

# 考虑故障状态的 LCC-HVDC 建模方法研究

王梓懿<sup>1</sup>, 肖华锋<sup>1</sup>, 高博<sup>2</sup>, 丁津津<sup>2</sup>, 孙辉<sup>2</sup>

(1. 东南大学电气工程学院, 江苏 南京 210096;

2. 安徽省电力有限公司电力科学研究院, 安徽 合肥 230601)

**摘要:** 直流输电系统的参数设计和故障分析依赖于系统建模与仿真, 常规详细模型的仿真需要借助实时数字仿真等设备, 而现有的简化模型又难以保证故障状态下的准确性, 亟需提出新的建模方法以减小简化模型的暂态误差, 继而降低直流输电系统的仿真难度与投入成本。为此, 文中提出一种基于电网换相换流器的高压直流输电 (LCC-HVDC) 的常微分方程 (ODE) 模型, 并将开关函数扩展到兼顾故障运行状态。首先, 基于开关函数理论推导出 LCC-HVDC 的 ODE 模型; 接着分析了自然换相点偏移和换相失败对开关函数的影响, 并以此提出一种考虑故障状态的开关函数调制策略; 最后结合仿真算例, 研究了 ODE 模型在多种故障状态下的运行特性, 并计算对比了仿真误差与运行效率。仿真结果表明, 文中 ODE 模型能够准确反映换流阀的各种故障状态, 且具有误差小、效率高的优点。

**关键词:** 常微分方程 (ODE) 模型; 自然换相点偏移; 换相失败; 调制策略; 仿真误差; 运行效率

**中图分类号:** TM743

**文献标志码:** A

**文章编号:** 2096-3203(2021)05-0078-09

## 0 引言

近年来, 高压直流输电 (high voltage direct current, HVDC) 技术应用广泛<sup>[1-3]</sup>, 国内已投运和在建的直流输电线路已超过 18 条。其中, 在大功率直流输电的场合下, 以晶闸管为核心的电网换相换流器 (line-commuted converter, LCC) 仍然是首选<sup>[4]</sup>。

直流输电系统的参数设计、稳定性研究、交直流系统相互作用研究以及基于故障分析的控保系统设计依赖于对换流器的准确建模, 受大功率 LCC-HVDC 的元件数量和复杂程度限制, 包含阀过程的电磁暂态仿真难以在普通计算设备中进行。目前已有多种简化模型被提出, 包括准稳态模型、阻抗模型、以开关函数为核心的开关函数模型和动态相量模型等<sup>[5-8]</sup>。准稳态模型本质上是一种平均值模型, 忽略了阀的换相过程, 常应用于直流输电系统规划设计和小信号稳定性分析<sup>[9]</sup>。阻抗模型建立在准稳态模型的基础上, 通常用于研究直流输电系统的振荡稳定性<sup>[10]</sup>。开关函数模型和动态相量模型更关注阀的换相过程, 利用开关函数数值的变化来表示阀的不同状态, 以此简化模型的计算量, 开关函数模型保留了换流器的动态过程, 其精度高于准稳态模型和阻抗模型, 广泛应用于直流输电系统暂态分析。动态相量模型在开关函数模型的基础

上, 引入动态相量的概念, 根据精度需要, 保留开关函数傅里叶系数中特定的项, 以此简化模型, 降低计算复杂度<sup>[11-12]</sup>。

开关函数模型和动态相量模型由于物理概念清晰、运行效率高而得到广泛应用, 但传统开关函数无法准确反映三相不对称和换相失败下的阀过程, 因此需要对传统开关函数进行修正。文献[13]分析了三相不对称下自然换相点的偏移, 并计算出相位修正量, 以此修正开关函数。文献[14]详细分析了单次换相失败和多次换相失败下的阀过程及相应的预期开关函数, 通过实时测量换相电压或熄弧角, 判断是否发生换相失败, 进而通过前一时刻的开关函数, 判断换相失败的类型和故障相, 以此为依据将原开关函数替换为预期开关函数。目前已提出的方法都是基于特定故障的分析和修正, 未能将多种故障对开关函数的影响进行统一, 且无法应对更为复杂的组合故障。

为此, 文中首先分析了 LCC 的运行原理, 在开关函数模型的基础上建立 LCC 的常微分方程 (ordinary differential equation, ODE) 模型。利用换相方程, 将换流器的多种故障统一到阀的层面, 并提出一种同时适用于三相不对称故障和换相失败的开关函数调制策略。最后, 建立昌吉古泉 ±1 100 kV 直流输电系统的 ODE 模型和详细模型 (detailed model, DM)。通过稳态、动态和故障下的仿真对比, 验证开关函数调制策略的准确度和 ODE 模型的运行效率。

收稿日期: 2021-04-17; 修回日期: 2021-07-23

基金项目: 安徽省自然科学基金-能源互联网联合基金资助项目 (2008085UD04)

## 1 ODE 描述与封装方法

### 1.1 开关函数模型的 ODE 描述

LCC 的基本单元为三相桥式电路,包括  $VT_1$ — $VT_6$  共 6 组换流阀,直流侧出口串联平波电抗器  $L_d$ , 为便于理解和说明,桥臂阀组统一用单个晶闸管的电气符号表示,如图 1 所示。其中  $u_a, u_b, u_c$  分别为三相交流电压源的电压; $i_a, i_b, i_c$  分别为三相交流电流; $R, L$  分别为交流等效电阻和交流等效电感; $u_{pn}$  为直流侧出口电压; $u_d$  为直流电压; $i_d$  为直流电流。

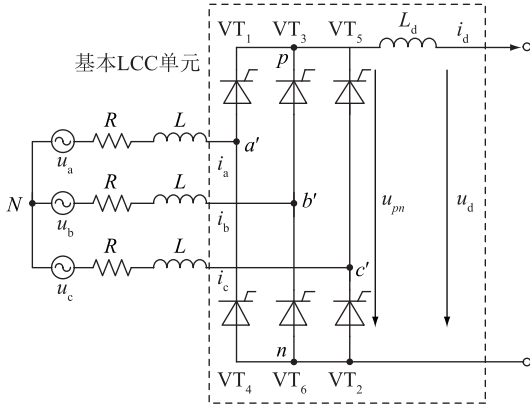


图 1 基本 LCC 拓扑

Fig.1 Topology of basic LCC

根据开关函数模型原理<sup>[15]</sup>,可获得三相六脉波换流器的开关函数模型:

$$\begin{bmatrix} u'_a \\ u'_b \\ u'_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} - R \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} - L \begin{bmatrix} di_a/dt \\ di_b/dt \\ di_c/dt \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$u_d = \begin{bmatrix} S_{ua} \\ S_{ub} \\ S_{uc} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} u'_a \\ u'_b \\ u'_c \end{bmatrix} - L_d \frac{di_d}{dt} \quad (2)$$

$$\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{ia} \\ S_{ib} \\ S_{ic} \end{bmatrix} i_d \quad (3)$$

式(1)为交流电压方程,式(2)为直流电压方程, $S_{ua}, S_{ub}, S_{uc}$  分别为 a、b、c 相电压开关函数,由阀电压开关函数  $S_{u1}, S_{u2}, S_{u3}, S_{u4}, S_{u5}, S_{u6}$  获得,即  $S_{ua} = S_{u1} - S_{u4}, S_{ub} = S_{u3} - S_{u6}, S_{uc} = S_{u5} - S_{u2}$ ;式(3)为交流电流输出方程, $S_{ia}, S_{ib}, S_{ic}$  为 a、b、c 相电流开关函数,由阀电流开关函数  $S_{i1}, S_{i2}, S_{i3}, S_{i4}, S_{i5}, S_{i6}$  获得,即  $S_{ia} = S_{i1} - S_{i4}, S_{ib} = S_{i3} - S_{i6}, S_{ic} = S_{i5} - S_{i2}$ 。

三相电压、电流开关函数反映了换流阀的电压、电流状态,开关函数的调制需要准确反映 LCC 的换相状态,同时,为降低计算量,也需要对换相过程中交流电流的变化过程作线性化处理。以 a 相电

压、电流开关函数的调制过程为例,具体如图 2 所示。

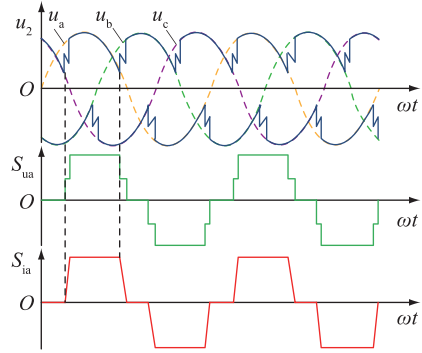


图 2 a 相电压和电流开关函数波形

Fig.2 Voltage and current switching function waveforms for phase a

为进一步简化 LCC 模型,使其更加直观,需要将式(1)一式(3)进行变形。

首先,将交流电压方程与直流电流方程代入直流电压方程中,可获得:

$$u_d = \begin{bmatrix} S_{ua} \\ S_{ub} \\ S_{uc} \end{bmatrix}^{-1} \left[ \begin{bmatrix} u_a - i_a R - L \frac{d(S_{ia} i_d)}{dt} \\ u_b - i_b R - L \frac{d(S_{ib} i_d)}{dt} \\ u_c - i_c R - L \frac{d(S_{ic} i_d)}{dt} \end{bmatrix} - L_d \frac{di_d}{dt} \right] \quad (4)$$

式(4)中存在项  $S_{um} d(S_{im} i_d)/dt$  ( $m=a, b, c$ ),而该项可展开成如下形式:

$$S_{um} \frac{d(S_{im} i_d)}{dt} = S_{um} i_d \frac{dS_{im}}{dt} + S_{um} S_{im} \frac{di_d}{dt} \quad (5)$$

在式(5)等号右边第一项存在输入量的微分,为避免微分计算带来的不稳定,需对该项进行处理,现作如下讨论:

(1) 在非换相过程中,均有  $dS_{im}/dt=0$ ,此时有:

$$S_{ua} i_d \frac{dS_{ia}}{dt} + S_{ub} i_d \frac{dS_{ib}}{dt} + S_{uc} i_d \frac{dS_{ic}}{dt} = 0 \quad (6)$$

(2) 在换相过程中,以共阴组 a-b 换相过程为例,有  $S_{ua}=S_{ub}=0.5, S_{uc}=-1$ ,且  $dS_{ia}/dt=-dS_{ib}/dt, dS_{ic}/dt=0$ ,那么,对于任意换相过程,式(6)仍成立。因此可忽略式(5)中的  $S_{um} i_d dS_{im}/dt$ ,式(4)可进一步简化为:

$$\left( L_d + L \begin{bmatrix} S_{ua} \\ S_{ub} \\ S_{uc} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} S_{ia} \\ S_{ib} \\ S_{ic} \end{bmatrix} \right) \frac{di_d}{dt} = \begin{bmatrix} S_{ua} \\ S_{ub} \\ S_{uc} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} - u_d - R \begin{bmatrix} S_{ua} \\ S_{ub} \\ S_{uc} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} S_{ia} \\ S_{ib} \\ S_{ic} \end{bmatrix} i_d \quad (7)$$

式(7)即为 LCC 开关函数模型的 ODE 形式,即 ODE 模型。

## 1.2 LCC-HVDC 系统的 ODE 封装

在实际 LCC-HVDC 系统中,为减小直流纹波,通常将 2 个或 4 个 6 脉波换流器的直流侧串联、交流侧接移相  $30^\circ$  构成 12 脉波换流器和双 12 脉波换流器,其 ODE 模型可由式(7)推导而得。而系统中的交、直流滤波器组、接地极、直流线路等不是本次研究的重点,且难以统一建模,因此将数学建模范围限制在换流器部分,利用受控电流源或受控电压源将信号量转换为电气量,构成与外部电路的电气接口,实现换流器 ODE 模型的封装,建立换流器的模块化 ODE 模型,其余电路则采用详细模型建模。

对 ODE 模型进行封装需选取合适的输入、输出量,避免出现电流源与电感串联、电压源与电容并联的情况。针对前文所述的基本 LCC 单元,直流输出量为直流电流,交流输出量为三相交流电流;12 脉波换流器以及双 12 脉波换流器由 2 个或 4 个基本 LCC 级联而成,其直流输出量同样应为直流电流,交流输出量为三相交流电流,均由受控电流源作为电气接口,整流侧 12 脉波换流器的 ODE 封装形式如图 3 所示。逆变侧封装模块受控电流源的正方向与整流侧封装相同,但直流端口的电压极性与整流侧封装模块相反。

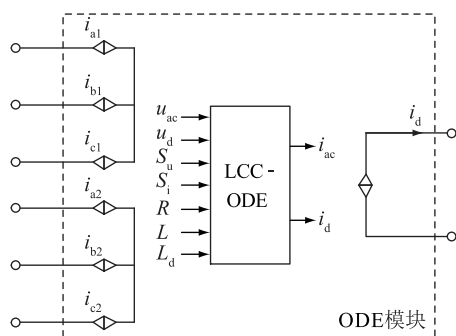


图 3 12 脉波换流器的 ODE 封装

Fig.3 ODE package of 12-pulse converter

## 2 考虑故障状态的开关函数调制策略

前文所述的开关函数调制过程为传统调制方法,只适用于三相对称下的稳态运行,在非理想工作状态下,如发生不对称故障以及换相失败时,传统开关函数调制将失效,需对其进行修正,以准确反映换流器真实运行状态。

文中首先分析故障状态对换相过程的影响,然后提出相应的开关函数调制策略。

### 2.1 自然换相点偏移

以 a 相接地短路为例,故障发生后,a、b、c 的自

然换相点发生偏移,如图 4 所示,其中  $u'_a$  为 a 相接地短路后 a 相电压波形。

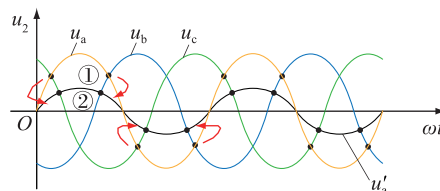


图 4 a 相接地短路

Fig.4 Short circuit to ground of phase a

a 相幅值的降低导致 a 与 b 的自然换相点从点 ① 转移至点 ②,以 a-b 换相过程为例,对 a-b 换相过程的影响体现在以下方面:

(1) 换相电压  $u_{ba}$  的过零点相对于 b 相电压过零点发生偏移,换相开始时刻  $u_{ba}$  相对于过零点的相位不再是导通角  $\alpha$ ;

(2) 换相电压  $u_{ba}$  的幅值发生变化。

$u_{ba}$  的相位和幅值的改变会引起换相角和熄弧角的改变,进而影响开关函数的波形。要使开关函数准确反映三相电压不对称带来的影响,核心在于对换相电压  $u_{ba}$  的过零点的相位实时修正:设  $u_a = U_a \sin \omega t, u_b = U_b \sin(\omega t - 2\pi/3)$ ,令  $u_a = u_b \mid_{\omega t = \omega t_{ab}}$ ,可解得:

$$\omega t_{ab} = \tan^{-1} \frac{-\sqrt{3}}{2U_a/U_b + 1} \quad (8)$$

式(8)即为图 4 中点 ② 的相位,点 ② 超前点 ① 的角度即为换相电压  $u_{ba}$  过零点的相位偏移角  $\theta_{ab}$ 。

$$\theta_{ab} = -\frac{\pi}{6} - \tan^{-1} \frac{-\sqrt{3}}{2U_a/U_b + 1} \quad (9)$$

同理可得 b-c, c-a 的相位偏移角为:

$$\theta_{bc} = -\frac{\pi}{6} - \tan^{-1} \frac{-\sqrt{3}}{2U_b/U_c + 1} \quad (10)$$

$$\theta_{ca} = -\frac{\pi}{6} - \tan^{-1} \frac{-\sqrt{3}}{2U_c/U_a + 1} \quad (11)$$

以上桥臂 a-b 换相过程为例,具体如图 5 所示。其中,  $i_{sc}$  为换相短路电流,且有:

$$i_a = i_d - i_{sc} \quad (12)$$

$$i_b = i_{sc} \quad (13)$$

交流等效电阻  $R$  为变压器等效电阻与交流电网等效电阻之和,其数值通常较小,引起的压降可以忽略不计。因此,为简化换相过程的求解,文中忽略交流等效电阻  $R$ ,则换相过程中 a、b 相电压回路方程为:

$$u_a - L \frac{di_a}{dt} = u_b - L \frac{di_b}{dt} \quad (14)$$

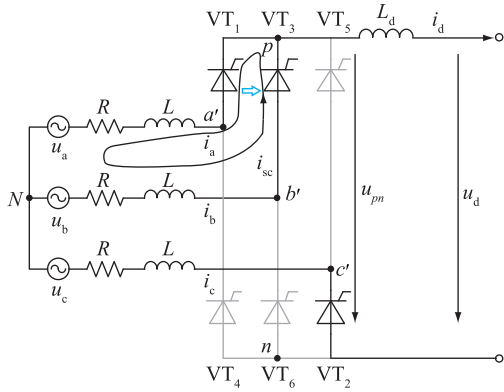


图5 上桥臂 a-b 换相过程

Fig.5 a-b commutation process of upper arm

设:

$$u_b = \sqrt{2} U_b \sin(\omega t + \pi/6) \quad (15)$$

考虑三相电压不对称的影响,换相电压  $u_{ba}$  为:

$$u_{ba} = \sqrt{2} U_{ba} \sin(\omega t + \theta_{ab}) \quad (16)$$

将式(12)、式(13)、式(16)代入式(14)中,可解得换相电路电流  $i_{sc}$  为:

$$i_{sc} = \frac{\sqrt{2} U_{ba}}{2\omega L} [\cos(\alpha + \theta_{ab}) - \cos(\omega t + \theta_{ab})] \quad (17)$$

令  $i_{sc} \big|_{\omega t = \alpha + \mu_{ab}} = i_d$ , 可解得换相角  $\mu_{ab}$  和熄弧角  $\gamma_{ab}$  为:

$$\mu_{ab} = \cos^{-1} \left[ \cos(\alpha + \theta_{ab}) - \frac{2\omega L i_d}{\sqrt{2} U_{ba}} \right] - (\alpha + \theta_{ab}) \quad (18)$$

$$\gamma_{ab} = \pi - \cos^{-1} \left[ \cos(\alpha + \theta_{ab}) - \frac{2\omega L i_d}{\sqrt{2} U_{ba}} \right] \quad (19)$$

当三相不对称时,也可能会出现换相电压过零点滞后的情况,此时若导通角  $\alpha < -\theta_{ab}$ ,实际触发时刻将由滞后角度  $-\theta_{ab}$  决定,实际导通角  $\alpha_{real} = -\theta_{ab}$ ,将其代入式(18)一式(19)中,可得实际换相角和熄弧角为:

$$\mu_{ab} = \arccos \left( 1 - \frac{2\omega L i_d}{\sqrt{2} U_{ba}} \right) \quad (20)$$

$$\gamma_{ab} = \pi - \arccos \left( 1 - \frac{2\omega L i_d}{\sqrt{2} U_{ba}} \right) \quad (21)$$

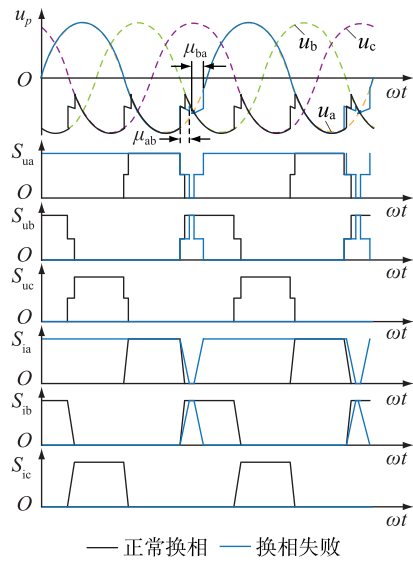
特别地,当  $\alpha < -\theta_{ab}$  时,换流器通常运行在整流状态,通常不会发生换相失败,因此无需考虑换相失败的情况。

## 2.2 换相失败

换相失败的特征在于晶闸管无法有效关断,单个晶闸管持续导通<sup>[16-17]</sup>。以上桥臂 a-b 换相过程为例,a 相晶闸管因熄弧角过小或阀短路等故障,在

换相电压过零前没有有效关断,因此在换相电压由正变负后 A 相晶闸管重新开通,b 相晶闸管继而关断,发生倒换相,这个过程称为换相失败<sup>[18]</sup>;当 c 相晶闸管触发脉冲到来后,往往由于  $u_{ca} < 0$  而无法开通,a 相晶闸管持续导通,直至 b 相晶闸管的触发脉冲再次到来;如果此时故障消失,则 a-b 能够正常换相,该过程称为单次换相失败;如果此时故障仍然存在,则 a-b 仍无法成功换相,换流器将重复上述状态,该过程称为连续换相失败<sup>[19]</sup>。换相失败最直接的判据是熄弧角  $\gamma$  是否小于晶闸管的最小熄弧角  $\gamma_{min}$ ,而根据熄弧角  $\gamma$  是否小于 0,换相失败又可分为以下情况:

(1) 当  $0 < \gamma_{ab} < \gamma_{min} \approx 7^\circ$  时,在  $u_{ba} < 0$  前,a 相晶闸管关断,b 相晶闸管完成开通;但在  $u_{ba} < 0$  后,a 相晶闸管重新开通,b 相晶闸管继而关断,发生倒换相,此时,电压、电流开关函数如图 6 所示。其中  $u_p$  为图 5 中 p 点电位。

图6  $0 < \gamma_{ab} < \gamma_{min}$  时电压和电流开关函数Fig.6 Voltage and current switching functions when  $0 < \gamma_{ab} < \gamma_{min}$ 

这种情况下包含 2 个换相过程,在  $u_{ba} < 0$  前的换相过程的换相角  $\mu_{ab}$  以及熄弧角  $\gamma_{ab}$  可利用式(18)一式(19)计算得出; $u_{ba} < 0$  后,令  $i_a = i_{sc}$ ,  $i_b = i_d - i_{sc}$ ,根据 A-B 相电压回路方程,可计算出换相短路电流  $i_{sc}$  为:

$$i_{sc} = \frac{\sqrt{2} U_{ba}}{2\omega L} [\cos(\omega t + \theta_{ab}) + \cos \theta_{ab}] \quad (22)$$

令  $i_{sc} \big|_{\omega t = \pi + \mu_{ba}} = i_d$ , 进而可解得换相角  $\mu_{ba}$  为:

$$\mu_{ba} = \arccos \left( \cos \theta_{ab} - \frac{2\omega L i_d}{\sqrt{2} U_{ba}} \right) - \theta_{ab} \quad (23)$$

(2) 当  $\gamma_{ab} < 0$  时,a 相电流始终大于零,换相过



程将延续到  $u_{ba} < 0$  之后,且式(18)无解,此时,电压、电流开关函数如图7所示。

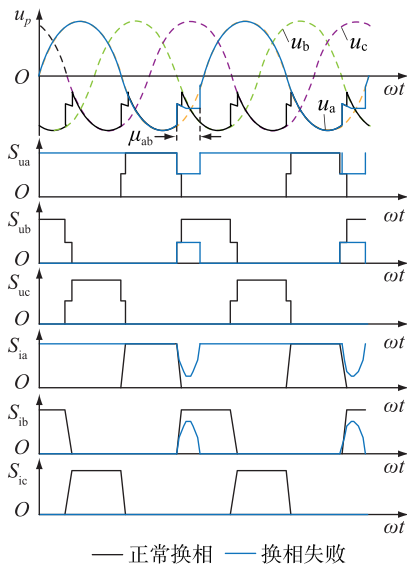


图7  $\gamma_{ab} < 0$  时电压和电流开关函数

Fig.7 Voltage and current switching functions when  $\gamma_{ab} < 0$

此时,仍可利用式(17)计算换相短路电流  $i_{sc}$ ,令:

$$i_{sc} \big|_{\omega t = \alpha + \mu_{ab}} = 0 \quad (24)$$

可解得:

$$\mu_{ab} = 2\pi - 2\alpha - 2\theta_{ab} \quad (25)$$

且  $\omega t = \pi - \theta_{ab}$  时,  $i_{sc}$  有最大值:

$$i_{sc} \big|_{\max} = \frac{\sqrt{2}U_{ba}}{2\omega L} [\cos(\alpha + \theta_{ab}) - \cos \pi] \quad (26)$$

### 2.3 调制策略

基于前文的分析,可根据换相电压相位偏移角、换相角和熄弧角等状态变量对换流器运行状态进行判断,并根据当前的运行状态,对开关函数采取相应的调制过程,可按照图8所示流程对开关函数进行调制。调制流程主要分为3个步骤:

- (1) 计算换相电压相位偏移角、换相角和熄弧角;
- (2) 根据计算结果,判断当前换相过程的状态;
- (3) 根据当前换相状态选取对应的换相过程计算模块,输出包括换相角、熄弧角、换相电流最大值等状态变量,结合当前电压相位角,输出开关函数。

## 3 仿真分析

### 3.1 仿真算例

为验证 LCC-HVDC 系统 ODE 模型的准确性和开关函数调制策略的有效性,文中以昌吉古泉  $\pm 1100$  kV 直流输电系统实际工程参数为依据,分别

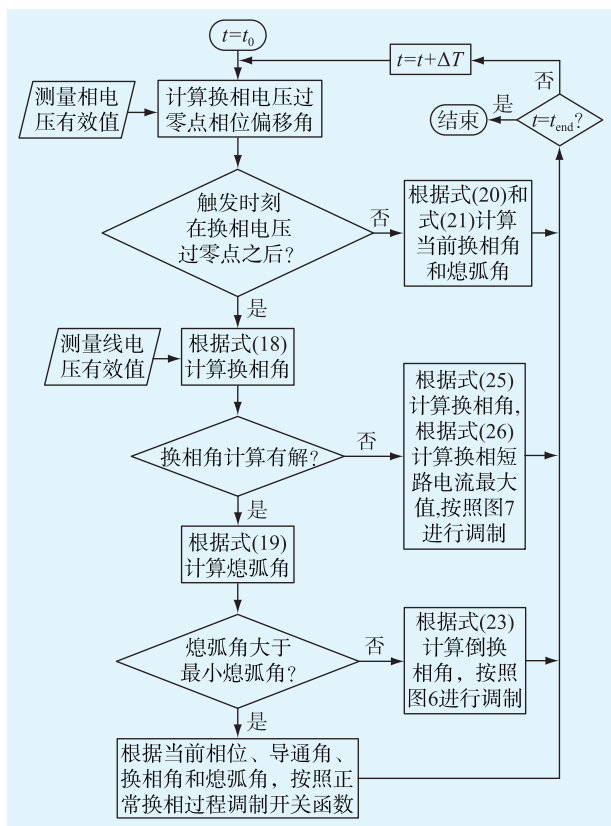


图8 开关函数调制流程

Fig.8 Modulation process of switching function

设置逆变侧交流不对称故障、对称故障以及直流线路故障仿真算例。

算例1:1.6 s时刻在500 kV 交流母线处设置a相接地故障,持续0.1 s,采用定触发角控制,整流侧和逆变侧的触发角整定值分别为  $8^\circ$  和  $145^\circ$ ;

算例2:1.6 s时刻在500 kV 交流母线处设置三相短路故障,持续0.1 s,采用定触发角控制,整流侧和逆变侧的触发角整定值分别为  $8^\circ$  和  $145^\circ$ ;故障发生后,逆变侧触发角增加  $10^\circ$ ;

算例3:1.6 s时刻在直流线路靠近整流侧的某一点设置接地故障,持续0.1 s,采用定触发角控制,整流侧和逆变侧的触发角整定值分别为  $8^\circ$  和  $145^\circ$ ;故障发生后,整流站触发角增加到  $164^\circ$ 。

仿真时间均为2 s,算例中涉及的直流系统为双极双12脉波LCC-HVDC,如图9所示。其中送端接入750 kV 交流电网,受端分层接入500 kV 和1000 kV 交流电网,直流系统参数如表1所示。

基于文中提出的 LCC-HVDC 系统 ODE 模型,在 Matlab/Simulink 中建立相应的 HVDC 系统模型,对直流系统500 kV 交流母线a相接地故障进行仿真,并将结果与其相应的DM进行比较<sup>[20-24]</sup>。

### 3.2 仿真结果

算例1:在故障发生时刻附近,详细模型中逆变

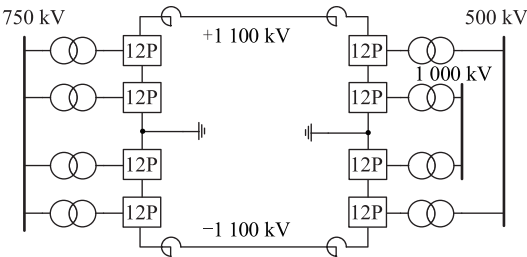


图 9 仿真系统结构

Fig.9 Structure of simulation system

表 1 直流系统参数

Table 1 Parameters of DC system

参数	送端	受端
额定输送功率/MW	12 000	
直流额定电压/kV	$\pm 100$	
直流额定电流/A	5 454	
交流额定电压/kV	750	500/1 000
平波电抗器/mH	300	300
换流变额定容量/(MV·A)	607.5	587
换流变额定电压/kV	775/236.2	510/228.3 1 050/228.3
换流变空载电流/%	0.25	0.2

站阀电压波形以及对应的电压开关函数调制波形如图 10 所示,其中阀电压为标么值,其基准值为 500 kV;详细模型与 ODE 模型的直流线路电流  $i_d$ ,整流侧直流电压  $u_{dr}$ ,逆变侧直流电压  $u_{di}$ 见图 11。

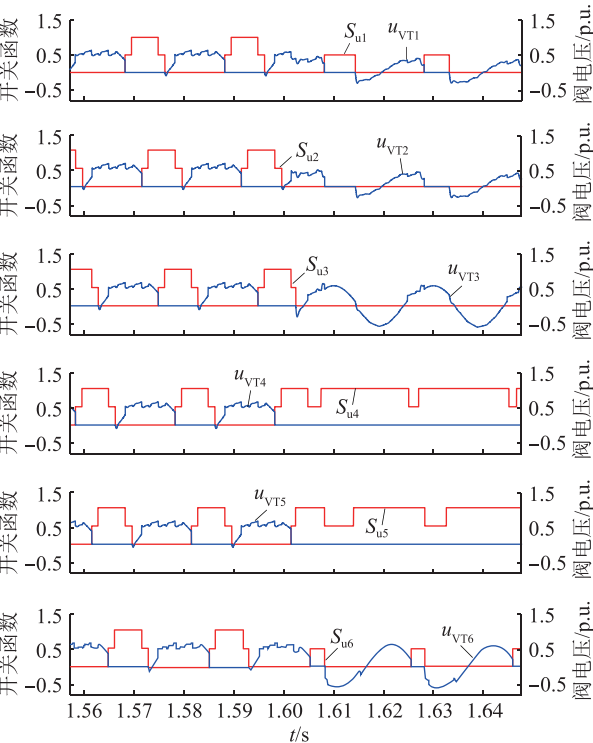


图 10 阀电压与电压开关函数仿真波形

Fig.10 Simulation waveforms of valve voltage and voltage switching function

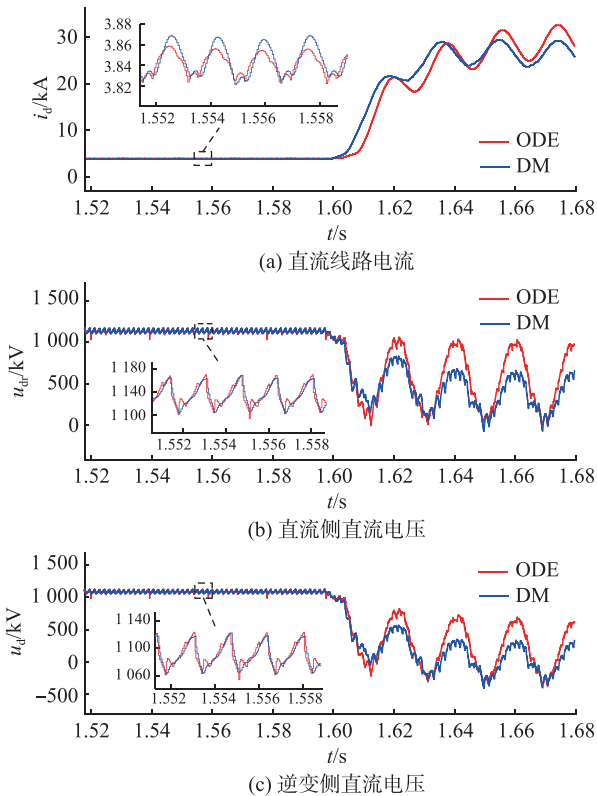


图 11 直流线路仿真波形(算例 1)

Fig.11 Simulation waveforms of DC line(example 1)

从仿真波形中可以看出,换相电压相位偏移角修正策略能够准确跟踪不对称故障带来的相位偏差;在系统发生换相失败后,开关函数调制策略能够根据实际系统的运行状况确定当前工作状态,并正确判断连续导通的相。

直流线路仿真波形反映了 ODE 模型在相位以及波形变化趋势上与 DM 较为接近。但由于 ODE 模型忽略阀缓冲电路的影响,并且将换流变压器等效为交流阻抗,ODE 模型的直流电压和直流电流在幅值上与详细模型出现偏差。

算例 2:在故障发生时刻附近,详细模型与 ODE 模型的直流线路电流  $i_d$ ,整流侧直流电压  $u_{dr}$ ,逆变侧直流电压  $u_{di}$ 如图 12 所示。

在 1.6 s 时刻,500 kV 交流母线发生三相短路故障,逆变侧直流电压迅速跌落,直流电流迅速增加,换相角随之增大。为了弥补直流电压跌落,在控制器的作用下,逆变侧触发角增大  $10^\circ$ ,这导致熄弧角进一步减小,从而发生了换相失败。由仿真结果可见,在发生对称故障时,ODE 模型精度高于不对称故障。

算例 3:在故障发生时刻附近,详细模型与 ODE 模型的整流侧的换流器电流  $i_{dr}$ ,整流侧直流电压  $u_{dr}$ ,逆变侧直流电压  $u_{di}$ 如图 13 所示。

故障发生后,整流侧触发角迅速增大至  $164^\circ$ ,

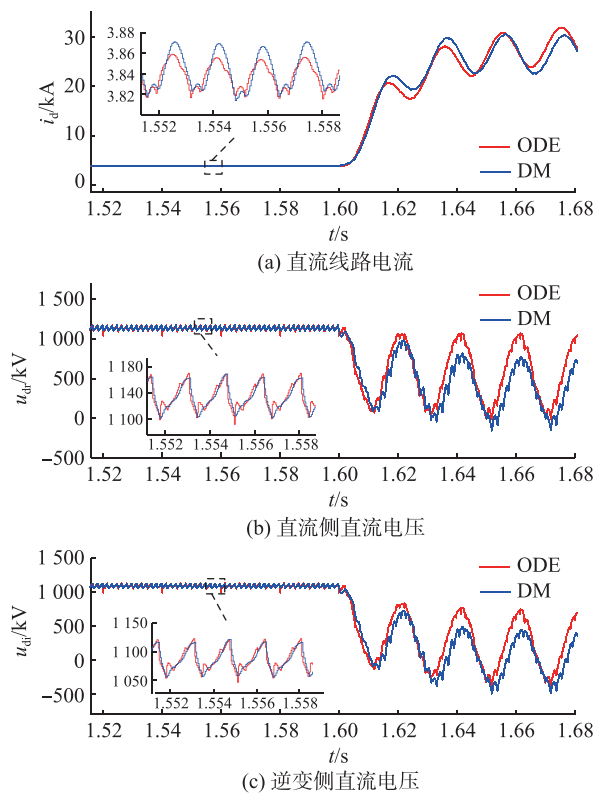


图 12 直流线路仿真波形(算例 2)  
Fig.12 Simulation waveforms of DC line (example 2)

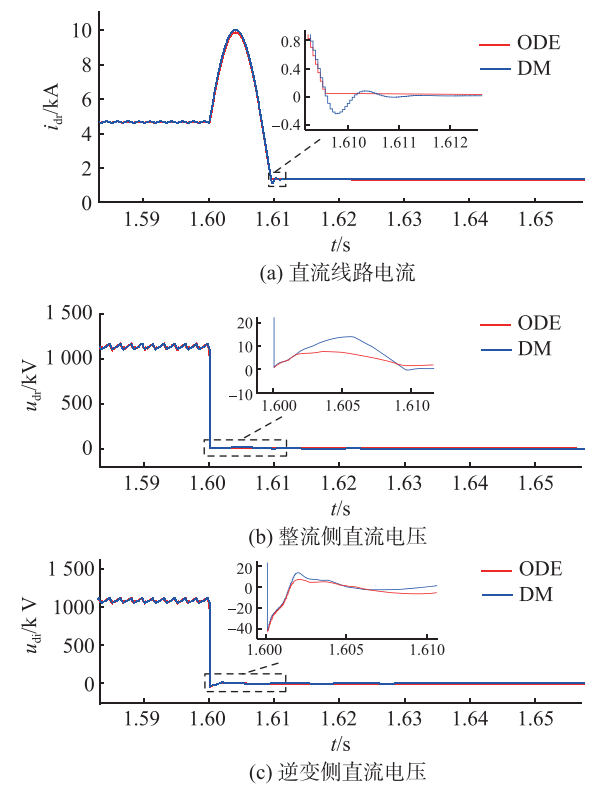


图 13 直流线路仿真波形(算例 3)  
Fig.13 Simulation waveforms of DC line (example 3)  
直流电流和直流电压迅速降为 0。由于 ODE 模型忽略了换流阀的开关损耗以及相关寄生参数,直流

电流在过零之后没有振荡过程。由仿真结果可见,在相同的运行参数下,ODE 模型能够较为准确地模拟直流电路故障以及触发角突变的情况。

上述 3 个算例中详细模型和 ODE 模型的运行时间如表 2 所示,直流电流  $i_d$  ( $i_{dr}$ ) 的误差在正常运行(0~1.6 s)和故障运行(1.6~2.0 s)期间的平均值如表 3 所示。

表 2 模型运行时间

Table 2 The running time of models s			
模型	运行时间		
	算例 1	算例 2	算例 3
ODE	35.55	30.53	31.48
DM	52.28	49.52	50.51

表 3 直流电流平均误差

Table 3 Average error of DC current %			
状态	平均误差		
	算例 1	算例 2	算例 3
正常	0.45	0.45	0.45
故障	6.8	5.6	3.2

4 结论

文中提出一种基于开关函数的 LCC-HVDC 系统 ODE 模型,通过对开关函数进行故障状态的修正,准确模拟了 HVDC 系统在交流故障和直流故障下的换流阀动态过程,主要结论如下:

(1) 将 LCC 的开关函数模型表示为 ODE 形式,并结合开关函数特性剔除 ODE 中与系统运行无关的项,使模型具有明确的输入、输出量,也提高了 ODE 模型的运行速度。仿真结果表明,与详细模型相比,ODE 模型在运行速度上有明显的优势,且仿真误差最大不超过 7%。

(2) 以换相方程作为换流阀状态判断的依据,使得文中提出的开关函数调制策略相比于传统开关函数修正策略更加灵活,具有相位误差小、能适应多种故障状态的特点。仿真结果表明,在发生自然换相点偏移以及换相失败时,开关函数波形均能准确“跟踪”DM 中阀的状态。

考虑故障状态的 ODE 模型可应用于多端混合直流输电等大规模输电系统的建模,模型的仿真精度保证了仿真结果的可靠性;而模型在仿真效率上的优势能够显著降低对仿真设备性能的要求,提高仿真速度,缩短直流输电系统参数设计的时间周期。

本文得到国网安徽省电力有限公司科技项目(521205180020)资助,谨此致谢!

## 参考文献:

- [1] 孔祥平,李鹏,高磊,等. 基于深度学习的特高压直流控制保护系统可视化技术[J]. 电网与清洁能源,2020,36(2):29-37.  
KONG Xiangping, LI Peng, GAO Lei, et al. The visualization technology of the UHVDC control and protection system based on deep learning[J]. Power System and Clean Energy, 2020, 36(2):29-37.
- [2] 袁博,王颖,邵华,等. (特)高压直流线路单极故障隔离策略[J]. 电网与清洁能源,2020,36(12):9-18.  
YUAN Bo, WANG Ying, SHAO Hua, et al. Isolation strategy for pole-to-ground fault of (U)HVDC lines[J]. Power System and Clean Energy, 2020, 36(12):9-18.
- [3] 张怿宁,孟令军,王越杨. 基于非接触式行波采集的分布式高压直流故障测距方法[J]. 电网与清洁能源,2020,36(4):55-59,65.  
ZHANG Yining, MENG Lingjun, WANG Yueyang. A fault location method for distributed hvdc high resistance fault based on non-contact traveling wave collecting[J]. Power System and Clean Energy, 2020, 36(4):55-59, 65.
- [4] 董朝阳,吉攀攀,冯敏,等. 基于 LCC-FHMMC 混合直流输电的控制策略研究及试验验证[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(13):148-155.  
DONG Chaoyang, JI Panpan, FENG Min, et al. Control strategies and experimental verification for hybrid HVDC system based on LCC and FHMMC[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(13):148-155.
- [5] PROBST L, HAHN C, LUTHER M. A novel approach for analytical modeling of line commutated converter based HVDC systems for electromagnetic transient analysis [C]//2015 IEEE Eindhoven Power Technology Eindhoven, Netherlands. IEEE, 2015:1-7.
- [6] LIU H C, SUN J. Modeling and analysis of DC-link harmonic instability in LCC HVDC systems [C]//2013 IEEE 14th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics (COMPEL). Salt Lake City, UT, USA. IEEE, 2013:1-9.
- [7] LI B H, LIU T Q, XU W H, et al. Research on technical requirements of line-commutated converter-based high-voltage direct current participating in receiving end AC system's black start [J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2016, 10(9):2071-2078.
- [8] HAHN C, SEMEROW A, LUTHER M, et al. Generic modeling of a line commutated HVDC system for power system stability studies [C]//2014 IEEE PEST&D Conference and Exposition. Chicago, IL, USA. IEEE, 2014:1-6.
- [9] OSAUSKAS C M, WOOD A R. Small signal dynamic modeling of HVDC systems[J]. IEEE Power Engineering Review, 2002, 22(7):62-63.
- [10] LIU H K, XIE X R, LIU W. An oscillatory stability criterion based on the unified  $dq$ -frame impedance network model for power systems with high-penetration renewables [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(3):3472-3485.
- [11] 戚庆茹,焦连伟,严正,等. 高压直流输电动态相量建模与仿真[J]. 中国电机工程学报,2003,23(12):31-35.  
QI Qingru, JIAO Lianwei, YAN Zheng, et al. Modeling and simulation of hvdc with dynamic phasors[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(12):31-35.
- [12] DARYABAK M, FILIZADEH S, JATSKEVICH J, et al. Modeling of LCC-HVDC systems using dynamic phasors [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(4):1989-1998.
- [13] NGANDUI E, OLIVIER G, APRIL G E, et al. Comprehensive switching functions approach to calculate harmonics produced by multipulse thyristor converters operating under unbalanced supply [C]//8th International Conference on Harmonics and Quality of Power Proceedings (Cat. No.98EX227). Athens, Greece. IEEE, 1998:837-843.
- [14] 王超. 考虑换相失败的换流站开关函数模型[D]. 北京:华北电力大学,2012.  
WANG Chao. Modeling of switch function considering commutation failure effects for converter[D]. Beijing:North China Electric Power University, 2012.
- [15] HU L, YACAMINI R. Harmonic transfer through converters and HVDC links [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 1992, 7(3):514-525.
- [16] 刘建坤,王蒙,张宇宇,等. 基于 UPFC 抑制 HVDC 换相失败的控制方法研究[J]. 电力工程技术, 2018, 37(5):86-91, 120.  
LIU Jiankun, WANG Meng, ZHANG Ningyu, et al. The control method of HVDC commutation failure based on UPFC[J]. Electric Power Engineering Technology, 2018, 37(5):86-91, 120.
- [17] 周前,张潮,张宇宇,等. 2018 年多直流馈入江苏规划电网连锁换相失败分析[J]. 电力工程技术, 2018, 37(1):51-57.  
ZHOU Qian, ZHANG Chao, ZHANG Ningyu, et al. Analysis on commutation failures in multi-infeed HVDC system in planning power grid of Jiangsu in 2018[J]. Electric Power Engineering Technology, 2018, 37(1):51-57.
- [18] 许韦华,陈争光,汤广福,等. 换流阀设备换相失败故障的暂态分析[J]. 电网技术, 2013, 37(6):1759-1763.  
XU Weihua, CHEN Zhengguang, TANG Guangfu, et al. Analysis on transient commutation failure fault on converter valve [J]. Power System Technology, 2013, 37(6):1759-1763.
- [19] JAFAR M, MOLINAS M. Transformer-less series voltage injection for reactive power compensation of line-commutated HVDC [C]//2012 15th International Power Electronics and Motion Control Conference (EPE/PEMC). NoviSad, Serbia. IEEE, 2012.
- [20] 刘泽洪,余军,郭贤珊,等.  $\pm 1100$  kV 特高压直流工程主接线与主回路参数研究[J]. 电网技术, 2018, 42(4):1015-1022.  
LIU Zehong, YU Jun, GUO Xianshan, et al. Study on main connection line and main circuit parameters of  $\pm 1100$  kV UHVDC [J]. Power System Technology, 2018, 42(4):1015-1022.



- [21] 郭焕,曹均正,汤广福,等.  $\pm 1100\text{ kV}$  特高压直流换流系统主电路优化设计[J]. 电网技术,2013,37(9):2383-2389.  
GUO Huan, CAO Junzheng, TANG Guangfu, et al. Optimization design of main circuit of converter system for  $\pm 1100\text{ kV}$  UHVDC transmission system[J]. Power System Technology, 2013,37(9):2383-2389.
- [22] 郝婧. 基于 EMTDC 仿真平台的特高压直流输电控制系统建模的研究[D]. 北京:华北电力大学,2012.  
HAO Jing. Research on UHVDC control system modeling based on EMTDC[D]. Beijing:North China Electric Power University, 2012.
- [23] 翁华. 大规模交直流系统电磁暂态仿真和稳定控制技术[D]. 杭州:浙江大学,2014.  
WENG Hua. Research on electromagnetic transient simulation and stability control for large-scale AC/DC power systems[D]. Hangzhou:Zhejiang University, 2014.

- [24] KUMAR R, LEIBFRIED T. Analytical modelling of HVDC transmission system converter using Matlab/Simulink [C]// IEEE Systems Technical Conference on Industrial and Commercial Power 2005. SaragotaSprings, NY, USA. IEEE, 2005: 140-146.

作者简介:



王梓懿

王梓懿(1996),男,硕士,研究方向为特高压直流输电系统建模(E-mail:494854942@qq.com);

肖华锋(1981),男,博士,教授,博士生导师,研究方向为新能源接入电网的拓扑、控制及保护技术、宽禁带器件应用技术;

高博(1981),男,硕士,高级工程师,从事电力系统保护与控制工作。

## Modeling method of LCC-HVDC considering fault state

WANG Ziyi<sup>1</sup>, XIAO Huafeng<sup>1</sup>, GAO Bo<sup>2</sup>, DING Jinjin<sup>2</sup>, SUN Hui<sup>2</sup>

(1. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China;

2. State Grid Anhui Electric Power Co., Ltd. Research Institute, Hefei 230601, China)

**Abstract:** The parameter design and fault analysis of high voltage direct current (HVDC) system depend on modeling and simulation. The simulation of traditional detailed model usually needs real-time digital simulator and other equipments. However, it is difficult to ensure the accuracy of fault state in the existing simplified model. Therefore, it is necessary to propose a new modeling method to reduce the transient error of simplified model, and then reduce the simulation difficulty and design cost of HVDC system. In this paper, an ordinary differential equation (ODE) model of HVDC based on line-commuted converter (LCC-HVDC) is proposed, and the fault state of the switching function is modified. Firstly, based on the theory of switching function, the ODE model of LCC is proposed. Then, the influences of natural commutation point offset and commutation failure on the switching function are analyzed, and a switching function modulation strategy considering fault state is proposed. Finally, the simulation error and operation efficiency of ODE mode under various fault conditions are calculated with simulation examples. The simulation results show that the ODE model proposed in this paper accurately reflects the various fault states of the converter valve, with small error and high efficiency.

**Keywords:** ordinary differential equation (ODE) model; natural commutation point offset; commutation failure; modulation strategy; simulation error; operating efficiency

(编辑 方晶)