

受端不同步系统交直流通道外送能力耦合特性分析

李琦,王碧阳,迟方德,李立

(国网陕西电力调度控制中心,陕西 西安 710049)

摘要:针对仿真中发现的电源中心交直流通道外送能力耦合的特点进行理论研究,研究对象是受端为非同步电网的交直流外送通道暂态功角稳定性。对交直流外送系统进行等值数学建模、直流系统故障进行简要讨论后,给出交直流外送系统的转子运动方程,并展开功角稳定性分析。在此基础上,对交直流通道外送能力的耦合特性进行推导发现:增加直流外送功率能够提高交直流通道总外送能力;增加交流通道外送能力须调减直流外送功率,同时交直流通道总外送能力下降,且交流通道外送能力提高量小于直流外送功率调减量。在实际电网的基础上进行算例分析,仿真结果验证了理论分析的正确性。最后,通过一个简化系统对所得结论的工程应用进行简要讨论,从而为实际运行与后续研究提供参考。

关键词:交直流外送系统;暂态功角稳定性;最大输电能力;耦合特性

中图分类号:TM 712

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202104025

0 引言

西北作为我国的重要能源基地,承担着西电东送的重要任务。区内超高压交流联网、跨区特高压直流输电是西北电网的一个重要特点。目前,西北电网通过天中、吉泉、祁韶、昭沂、灵绍、银东特高压直流工程与灵宝背靠背工程为三华地区送电,从而为三华地区经济发展与人民生活提供重要保障。正在建设、规划的海南青豫直流与陕北陕武直流直接从两大电源基地打通外送通道,这能够有效优化潮流分布,增强外送能力。

陕北地区得利于得天独厚的自然因素,是陕西省的电源中心。预计到2022年,陕北地区负荷仅占全省12%,电源装机量达全省54%,新能源装机量占全省72%。当前,陕北电网通过2条750 kV交流通道向陕西关中地区送电。陕武直流投运后,增加特高压直流向华中电网的外送通道,形成电源中心通过交直流通道混合外送电力的形式。由仿真结果发现,系统外送能力受到系统功角稳定限制。分析交直流外送通道送电极限,最大限度地实现陕北电力外送,不仅是新能源消纳的需要,更是全省乃至西北电网电力供应的保障。目前已经存在电源中心通过交直流通道外送电力的工程。如英国苏格兰电网—英格兰电网、美国西部电网水电群—加州负荷中心。这些工程的交、直流受端系统为同步系统,在文献[1]中被称为交直流并列系统。而本文的研究对象系统中交、直流受端为非同步系统,与交直流并列系统存在本质区别。

西北电网其他已投运特高压直流工程,由于直流落点主网结构较强或配套电源相对分散,未形成典型电源中心通过交直流通道外送电力的结构,高

新能源渗透率下的暂态过电压是其面临的主要问题。文献[2-3]分别以新疆天中直流以及宁夏昭沂、灵绍、银东为工程背景,通过仿真重点分析了风电渗透率对电压稳定性的影响。文献[4]在对天中直流近区750 kV交流线路的故障仿真中发现直流外送功率与省内交流断面存在耦合关系,但是并未深入研究。

在理论研究方面,各学者结合能源基地交直流外送系统的特点,从多方面展开研究,包括配套电源规划^[5]、直流外送通道容量确定^[6-7]、无功布点优化^[8]以及严重故障下紧急切机策略的讨论^[9]等。在稳定性方面的研究包括暂态压升与电压稳定^[10-13]、功角稳定性分析^[4,14-17]2个方面,主要侧重新能源渗透率的影响以及直流外送通道的影响。在功角稳定性分析有关的研究中,文献[4]针对天中直流的近区暂态功角稳定特性进行仿真讨论,并给出工程建议。文献[14]分析了风电渗透率对风火打捆外送系统功角稳定性的影响,清晰给出了系统功角加速度随风电渗透率变化时的函数。文献[15]在此基础上进一步分析了采用不同直流系统控制策略对暂态稳定性的影响,并通过仿真得出结论:采用交直流混合外送后系统暂态功角稳定性比采用纯交流外送时有所提升。文献[16-17]在分析受端稳定破坏机理过程中讨论了直流工程对系统稳定性的影响。以上研究均未对通道外送能力进行讨论,也没有进一步分析交直流外送通道之间的相互影响。

在陕武直流的仿真分析中发现,电源中心交直流通道外送能力极限受暂态功角稳定性影响明显存在耦合关系,一定程度上限制了电网运行的灵活性。深入分析交直流通道外送能力的耦合特性,掌握内在机理,有助于把握制约运行优化的关键因素,更好地实现电网安全稳定运行。本文首先建立交直流混

合外送系统的数学模型。在介绍直流系统故障后分析了交直流混合外送系统的功角稳定性。在此基础上进行推导,揭示了交、直流通道外送能力间的耦合关系。在实际电网的基础上进行算例仿真分析,验证了理论分析所得结论的正确性。最后对这一结论的实际应用进行了讨论。

1 交直流外送系统及其故障

1.1 交直流外送系统的外送能力

本节首先对研究目标与范围进行说明。

本文研究的系统是有足够火电机组的电源中心,分别通过主网交流通道向同步电网、直流通道向异步电网输送功率,本文简称为交直流外送系统。作为电源中心,确定交直流外送系统外送通道的输送能力,在实际工程中具有重要意义。交流外送通道的输送能力一般受到 $N-1$ 故障后的热稳定极限(由线路及二次设备的最大许可电流决定)、动态稳定^[18]极限及暂态功角稳定极限的约束。其中热稳定极限与动态稳定极限能够通过安全自动控制装置得到明显提升,暂态功角稳定极限成为实际运行中限制交流通道外送能力的瓶颈。因此,本文讨论的交流通道外送能力指交流通道暂态功角稳定极限。

由于本文讨论的电源中心拥有足够的火电机组,因此,不对直流通道的外送能力进行讨论。直流外送功率作为各场景的边界条件直接给定。本文中,交直流通道总外送能力为交流暂态功角稳定极限与直流外送功率之和,交直流通道总外送功率为交流外送功率与直流外送功率之和。

本文的研究目的在于分析交流通道外送能力与直流外送功率之间的耦合关系,包括在保持交直流通道总外送功率不变时,调整直流外送交流外送的功率分配,分析交直流通道总外送能力的变化特点,从而为实际运行提供理论支撑与指导。

1.2 交直流外送系统的等值数学模型

忽略元件电阻与线路导纳,交直流外送系统等值数学模型如图1所示。将送端、交流受端系统分别视为一台等值机,送端等值机经交流母线各通过一条直流、交流通道分别向直流受端、交流受端系统送电。本文不讨论直流受端系统,在此不再对其进行建模。

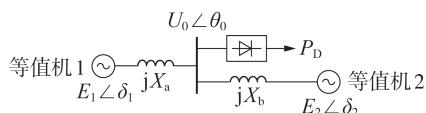


图1 交直流外送系统等值数学模型

Fig.1 Equivalent mathematical model of AC and DC transmission system

图1中, E_1 和 δ_1 、 E_2 和 δ_2 分别为送端、交流受端系统等值发电机内电势和转子角; U_0 和 θ_0 分别为交流

母线电压和相角; P_D 为直流线路输送功率; X_a 为送端等值机到交流母线电抗; X_b 为交流母线到交流受端等值机电抗,包含交流通道电抗。本文不对机组等值方法进行讨论,此处借助静态等值来判断 X_a 与 X_b 的大小关系。 X_a 可由送端系统各火电机组到交流母线的电抗(包括发电机内电抗与升压变、联络线电抗)并联近似估计。送端系统内部结构紧凑、机组台数多,因此本文以 $X_b \gg X_a$ 为前提展开讨论。

1.3 交直流外送系统的故障

根据故障设备,可以将对交流通道暂态功角稳定冲击较大的故障分为交流故障和直流故障。

交流故障中最严重故障为发生于交流外送通道的送端的三相对地短路故障,故障点距离图1中交流母线的电气距离近似为0。故障发生后换流站电压跌落,直流外送功率迅速下降为0。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^[19]。

直流故障一般考虑直流双极闭锁、换相失败闭锁、再启动失败闭锁等。故障对交流系统的冲击与直流系统保护控制策略、闭锁后切机策略相关。对于送端交流系统,直流系统发生故障后、直流闭锁前,直流系统外送功率下降,整流器无功消耗量变化,送端交流系统有功、无功剩余,出现不平衡。换流器再启动过程以及再次的启动失败均会在短时间内对交流系统造成连续、不同程度的冲击。

在现有的研究中,换流站近区交流故障是制约交流外送能力的关键故障,本文对此进行深入分析。关于直流故障与交流故障对交流系统暂态功角稳定性冲击的严重程度的比较以及决定性因素,将在以后的研究中展开。

2 交直流外送系统的功角稳定性分析

本节首先对交直流外送系统中的直流系统故障进行简要讨论,然后给出交直流外送系统的转子运动方程,对其功角稳定性进行分析。

2.1 交直流外送系统的转子运动方程

对于图1所示的系统,忽略 X_a 上的有功损耗,记 X_{12} 为等值机1、2间的互电抗,故障前等值机1的电磁功率 P_{e1} 由直流外送功率与交流外送功率两部分组成,有:

$$P_{e1} = P_D + \frac{E_1 E_2}{X_{12}} \sin(\delta_1 - \delta_2) \quad (1)$$

等值机2的电磁功率 P_{e2} 为:

$$P_{e2} = \frac{E_1 E_2}{X_{12}} \sin(\delta_2 - \delta_1) \quad (2)$$

令 P_{m1} 、 P_{m2} 分别为等值机1、2的机械功率,令 T_{11} 、 T_{22} 分别为等值机1、2的惯性时间常数,有如下转子运动方程:

$$T_1 \frac{d^2 \delta_1}{dt^2} = P_{m1} - P_D - \frac{E_1 E_2}{X_{12}} \sin(\delta_1 - \delta_2) \quad (3)$$

$$T_2 \frac{d^2 \delta_2}{dt^2} = P_{m2} - \frac{E_1 E_2}{X_{12}} \sin(\delta_2 - \delta_1) \quad (4)$$

令 $\delta_{12} = \delta_1 - \delta_2$, 则由式(3)、(4)可得:

$$\frac{d^2 \delta_{12}}{dt^2} = \frac{P_{m1}}{T_1} - \frac{P_{m2}}{T_2} - \frac{P_D}{T_1} - \frac{E_1 E_2}{X_{12}} \left(\frac{1}{T_1} + \frac{1}{T_2} \right) \sin \delta_{12} \quad (5)$$

对于会引起换流站近区交流系统三相对地短路故障, 故障发生后直流功率下降为0。令 X'_{12} 为故障后等值机1与等值机2之间的互电抗, 且 $X'_{12} > X_{12}$ 。故障后, 图1所示系统的转子运动方程为:

$$\frac{d^2 \delta_{12}}{dt^2} = \frac{P_{m1}}{T_1} - \frac{P_{m2}}{T_2} - \frac{E_1 E_2}{X'_{12}} \left(\frac{1}{T_1} + \frac{1}{T_2} \right) \sin \delta_{12} \quad (6)$$

2.2 交直流外送系统的功角稳定性分析

为便于描述物理意义, 结合电网实际特点, 将交流受端系统视为无穷大系统进行分析, 此时取 δ_2 为相位 0° 参考点, 则式(5)、(6)描述的故障前后系统转子运动方程可改写为等值机1的转子运动方程, 分别如式(7)、(8)所示。

$$\frac{d^2 \delta_1}{dt^2} = \frac{P_{m1}}{T_1} - \frac{P_D}{T_1} - \frac{E_1 E_2}{T_1 X_{12}} \sin \delta_1 \quad (7)$$

$$\frac{d^2 \delta_1}{dt^2} = \frac{P_{m1}}{T_1} - \frac{E_1 E_2}{T_1 X'_{12}} \sin \delta_1 \quad (8)$$

图2为等值机1的电磁功率特性曲线。图中, 曲线 I、II、III 分别为故障前、故障发生后、故障隔离直流功率恢复后的等值机1的电磁功率曲线 $P_e(\delta_1)$ 、 $P'_e(\delta_1)$ 、 $P''_e(\delta_1)$ 。

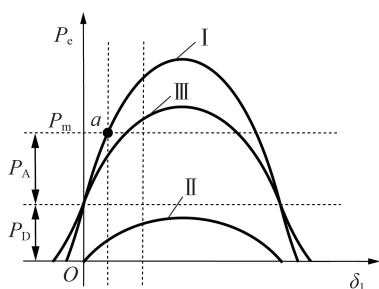


图2 等值机1的电磁功率特性曲线

Fig.2 Electromagnetic power characteristic curves of equivalent Generator 1

故障前等值机1工作于图2中点a, 等值机1的电磁功率由直流外送功率 P_D 和交流外送功率 P_A 两部分组成。故障发生后, 等值机1的出力由点a出发, 沿图3中实线发展, 图中曲线 I、II、III 与图2一致。图3为故障后等值机1工作状态轨迹示意图。图中, S_1 、 S_2 分别为暂态过程中等值机1功角的加速面积、减速面积。

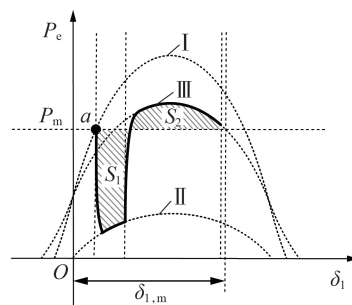


图3 故障后等值机1工作状态轨迹示意图

Fig.3 Trajectory diagram of operating state for equivalent Generator 1 after fault

对于每一个故障, 等值机1存在最大电磁功率 $P_{e, \max}$, 使故障前 $P_e < P_{e, \max}$ 时, 系统能在故障后保持功角稳定。令 $\delta_{1, m}$ 为 $P'_e(\delta_1) = P_m$ 时对应的大于 $\pi/2$ 的 δ_1 值, 令 δ_{10} 、 δ'_1 分别为故障发生和故障清除时的 δ_1 值, 忽略故障发生、清除过程中的过渡状态, 则有:

$$\int_{\delta_{10}}^{\delta'_1} (P_{e, \max} - P'_e) d\delta_1 = \int_{\delta'_1}^{\delta_{1, m}} (P''_e - P_{e, \max}) d\delta_1 \quad (9)$$

为了保障电网安全稳定运行, 需要寻找所有故障对应 $P_{e, \max}$ 值中的最小值, 其为等值机1保持暂态功角稳定的出力极限, 也是送端系统的最大外送能力。由图2可知, 该限值与 P_D 、 P_A 密切相关, 具体将在第3节讨论。

3 交直流通道外送能力的耦合特性

由式(7)可知, 图2中的 P_A 为:

$$P_A = \frac{E_1 E_2}{X_{12}} \sin \delta_1 \quad (10)$$

则式(7)可改写为:

$$\frac{d^2 \delta_1}{dt^2} = \frac{P_{m1}}{T_1} - \frac{P_D}{T_1} - \frac{P_A}{T_1} \quad (11)$$

由式(11)可清晰看出, 送端系统的功角稳定性同时受到直流外送功率与交流外送功率的影响。

如1.1节所述, 本文从以下2个角度进行分析: 直流外送功率对交直流通道外送总能力的影响; 直流外送功率对交流通道外送能力的影响。

3.1 直流外送功率对交直流通道外送总能力的影响

为便于分析, 令总外送功率不变, 增加直流外送功率, 则交流外送功率相应下降。直流外送功率调整前、后的 P_D 与 δ_1 分别用 P_{D1} 与 δ_{1-1} 、 P_{D2} 与 δ_{1-2} 表示。由总外送功率不变可知:

$$\frac{P_{D1}}{T_1} + \frac{E_1 E_2}{T_1 X_{12}} \sin \delta_{1-1} = \frac{P_{D2}}{T_1} + \frac{E_1 E_2}{T_1 X_{12}} \sin \delta_{1-2} \quad (12)$$

令 $\Delta P_D = P_{D2} - P_{D1}$ ($\Delta P_D > 0$), 则由式(12)可得:

$$\delta_{1-2} = \arcsin \left(-\frac{\Delta P_D X_{12}}{E_1 E_2} - \sin \delta_{1-1} \right) \quad (13)$$

求 $\delta_{1,2}$ 对 ΔP_D 的导数,有:

$$\frac{d\delta_{1,2}}{d\Delta P_D} = \left[\sqrt{1 - \left(\frac{\Delta P_D X_{12}}{E_1 E_2} - \sin \delta_{1,1} \right)^2} \right]^{-1} \left(-\frac{X_{12}}{E_1 E_2} \right) < 0 \quad (14)$$

故随着直流功率占比增大,故障前等值机1功角减小。

图4在图3的基础上给出了直流外送功率增加后故障前及故障清除后等值机1的电磁功率曲线,分别如图中曲线IV、V所示。由图4可知,直流外送功率增加后,故障前与故障后的曲线相应沿y轴正向平移 ΔP_D ;故障前系统运行于点 a_2 ,较点 a_1 左移。

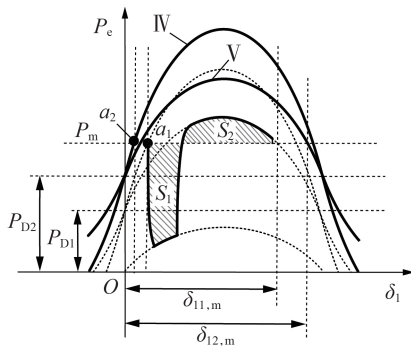


图4 直流外送功率增加后等值机1的电磁功率特性曲线

Fig.4 Electromagnetic power characteristic curves of equivalent Generator 1 with DC transmission power increased

由图4可清晰看出,随着直流外送功率占比增大,加速面积因直流回退功率增加而有少量增加,但 $\delta_{12,m}$ 较 $\delta_{11,m}$ 明显变大;同时随着故障后电磁功率曲线上移,单位 δ_1 增量对应的减速面积显著增大。

令变量 S_{2m} 为:

$$S_{2m} = \int_{\delta'_1}^{\delta_{1,m}} (P_e'' - P_m) d\delta_1 \quad (15)$$

则有当 $S_{2m} - S_1 > 0$ 时,系统能够在故障后保持功角稳定, $P_m < P_{e,max}$ 。对 $S_{2m} - S_1$ 随 P_D 增加时的变化情况进行分析。由2.1、2.2节可知,对于图3,有:

$$\begin{cases} P_e' = \frac{E_1 E_2}{X_{12}'} \sin \delta_1 \\ P_e'' = P_D + \frac{E_1 E_2}{X_{12}''} \sin \delta_1 \end{cases} \quad (16)$$

令 $\Delta S = S_{2m} - S_1$,则:

$$\Delta S = P_D (\delta_{1,m} - \delta'_1) + \frac{E_1 E_2}{X_{12}'} (\cos \delta_{10} - \cos \delta'_1) + \frac{E_1 E_2}{X_{12}''} (\cos \delta'_1 - \cos \delta_{1,m}) - P_m (\delta_{1,m} - \delta_{10}) \quad (17)$$

由 δ_{10} 、 $\delta_{1,m}$ 的物理意义可知:

$$\begin{cases} \delta_{10} = \arcsin \frac{(P_m - P_D) X_{12}}{E_1 E_2} \\ \delta_{1m} = \pi - \arcsin \frac{(P_m - P_D) X_{12}''}{E_1 E_2} \end{cases} \quad (18)$$

δ'_1 取决于故障发生后到清除前所用时间 Δt ,不随 P_D 变化。由式(8)积分可得:

$$\delta'_1 = \frac{1}{2} \left(\frac{P_m}{T_1} - \frac{E_1 E_2}{T_1 X_{12}'} \sin \delta'_1 \right) \Delta t^2 + \delta_{10} \quad (19)$$

讨论故障前 P_e 不随 P_D 变化的情况。求 δ_{10} 、 δ'_1 、 $\delta_{1,m}$ 对 P_D 的导数,并以变量A、B、C代替,则有:

$$\begin{cases} A = \frac{d\delta_{10}}{dP_D} = \frac{-X_{12}}{E_1 E_2} \left\{ 1 - \left[\frac{(P_m - P_D) X_{12}}{E_1 E_2} \right]^2 \right\}^{1/2} < 0 \\ B = \frac{d\delta'_1}{dP_D} = KA < 0, K = \left(1 + \frac{1}{2} \frac{E_1 E_2}{T_1 X_{12}'} \cos \delta'_1 \Delta t^2 \right)^{-1} \\ C = \frac{d\delta_{1,m}}{dP_D} = \frac{X_{12}''}{E_1 E_2} \left\{ 1 - \left[\frac{(P_m - P_D) X_{12}''}{E_1 E_2} \right]^2 \right\}^{1/2} > 0 \end{cases} \quad (20)$$

令变量D、E分别为:

$$D = C \left(\frac{E_1 E_2}{X_{12}''} \sin \delta_{1,m} + P_D - P_m \right) \quad (21)$$

$$E = -B \left(\frac{E_1 E_2}{X_{12}''} \sin \delta'_1 + P_D - \frac{P_m}{K} \right) \quad (22)$$

求 ΔS 对 P_D 的导数,有:

$$\frac{d\Delta S}{dP_D} = \delta_{1,m} - \delta'_1 + \frac{E_1 E_2}{X_{12}'} (B \sin \delta'_1 - A \sin \delta_{10}) + D + E \quad (23)$$

由式(16)可以知道, $\frac{E_1 E_2}{X_{12}'} \sin \delta_{1,m} + P_D = P_e''(\delta_{1,m})$,

$\frac{E_1 E_2}{X_{12}''} \sin \delta'_1 + P_D = P_e''(\delta'_1)$ 。由 $\delta_{1,m}$ 的定义可知 $P_e''(\delta_{1,m}) = P_m$,故 $D=0$ 。

根据2.2节讨论,外送能力为所有故障中对应 $P_{e,max}$ 的最小值,此故障为最严重故障,一般为高电压等级主网架重要联络线三相对地短路故障。此时系统存在直接接地点或经小阻抗接地点, $X'_{12} \gg X_{12}$, X'_{12} 趋近于无穷大。因此近似有 $1/X'_{12} \approx 0$ 、 $K \approx 1$,由图3知 $P_e''(\delta'_1) > P_m$,因此 $E > 0$ 。

由 $\delta_{1,m} > \delta'_1$ 可得 $\frac{d\Delta S}{dP_D} > 0$ 。可知在故障前等值机1

出力不变的前提下, $S_{2m} - S_1$ 随 P_D 单调递增。

记直流功率调整前能够保持系统暂态功角稳定的等值机1的最大电磁功率为 $P_{e1,max}$,记直流功率调整后能够保持系统暂态功角稳定的等值机1的最大电磁功率为 $P_{e2,max}$ 。若在直流外送功率增加前,等值机1的出力接近 $P_{e1,max}$,即 $P_m \approx P_{e1,max}$, $S_{2m} - S_1 \approx 0$ 。直流

功率增加后, $S_{2m}-S_1>0$, $P_m<P_{e2,max}$, $P_{e,max}$ 增大, 反之 $P_{e,max}$ 减小, 即 $P_{e,max}$ 随 P_D 单调递增。因此在交直流通道总外送功率不变时, 增加直流功率能有效提高外送通道的功角稳定极限, 从而获得总外送功率的提升空间。

由上述可知, 增加直流外送功率能够提升交直流通道外送能力。文献[15]从仿真结果得出“采用交直流混合外送后系统暂态功角稳定比采用纯交流外送时有所提升”的结论, 与本文理论分析结果吻合。

3.2 直流外送功率对交流通道外送能力的影响

如1.1节所述, 交直流通道外送能力等于交流通道外送能力与直流外送功率之和。因此, 在3.1节所得结论的基础上, 有必要对直流外送功率增加时交流通道外送能力的变化情况进行进一步分析。

为便于分析, 保持 P_A 不变, 调整 P_D , 分析 $S_{2m}-S_1$ 随 P_D 增加时的变化情况, 则由 $P_m=P_A+P_D$, 式(17)改写为:

$$\Delta S = P_D (\delta_{10} - \delta'_1) + \frac{E_1 E_2}{X'_{12}} (\cos \delta_{10} - \cos \delta'_1) + \frac{E_1 E_2}{X'_{12}} (\cos \delta'_1 - \cos \delta_{1,m}) + P_A (\delta_{10} - \delta_{1,m}) \quad (24)$$

将 $P_m=P_A+P_D$ 代入式(18)、(19), 求 δ_{10} 、 δ'_1 、 $\delta_{1,m}$ 对 P_D 的导数, 并以变量 A' 、 B' 、 C' 代替, 则有:

$$\begin{cases} A' = \frac{d\delta_{10}}{dP_D} = 0, C' = \frac{d\delta_{1,m}}{dP_D} = 0 \\ B' = \frac{d\delta'_1}{dP_D} = \frac{\Delta t^2}{2T_1} \left(1 + \frac{1}{2} \frac{E_1 E_2}{T_1 X'_{12}} \cos \delta'_1 \Delta t^2 \right)^{-1} > 0 \end{cases} \quad (25)$$

令变量 F 为:

$$F = -A' \frac{E_1 E_2}{X'_{12}} \sin \delta_{10} + \frac{E_1 E_2}{X'_{12}} (C' \sin \delta_{1,m} - B' \sin \delta'_1) \quad (26)$$

由式(26)可知, $F<0$ 。求 ΔS 对 P_D 的导数, 有:

$$\frac{d\Delta S}{dP_D} = \delta_{1,0} - \delta'_1 + P_D (A' - B') + \frac{E_1 E_2}{X'_{12}} B' \sin \delta'_1 + F + P_A (A' - C') \quad (27)$$

由上文知 $1/X'_{12} \approx 0$ 。由 $\delta_{10} < \delta'_1$ 可得 $d\Delta S/dP_D < 0$ 。因此在交流外送功率不变时, $S_{2m}-S_1$ 随 P_D 的增加单调递减。

令等值机1的出力接近 $P_{e1,max}$, 即 $P_m \approx P_{e1,max}$, $S_{2m}-S_1 \approx 0$ 。由3.1节分析可知, 当总外送功率不变时, 若直流外送功率下降 ΔP_{D1} (交流外送功率增加 ΔP_{A1} , $\Delta P_{A1} = \Delta P_{D1}$), 则 $S_{2m}-S_1 < 0$, 外送通道的功角稳定极限下降, $P_{e2,max} < P_{e1,max}$, 系统将发生功角失稳。此时, 由本节分析可知, 能够在保持交流外送功率为 $P_A + \Delta P_{A1}$ 不变的基础上将直流外送功率再下降 ΔP_{D2} , 使 $S_{2m}-S_1$ 增加至趋近于0, 从而使系统能够保持功角稳定, 则此时外送通道的功角稳定极限 $P_{e3,max}$ 有:

$$P_{e3,max} = P_A + \Delta P_{A1} + P_D - \Delta P_{D1} - \Delta P_{D2} = P_{e1,max} - \Delta P_{D2} \quad (28)$$

由式(28)可知, $P_{e3,max} < P_{e1,max}$, 外送通道的功角稳定极限下降, 交直流通道外送能力下降, 且下降量小于直流外送功率调减量。同时, 由于在直流调减前, 交流外送功率恰等于交流通道外送能力(极限运行)。根据分析可知, 在调减直流外送功率的过程中, 能够在保持系统稳定的基础上增加交流外送功率, 交流通道外送能力上升, 上升量小于直流外送功率调减量, 反之亦然。

由上述分析可知, 增加交流通道外送能力须调减直流外送功率, 同时交直流通道总外送能力下降; 交流通道外送能力上升量小于直流外送功率调减量。在实际运行中, 直流通道连接跨区非同步电网, 交流通道连接区域内负荷中心。充分掌握交直流通道间的耦合特性, 能够从全区、跨区角度进行统筹决策, 实现优化运行, 具体将在第5节讨论。

4 算例分析

4.1 算例系统介绍

本文在实际系统的基础上开展算例分析, 以验证理论分析结论的正确性。图5给出算例系统A的示意图。电源中心通过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。电源中心与系统1的常规电源(水、火发电机组)装机比例为1:15。

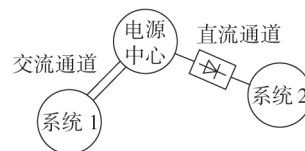


图5 算例系统A示意图

Fig.5 Schematic diagram of case System A

4.2 通道外送能力的仿真计算

选取一个运行方式, 该方式下直流外送功率为 P_D , 电源中心交流外送功率为 P_{A0} , 1 s时换流站近区750 kV线路发生三相对地短路故障。在电源中心火电机群中取一典型机组, 典型机组与主网平衡机功角曲线和直流通道外送有功功率曲线如图6所示。由图可知, 故障后电源中心火电机群与主网平衡机功角差持续增大, 最终发生功角失稳。

在该方式下, 适当调减电源中心火电机出力, 使交流通道外送功率下降为 P_{A1} , 1 s时触发相同故障, 仿真结果见图7。由图可知, 故障后系统1火电机群与主网平衡机功角差经过衰减振荡, 快速恢复同步。

由于实际系统规模庞大, 模型复杂, 理论上 $P_{e,max}$ 难以准确建模求解。通过仿真计算, 不断缩小

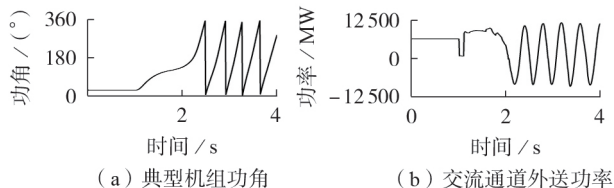


图6 典型机组功角曲线与联络线功率曲线(失稳)

Fig.6 Angle curve of typical generator and power curve of transmission line(instability)

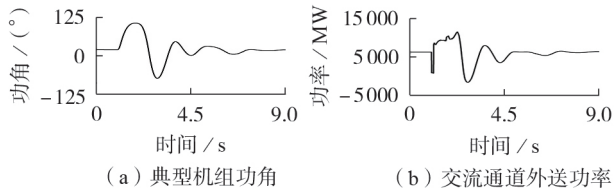


图7 典型机组功角曲线与联络线功率曲线(稳定)

Fig.7 Angle curve of typical generator and power curve of transmission line(stability)

P_{A0} 与 P_{A1} 之间的差值,直至满足工程精度要求。此时, P_{A1} 为交流通道外送能力, $P_{A1}+P_D$ 为系统外送能力。

4.3 交流通道外送能力与系统外送能力

采用大负荷、新能源大发方式计算系统外送能力,风、光同时率分别为0.5、0.8。火电开机方式根据实际运行经验安排最小开机,且令所有机组满发,稳定控制系统投入运行。

为满足多种运行方式需求,通过仿真计算直流外送功率由8000 MW下降至0过程中系统交流通道的外送能力。仿真结果表明,当直流外送功率大于2000 MW时,电源中心外送功率极限受到换流站近区750 kV线路三相对地短路故障后的功角失稳制约;当直流外送功率小于等于2000 MW时,电源中心外送功率极限受动态稳定极限制约,其外送极限不再受到直流外送功率的影响。表1列出不同直流外送功率下的系统外送能力。

表1 电源中心交直流通道外送能力

Table 1 Maximum transmission capacity of AC and DC channel connected to power center

单位:MW

直流外送功率	交流通道外送能力	交直流通道总外送能力
8000	5500	13500
7000	5700	12700
6000	5800	11800
5000	6100	11100
4000	6400	10400
3000	6800	9800
2000	7000*	9000*
1000	7000*	8000*
0	7000*	7000*

注:上标“*”表示该项为动态稳定极限值,其余项均为暂态功角稳定极限值。

由表1可知,随着直流外送功率下降、交流通道外送能力上升,系统总外送能力下降;交流通道外送能力上升量小于直流外送功率下降量。仿真结果与第3节理论分析结论一致,验证了结论的正确性。

5 应用与讨论

电源中心交直流通道外送能力的耦合特性降低了电网运行方式灵活性。如何充分把握这一特征,实现调度运行最优化,具有重要意义。

以图8所示的算例系统B为例,一个电源中心分布于系统1最末端,该电源中心通过交流通道与系统1主网相联。系统1通过2条直流通道向系统2送电,直流通道A落点位于末端电源中心,外送能力与电源中心的交流通道外送能力耦合;直流通道B落点位于系统1主网中,外送能力不受省内交流断面限制。图中,系统1、2为2个非同步系统。

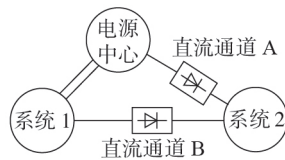


图8 算例系统B示意图

Fig.8 Schematic diagram of case System B

晚高峰时期,若由于新能源出力、实际负荷与日前预测存在偏差或机组故障等原因,导致系统1实时电力供应紧张,欲回降直流外送功率。从电力平衡角度,回降直流通道B的外送功率,能够给予系统1等额的电力支撑;回降直流通道A的外送功率,由于交流通道外送能力上升量小于直流外送功率下降量,系统1获得的电力支撑较小。此时,回降直流通道B外送功率为较优选择。

同样在晚高峰时期,系统2电力不足,欲升高直流外送功率。此时,若电源中心交流通道外送功率已达极限,而电源中心仍有备用空间,升高直流通道A的外送功率能够在系统1减少较小电力供应的前提下最大限度地支援系统2。

总之,令落点于电源中心、与交流通道存在耦合特性的直流通道运行于较高功率外送的状态,再统筹组织送、受端区的潮流分布,从电网运行角度能够获得更大收益。然而在实际运行中,电源中心交流通道及直流通道B在系统1的落点不同,2条直流通道在系统2的落点不同,系统内可能存在其他交流断面约束,无法如上述讨论这样简单得到结论。本节希望通过简单的讨论抛砖引玉,为实际运行与研究带来思考。

6 结论

本文针对电源中心交直流通道外送功率功角稳定极限的耦合特性进行研究。首先建立外送系统的数学模型,在讨论了系统故障特征的基础上分析了交直流外送系统的功角稳定性。然后对交直流通道外送能力的耦合特性进行探讨,通过推导得到以下结论:增加直流外送功率能够提高交直流通道总外送能力;增加交流通道外送能力须调减直流外送功率,同时交直流通道总外送能力下降,且交流通道外送能力提高量小于直流外送功率调减量。在实际电网的基础上进行仿真分析,验证了结论的正确性。最后讨论所得结论在实际运行中的意义,初步得到以下结论:令落点于电源中心、与交流通道存在耦合特性的直流通道保持较高的外送功率,有助于实现电网的更优运行。进而为电网结构与本文数学模型相似的实际工程提供参考。

参考文献:

- [1] 徐政,黄弘扬,周煜智. 描述交直流并列系统电网结构品质的3种宏观指标[J]. 中国电机工程学报,2013,33(4):1-8.
XU Zheng, HUANG Hongyang, ZHOU Yuzhi. Three macroscopic indexes for describing the quality of AC/DC hybrid power grid structures[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(4):1-8.
- [2] 逢博. 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.
- [3] 顾雨嘉,曾雪洋,田蓓. 宁夏电网多直流送端暂态过电压机电-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] 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.
- [5] 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.
- [6] 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.
- [7] 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.
- [8] 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 Equipment, 2019, 39(9):124-129.
- [9] 林俐,吴聪聪,齐军. 大规模风火混合送端系统严重故障下的紧急切机策略分析[J]. 电网技术,2016,40(3):882-888.
LIN Li, WU Congcong, QI Jun. Analysis of urgent generator tripping control under serious fault for sending-end system of bundled thermal/wind power [J]. Power System Technology, 2016, 40(3):882-888.
- [10] 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.
- [11] 秦世耀,姜蓉蓉,刘晋,等. UHVDC闭锁引发风电场暂态过电压分析及HVRT协调控制[J]. 电力自动化设备,2020,40(6):63-69.
QIN Shiyao, JIANG Rongrong, LIU Jin, et al. Transient overvoltage analysis of wind farm with UHVDC block and HVRT coordinated control [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(6):63-69.
- [12] 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.
- [13] LIU J, JIANG R, LIU Q, et al. Study on transient overvoltage of wind farm caused by fault of HVDC system and its suppression measures [C]//2018 2nd IEEE Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2). Beijing, China: IEEE, 2018:1-6.
- [14] 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.
- [15] 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.
- [16] 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 in-

terconnected power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(21): 5492-5499.

- [17] ALAM M T, AHSAN Q. A mathematical model for the transient stability analysis of a simultaneous AC-DC power transmission system[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(4): 3510-3520.

- [18] 中华人民共和国国家经济贸易委员会. 电力系统安全稳定导则: DL 755—2001[S]. 北京: 中国电力出版社, 2001.

- [19] 赵畹君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2011: 122-135.

作者简介:



李琦

李琦(1970—),男,河南南阳人,高级工程师,硕士,研究方向为电力系统优化运行(E-mail: liqi@sn.sgcc.com.cn);

王碧阳(1991—),女,山西平陆人,工程师,博士,通信作者,研究方向为电力系统优化运行与规划(E-mail: wangbiyang1991@163.com)。

(编辑 李玮)

Analysis of maximum transmission capacity coupling characteristics between AC and DC lines connected to asynchronous receiving-end systems

LI Qi, WANG Biyang, CHI Fangde, LI Li

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

Abstract: According to the transmission capacity coupling characteristics between AC and DC lines connected from power source center to asynchronous systems found in simulation, the power-angle transient stability of AC and DC transmission channel with asynchronous receiving-end power grid is studied. The power-angle transient stability analysis is conducted based on the system equivalent model and the analysis of DC failures. Then, it is found that the total transmission capacity increases as the DC sending power increases according to the rigorous derivation. Additionally, to improve the maximum transmission capacity of AC lines, the DC sending power needs to be reduced, which could result in a reduction of total transmission capacity, and the delivery capacity improvement of AC channel is less than the reduction of DC delivery power. Case studies of a practical power grid verify the effectiveness of the proposed model. Finally, the application of the proposal is discussed through a simplified power system, which provides reference for practical operation and further academic research.

Key words: AC and DC transmission system; transient angle stability; maximum transmission capacity; coupling characteristics