故障位置对交直流外送系统暂态功角稳定性的影响分析

王 康,王碧阳,李 立,迟方德 (国网陕西电力调度控制中心,陕西 西安 710049)

摘要:分析电源中心交直流外送系统中故障位置对暂态功角稳定性的影响。以三机系统为例建立数学模型,其中2台等值机位于电源中心内部。简化模型后,给出2台相互耦合的等值机转子运动方程。根据转子运动方程中各项的物理意义,分情况讨论了不同位置发生故障后系统的暂态功角稳定性,并结合实际系统运行特点进行概括,得到结论如下:当电源中心内部交流联络线潮流较轻时,电源中心的交流外送通道发生故障,系统更易发生功角失稳;反之,电源中心内部发生故障,系统更易发生功角失稳,并对内部故障位置进行区分。最后,通过基于陕西电网陕北交直流外送系统的算例验证了结论的正确性。

关键词:交直流外送系统;暂态功角稳定性;三机系统;故障位置;转子运动方程

中图分类号:TM 712

文献标志码:A

DOI: 10.16081/j.epae.202101028

0 引言

我国一次能源与负荷呈逆向分布,远距离、大容量电力输送是我国电网的主要特征。为保证电网的安全稳定运行,电网形成了区内交流、跨区直流的联网方式。西北地区作为我国的重要能源基地,内部各负荷中心与电源基地通过750 kV 主网架联成同步电网,对外通过6条特高压直流通道向三华地区支援电力。

陕北位于西北电网最末端,煤矿、风力资源丰 富,日照充足,聚集了大量坑口火电厂以及新能源场 站,通过2条750kV交流通道向陕西关中负荷中心 供电。随着资源的不断开发与外部需求的逐渐增 大,2021年±800 kV 陕北一武汉直流工程投运后,西 北电网对华中电网的电力支援能力得到增强,形成 电源中心通过交直流通道分别向同步电网、异步电 网送电的结构。关于此类交直流外送系统,工业界 与学术界已经从系统稳定性[1-10]、直流配套电源规 划[11]、直流外送通道容量确定[12-13]、无功补偿装置布 点优化[14]、故障下紧急切机策略[15]、保护策略[16]等 方面开展了较多的相关讨论与研究。对于已投运的 直流工程,如新疆天中直流以及宁夏昭沂、灵绍、银 东直流,已有研究在大量仿真计算的基础上讨论了 风电渗透率对系统稳定性的影响[13]。在功角稳定 性的研究中,新能源渗透率及直流通道对系统的影 响机理更受关注。通过分析风电渗透率对风火打捆 外送系统功角稳定性的影响,文献[8]给出了系统功 角加速度随风电渗透率变化的函数。在此基础上, 文献[9]讨论了不同直流系统控制策略对暂态稳定 性的影响。文献[10]分析了直流工程对系统稳定性 的破坏机理。已有研究往往将整个电源中心等值为 1台机组展开分析讨论。但笔者在仿真中发现,一

些场景下系统发生功角失稳的故障位置会位于电源中心内部。在电网运行方式与关键断面分析中,已有研究结论无法为工程实际需求提供足够的理论支撑,双机模型与单机-无穷大系统模型已不满足分析需求,因此迫切需要对电源中心网架进行建模,对机组进行区分。

为了分析电源中心内部故障,本文首先采用三机系统对交直流外送系统中的同步系统进行建模,其中用2台等值机描述电源中心机组,旨在分析故障位置对系统暂态功角稳定性的影响。然后简化三机模型,给出了2台相互耦合的等值机转子运动方程。在此基础上,根据转子运动方程中各项的物理意义,分情况讨论了不同位置发生故障后系统的暂态功角稳定性,并结合实际系统运行特点进行概括。最后,以陕北交直流外送系统为例验证了结论的正确性。

1 系统等值与故障位置选取

1.1 系统等值

本文旨在分析对于通过交直流通道混合外送电力的电源中心,约束其交流外送通道暂态功角稳定极限的关键故障位置,为实际电网系统运行方式与关键断面校验提供理论依据。

对于位于主网末端的电源中心,其内部各电厂 分区汇集并网,网架大多呈现链式或近似链式结构。 因此,忽略元件电阻及线路导纳,本文采用如图1所

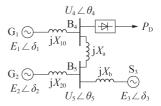


图1 三机模型示意图

Fig.1 Schematic diagram of three-machine model



示的三机模型对系统进行建模。图中共有3台等值机, G_1 、 G_2 位于电源中心,分别表示汇集至2座变电站并网的2个发电机群, X_{10} 、 X_{20} 分别为等值机 G_1 、 G_2 内电抗, S_3 为交流受端系统,直流受端系统未进行建模, P_0 为直流线路输送功率; B_4 、 B_5 为2座变电站的高压母线, B_4 所在变电站为换流站,是直流外送线路的起点, B_5 所在变电站为电源中心交流外送通道起点, X_b 为交流外送通道线路电抗,母线 B_4 、 B_5 间线路为电源中心内部线路, X_a 为其线路电抗,有 X_{10} $\ll X_a$, X_{20} $\ll X_a$; E_1 和 δ_1 、 E_2 和 δ_2 、 E_3 和 δ_3 分别等值机 G_1 、 G_2 、 G_3 的发电机内电势和功角, U_4 和 θ_4 、 U_5 和 θ_5 分别为母线 B_4 、 B_5 的电压和相角。

此外,本文中 θ_1 — θ_3 分别表示等值机 G_1 、 G_2 、 S_3 在采用与交流母线电压统一参考相位时内电势的相角, θ_1 - θ_2 = δ_1 - δ_2 , T_1 — T_3 分别表示等值机 G_1 、 G_2 、 S_3 的惯性时间常数。

1.2 整流侧交流系统故障

整流侧近区交流系统发生故障后,换流站母线电压跌落,直流外送功率迅速下降,严重情况下下降为0。在未切除交流系统接地故障的基础上,再叠加严重的有功不平衡扰动,使暂态过程中部分机组功角加速变快,系统更易失稳。根据保护整定原则,交流线路直跳不重合,故障切除后随着交流系统电压的恢复,直流功率快速恢复[17]。

在现有的工作中,换流站近区交流故障是制约 交流外送能力的关键故障,不同的故障位置对系统 造成的冲击不同,本文对此展开讨论。

1.3 交流故障位置选取

根据《电力系统安全稳定导则》要求,本文对系统发生 N-1 故障进行分析,不考虑恶劣天气下主网多条线路相继跳闸导致的网架严重削弱、故障期间地区负荷低压脱扣导致的负荷锐减、保护拒动误动以及故障于保护死区导致的故障切除时间延长和范围扩大、故障期间电压波动导致的新能源机组无序脱网等连锁、并发故障。故障后线路主保护能够准确动作,主网线路三相对地短路故障自动重合闸装置不重合。线路保护动作时间根据规程整定,本文不进行讨论。线路各故障位置的故障清除时间相同,在合理范围内具体时间长短不影响本文结论。

在将电源中心采用1台等值机建模的研究中,最严重故障发生在等值机出口处,同时也是交流外送通道始端、直流外送通道始端。本文同样关注交流外送通道始端,选取故障位置A如图2所示。母线 B_4 、 B_5 间联络线的最严重故障发生在线路两端位置B、C、该2处位置分别在2台等值机出口处,同时位置C为直流外送通道起点。记发生在位置A、B、C的三相对地短路故障分别为 f_A 、 f_B 、 f_C 。

位置 C 位于换流站相应间隔出口,可忽略到母

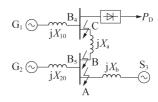


图2 故障位置示意图

Fig.2 Schematic diagram of fault locations

线 B_4 的电气距离。当母线 B_4 发生三相对地短路故障时,故障清除前系统暂态功角稳定面临的冲击与发生 f_c 相同。母线故障清除后,电网恢复故障前的网架;而 f_c 清除后,母线 B_4 、 B_5 间联络线电抗变大。因此, f_c 发生后对系统的暂态功角稳定冲击更大。对于母线 B_5 同理,故对 f_A 、 f_B 、 f_c 的故障后果进行分析能够涵盖电源中心内部发生故障后的最严重情况。

2 模型化简与等值机转子运动方程

2.1 系统模型化简

记故障前、故障后、故障切除后各节点间的电抗分别为 X_{ij} 、 X'_{ij} (i,j=1,2,…,5,g,其中g为大地节点)。为便于变换,讨论拓扑结构简化的合理性,假设直流线路右侧接节点D,用 X_D 表示该支路的电抗。故障前,有 $X_D\gg X_{10}$ 。对于节点1、4、5、g,由星三角变换可得:

$$\begin{cases} X_{15} = X_{10} + X_{a} + \frac{X_{10}X_{a}}{X_{D}} \approx X_{a} \\ X_{D5} = X_{D} + X_{a} + \frac{X_{D}X_{a}}{X_{10}} \approx +\infty \\ X_{1g} = X_{10} + X_{D} + \frac{X_{10}X_{D}}{X_{a}} \approx X_{D} \end{cases}$$
 (1)

故节点4、1可合并。同理,对节点4(节点1)、2、3、5进行变换可得节点2、5可合并,则将图1所示的系统简化为图3(a)所示的系统。图中 $X_{12} \approx X_a, X_{23} \approx X_b$ 。故障后,直流功率下降为0。 X_D' 上升为无穷大。对于式(1)的分析仍然成立,可将节点4与节点1合并,系统如图3(b)所示。图中 $X_{15}' \approx X_{15} \approx X_a$ 。

记 f_A 、 f_B 距离母线 B_5 间电抗均为 X_0 ,接地电抗为 X_a ,有 $X_a \approx 0$, X_a , $X_0 \ll X_b$ 。对于 f_A ,有:

$$\begin{cases} X'_{35} = X_0 + (X_b - X_0) + \frac{X_0(X_b - X_0)}{X_g} \longrightarrow +\infty \\ X'_{5g} = X_0 + X_g + \frac{X_0 X_g}{X_b - X_0} \approx X_0 \end{cases}$$
 (2)

由于 X'_{35} 趋近于无穷大,对节点 $1\2\5\g$ 进行变换可得:

$$X'_{12} = X_{20} + X_{15} + \frac{X_{20}X_{15}}{X'_{5\mu}} \to +\infty$$
 (3)

同理,在 f_8 发生后有 X'_{15} 、 X'_{23} 趋近于无穷大。对

于这2种故障,故障后系统状态相同,可简化为如图3(c)所示的系统。图中 X'_{12} 、 X'_{23} 趋近于无穷大。

$$G_1$$
 jX_{12}
 G_2
 jX_{23}
 G_3
 jX_{24}
 G_4
 jX_{23}
 G_5
 jX_{24}
 G_7
 jX_{25}
 G_7
 jX_{25}
 G_7
 jX_{25}
 G_7
 jX_{25}
 G_7
 G_7

$$jX'_{15}$$
 jX'_{15} jX'_{12} jX'_{23} S_3 G_2 jX_{20} (b) 故障后简化模型1 (c) 故障后简化模型

图3 故障前、后简化模型

Fig.3 Simplified models before and after failure

对于 f_c ,故障后系统仍如图 3(c)所示。此时 X'_{12} 趋近于无穷大,则 X'_{23} 如式(4)所示。由于 $X_{10} \ll X_b$ 、 $X_0 \ll X_a$, X'_{23} 较 X_{23} 有所上升,但上升幅度较小。

$$X'_{23} = X_{10} + X_{b} + \frac{X_{10}X_{b}}{X_{a} - X_{0}}$$
 (4)

故障切除后,直流功率恢复,相应故障线路电抗增大为故障前的 K倍。系统仍可简化为图 3(a)所示的形式。对于 f_A , $X''_{23} = KX_{23}$, $X''_{12} = X_{12}$; 对于 f_B 、 f_C , $X''_{12} = KX_{12}$, $X''_{23} = X_{23}$ 。本文中 K 取 1.3~2。

2.2 系统转子运动方程

图 3 所示的系统中等值机 G_1 、 G_2 、 S_3 转子运动方程分别如式(5)—(7)所示。将式(5)—(7)等号两侧分别除以 T_1 — T_3 后两两作差,可得式(8)。由式(7)知, $\frac{d^2\delta_{23}}{dt^2}$ 、 $\frac{d^2\delta_{12}}{dt^2}$ 为关于 δ_{12} 、 δ_{23} 的函数。 δ_{23} 在90°内, $\frac{d^2\delta_{23}}{dt^2}$ 随 δ_{23} 单调递减,随 δ_{12} 单调递增, $\frac{d^2\delta_{12}}{dt^2}$ 与之相反。

$$T_{1} \frac{\mathrm{d}^{2} \delta_{1}}{\mathrm{d}t^{2}} = P_{m1} - P_{D} - \frac{E_{1} E_{2}}{X_{12}} \sin \delta_{12}$$
 (5)

$$T_2 \frac{\mathrm{d}^2 \delta_2}{\mathrm{d}t^2} = P_{m2} + \frac{E_1 E_2}{X_{12}} \sin \delta_{12} - \frac{E_2 E_3}{X_{23}} \sin \delta_{23} \qquad (6)$$

$$T_3 \frac{\mathrm{d}^2 \delta_3}{\mathrm{d}t^2} = P_{m3} + \frac{E_2 E_3}{X_{23}} \sin \delta_{23} \tag{7}$$

$$\begin{cases} \frac{\mathrm{d}^{2}\delta_{12}}{\mathrm{d}t^{2}} = \frac{P_{\mathrm{m}1}}{T_{1}} - \frac{P_{\mathrm{m}2}}{T_{2}} - \frac{P_{\mathrm{D}}}{T_{1}} - \left(\frac{1}{T_{1}} + \frac{1}{T_{2}}\right) \frac{E_{1}E_{2}}{X_{12}} \sin \delta_{12} + \\ \frac{E_{2}E_{3}}{T_{2}X_{23}} \sin \delta_{23} \\ \frac{\mathrm{d}^{2}\delta_{23}}{\mathrm{d}t^{2}} = \frac{P_{\mathrm{m}2}}{T_{2}} - \frac{P_{\mathrm{m}3}}{T_{3}} + \frac{E_{1}E_{2}}{T_{2}X_{12}} \sin \delta_{12} - \\ \left(\frac{1}{T_{2}} + \frac{1}{T_{3}}\right) \frac{E_{2}E_{3}}{X_{23}} \sin \delta_{23} \end{cases}$$
(8)

其中, P_{m1} 一 P_{m3} 分别为等值机 G_1 、 G_2 、 S_3 的机械功率; δ_{12} 、 δ_{23} 分别为等值机 G_1 与 G_2 间、等值机 G_2 与 S_3 间的 功角差。

因此可将三机系统简化为两机系统:等值机12与等值机23,其转子运动方程如式(7)所示,电磁功率如式(9)所示。 f_A 、 f_B 发生后,等值机12与等值机23的电磁功率 P'_{e12} 、 P'_{e23} 均为0。 f_C 发生后 P'_{e12} 、 P'_{e23} 保留式(9)中关于 δ_{23} 的项,并用 X'_{23} 替代 X_{23} 。故障切除后,等值机12与等值机23的电磁功率 P''_{e12} 、 P''_{e23} 的表达式仍有式(8)所示的形式,其中 X_{12} 、 X''_{23} 替代。

$$\begin{cases} P_{e12} = \frac{P_{D}}{T_{1}} + \left(\frac{1}{T_{1}} + \frac{1}{T_{2}}\right) \frac{E_{1}E_{2}}{X_{12}} \sin \delta_{12} - \frac{E_{2}E_{3}}{T_{2}X_{23}} \sin \delta_{23} \\ P_{e23} = \left(\frac{1}{T_{2}} + \frac{1}{T_{3}}\right) \frac{E_{2}E_{3}}{X_{23}} \sin \delta_{23} - \frac{E_{1}E_{2}}{T_{2}X_{12}} \sin \delta_{12} \end{cases}$$
(9)

需说明的是,在三机系统简化为两机系统时,耦合机组的选取不影响分析结果。若更关心 G_1 与 G_3 的功角差,也可构造等值机13以便于观察。

3 不同故障下系统暂态功角稳定分析

为便于物理描述,采用 G_1 通过交流通道送功率 P_{A1} 、 G_2 通过交流通道送功率 P_{A2} 描述系统状态,有:

$$\begin{cases} P_{A1} = \frac{E_1 E_2}{X_{12}} \sin \delta_{12} \\ P_{A2} = \frac{E_2 E_3}{X_{23}} \sin \delta_{23} - \frac{E_1 E_2}{X_{12}} \sin \delta_{12} \end{cases}$$
 (10)

本节首先在 $P_{A1} > 0$ 、 $\frac{P_{D}}{T_{1}} - \frac{E_{2}E_{3}}{T_{2}X_{23}} \sin \delta_{23} > 0$ 的条件

下对 P_{A1} 、 P_{A2} 不同的情况进行分析,再进一步对上述 2个条件变化后的系统分别进行讨论。

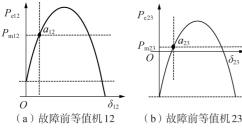
3.1 场景1:故障前 P_{A1} 较大、 P_{A2} 较小

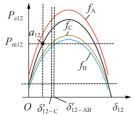
由 P_{A1} 较大可知故障前 δ_{12} 较大。由于 S_3 为主网系统等值机,故有 T_3 》 T_2 。由 P_{A2} 较小可知 P_{23} 较小, δ_{23} 较大。故障前等值机 12、等值机 23 的电磁功率功率曲线及运行点 a_{12} 、 a_{23} 分别如图 4 (a)、(b)所示。由 2.2 节分析各故障下 P'_{e12} 、 P'_{e23} 可知, δ_{12} 获得较大加速面积, δ_{12} 快速上升。由于曲线特点,在 3 个故障中 δ_{23} 获得的加速面积均较小,其中在 f_{c} 尤其小, δ_{23} 上升相对缓慢。记故障切除瞬间等值机功角为 δ'_{12-AB} 、 δ'_{12-C} 、 δ'_{23-AB} 、 δ'_{23-C} 、 \emptyset'_{23-AB} 、 δ'_{23-C} 、 \emptyset'_{23-AB} 、 δ'_{23-C}

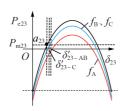
故障切除后,等值机12与等值机23在 f_A 、 f_B 、 f_C 下的电磁功率曲线分别如图4(c)、(d)所示。

对于等值机 12,故障后直流功率恢复。对于 f_A , X''_{23} 变为 KX_{23} ,由于 δ_{23} 上升较小且 δ_{23} 初始值较大, $\frac{E_2E_3}{T_2X_{23}}\sin\delta_{23}$ 下降,电磁功率曲线向上平移。对于 f_B 、









(c)故障切除后等值机12

(d)故障切除后等值机23

图 4 场景 1 下等值机电磁功率曲线

Fig.4 Electromagnetic power curves of equivalent generators under Case 1

$$f_{\rm c}$$
, $X_{23}'' = X_{23}$, $\frac{E_2 E_3}{T_2 X_{23}} \sin \delta_{23}$ 随 δ_{23} 上升增大。 X_{12}'' 变为 KX_{12} , $\left(\frac{1}{T_1} + \frac{1}{T_2}\right) \frac{E_1 E_2}{X_{12}}$ 变小。 电磁功率曲线幅值等额

缩小,同时向下平移, f_c 对应曲线向下平移量较小。对于等值机23,故障后 δ_{12} 上升较大。对于 f_A ,

$$\frac{E_1E_2}{T_2X_{12}}\sin\delta_{12}$$
 增大, $\left(\frac{1}{T_2}+\frac{1}{T_3}\right)\frac{E_2E_3}{X_{23}}$ 减小,曲线向下平移。幅值变小、对于 f f δ 上升较大、难以判断

移,幅值变小。对于 $f_{\rm B}$ 、 $f_{\rm C}$, $\delta_{\rm 12}$ 上升较大,难以判断 $\frac{E_{\rm 1}E_{\rm 2}}{T_{\rm 2}X_{\rm 12}}{\rm sin}\,\delta_{\rm 12}$ 值的变化情况,但可以确定该值必然大

于 f_A 对应项。因此故障后曲线沿y 轴平移,位于 f_A 对应曲线上方。

由图 4(c)、(d)可以看出,故障后等值机 12 更易发生功角失稳。图 4(c)中各曲线随 δ_{23} 上升逐渐向下平移,图 4(d)中各曲线随 δ_{12} 上升逐渐向下平移。虽然由图 4(d)可知, f_A 切除后,短时间内 δ_{23} 将获得更大的加速度,对应图 4(c)中 f_A 下的曲线向下平移幅度大于 f_B 、 f_C ,但 f_A 下的曲线各点曲线值与极限切除角仍大于 f_B 、 f_C 。由于在 f_C 中 δ_{23} 上升较小,如图 4(d)所示 δ'_{23-C} 位于 δ'_{23-AB} 左侧,在图 4(c) 中各曲线随 δ_{23} 变化过程中, f_C 对应曲线始终于 f_B 上方。

综上,由等面积法则,此时 $f_{\rm B}$ 发生后系统最容易发生暂态功角失稳。

3.2 场景2:故障前 P_{A1} 较小、 P_{A2} 较大

由 P_{A1} 较小、 P_{A2} 较大可知故障前 δ_{12} 较小, δ_{23} 较大。故障前等值机 12、等值机 23 的电磁功率功率曲线及运行点 a_{12} 、 a_{23} 分别如图 5(a)、(b)所示。相较于图 4(a)、(b), P_{e12} 不变,工作点左移; P_{e23} 曲线沿 y 轴正向平移,工作点变化不大。对于 f_A 、 f_B 、 f_C , δ_{12} 获得

的加速面积变小, δ_{23} 获得的加速面积变大。但 f_c 对应的 δ_{23} 上升仍小于 f_A 、 f_B 。

故障切除后,等值机12与等值机23在 f_A 、 f_B 、 f_C 这3种故障下的电磁功率曲线分别如图5(c)、(d)所示。2台等值机在各类故障下的电磁功率曲线变化趋势和相对位置与图4(c)、(d)一致,区别在于由于 δ_{12} 增幅下降, δ_{23} 增幅上升,各故障下 P'_{e12} 曲线向下平移量增大, P'_{e23} 曲线向下平移量减小。

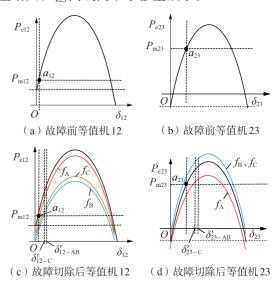


图 5 场景 2 下等值机电磁功率曲线

Fig.5 Electromagnetic power curves of equivalent generators under Case 2

由图 5(c)、(d)可知,故障后等值机 23 更易发生功角失稳。虽然 f_A 切除后短时间内 δ_{23} 将获得更小的加速度,对应图 5(d)中 f_A 下的曲线向下平移幅度小于 f_B 、 f_C ,但 f_A 下的曲线各点值与极限切除角仍小于 f_B 、 f_C 。

综上,由等面积法则,此时 f_A 发生后系统最容易发生暂态功角失稳。

3.3 场景3:故障前P_{A1}<0

若故障前 P_{AI} <0,则 δ_{12} <0,等值机 12 的电磁功率曲线如图 $\delta(a)$ 所示。

图 6(a) 可以看出,若故障前 $|P_{A1}|$ 较小、 $|\delta_{12}|$ 较小、系统运行于点 a_{12} , 故障后 δ_{12} 将发生小幅度下降。由 3.2 节分析可知,等值机 23 更容易发生功角失稳。因此,最易引起功角失稳的故障仍为 f_{A0} 若故障前 $|P_{A1}|$ 较大、 $|\delta_{12}|$ 较大、等值机 12 运行于点 b_{12} , 故障后 δ_{12} 将发生大幅度下降。故障切除后,等值机 12 电磁功率曲线如图 6(b) 所示,等值机 12 更易发生功角失稳,最易失稳故障为 f_{C0}

3.4 场景4:故障前
$$\frac{P_{\rm D}}{T_{\rm 1}} - \frac{E_2 E_3}{T_2 X_{23}} \sin \delta_{23} < 0$$

故障前若直流外送较小、交流外送较大导致



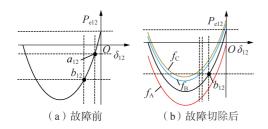


图 6 场景 3 下等值机 12 电磁功率曲线 Fig.6 Electromagnetic power curves of equivalent Generator 12 under Case 3

 $\frac{P_{\rm D}}{T_{\rm 1}}$ $-\frac{E_{\rm 2}E_{\rm 3}}{T_{\rm 2}X_{\rm 23}}$ $\sin\delta_{\rm 23}$ < 0 , $P_{\rm m12}$ < 0 , 则等值机 12 电磁功率 曲线如图 7(a) 所示。

对于 f_{A} 、 f_{B} , P'_{el2} = 0 且 δ_{l2} 减速。对于 f_{c} , P'_{el2} = $-\frac{E_2E_3}{T_2X'_{23}}\sin\delta_{23}$,故障刚发生时 δ_{l2} 获得负加速度。但

随着 δ_{23} 增大 P'_{e12} 下降,若故障前 δ_{23} 较小,则 P'_{e12} 快速下降,使 δ_{12} 获得正加速度并持续加速。故障切除瞬间, $\delta'_{12-G} > \delta'_{12-AB}$ 。

对于 3.1 - 3.3 节讨论的诸多情况, $\delta'_{12-C} > \delta'_{12-AB}$ 使得等值机 23 的 f_c 切除后电磁功率曲线下移,等值机 12 在发生 f_c 的情况下故障切除瞬间等值机功角沿x 轴右移, f_c 对系统稳定性的威胁超过 f_B 。

再次分析 3.1 节所述情况,若要满足 P_{A1} 为正且较大这 2个条件,则要求 G_1 出力较大, G_2 出力较小。但是在实际运行中,调整 G_1 、 G_2 相应机组出力将使 T_1 、 T_2 发生变化。若所有机组参数相同, P_{A1} 为正且较大时,等值机 1 相应机组开机数较大,而等值机 2 相应机组开机数较小。由于 $T_1 > T_2$,将出现 $\frac{P_D}{T_1}$ — $\frac{E_2 E_3}{T_2 X_2} \sin \delta_{23} < 0$ 。此时,故障切除后等值机 12 的电

 T_2X_{23} 磁功率曲线如图 7(b) 所示。图中虚线为 f_c 切除瞬间电磁功率曲线,随后快速下降至实线,位于 f_B 对应曲线下方, f_c 成为最易导致失稳的故障。此情景相比 3.1 节更易在实际运行中出现。

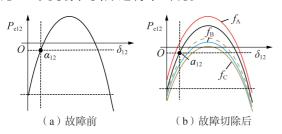


图 7 场景 4 下等值机 12 电磁功率曲线 Fig. 7 Electromagnetic power curves of equivalent Generator 12 under Case 4

综上所述,当 $|P_{AI}|$ 较大时,最易致失稳的故障为 f_c ,等值机12较易失稳;当 $|P_{AI}|$ 较小时,最易致失

稳的故障为 f_A ,等值机23较易失稳。在实际电网运行方式分析中,可结合已有仿真结果,有方向性地开展计算,提高工作效率。

4 工程实例

4.1 算例设置

陕北电源中心位于西北电网最末端,通过2条200~300 km的750 kV交流通道及1条±800 kV跨区直流通道外送电力,其与西北全网常规电源(水、火)装机容量比例为1:15。在该电源中心内部,火电机组集中分布在榆横、神木两地,两地相距80 km,规划采用三回750 kV线路连接。陕北换流站位于神木地区,陕北—关中交流通道起点位于榆横地区。

为使结果更清晰,本节在实际电网基础上略做调整并删去与本文所述问题无关部分。算例中未考虑陕北地区 330 kV 及以下电压等级网架(包括新能源机组与当地小火电、地区网负荷);规划机组套用已投运机组参数,神木、榆横两地各自区域内火电机组参数相同、并网位置相同。电网结构与图 1 所示系统一致,神木、榆横地区机组分别构成 G_1 、 G_2 。为便于描述,算例采用第 2、3 节变量命名。

在神木、榆横两地各取1台典型机组保持开机,令其功角差和榆横地区机组与西北电网平衡机功角差分别 δ_{12}^* 、 δ_{23}^* ,代表 δ_{12} 、 δ_{23} 变化趋势。

4.2 仿真结果分析

(1)算例1:故障前 P_{A1} 较大。

设置 P_D = 4000 MW, 母线 B_4 向 B_5 输送电力 P_{45} = 1563 MW。此时,分别触发故障 f_A 、 f_B 、 f_C , δ_{12}^* 、 δ_{23}^* 曲线见附录中图 A1。

由仿真结果可知,故障后 δ_{23} 快速上升并在故障切除后得到抑制, δ_{12} 在 f_A 、 f_B 发生后先短时下降再上升,在 f_C 发生后快速上升,与3.4节分析一致。 f_A 、 f_B 发生后系统能够保持稳定; f_C 发生后等值机12的功角 δ_{12} 持续增大,导致功角失稳。

(2)算例2:故障前 $|P_{A1}|$ 较小。

设置 P_D = 8 000 MW, 母线 B_4 向 B_5 输送电力 P_{45} = -12 MW。分别触发故障 f_A 、 f_B 、 f_C ,仿真结果见附录中图 A2。可见 f_B 、 f_C 发生后系统能够保持稳定; f_A 发生后等值机 23 的功角 δ_{23} 持续增大,导致功角失稳。

(3)算例3:减小G₁区域开机数、增加等值机2区域开机数。

在算例1基础上减小神木地区机组开机数,增加榆横地区机组开机数,调整后 P_{45} =1170 MW。分别触发故障 f_A 、 f_B 、 f_C ,仿真结果见附录中图 A3。与算例1相比, f_B 的发生使等值机12的功角 δ_{12} 上升后,其未因故障切除而得到下降,短时间持续上升后迅速增大,滞后于触发故障 f_C 的情况,导致功角失稳。由仿真结果可知,在 $|P_{A1}|$ 较大情况下, f_A 最不



易导致系统失稳。

算例1—3验证了本文理论分析的正确性。由于实际电网网架复杂,新能源渗透率高,火电机组参数存在差异,实际系统比三机系统复杂。但本文所得结论对实际运行方式下的计算仍然具有重要意义,可为薄弱断面确定与输电能力计算提供指导思路与理论支撑。

5 结论

本文根据实际电网仿真计算中发现的问题,针对故障位置对交直流外送系统暂态功角稳定性的影响展开研究。首先建立三机系统数学模型,在简化模型之后,给出2个相互耦合的等值机转子运动方程。根据转子运动方程特点,针对重要影响因素分类讨论各故障位置对交直流外送系统功角稳定性的影响。并结合实际运行特点,将结论概括如下:当电源中心内部交流联络线潮流较重时,电源中心内部发生故障系统更容易发生功角失稳;当电源中心内部交流联络线潮流较轻时,电源中心的交流外送通道发生故障系统更易发生功角失稳。同时,对发生于电源中心内部交流联络线两端的故障进行区分。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

参考文献:

- [1] 逄博. 风火打捆外送直流闭锁故障暂态稳定性及控制措施研究[D]. 吉林:东北电力大学,2014.
 - PANG Bo. Study on transmission stability and control measures for wind-thermal-bundled transmission DC block fault [D]. Jilin:Northeast Electric Power University, 2014.
- [2] 吴萍,徐式蕴,赵兵,等.面向风火打捆的特高压直流输电工程 弱送端强直弱交耦合特性研究[J].电力自动化设备,2016,36 (1):60-66.
 - WU Ping, XU Shiyun, ZHAO Bing, et al. Research of weak sending-end coupling characteristics for bundled wind-thermal power transmission of UHVDC project[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(1):60-66.
- [3] 顾雨嘉,曾雪洋,田蓓.宁夏电网多直流送端暂态过电压电磁 混合仿真研究[J].宁夏电力,2019(1):1-4.
 - GU Yujia, ZENG Xueyang, TIAN Bei. Electromechanical-electromagnetic simulation of transient overvoltage at multi-DC feed end of Ningxia power grid[J]. Ningxia Electric, 2019(1): 1-4
- [4] 屠竞哲,张健,刘明松,等. 风火打捆直流外送系统直流故障引发风机脱网的问题研究[J]. 电网技术,2015,39(12):3333-3338
 - TU Jingzhe, ZHANG Jian, LIU Mingsong, et al. Study on wind turbine generators tripping caused by HVDC contingencies of wind-thermal-bundled HVDC transmission systems [J]. Power System Technology, 2015, 39(12):3333-3338.
- [5] 屠竞哲,张健,曾兵,等. 直流换相失败及恢复过程暂态无功特性及控制参数影响[J]. 高电压技术,2017,43(7):2131-2139. TU Jingzhe, ZHANG Jian, ZENG Bing, et al. HVDC transient reactive power characteristics and impact of control system parameters during commutation failure and recovery [J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(7):2131-2139.

- [6] 尹纯亚,李凤婷,周识远,等. 基于无功功率短路比的直流闭锁暂态过电压计算方法[J]. 电力系统自动化,2019,43(10):150-157
 - YIN Chunya, LI Fengting, ZHOU Shiyuan, et al. Calculation method of transient overvoltage due to DC blocking based on short circuit ratio of reactive power [J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(10):150-157.
- [7] 张海波,张琳雅,蒋维勇. 风火打捆直流外送系统中极限风电渗透率的计算方法[J]. 电力系统自动化,2019,43(16):52-60. ZHANG Haibo, ZHANG Linya, JIANG Weiyong. Calculation method for maximum penetration ratio of wind power in wind-thermal-bundled HVDC sending system[J]. Automation of Electric Power Systems,2019,43(16):52-60.
- [8] 汤奕,赵丽莉,郭小江. 风电比例对风火打捆外送系统功角暂态稳定性影响[J]. 电力系统自动化,2013,37(20):34-40. TANG Yi, ZHAO Lili, GUO Xiaojiang. Impact of wind power penetration on angle transient stability of wind-thermal combined system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(20):34-40.
- [9] 郭小江,赵丽莉,汤奕,等. 风火打捆交直流外送系统功角暂态稳定研究[J]. 中国电机工程学报,2013,33(22):19-25. GUO Xiaojiang, ZHAO Lili, TANG Yi, et al. Study on angle transient stability for wind-thermal-bundled power transmitted by AC/DC system[J]. Proceedings of the CSEE,2013,33(22): 19-25.
- [10] 屠竞哲,张健,王建明,等.大规模直流异步互联系统受端故障引发送端稳定破坏的机理分析[J].中国电机工程学报,2015,35(21):5492-5499.
 - TU Jingzhe, ZHANG Jian, WANG Jianming, et al. Mechanism analysis on the sending-side instability caused by the receiving-side contingencies of large-scale HVDC asynchronous interconnected power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(21):5492-5499.
- [11] 王智冬. 特高压直流风电火电联合外送电源规模优化方法 [J]. 电力建设,2015,36(10):60-66.
 - WANG Zhidong. Optimization method of UHVDC combined wind-thermal power transmission scale[J]. Electric Power Construction, 2015, 36(10):60-66.
- [12] 王智冬,刘连光,刘自发,等. 基于量子粒子群算法的风火打捆容量及直流落点优化配置[J]. 中国电机工程学报,2014,34 (13):2055-2062.
 - WANG Zhidong, LIU Lianguang, LIU Zifa, et al. Optimal configuration of wind & coal power capacity and DC placement based on quantum PSO algorithm[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(13):2055-2062.
- [13] 金维刚,李勇,印永华,等. 特高压输电通道风火打捆配置方案及其概率灵敏度分析[J]. 电力系统自动化,2016,40(6): 126-133.
 - JIN Weigang, LI Yong, YIN Yonghua, et al. Optimum scheme and its probabilistic sensitivity analysis for wind power transmitted through UHV transmission corridors bundled with thermal power[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40 (6):126-133.
- [14] 索之闻,刘建琴,蒋维勇,等. 大规模新能源直流外送系统调相 机配置研究[J]. 电力自动化设备,2019,39(9):124-129. SUO Zhiwen,LIU Jianqin,JIANG Weiyong, et al. Research on synchronous condenser configuration of large-scale renewable energy DC transmission system[J]. Electric Power Automation
- [15] 陈懿,刘涤尘,吴军,等. 异步联网送端系统紧急切机控制方法 [J]. 电力自动化设备,2018,38(8):131-137.

Equipment, 2019, 39(9): 124-129.

CHEN Yi, LIU Dichen, WU Jun, et al. Emergency generator

- 196
 - tripping control method for sending end of asynchronous interconnection system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018,38(8):131-137.
- [16] 祝新驰,李海锋,黄炟超,等. 基于触发角变化特性的高压直流 线路纵联保护[J]. 电力自动化设备,2020,40(6):163-169. ZHU Xinchi, LI Haifeng, HUANG Dachao, et al. Pilot protection of HVDC power transmission lines based on variation characteristics of firing angle[J]. Electric Power Automation Equipment,2020,40(6):163-169.
- [17] 赵畹君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京:中国电力出版社, 2011:131-134.

作者简介:



王 康

王 康(1982—), 男, 陕西大荔人, 高级工程师, 博士, 主要研究方向为电力系统稳定控制与调度运行、新能源建模与消纳等(E-mail: wangkang163@163.com);

王碧阳(1991—),女,山西平陆人,工程师,博士,通信作者,主要研究方向为电力系统分析与优化运行(E-mail:wangbiyang1991@163.com)。

(编辑 李玮)

Analysis on effect of fault location on angle transient stability for AC / DC sending system

WANG Kang, WANG Biyang, LI Li, CHI Fangde

(State Grid Shaanxi Electric Dispatch and Control Center, Xi'an 710049, China)

Abstract: The effect of fault location on angle transient stability for power generation center in AC / DC sending system is analyzed. Taking the three-machine system as an example, the mathematical model is established, in which two equivalent machines are employed to represent the power generation center. The rotor motion equations of two coupling equivalent machines are derived based on a simplified model. According to the physical meaning of each item in the rotor motion equation, the impact of different fault locations on angle transient stability under different conditions are discussed. Then, the corresponding conclusions are summarized based on the operation characteristics in realistic power systems. In the case that the tie-line of the internal power generation center is not heavily loaded, the fault on external AC sending channel is more likely to result in the angle instability. Otherwise, the impact of fault on internal power generation center is more serious and internal fault locations are classified. Finally, the case study is carried out on the northern Shaanxi AC / DC sending system of Shaanxi power grid, which verifies the correctness of above conclusion.

Key words: AC / DC sending system; angle transient stability; three-machine system; fault location; rotor motion equation

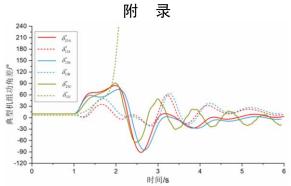


图 A1 算例 1 各类故障后 δ_{12}^* 、 δ_{23}^* 曲线

Fig.A1 Curves of δ_{12}^* and δ_{23}^* with $f_A f_B$ and f_C in Case 1

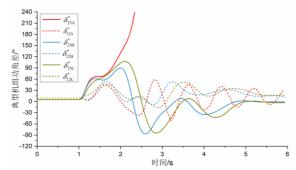


图 A2 算例 2 各类故障后 δ_{12}^* 、 δ_{23}^* 曲线

Fig.A2 Curves of δ_{12}^* and δ_{23}^* with $f_A f_B$ and f_C in Case 2

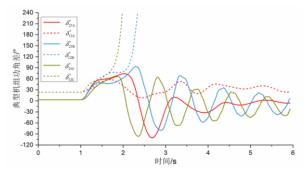


图 A3 算例 3 各类故障后 $\delta_{\scriptscriptstyle 12}^{\scriptscriptstyle *}$ 、 $\delta_{\scriptscriptstyle 23}^{\scriptscriptstyle *}$ 曲线

Fig.A3 Curves of δ_{12}^* and δ_{23}^* with $f_A f_B$ and f_C in Case 3