用前述测试系统, 送端发电机采用经典模型,  $H$  取 8.692 p.u.,  $D$  取 0; 受端系统采用戴维南等效电路, 并取  $x_r = 0.05$  p.u.。仿真过程中, 设置 1 s 时在  $l_{\max}$  处发生三相短路故障, 在不同故障清除时间 (0.03 ~ 0.11 s) 下, 送端发电机功角变化曲线如图 11 所示。

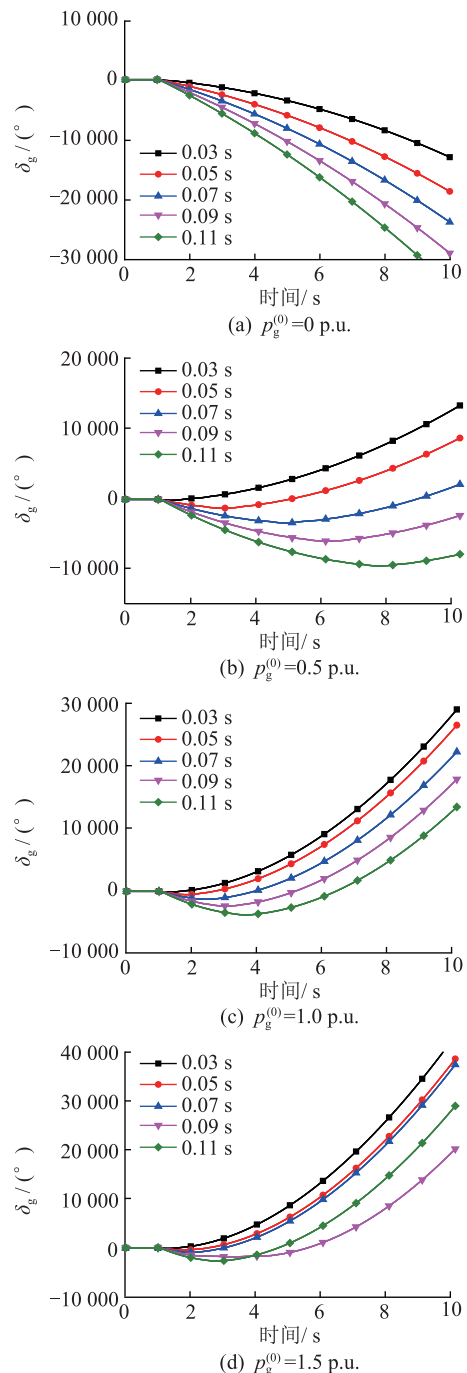


图 11 送端发电机功角变化曲线 (经典模型)

Fig.11 The swing curves of the sending-end generator power angle (classical model)

由图 11 可见, 当  $p_g^{(0)} = 0$  p.u. 时, 送端发电机功角  $\delta_g$  在故障后持续减小; 当  $p_g^{(0)} = 0.5$  p.u., 1.0 p.u. 和 1.5 p.u. 时,  $\delta_g$  在故障后减小一段时间, 之后持续



增大。无论是哪种情况,系统在故障后均失稳,这与之前分析得到的结论完全一致。

当发电机采用详细模型并考虑励磁系统作用时(相关参数见附录 A2),仿真结果如图 12 所示。

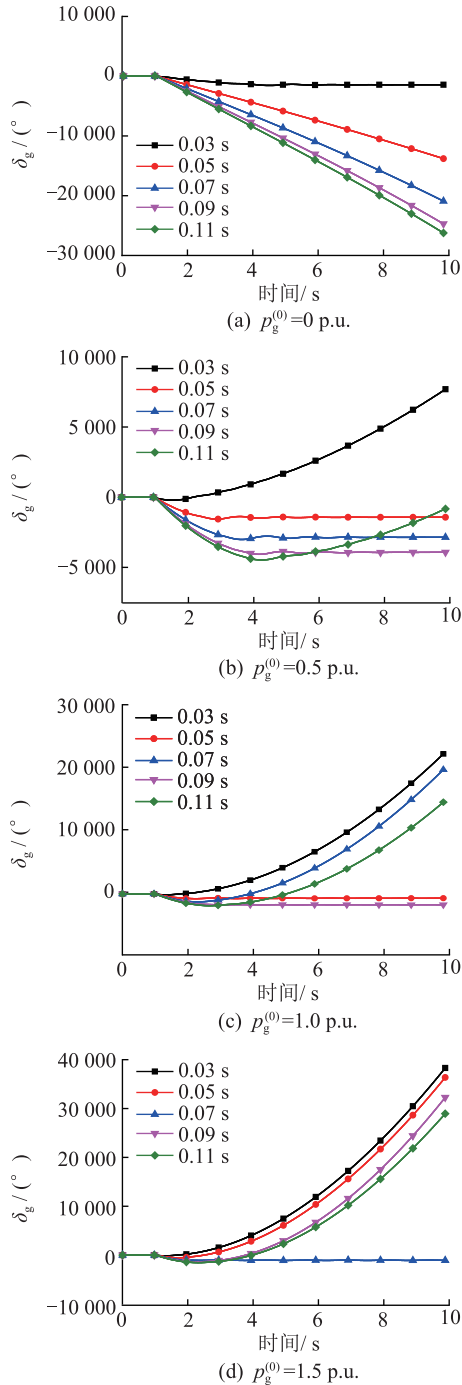


图 12 送端发电机功角变化曲线(详细模型)

Fig.12 The swing curves of the sending-end generator power angle (detailed model)

如图 12 所示,当  $p_g^{(0)} = 0$  p.u. 时,如果故障经 0.03 s 清除,系统可以保持稳定;如果故障经 0.05 s, 0.07 s, 0.09 s 或 0.11 s 清除,系统将失去稳定。当  $p_g^{(0)} = 0.5$  p.u. 时,如果故障经 0.05 s, 0.07 s 或 0.09 s 清除,系统可以保持稳定;如故障经 0.03 s 或 0.11 s

清除,系统将失去稳定。当  $p_g^{(0)} = 1.0$  p.u. 时,如果故障经 0.05 s 或 0.09 s 清除,系统可以保持稳定;如果故障经 0.03 s, 0.07 s 或 0.11 s 清除,系统将失去稳定。当  $p_g^{(0)} = 1.5$  p.u. 时,如果故障经 0.07 s 清除,系统可以保持稳定;如果故障经 0.03 s, 0.05 s, 0.09 s 或 0.11 s 清除,系统将失去稳定。

当系统失去稳定时,如果  $p_g^{(0)} = 0$  p.u.,  $\delta_g$  将持续减小;如果  $p_g^{(0)}$  大于 0,  $\delta_g$  在减小一段时间之后将持续增大。这与采用经典模型结果相同。

综上所述,当发电机采用详细模型并考虑励磁系统作用时,系统在上述故障下的稳定性是不确定的,取决于故障清除的时间。然而,能够使系统保持稳定的故障清除时间是离散的,系统不存在临界故障清除时间。

## 8 结论

针对十九世纪四十年代提出,最近又再次成为研究热点的半波长输电设想,本文采用理论分析与数值计算相结合的方法,进行了深入的分析,主要结论如下:

(1) 半波长输电系统存在一个谐振输电距离,该谐振输电距离与送端系统和受端系统的等值电抗有关,与送端系统和受端系统的等值电势无关。该谐振输电距离小于半波长。

(2) 在谐振输电距离下,沿输电线路的最高电压可以达到无穷大。因此,半波长输电系统的输电距离必须要大于谐振输电距离。

(3) 当输电距离小于谐振输电距离时,半波长输电系统是小干扰同步不稳定的。当输电距离大于谐振输电距离时,半波长输电系统是小干扰同步稳定的。

(4) 综合考虑稳态过电压水平、小扰动同步稳定性以及电网实际运行时的频率变化范围 3 个因素,半波长输电可行的输电距离变化范围是很窄的,对于本文采用的测试系统,可行的输电距离范围约为 2900~3300 km。

(5) 半波长输电系统存在一个最严重故障位置,在该故障位置发生三相短路时,距该故障位置四分之一波长处,出现最严重过电压,数值大于 10 p.u.。

(6) 在最严重故障位置发生三相短路时,若发电机采用经典模型并忽略阻尼,则不管故障切除时间和初始输送功率为多少,系统总会失去暂态同步稳定。

(7) 在最严重故障位置发生三相短路时,若发

电机采用详细模型并考虑励磁控制系统的作用,则系统的暂态同步稳定性是不确定的,与故障切除时间和初始输送功率没有确定的关系。

(8) 由于半波长输电系统的暂态工频过电压超过 10 p.u. 并且暂态同步稳定性不能得到保证,因此半波长输电的设想是不能成立的,半波长输电没有工程可行性。

#### 参考文献:

- [1] TAVARES M C, PORTELA C M. Half-wave length line energization case test-proposition of a real test [ C ] // 2008 International Conference on High Voltage Engineering and Application. IEEE, 2008: 261-264.
- [2] XIANG X, QI L, CUI X. Electromagnetic transient characteristic of 1000 kV half-wavelength AC transmission lines [ C ] // 5th International Conference on Critical Infrastructure. IEEE, 2010: 1-4.
- [3] GOMES L C F, SILVA L C P D, TAVARES M C. Half-wave-length transmission lines for connecting power plants in Amazon region to the Brazilian system [ C ] // Powertech . IEEE, 2013: 1-6.
- [4] WOLF A A, SHCHERBACHEV O V. On normal working conditions of compensated lines with half-wave characteristics [ J ]. Elektrichestvo, 1940, (1): 147-158.
- [5] GATTA F M, ILCETO F. Analysis of some operational problems of half-wave length power transmission lines [ C ] // 3rd Africon Conference ( AFRICON' 92 ). Ezulwini Valley, Swaziland; 1992: 59-64.
- [6] HUBERT F J, GENT M R. Half-wavelength power transmission lines [ J ]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1965, 84(10): 965-974.
- [7] WANG G, LI Q, ZHANG L. Research status and prospects of the half-wavelength transmission lines [ C ] // 2010 Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference. IEEE, 2010: 1-5.
- [8] SANTOS M L D, JARDINI J A, CASOLARI R P, et al. Power transmission over long distances: Economic comparison between HVDC and half-wavelength line [ J ]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(2): 502-509.
- [9] SAMORODOV G, KANDAKOV S, ZILBERMAN S, et al. Technical and economic comparison between direct current and half-wavelength transmission systems for very long distances [ J ]. IET Generation. Transmission & Distribution, 2017, 11(11): 2871-2878.
- [10] SONG Y, FAN B, BAI Y, et al. Reliability and economic analysis of UHV half-wave-length AC transmission [ C ] // 2012 IEEE International Conference on Power System Technology. IEEE, 2012: 1-6.
- [11] 孙珂. 特高压半波长交流输电经济性分析 [ J ]. 电网技术, 2011, 35(9): 51-54.  
SUN Ke. Economic analysis on UHV half-wavelength AC power transmission [ J ]. Power System Technology, 2011, 35(9): 51-54.
- [12] WANG L, CUI X. A method for suppressing steady-state operating overvoltages of the half wave-length UHV AC power transmission line [ C ] // 7th Asia-Pacific International Conference on Lightning. IEEE, 2011: 551-554.
- [13] PRABHAKARA F S, PARTHASARATHY K, H N RAMACHANDRA R. Analysis of natural half-wave-length power transmission lines [ J ]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1969, 88(12): 1787-1794.
- [14] 徐政, 杨健, 盛能进, 等. 半波长级与全波长级输电系统的过电压与同步稳定性分析 [ J ]. 电力建设, 2018, 39(3): 23-32.  
XU Zheng, YANG Jian, SHENG Nengjin, et al. Overvoltage and synchronization stability analysis of half-wavelength order and full-wavelength order AC transmission systems [ J ]. Electric Power Construction, 2018, 39(3): 23-32.
- [15] 言大伟, 杨海涛, 汪勇军, 等. 安装高压输电线路接地线的辅助装置的研制及应用 [ J ]. 浙江电力, 2017, 36(2): 10-12.  
YAN Dawei, YANG Haitao, WANG Yongjun, et al. Development and application of auxiliary earthing conductor hanging devices of high voltage transmission lines [ J ]. Zhejiang Electric Power, 2017, 36(2): 10-12.
- [16] DIAS R, LIMA A, PORTELA C, et al. Extra long-distance bulk power transmission [ J ]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(3): 1440-1448.
- [17] 韩彬, 王平, 张媛媛, 等. 特高压半波长交流输电系统过电压特性及对策 [ J ]. 高电压技术, 2018, 44(1): 14-21.  
HAN Bin, WANG Ping, ZHANG Yuanyuan, et al. Characteristics and countermeasures of overvoltage in UHV AC half-wavelength transmission system [ J ]. High Voltage Engineering, 2018, 44(1): 14-21.
- [18] SANTOS M L, JARDINI J A, MASUDA M, et al. Electrical requirements for half-wavelength power transmission line design [ C ] // 2010 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition: Latin America. IEEE, 2010: 486-490.
- [19] SANTOS M L, JARDINI J A, MASUDA M, et al. A study and design of half-wavelength lines as an option for long distance power transmission [ C ] // 2011 IEEE Trondheim PowerTech. IEEE, 2011: 1-6.
- [20] ZHANG Qiping, LI Chenguang, WAN Lei. Research on resonance point of three-phase short circuit fault on half-wavelength AC transmission lines [ J ]. Power System Technology, 2017, 41(9): 2743-2748.
- [21] 秦晓辉, 张志强, 徐征雄, 等. 基于准稳态模型的特高压半波长交流输电系统稳态特性与暂态稳定研究 [ J ]. 中国电机工程学报, 2011, 31(31): 66-76.  
QIN Xiaohui, ZHANG Zhiqiang, XU Zhengxiong, et al. Study on the steady state characteristic and transient synchronization stability of UHV AC half-wave-length transmission system based on quasi-steady model [ J ]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(31): 66-76.
- [22] 王安斯, 任大伟, 汤涌, 等. 特高压半波长线路输电能力

与暂态稳定影响因素[J]. 电网技术, 2017, 41(10): 3168-3173.

WANG Ansi, REN Dawei, TANG Yong, et al. Power transmission capability and transient synchronization stability influence factors of UHV half-wavelength transmission line [J]. Power System Technology, 2017, 41(10): 3168-3173.

作者简介:



徐政

徐政(1962—),男,博士,教授,博士生导师,研究方向为大规模交直流电力系统分析、直流输电与柔性交流输电、电力谐波与电能质量、风力发电技术与风电场并网技术(E-mail: xuzheng007@zju.edu.cn);

杨健(1992—),男,博士研究生,研究方向为大规模交直流电力系统分析。

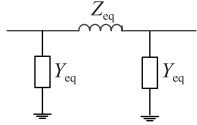
## 附录 A

### A1 有损线路的功率方程

如附图 1 所示,输电线路可以采用  $\pi$  型电路进行等效,且有:

$$Z_{eq} = Z_c \sinh \gamma l \quad (A1)$$

$$Y_{eq} = \frac{\cosh \gamma l - 1}{Z_c \sinh \gamma l} \quad (A2)$$



附图 1 输电线路  $\pi$  型等效电路

Fig. A1  $\pi$ -type equivalent circuit of the transmission line

将式(A1),(A2)进行实虚部分解,则等效阻抗和等效导纳可分别表示为:

$$z_{eq} = r_{eq} + jx_{eq} \quad (A3)$$

$$y_{eq} = g_{eq} + jb_{eq} \quad (A4)$$

采用节点电压法可得,导纳矩阵  $\mathbf{y}$  为:

$$\mathbf{y} = \frac{1}{(x_g x_r - z_c^2) \sinh \gamma l - jz_c(x_g + x_r) \cosh \gamma l} \times \begin{bmatrix} -(z_c \cosh \gamma l + jx_r \sinh \gamma l) & z_c \\ z_c & -(z_c \cosh \gamma l + jx_g \sinh \gamma l) \end{bmatrix} \quad (A5)$$

进一步,可得功率方程为:

$$p_g = \frac{C_1 \sin \delta_g + C_2 \cos \delta_g + C_3}{\Delta_{loss}} = \frac{K_1 \sin(\delta_g + \varphi_1) + C_3}{\Delta_{loss}} \quad (A6)$$

$$q_g = \frac{C_2 \sin \delta_g - C_1 \cos \delta_g + C_4}{\Delta_{loss}} = \frac{K_1 \sin(\delta_g + \varphi_2) + C_4}{\Delta_{loss}} \quad (A7)$$

$$p_r = \frac{C_1 \sin \delta_g - C_2 \cos \delta_g + C_5}{\Delta_{loss}} = \frac{K_1 \sin(\delta_g + \varphi_3) + C_5}{\Delta_{loss}} \quad (A8)$$

$$q_r = \frac{C_2 \sin \delta_g + C_1 \cos \delta_g + C_6}{\Delta_{loss}} = \frac{K_1 \sin(\delta_g + \varphi_4) + C_6}{\Delta_{loss}} \quad (A9)$$

其中,

$$\varphi_1 = \begin{cases} \arctan \frac{C_2}{C_1}, C_1 > 0 \\ \arctan \frac{C_2}{C_1} + \pi, C_1 < 0 \end{cases} \quad (A10)$$

$$\varphi_2 = \begin{cases} -\arctan \frac{C_1}{C_2}, C_2 > 0 \\ -\arctan \frac{C_1}{C_2} + \pi, C_2 < 0 \end{cases} \quad (A11)$$

$$\varphi_3 = \begin{cases} -\arctan \frac{C_2}{C_1}, C_1 > 0 \\ -\arctan \frac{C_2}{C_1} + \pi, C_1 < 0 \end{cases} \quad (A12)$$

$$\varphi_4 = \begin{cases} \arctan \frac{C_1}{C_2}, C_2 > 0 \\ \arctan \frac{C_1}{C_2} + \pi, C_2 < 0 \end{cases} \quad (A13)$$

$$C_1 = e_g e_r \left\{ \begin{aligned} & x_{eq} [b_{eq}^2 x_r x_g - b_{eq} (x_r + x_g) - \\ & (g_{eq}^2 x_r x_g + 1) - 2b_{eq} x_r x_g (g_{eq} r_{eq} + 1) + \\ & (g_{eq} r_{eq} + 1) (x_r + x_g) \end{aligned} \right\} \quad (A14)$$

$$C_2 = e_g e_r \left\{ \begin{aligned} & r_{eq} [b_{eq}^2 (-x_r) x_g + b_{eq} (x_r + x_g) + \\ & (g_{eq}^2 x_r x_g - 1) + g_{eq} [x_{eq} (-2b_{eq} x_r x_g + \\ & x_r + x_g) + 2x_r x_g] \end{aligned} \right\} \quad (A15)$$

$$C_3 = e_g^2 \left\{ \begin{aligned} & x_r^2 [(g_{eq} r_{eq} + 1) (r_{eq} b_{eq}^2 + r_{eq} g_{eq}^2 + 2g_{eq}) + \\ & g_{eq} x_{eq}^2 (b_{eq}^2 + g_{eq}^2) - 2b_{eq} g_{eq} x_{eq}] - \\ & 2x_r [b_{eq} (g_{eq} r_{eq}^2 + g_{eq} x_{eq}^2 + r_{eq}) - g_{eq} x_{eq}] + \\ & g_{eq} r_{eq}^2 + g_{eq} x_{eq}^2 + r_{eq} \end{aligned} \right\} \quad (A16)$$

$$C_4 = e_g^2 \times \left\{ \begin{aligned} & b_{eq}^4 x_r^2 x_g (r_{eq}^2 + x_{eq}^2) - \\ & b_{eq}^3 x_r \{ r_{eq}^2 (x_r + 2x_g) + x_{eq} [x_{eq} (x_r + 2x_g) + 4x_r x_g] \} + \\ & b_{eq}^2 \left\{ \begin{aligned} & x_g \left[ \begin{aligned} & 2x_r^2 [g_{eq}^2 (r_{eq}^2 + x_{eq}^2) + 2g_{eq} r_{eq} + 2] + \\ & r_{eq}^2 + x_{eq}^2 + 6x_{eq} x_r \end{aligned} \right] + \\ & x_r [2(r_{eq}^2 + x_{eq}^2) + 3x_{eq} x_r] \end{aligned} \right\} - \\ & b_{eq} x_r^2 [g_{eq}^2 (r_{eq}^2 + x_{eq}^2) + 2g_{eq} r_{eq} + 2] - \\ & 2b_{eq} x_g \left\{ \begin{aligned} & x_{eq} [g_{eq}^2 x_r (x_{eq} + 2x_r) + 1] + \\ & x_r (g_{eq} r_{eq} (g_{eq} r_{eq} + 2) + 2) \end{aligned} \right\} - \\ & b_{eq} (r_{eq}^2 + x_{eq}^2) - 4b_{eq} x_{eq} x_r + \\ & g_{eq} \left\{ \begin{aligned} & x_r^2 [g_{eq}^2 x_{eq}^2 + (g_{eq} r_{eq} + 2)^2] + \\ & r_{eq}^2 + x_{eq}^2 + 2x_{eq} x_r \end{aligned} \right\} + \\ & g_{eq} x_{eq} x_r^2 + 2r_{eq} x_g \end{aligned} \right\} + x_{eq} + x_r + x_g \quad (A17)$$

$$C_5 = -e_r^2$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_g^2 \left\{ (g_{eq} r_{eq} + 1) [r_{eq} (b_{eq}^2 + g_{eq}^2) + 2g_{eq}] + \right. \\ \left. g_{eq} x_{eq}^2 (b_{eq}^2 + g_{eq}^2) - 2b_{eq} g_{eq} x_{eq} \right\} - \\ 2x_g [b_{eq} (g_{eq} r_{eq}^2 + g_{eq} x_{eq}^2 + r_{eq}) - g_{eq} x_{eq}] + \\ \left. g_{eq} r_{eq}^2 + g_{eq} x_{eq}^2 + r_{eq} \right\} \end{array} \right. \quad (A18)$$

$$C_6 = e_r^2$$

$$\left\{ \begin{array}{l} b_{eq}^2 x_r [- (r_{eq}^2 + x_{eq}^2)] - \\ \left\{ \begin{array}{l} b_{eq}^3 (-r_{eq}^2) - b_{eq}^3 x_{eq}^2 + \\ x_r (b_{eq}^2 + g_{eq}^2) \left[ b_{eq}^2 (r_{eq}^2 + x_{eq}^2) - 4b_{eq} x_{eq} + \right. \\ \left. g_{eq}^2 (r_{eq}^2 + x_{eq}^2) + 4g_{eq} r_{eq} + 4 \right] + \\ 3b_{eq}^2 x_{eq} - b_{eq} g_{eq} r_{eq}^2 - b_{eq} g_{eq} x_{eq}^2 - \\ \left. 2b_{eq} g_{eq} r_{eq} - 2b_{eq} + g_{eq}^2 x_{eq} \right\} \end{array} \right\} + \\ \left\{ \begin{array}{l} 2b_{eq}^3 x_r (r_{eq}^2 + x_{eq}^2) - 2b_{eq}^2 [r_{eq}^2 + x_{eq} (x_{eq} + \\ 3x_r)] + 2b_{eq} x_r [g_{eq}^2 (r_{eq}^2 + x_{eq}^2) + 2g_{eq} r_{eq} + 2] + \\ \left. 4b_{eq} x_{eq} - 2g_{eq}^2 x_{eq} x_r - 1 \right\} + \\ b_{eq} [r_{eq}^2 + x_{eq} (x_{eq} + 2x_r)] - \\ \left. x_r [g_{eq}^2 x_{eq}^2 + (g_{eq} r_{eq} + 1)^2] - x_{eq} \right\} \end{array} \right. \quad (A19)$$

## A2 送端系统详细发电机模型

送端发电机采用隐极机次暂态模型(GENROU)。励磁系统采用ESST1A模型。发电机动态模型参数及励磁系统参数如表A1所示。

表 A1 发电机动态模型参数及励磁系统参数

Tab.A1 Dynamic parameters of the sending-end generator and the excitation system

发电机参数 / p.u.	数值	励磁系统参数 / p.u.	数值
T'd0	6.400 0	TR	0.010 0
T''d0	0.045 0	VI MAX	0.200 0
T'q0	0.700 0	VI MIN	-0.200 0
T''q0	0.069 0	TC	1.000 0
H	4.346 4	TB	1.000 0
D	0.000 0	TC1	0.100 0
Xd	2.087 0	TB1	0.100 0
Xq	2.049 7	KA	51.000 0
X'd	0.294 2	TA	0.010 0
X'q	0.444 9	VA MAX	4.000 0
X''d = X''q	0.200 0	VA MIN	-4.000 0
XI	0.026 6	VR MAX	4.000 0
S(1.0)	0.13	VR MIN	-4.000 0
S(1.2)	1.067	KC	0.000 0
		KF	0.000 0
		TF	1.000 0
		KLR	0.000 0
		ILR	3.000 0

## Several Questions of Principles About Half Wavelength Transmission

XU Zheng, YANG Jian

(College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

**Abstract:** In this paper, several principle questions of half-wavelength transmission are studied, including power frequency overvoltage in steady-state operation, power frequency overvoltage caused by faults, static power angle synchronization stability and transient power angle synchronization stability. The circuit model of the long-distance transmission system is established at first for steady-state and transient analysis. The sending-end system and the receiving-end system are both considered in the model. A test system based on an actual transmission line is given to facilitate the description of system characteristics. Based on the circuit model, the resonant transmission distance of the system is found and calculated. Theoretical analysis and numerical calculations are carried out to determine the feasibility transmission distance. It is demonstrated that the transmission distance should be in a certain range, which is larger than the resonant transmission distance, to satisfy the steady-state overvoltage and the small signal synchronization stability as well as the frequency deviation constraints. For transmission distances in the feasible range, the three-phase short circuit fault at a certain point of the transmission line will cause the most serious transient power-frequency overvoltage, and the system is very likely to lose synchronization stability. Considering the transient power-frequency overvoltage and the transient synchronization stability, the half-wavelength transmission system is technically impossible to operate.

**Key words:** half-wavelength transmission; resonant transmission distance; power-frequency overvoltage; synchronization stability; frequency deviation; equal area method.

(编辑 钱悦)