

基于分布参数的直流线路谐波电流放大特性

常天宇, 王顺亮, 张英敏, 马俊鹏, 张雨晗, 刘天琪
(四川大学电气工程学院, 成都 610065)

摘要: 针对双极高压直流线路中存在的谐波电流放大问题, 在分析线路分布参数的基础上, 提出了一种直流线路谐波电流传递系数的定量计算方法, 可用于评估谐波电流的放大水平。首先, 从多导体线路的耦合关系及双极线路结构出发, 建立了架空线路的谐波阻抗模型; 其次, 推导了线路谐波电流传递的解析式, 并据此深入分析了谐波传递放大的主要影响因素; 然后, 基于均匀传输线的波过程, 揭示了谐波电流的传递规律; 最后, 结合某直流输电工程的技术参数, 在采用非均匀线路送电的三端运行方式下, 在 PSCAD 仿真平台中验证了所提出的线路谐波电流计算方法的准确性。

关键词: 高压直流架空线路; 分布参数; 谐波电流放大; 传递规律; 影响因素; 计算方法

Harmonic Current Amplification Characteristics of HVDC Lines Based on Distributed Parameters

CHANG Tianyu, WANG Shunliang, ZHANG Yingmin, MA Junpeng, ZHANG Yuhan, LIU Tianqi
(College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract: Aiming at the problem of harmonic current amplification in bipolar HVDC transmission lines, we propose a quantitative calculation method of harmonic current transfer coefficient of HVDC line on the basis of analyzing the distribution parameters of lines, which can be used to evaluate the amplification level of harmonic current. Firstly, based on the coupling relationship of multi-conductor lines and the structure of bipolar overhead lines, the harmonic impedance model of overhead line is established. Secondly, the analytical formula of the harmonic current transfer is obtained and the main influence factors of harmonic amplification is analyzed. Then, based on the wave propagation of the transmission line, the transmission regularities of harmonic currents are explored. Finally, combined with the parameters of a HVDC transmission project, under the three-terminal operation mode with non-uniform lines, the accuracy of the proposed harmonic current calculation method is verified in the PSCAD simulation platform.

Key words: HVDC overhead lines; distributed parameter; harmonic current amplification; transmission regularities; influential factors; calculation method

0 引言

近年来, 我国的特高压直流输电技术发展迅速, ± 800 kV/ ± 1100 kV 特高压直流输电工程在大容量、远距离输电方面发挥着日益重要的作用^[1-3]。架空线路作为直流输电系统的重要组成部分, 承载着大型跨区电网间的电能传输和跨区调节的重要任务。随着直流输电功率及电压等级的提升, 经济传输距离也逐渐提高, 多条 ± 800 kV 特高压直流工程的架空线路长度超过 2000 km^[4-5]。直流线路存在其固有的频率阻抗特性, 在某些频段容易产生谐波放大的问题。当换流变压器空载投入运行时, 可能出

现励磁涌流现象, 直流侧 50 Hz 谐波分量大幅增加。当电网换相换流器(line commutated converter, LCC)的晶闸管发生丢失触发脉冲等故障时, 也会在直流侧产生谐波电压, 正、负极线路上产生谐波电流, 若谐波电流流经直流线路发生放大, 可能会产生过电压、过电流, 严重时将引起直流保护动作, 甚至直流闭锁, 严重威胁系统的安全稳定运行^[6]。因此, 研究直流输电线路谐波电流的放大特性尤为重要。

目前, 国内外诸多学者针对直流谐波问题开展了相关研究, 研究主要集中在直流侧阻抗模型的建立以及交直流系统谐波不稳定判据方面^[7-9], 在直流线路谐波的传递放大特性方面的研究较少。文献[10]研究了谐波放大与电缆长度的定量关系, 但所提方法主要用于评估电缆传输系统的谐波放大风险, 没

基金资助项目: 国家自然科学基金(51977135)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (51977135).

有针对架空线传输系统进行分析。文献[11]提出了一种基于奇异值分解理论的谐波放大分析方法, 但主要针对直流系统谐波进行分析, 没有对线路的谐波传递特性进行定量计算。文献[12]对不同运行方式下线路的谐波电流进行了研究, 提出了一种非均匀直流线路谐波电流的计算方法, 但在理论推导中没有计及换流站等效阻抗的影响, 对线路谐波传递的评估不够完整。文献[13]分析了逆变站的出线方式对受端电网谐波的影响, 重点的研究对象为长度在 100 km 以内的逆变站出线, 由于长度较短, 线路的谐波阻抗与远距离输电线路有较大差异, 因此, 该研究成果对高压远距离输电线路的谐波放大问题参考意义有限。

文献[14-17]依据直流线路 50 Hz 等值电路的参数, 针对变压器空投时高压直流系统中产生的 50 Hz 分量经直流线路的传递放大问题进行了分析, 重点研究了 50 Hz 分量传递的影响因素及造成直流 50 Hz 保护动作的原因, 其结论虽然没有延伸至评估其它频次的谐波分量, 但其研究方法具有很强的参考价值。文献[18-21]建立了多相耦合线路频变参数的不同数学计算模型, 并以此为依托评估直流工程的谐振风险, 具有较高的工程应用价值。但以上文献都缺少对谐波在直流线路上的传递机理及影响因素的分析, 缺少对沿线谐波电流分布情况的定量计算, 此部分还需进一步深入研究。

因此, 为深入分析谐波电流经过高压直流架空线路的传递情况, 本文从多导体线路的耦合关系及双极线路的结构出发, 推导了一种架空线路的谐波阻抗的计算方法; 其次, 求取了线路谐波电流传递的解析式, 并以此对谐波电流放大的主要影响因素进行了理论分析; 然后, 基于均匀传输线的波过程, 探寻了谐波电流的传递规律; 最后依托某三端直流输电工程, 在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上, 验证了所提出的谐波电流传递系数计算方法的正确性, 并基于 RTDS(实时数字仿真装置)进行动模试验, 对仿真结果的有效性进行了验证。

1 双极架空线路模型的建立

高压直流输电系统的拓扑结构如图 1 所示, 为了满足更大的输送容量与承受更高的电压等级, 通常采用对称双极的接线形式。送端和受端换流站的中性点均接地, 架空线路的正、负极导线和换流站的正、负两极相连, 构成直流侧的回路。

在线路阻抗模型的建立过程中, 近似认为线路参数沿线均匀分布, 两极的相互位置以及介质的特性沿线是不变化的。根据高压直流输电线路周围的电、磁场强度, 求得单位长度的阻抗、导纳参数。然后, 采用极模变换的方法将正负极线路解耦为线模回路和地模回路^[22]进行分析。

1.1 双极架空线路单位长度参数

典型的双极架空输电线路的结构如图 2 所示, 其中: H 为导线悬挂高度; d 为极间距离; r_{eq} 为计及分裂导线影响下的等效半径; D 为导线的一极与另一极在地中镜像的距离; γ_e 表示大地的电导率。

由于高频下集肤效应和邻近效应的影响, 导体中的电流密度主要在导体的外表面, 大地中的电流密度随着深度的增加而减小, 更接近于地表面, 因此在求取线路单位长度的电气参数时, 应充分考虑频率的影响。大地的谐波阻抗参数的求取过程较为复杂, 通常通过求解卡尔松无穷积分得出^[23], 本文直接引用计及大地影响的导体的自阻抗、互阻抗参数的推导结果。

$$\begin{cases} Z_s = Z'_s + Z_s^0 \\ Z'_s = R_{\pi 0} + j\mu_0 f \ln \frac{2H}{r_{eq}} \\ Z_s^0 = 2\mu_0 f \cdot \int_0^\infty (\sqrt{x^2 + j} - x) e^{-rx} dx \end{cases} \quad (1)$$

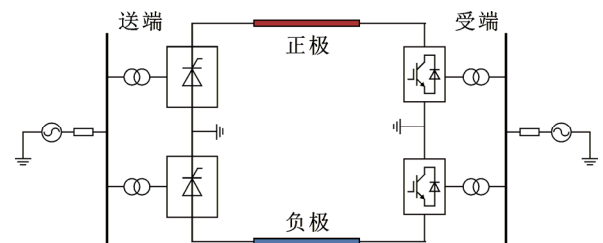


图 1 高压直流输电系统的结构图

Fig.1 Structure diagram of HVDC transmission system

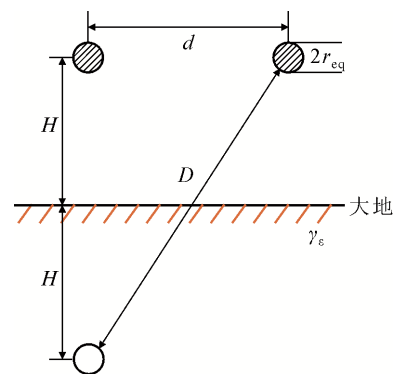


图 2 典型双极直流线路结构图

Fig.2 Structure diagram of a typical bipolar DC line

式中： Z_s 为导体自阻抗，它可以分为两个分量， Z'_s 为大地超导时导体的自阻抗， Z_s^0 用无穷积分的形式表示了大地有限电导对导体自阻抗的影响，它们都是与频率 f 有关的物理量； $R_{\pi 0}$ 为计及集肤效应的导线的内阻； μ_0 为真空磁导率。

$$\begin{cases} Z_m = Z'_m + Z_m^0 \\ Z'_m = j\mu_0 f \ln \frac{D}{d} \\ Z_m^0 = 2\mu_0 f \int_0^\infty (\sqrt{x^2 + j} - x) \cdot e^{-rx \cos \sigma} \cos(xr \sin \sigma) dx \end{cases} \quad (2)$$

式中： Z_m 表示两极导体间的互阻抗，同样地，它可以分为大地超导时导体间互阻抗 Z'_m 以及大地电导有限产生的校正值 Z_m^0 。 r 和 σ 的值是与线路及大地参数及大地电导率相关的变量，由式(3)给出。

$$\begin{cases} r = \sqrt{((2H)^2 + d^2) \cdot 2\pi f \mu_0 \gamma_e} \\ \sigma = \arctan \frac{d}{2H} \end{cases} \quad (3)$$

$R_{\pi 0}$ 为计及集肤效应的导线的内阻，在计算中需要考虑导线分裂数的影响，对于圆形截面的导体，可使用 Bessel 函数及其导数进行计算，但计算过程较为复杂。考虑到对于某一条导线参数确定的线路，导线的内阻 $R_{\pi 0}$ 仅与频率相关，因此在 50~2000 Hz 的范围内，以频率为变量，对某直流输电工程的导线内阻进行拟合，结果表示为：

$$R_{\pi 0} = 6.177 \times 10^{-4} \times f^{0.4894} \quad (4)$$

图 3 表示了采用 Bessel 的数学方法计算 50~2000 Hz 的导线内阻与采用拟合方法的对比结果，拟合方法的均方根误差为 2.38×10^{-5} ，精确度很高，从而简化了导线内阻计算的复杂程度。

双极线路电容参数取决于线路及大地表面的电荷分布情况，与频率无关，因此与阻抗参数的求取过程相比，线路单位长度导纳参数的求取过程较为简单。双极线路电容等值电路如图 4 所示。

图 4 中： u_1 、 u_2 分别表示线路正、负极谐波电压； C_{11} 、 C_{22} 分别表示线路正、负极对地电容； C_{12} 表示两极间电容，本文直接引用双极线路电容参数的推导结果^[6]，表示为：

$$\begin{cases} C_{11} = C_{22} = \frac{1}{\alpha_{11} + \alpha_{12}} \\ C_{12} = \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{11}^2 - \alpha_{12}^2} \end{cases} \quad (5)$$

式中：导体的电位系数 α_{11} 、 α_{12} 是与线路的参数相关的物理量，根据电磁场原理表示为

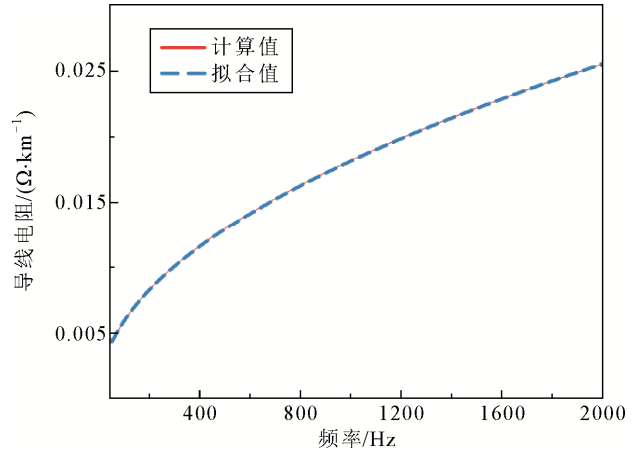


图 3 导线内阻计算与拟合结果对比图

Fig.3 Comparison between calculation and fitting results of wire internal resistance

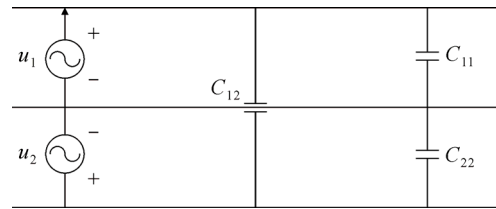


图 4 双极线路电容等值电路图

Fig.4 Diagram of Bipolar line capacitor equivalent circuit

$$\begin{cases} \alpha_{11} = \alpha_{22} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{2H}{a} \\ \alpha_{21} = \alpha_{12} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{D}{d} \end{cases} \quad (6)$$

式中： ϵ_0 表示真空介电常量。

1.2 双极架空线路的解耦模型

对于双极直流输电线路，线路的正、负极之间存在耦合，为了实现解耦计算，通过极模变换将正、负极的电压、电流量解耦为线模分量和地模分量。

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_0 \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_p \\ u_n \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} i_1 \\ i_0 \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_p \\ i_n \end{bmatrix} \end{cases} \quad (7)$$

式中：下标 p 和 n 分别表示线路的正极量和负极量；下标 0 和 1 分别表示经过极模变换后的地模分量和线模分量。通过式(7)实现了正、负极的解耦，将双极直流线路等效为如图 5 所示的两种回路。

采用 1.1 节中的计算方法得到双极直流线路单位长度阻抗、导纳参数后，再由式(8)求出地模回路的单位长度参数 Z_0 、 Y_0 以及线模回路的单位长度参

数 Z_1 、 Y_1 。

$$\begin{cases} Z_0 = 0.5(R_0 + j\omega L_0) = 0.5(Z_s + Z_m) \\ Y_0 = j\omega C_0 = 2j\omega C_{11} \\ Z_1 = 2(R_1 + j\omega L_1) = 2(Z_s - Z_m) \\ Y_1 = j\omega C_1 = j\omega(C_{12} + 0.5C_{11}) \end{cases} \quad (8)$$

波阻抗 Z_c 和传播系数 γ 是与频率和线路的参数有关的变量, 对于线模分量回路, 有如下关系:

$$\begin{cases} \gamma_1 = \alpha_1 + j\beta_1 = \sqrt{Z_1 Y_1} \\ Z_{c1} = \sqrt{\frac{Z_1}{Y_1}} = \sqrt{\frac{2(R_1 + j\omega L_1)}{j\omega C_1}} \end{cases} \quad (9)$$

同理可求得地模分量回路的波阻抗 Z_{c0} 、传播系数 γ_0 , 此处不再赘述。

2 直线路径谐波放大特性的理论解析

2.1 谐波电流传递系数的数学推导

将与送端换流站连接的线路定义为线路首端, 与受端换流站相连的一侧定义为线路末端。考虑到研究中重点关注直线路径对谐波电流的放大特性, 因此将流入线路的谐波电流及沿线各位置的谐波电流为研究对象。首先, 采用线路双曲函数模型建立的思路, 将线路进行集总参数等效。根据均匀传输线方程, 直线路径末端的电压 U_l 、电流 I_l 、用线路首端的电压 U_s 、电流 I_s 表示为:

$$\begin{cases} U_l = U_s \cosh(\gamma l) - I_s Z_c \sinh(\gamma l) \\ I_l = I_s \cosh(\gamma l) - \frac{U_s}{Z_c} \sinh(\gamma l) \end{cases} \quad (10)$$

式中: l 表示直线路径长度。将式(10)描述的电压电流关系用 π 型等效电路表示, 即可得到线路的集总参数 π 模型, 模型中阻抗、导纳参数可以表示为:

$$\begin{cases} Z_\alpha = Z_c \sinh(\gamma l) \\ Y_\alpha = \frac{\cosh(\gamma l) - 1}{Z_c \sinh(\gamma l)} \end{cases} \quad (11)$$

结合式(11)中线路的 π 型等效电路, 将谐波分量用图 6 所示的等效电路表示。

图 6 中, Z_h 为受端换流站的等效谐波阻抗。正常运行时, 采用双极对称运行方式, 正、负极谐波对称, 此时仅存在线模回路。首先, 不考虑受端换流站等效阻抗, 将线路末端短接, 计算线路的谐波阻抗 Z_x , 采用式(12)表示。

$$Z_x = \frac{Z_\alpha}{1 + Z_\alpha Y_\alpha} = Z_c \tanh(\gamma l) \quad (12)$$

将线路末端与线路首端谐波电流的幅值比定义为谐波电流的传递系数, 表示为:

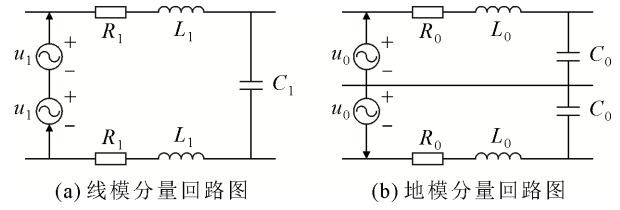


图 5 双极线路各分量模型图

Fig.5 Model diagram of each component of bipolar line

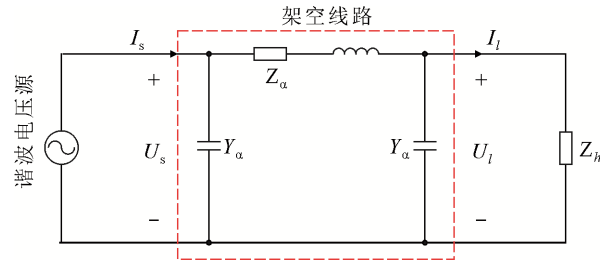


图 6 谐波分量等效电路图

Fig.6 Diagram of Harmonic component equivalent circuit

$$k = \left| \frac{I_l}{I_s} \right| = \left| \frac{Z_x \cdot I_s}{Z_\alpha \cdot I_s} \right| = \left| \frac{1}{\cosh \gamma l} \right| \quad (13)$$

通常情况下, 换流站等效谐波阻抗对直流系统的谐波电流水平具有比较明显的影响, 仅由式(13)评估谐波电流的放大特性不够完整。因此, 本文从式(10)出发, 代入 $U_l = Z_h I_l$ 的条件, 推导了计及换流站等效阻抗影响下, 线路首、末端线模电流 I_{s1} 、 I_{l1} 如式(14)所示。

$$\begin{cases} I_{s1} = \frac{U_{s1}(Z_{c1} \cosh(\gamma_1 l) + Z_{h1} \sinh(\gamma_1 l))}{Z_{c1} Z_{h1} \cosh(\gamma_1 l) + Z_{c1}^2 \sinh(\gamma_1 l)} \\ I_{l1} = \frac{U_{s1}}{Z_{h1} \cosh(\gamma_1 l) + Z_{c1} \sinh(\gamma_1 l)} \end{cases} \quad (14)$$

式中 U_{s1} 为谐波电压的线模分量。结合式(14), 可以将线模回路谐波电流的传递系数 k_1 表示为

$$k_1 = \left| \frac{I_{l1}}{I_{s1}} \right| = \left| \frac{1}{\cosh(\gamma_1 l) + Z_{h1} \sinh(\gamma_1 l) / Z_{c1}} \right| \quad (15)$$

$k_1 > 1$ 时, 直线路径末端谐波电流幅值大于首端的谐波电流幅值, 在这种情况下, 发生了谐波电流传递放大的现象。当采用多段非均匀的线路输电时, 可以根据非均匀线路的段数 n , 将线路等效为 n 个参数不同的 π 模型级联的形式, 此时谐波电流的传递系数为每段线路的传递系数的乘积。

在三端送电的运行方式下, 利用式(11)分别得到两条直线路径的 π 型等效电路, 在计算某一受端换流站的谐波电流时, 需要充分考虑另一条直线路径等效阻抗及另一受端换流站谐波阻抗的影响, 并

通过并联分流的关系进行谐波电流的计算。

当谐波分量不对称时，需要计及大地回路的影响，类似的，线路首、末端地模电流可表示为：

$$\begin{cases} I_{s0} = \frac{U_{s0}(Z_{c0} \cosh(\gamma_0 l) + Z_{h0} \sinh(\gamma_0 l))}{2(Z_{c0} Z_{h0} \cosh(\gamma_0 l) + Z_{c0}^2 \sinh(\gamma_0 l))} \\ I_{l0} = \frac{U_{s0}}{2(Z_{h0} \cosh(\gamma_0 l) + Z_{c0} \sinh(\gamma_0 l))} \end{cases} \quad (16)$$

式中： U_{s0} 为谐波电压的地模分量。

正、负极的谐波传递系数 k_p 、 k_n 分别表示为：

$$\begin{aligned} k_p &= \frac{|I_{l0} + I_{l1}|}{|I_{s0} + I_{s1}|} \\ k_n &= \frac{|I_{l0} - I_{l1}|}{|I_{s0} - I_{s1}|} \end{aligned} \quad (17)$$

当正、负极产生不对称谐波时，首先通过极模变换将谐波电压解耦为线模分量和地模分量，分别计算线模回路及地模回路的谐波电流，再采用叠加定理，进行叠加计算。此时，直流线路正、负极线的谐波电流不再相同。

2.2 谐波电流传递系数的影响因素

在高压直流线路中，电阻远小于电抗，传播系数 γ 中表征行波衰减的实部 α 远远小于表示行波相移的系数 β 。以线模回路为例进行分析，线模传播系数 γ_1 、线模波阻抗 Z_{c1} 简化为式(19)所示。

$$\begin{cases} \gamma_1 = \alpha_1 + j\beta_1 \approx j\beta_1 \approx j\frac{2\pi f}{v} \\ Z_{c1} = \sqrt{Z_1 / Y_1} \approx \sqrt{L_1 / C_1} \end{cases} \quad (18)$$

式中： v 表示光速。通过上述两个条件，将谐波传递系数表达式进行化简，表示为

$$k = \left| \frac{1}{Z_{h1} \cdot j \sin\left(\frac{2\pi f l}{v}\right) / \sqrt{L_1 / C_1} + \cos\left(\frac{2\pi f l}{v}\right)} \right| \quad (19)$$

由式(20)可以看出，谐波电流的传递系数的主要影响因素是谐波频率、线路总长度及换流站等效谐波阻抗。在实际工程可能出现的参数范围内，架空线路的高度、等效半径、极间距离等参数的改变对谐波传递系数的影响较小。

本文在分析计及换流站等效阻抗情况下的谐波电流特性时，采用了柔性直流换流站的等效阻抗模型。柔直换流站等效谐波阻抗采用频率扫描的方法测得。以某直流线路参数为基础，在是否计及受端换流站等效阻抗的两种情况下，计算谐波电流的传递系数与频率、线路长度的定量关系，结果如图7所示。

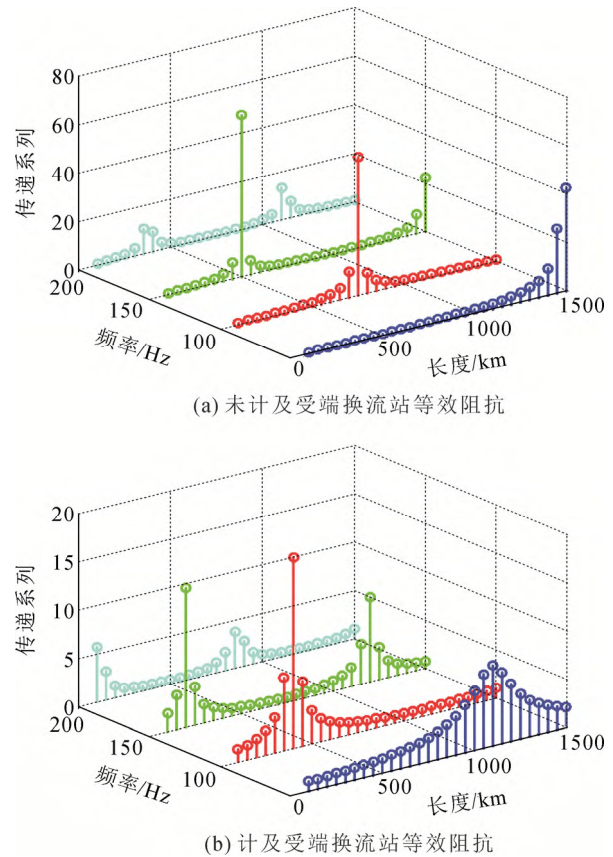


图7 谐波电流的传递系数与频率、线路长度的关系
Fig.7 The relationship between the transfer coefficient of harmonic current and frequency as well as length of line

从图7可以看出，对于不同频次的谐波，放大极值点所处的线路位置不同，计及受端换流站等效阻抗与未计及的情况相比，谐波电流放大的极值点所在的线路位置发生了明显的偏移，且极值点处放大的倍数得到了有效降低。从系统安全运行的角度来讲，在对直流线路进行参数设计时，应结合谐波放大的问题对谐振风险进行评估，线路的架设长度应避开主要谐波的放大极值点所在位置，以免流入受端换流站的谐波电流超标。对于在运的直流工程，输电距离一定，线路长度不易改变，此时可以通过改变换流站的等效阻抗，对谐波电流放大的倍数进行有效抑制。

为了分析换流站等效阻抗对谐波传递的影响，并在此基础上进行抑制措施的研究，在文中式(20)的基础上，将换流站等效阻抗表示为 $Z_h=R+jX$ ，进一步推导其实部 R 与虚部 X 对谐波电流传递系数 k 的影响，表示为

$$k = \left| \frac{1}{(R + jX) \cdot ja + b} \right| \quad (20)$$

式中,

$$\begin{cases} a = \sin\left(\frac{2\pi fl}{v}\right) / \sqrt{L_1 / C_1} \\ b = \cos\left(\frac{2\pi fl}{v}\right) \end{cases} \quad (21)$$

对于确定频率的谐波及确定的参数线路来说, a 和 b 为一确定的常数, 将式(22)进行取模运算, 谐波电流传递系数可以表示为

$$k = \frac{1}{\sqrt{(b - aX)^2 + (aR)^2}} \quad (22)$$

由式(23)可以看出, 换流站等效阻抗的实部 R 值越大, k 的值越小, 因此通过增大 R 可以有效的抑制谐波放大, 对于换流站等效阻抗的虚部 X 的值, 其对谐波传递的影响与 a 、 b 取值的正、负有关, 因此, 对于不同频率的谐波及线路长度, 需要 X 对谐波放大的影响进行具体分析。在谐波频率 f 为 50 Hz、100 Hz 的情况下, 依次改变 R 的值, 研究谐波传递系数的变化情况, 结果如图 8 所示。

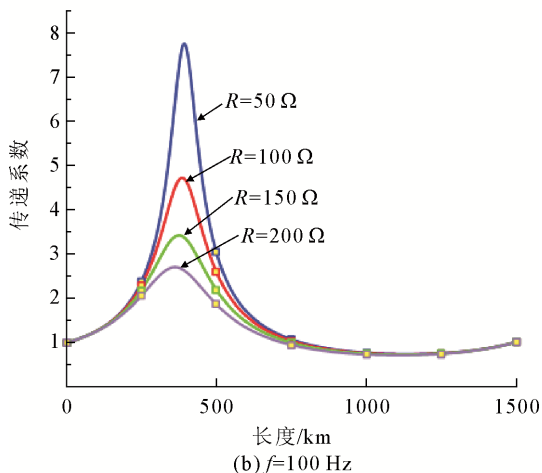
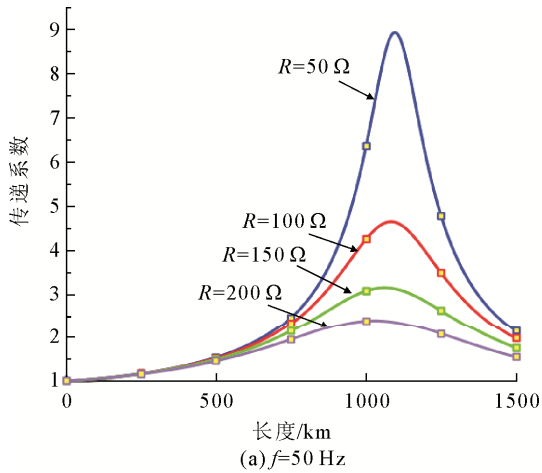


图 8 换流站等效阻抗实部改变时谐波电流传递系数

Fig.8 The harmonic current transfer coefficient when the real part of the impedance of the converter station changes

从图 8 的结果可以看出, 当线路长度及谐波频率固定时, 增加换流站等效阻抗的实部 R , 均能使谐波电流的传递系数得到有效的降低, 其中在谐波放大极值点处的抑制最为明显。图 8 的结果验证了式(23)理论的正确性。

3 谐波电流的传递规律

将式(10)写为相量形式, 与线路首端距离 x 的位置处的电流可以用线路末端的电压、电流表示为

$$I_x = \frac{1}{2Z_c}(U_l + Z_c I_l)e^{\gamma x} + \frac{1}{2Z_c}(U_l - Z_c I_l)e^{-\gamma x} \quad (23)$$

通过 2.1 节中计算获取的波阻抗、传播系数, 结合式(24)可以得出线路不同位置处的电流值。当正负极谐波电流不对称时, 采用叠加定理, 将线模电流与地模电流进行叠加计算。设线路末端电流的相位角为 θ , 受端换流站的等效阻抗为 Z_h , 利用式(19)所述的条件将式(24)化简, 结果表示为

$$I_x = \frac{1}{2}\left(\frac{Z_h}{Z_c} + 1\right)I_l e^{j\theta} e^{j\beta x} + \frac{1}{2}\left(\frac{Z_h}{Z_c} - 1\right)I_l e^{j\theta} e^{-j\beta x} = \frac{1}{2}I_l A_1 e^{j\xi} e^{j\theta} e^{j\beta x} + \frac{1}{2}I_l A_2 e^{j\varphi} e^{j\theta} e^{-j\beta x} \quad (24)$$

式中,

$$A_1 e^{j\xi} = \frac{Z_h}{Z_c} + 1, \quad A_2 e^{j\varphi} = \frac{Z_h}{Z_c} - 1 \quad (25)$$

将式(25)写为时域形式

$$i_x = \frac{1}{2}I_l A_1 \sin(\omega t + \xi + \theta + \beta x) + \frac{1}{2}I_l A_2 \sin(\omega t + \varphi + \theta - \beta x) \quad (26)$$

将常数项部分分别用 B_1 、 B_2 代替, 采用辅助角公式将式(26)化简并取幅值, 与线路首端距离 x 的位置处谐波电流的幅值可以表示为式(27)的形式。

$$I_x = \sqrt{B_1^2 + B_2^2 + 2B_1 B_2 \cos(2\beta x + \xi - \varphi)} \quad (27)$$

由式(27)可以看出, 随着与谐波源的距离 x 的增加, 谐波电流幅值以余弦函数的规律呈周期性变化。因此, 谐波电流在架空线上呈现周期性放大的特性。产生放大的周期主要受谐波频率的影响, 对于不同频次的谐波, 放大的极值点所在线路位置也会有所不同。

将表示放大规律的余弦项进行求导分析, 通过导数项的符号即可判断线路不同位置处电流的变化趋势, 以线路首端为例, 分析谐波电流的变化趋势。

$$\frac{dI}{dx}(x=0) = -2\beta \sin(\xi - \varphi) \quad (28)$$

式(28)表明, 线路首端谐波电流由线路电流前行波与电流反行波的相位差决定。由于换流站的等效阻抗一般呈阻感性, Z_b/Z_c 的相角位于第一象限, 因此 $\xi - \varphi < 0$, 在线路首端, 谐波电流有放大趋势。

将表示放大规律的余弦项进行求导分析, 令谐波电流的变化率为 0, 采用式(29)可以对极值点所在的线路位置进行估算。

$$\frac{dI}{dx} = -2\beta \sin(2\beta x + \xi - \varphi) = 0 \quad (29)$$

4 仿真实验

为分析所建立的直流线路谐波阻抗模型的合理性, 进一步验证谐波传递系数解析方法的准确性, 基于 PSCAD/EMTDC 仿真软件, 依托某直流输电工程参数和模型进行仿真验证。该工程采用±800 kV 三端混合直流技术, 送端换流站采用特高压常规直流, 两个受端换流站均采用特高压柔性直流^[24], 如图 9 所示。

该三端直流工程架空输电线路全长 1489 km。其中, 线路 A 长为 932 km, 线路 B 长为 557 km, 具体的线路 A、线路 B 的参数如表 1 所示。

4.1 直流线路谐波阻抗的验证

线路的相域频变模型充分考虑了各参数的频

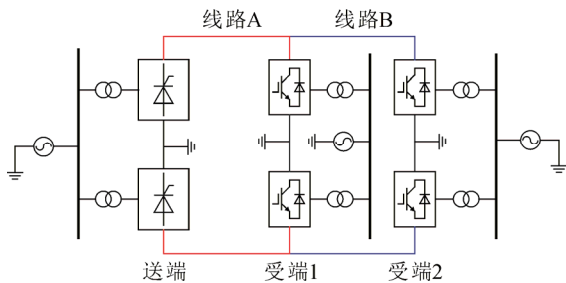


图 9 三端混合直流工程图

Fig.9 Diagram of three-terminal hybrid DC engineering

表 1 某三端混合直流输电工程线路参数

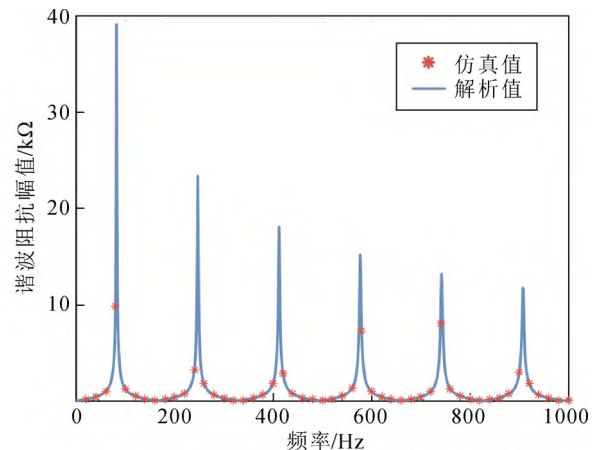
Table 1 Line parameters of a three-terminal hybrid HVDC transmission project

参数类型	线路 A	线路 B
线路长度/km	932	557
架空线路高度/m	51	50
分裂数	8	6
分裂间距/mm	500	450
导线半径/mm	20.3	18.115
极间距离/m	22	22
直流电阻/(Ω/km)	0.0322	0.0391
大地电阻率/(Ω·m)	1000	2000

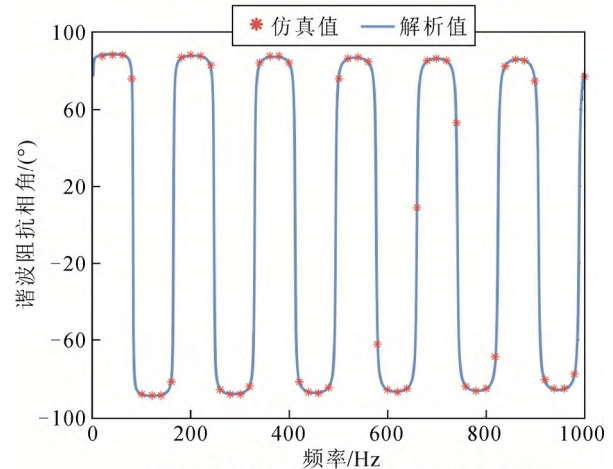
率相关性, 能够准确地模拟对称和不对称线路以及交直流混联系统中直流输电线路的电气特性^[25], 在电磁暂态分析中应用广泛。为验证建立的双极直流线路阻抗模型的合理性, 将线路模型的谐波阻抗与相域频变模型进行对比验证。

在 PSCAD 仿真平台上, 建立以表 1 线路 A 参数为基础的相域频变模型。以 20 Hz 为步长, 在 20~1000 Hz 频率范围内, 通过在两极线分别注入对称的谐波电压源, 测量流过两极线的谐波电流的方法, 对线路的相域频变模型进行频率扫描分析, 得到不同频率点下线路 A 的谐波阻抗, 并与式(12)中线模回路谐波阻抗的解析计算值进行比较, 幅值与相位的对比结果如图 10 所示。

为了进一步验证在谐波阻抗达到极值的频率附近计算结果与仿真值的吻合程度, 以 1 Hz 为步长, 在 70~90 Hz 频率范围内, 将谐波阻抗的幅值与相位进行对比, 结果如图 11 所示。



(a) 20~1000 Hz 线路谐波阻抗幅值对比图



(b) 20~1000 Hz 线路谐波阻抗相角对比图

图 10 20~1000 Hz 线路谐波阻抗计算与仿真结果对比图

Fig.10 Comparison between calculation and simulation of line harmonic impedance from 20~1000 Hz

由图 10、图 11 可以看到, 在 20~1000 Hz 频率范围内, 谐波阻抗的计算结果与仿真值的吻合程度很高, 在绝大多数频率点下, 线路谐波阻抗的相对误差在 2%之内, 在阻抗值达到极值点的频率附近相对误差略大, 误差在 10%之内。由于此时系统谐波电流的幅值很小, 因此该误差不影响本文对重点频次谐波的传递问题进行定量分析的结论。分析该误差的产生原因为, 所采用的计算波阻抗、传播系数的方法与线路的相域模型采用的有理函数拟合的方法在数学计算过程中存在微小差异, 因此在大多数频率下, 两者谐波阻抗的差异微小, 在阻抗达到极值的频段内, 参数的微小变化会引起阻抗值的剧烈变化, 这种误差被放大。此外, 在谐波阻抗达到极值点的频率下, 线路的谐波电流幅值很小, 在仿真过程中存在的测量误差也是产生误差的因素。

为了验证仿真结果的正确性和有效性, 基于 RTDS (实时数字仿真装置), 分别在正负极谐波对称注入及不对称注入的情况下进行动态模拟试验验证。图 12 为两种情况下 RTDS 与 PSCAD 平台的谐波传递系数的对比结果。

从图 12 的对比结果可以看出, 在谐波是否对称的两种情况下, RTDS 的试验结果与 PSCAD 的仿真具有较高的一致性, 最大误差均不超过 2%, 对仿真的正确性进行了有效验证。后文中仿真验证部分基于 PSCAD 平台的某三端混合直流工程模型开展。

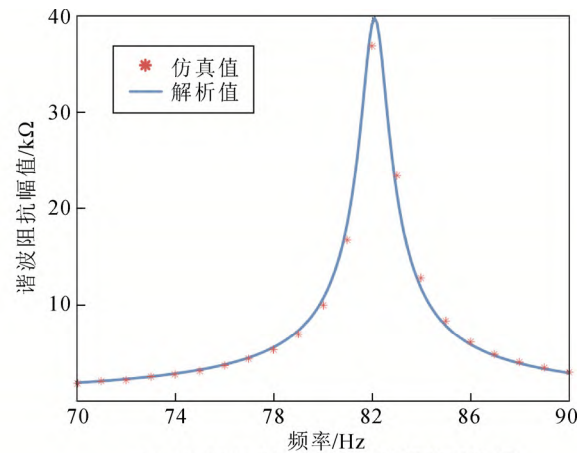
4.2 三端运行工况下谐波电流的仿真验证

首先, 测得 50 Hz、100 Hz、150 Hz 的受端换流站的等效谐波阻抗数据如表 2 所示。

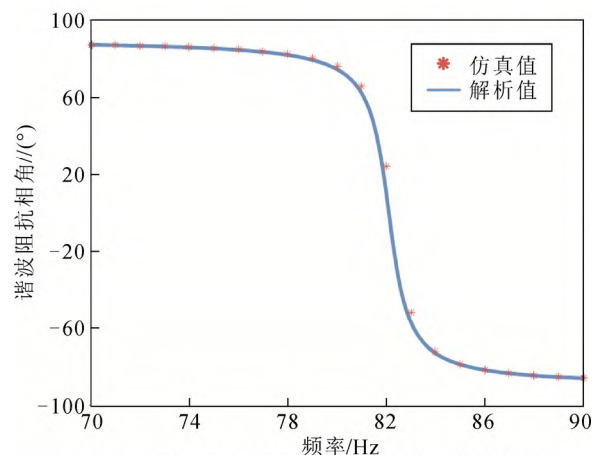
在系统处于稳态工作点时从送端正、负极分别对称注入 50 Hz、100 Hz、150 Hz 的幅值为 8 kV(直流电压幅值的 1%)的谐波电压扰动, 并对极线上的电流进行谐波分析。送端、受端 1、受端 2 极线上谐波电流的计算值与仿真结果对比如图 13 所示。

这种情况下系统处于对称运行状态, 且正负极对称注入谐波, 极线 1 和极线 2 上流过的谐波电流幅值相等。因此, 仅分析正极线路的谐波电流即可。从图 13 可以看出, 50 Hz、150 Hz 谐波流经直流线路发生了明显的放大, 100 Hz 谐波电流幅值有所减小, 谐波电流的计算结果与仿真值的吻合程度很高, 相对误差在 2%之内, 这证明本文提出的基于直流线路分布参数的谐波传递的计算方法是有效的。

为了使仿真结果最大程度符合实际工况, 进一步验证谐波分量不对称情况下线路谐波电流计算结



(a) 70~90 Hz 线路谐波阻抗幅值对比图



(b) 20~1000 Hz 线路谐波阻抗相位对比图

图 11 70~90 Hz 线路谐波阻抗计算与仿真结果对比图

Fig.11 Comparison between calculation and simulation of line harmonic impedance from 70~90 Hz

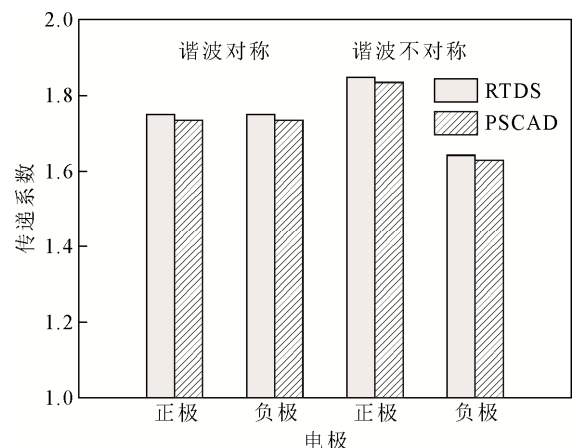


图 12 RTDS 与 PSCAD 的谐波传递系数对比结果

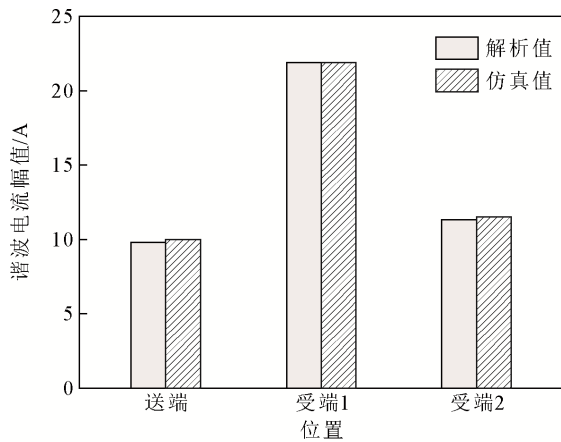
Fig.12 Comparison between RTDS and PSCAD of harmonic transfer coefficient

果的正确性, 在仿真中设置送端换流站的一个晶闸管触发脉冲丢失, 对主要出现的 50 Hz、100 Hz 谐波进行分析, 此时正、负极谐波电压如表 3 所示。

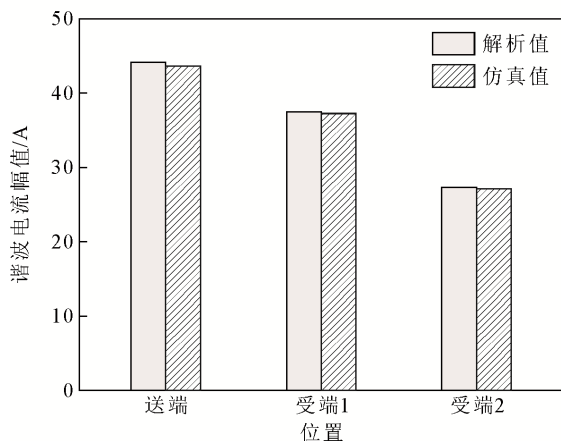
表 2 受端换流站等效谐波阻抗

Table 2 Equivalent harmonic impedance of receiving converter station

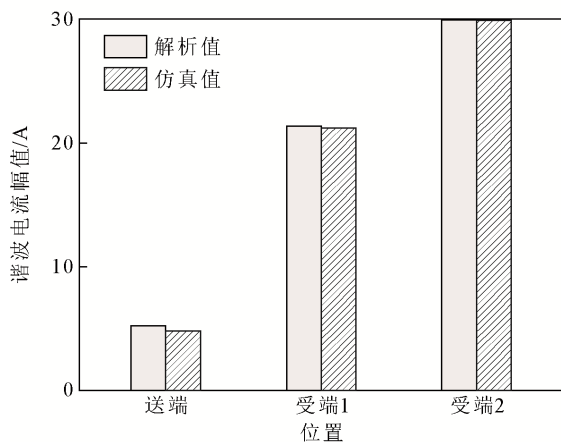
频率	受端 1 站	受端 2 站
50 Hz	51.9+177.6j	15.6+99.4j
100 Hz	5.9+392.3j	7.4+204.1j
150 Hz	5.6+610.1j	18.9+328.6j



(a) 50 Hz线路谐波电流幅值对比图



(b) 100 Hz线路谐波电流幅值对比图



(c) 150 Hz线路谐波电流幅值对比图

图 13 送端与受端谐波电流幅值对比图

Fig.13 Comparison diagram of harmonic current amplitude between sending-end and receiving-end

在谐波分量不对称的工况下，正极线路、负极线路的谐波电流不再相同，极线的电流为式(18)所示的线模分量与地模分量相叠加的结果，将送端、受端 1、受端 2 侧正负极线电流叠加计算的结果与仿真中测量值进行比较，50 Hz、100 Hz 谐波电流的对比结果分别如图 14、图 15 所示。

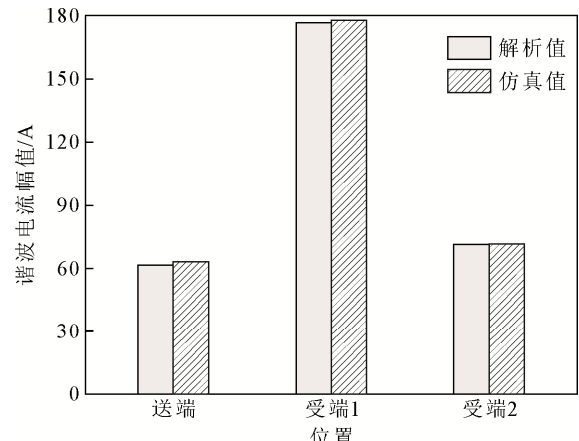
利用式(21)计算出线路 A 不同位置处 50 Hz 谐波电流的幅值，与仿真结果的对比如图 16 所示。

由图 14—16 可以看出，50 Hz 正负极线的谐波电流均出现了沿线路传递放大的现象，100 Hz 谐波电流只有在负极出现了放大的现象。正、负极线谐

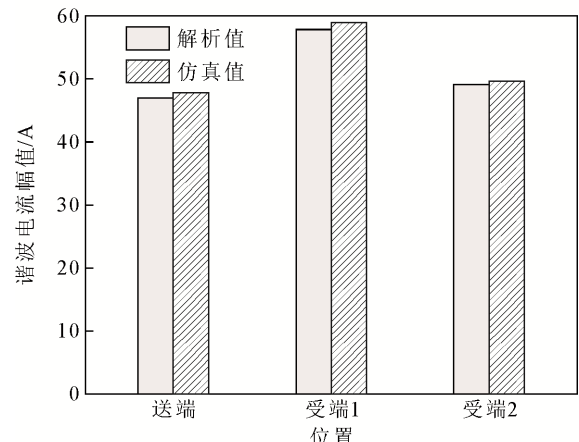
表 3 晶闸管触发脉冲丢失时正、负极谐波电压

Table 3 Positive and negative harmonic voltages when the trigger pulse of the thyristor is lost

正负极	50 Hz 谐波电压/kV	100 Hz 谐波电压/kV
正极	74.51 ∠150.13°	37.66 ∠-79.12°
负极	5.93 ∠106.85°	7.78 ∠-0.77°



(a) 正极50 Hz谐波电流幅值



(b) 负极50 Hz谐波电流幅值

图 14 送端与受端 50 Hz 谐波电流幅值对比图

Fig.14 Comparison diagram of 50 Hz harmonic current amplitude between sending-end and receiving-end

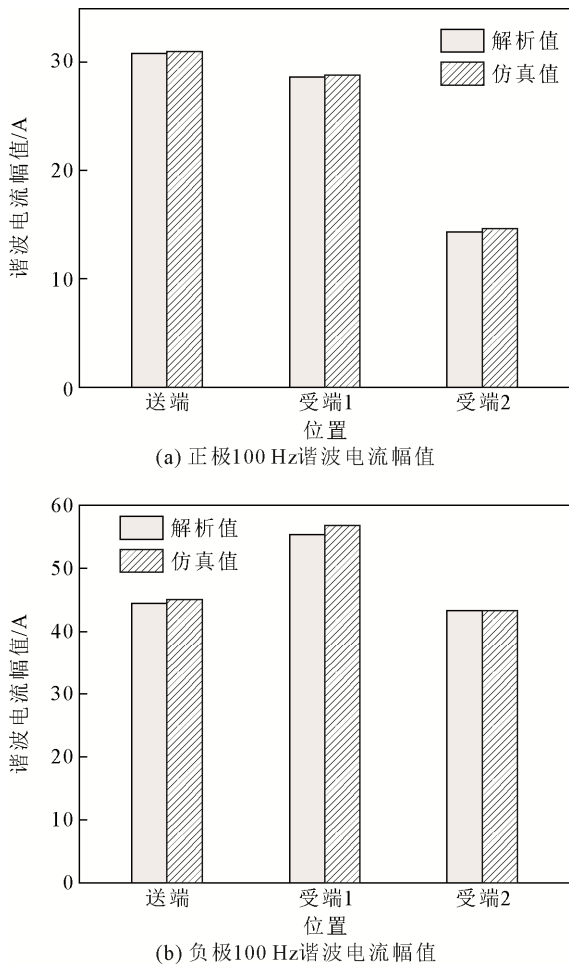


图 15 送端与受端 100 Hz 谐波电流幅值对比图

Fig.15 Comparison diagram of 100 Hz harmonic current amplitude between sending-end and receiving-end

波电流的计算值和仿真结果具有很高的一致性, 50 Hz、100 Hz 谐波电流幅值的相对误差均小于 5%, 这证明本文所提方法能够较为准确地计算直流输电工程三端运行方式下各换流站的谐波电流存在情况, 并依此对谐波传递放大水平进行有效的评估。

5 结论

本文提出了双极架空直流线路谐波电流的计算方法及谐波传递放大水平的评估方法, 并将所提方法应用在了三端运行方式中, 计算结果与 PSCAD 中的仿真结果进行了对比验证, 得到了如下结论:

- 1) 结合均匀传输线方程及单位长度参数的推导, 可以建立反映线路等效阻抗的 π 模型, 模型中的参数主要受频率及线路长度的影响, 所建立模型与线路相域模型的阻抗扫频结果吻合程度很高。
- 2) 谐波电流在架空线上会以余弦函数的规律呈现周期性放大的特性, 频率是影响放大周期的主

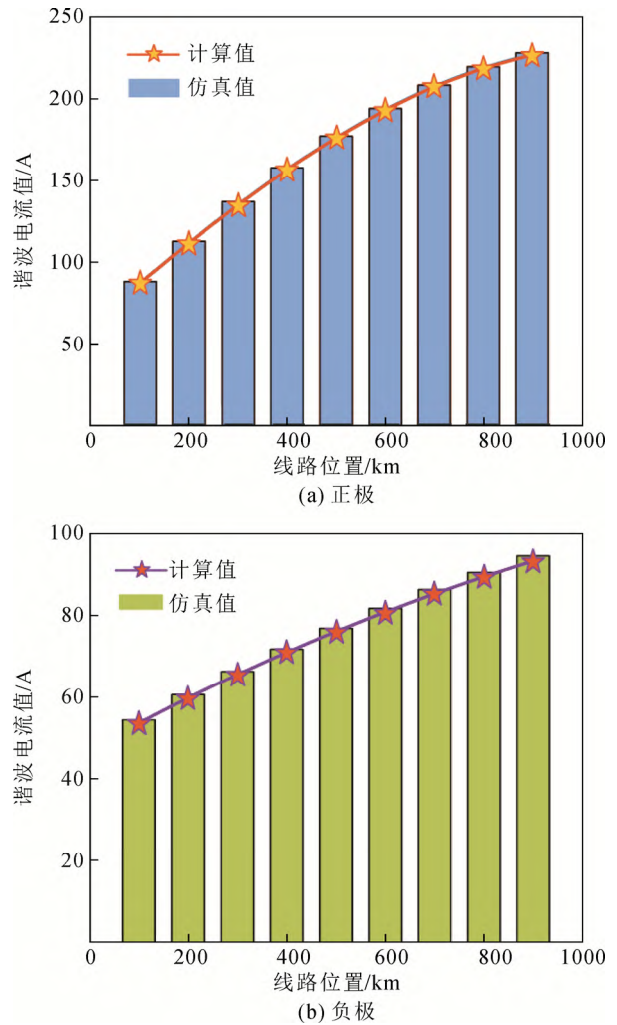


图 16 线路 A 不同位置处 50 Hz 谐波电流幅值对比图

Fig.16 Comparison of 50 Hz harmonic current amplitudes at different positions of line A

要因素。对于不同频次的谐波, 放大极值点所处的线路长度不同, 换流站等效阻抗能够有效影响谐波电流的幅值。

3) 所提出的计算方法准确有效, 理论上对不同频次谐波电流的计算具有普适性, 本文所提方法可评估直流工程谐波放大的风险, 为线路参数设计提供理论支撑。

参考文献 References

- [1] 汤广福, 庞辉, 贺之渊. 先进交直流输电技术在中国的发展与应用[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(7): 1760-1771. TANG Guangfu, PANG Hui, HE Zhiyuan. R & D and application of advanced power transmission technology in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(7): 1760-1771.
- [2] 谷琛, 李鹏, 何慧雯, 等. ± 1100 kV 以上电压等级直流输电技术研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(20): 6745-6753. GU Chen, LI Peng, HE Huiwen, et al. Research on ± 1100 kV and above UHV DC transmission technologies[J]. Proceedings of the

- CSEE, 2020, 40(20): 6745-6753.
- [3] 周浩. 特高压交直流输电技术[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2014. ZHOU Hao. Ultra-high voltage AC/DC power transmission technology[M]. Hangzhou, China: Zhejiang University Press, 2014.
- [4] LIU Z H, YU J, GUO X S, et al. Survey of technologies of line commutated converter based high voltage direct current transmission in China[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2015, 1(2): 1-8.
- [5] 韩先才, 孙昕, 陈海波, 等. 中国特高压交流输电工程技术发展综述[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(14): 4371-4386. HAN Xiancai, SUN Xin, CHEN Haibo, et al. The overview of development of UHV AC transmission technology in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(14): 4371-4386.
- [6] 刘守豹, 皇甫成, 余世峰, 等. 特高压直流接地极线路过电压研究[J]. 高电压技术, 2018, 44(7): 2410-2417. LIU Shoubao, HUANGFU Cheng, YU Shifeng, et al. Study on over-voltage of UHV DC grounding line[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(7): 2410-2417.
- [7] 李戩野, 刘开培, 朱蜀, 等. VSC-MTDC 系统直流侧阻抗建模及稳定性分析[J]. 高电压技术, 2021, 47(2): 627-636. LI Yuyue, LIU Kaipei, ZHU Shu, et al. DC side impedance modeling and stability analysis of VSC-MTDC system[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(2): 627-636.
- [8] 叶杰, 汤广福, 赵成勇. 多电压等级柔性直流电网建模与稳定性分析[J]. 高电压技术, 2022, 48(4): 1433-1441. YE Jie, TANG Guangfu, ZHAO Chengyong. Modeling and stability analysis for flexible DC power grid with multi-voltage levels[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(4): 1433-1441.
- [9] 余瑜, 刘开培, 陈俊, 等. 基于调制理论的高压直流输电系统混合谐振型谐波不稳定判据[J]. 高电压技术, 2014, 40(5): 1582-1589. YU Yu, LIU Kaipei, CHEN Jun, et al. Modulation theory based criterion on composite resonant harmonic instability in HVDC transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2014, 40(5): 1582-1589.
- [10] XU F W, ZHENG H R, LI H Q, et al. Study on the quantitative relationship between harmonic amplification and cable length[J]. IEEE Access, 2020, 8: 152611-152619.
- [11] 李杨, 程莹, 刘洋, 等. 基于奇异值分解理论的谐波放大分析方法[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(8): 16-21. LI Yang, CHENG Ying, LIU Yang, et al. Analytic method of harmonic amplification based on singular value decomposition theory[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(8): 16-21.
- [12] 崔嘉滢, 刘天琪, 王顺亮, 等. 一种基于三端直流输电系统的架空线路谐波电流计算方法[J]. 中国电力, 2021, 54(1): 37-46. CUI Jiaying, LIU Tianqi, WANG Shunliang, et al. A calculation method for line harmonic current based on three-terminal HVDC transmission system[J]. Electric Power, 2021, 54(1): 37-46.
- [13] GENG X H, SU G, LU W, et al. Study on the harmonic amplification influence of DC inverter substation with cable outgoing line on the receiving-end power grid[C]// 2021 3rd Asia Energy and Electrical Engineering Symposium (AEEES). Chengdu, China: IEEE, 2021: 448-453.
- [14] 杨汾艳, 余超耘, 盛超, 等. 空充变压器时直流线路沿线 50 Hz 分量分布的定量计算研究[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(14): 114-121. YANG Fenyan, YU Chaoyun, SHENG Chao, et al. Research on a quantitative calculation method of 50 Hz components distribution along HVDC transmission line when energizing a no-load transformer[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(14): 114-121.
- [15] 杨汾艳, 朱韬析, 丁晓兵, 等. 考虑涌流影响的直流线路 50Hz 分量机理研究[J]. 高电压技术, 2015, 41(10): 3363-3371. YANG Fenyan, ZHU Taoxi, DING Xiaobing, et al. Research on 50 Hz component in HVDC transmission lines considering the influence of inrush current[J]. High Voltage Engineering, 2015, 41(10): 3363-3371.
- [16] 樊丽娟, 黄莹, 徐迪臻, 等. 送端励磁涌流对溪洛渡直流 50Hz 保护的影响[J]. 南方电网技术, 2015, 9(6): 34-38. FAN Lijuan, HUANG Ying, XU Dizhen, et al. Impact of magnetizing inrush current at sending end on 50 Hz protection of Xiluodu HVDC transmission project[J]. Southern Power System Technology, 2015, 9(6): 34-38.
- [17] 李晓华, 吴立珠, 丁晓兵, 等. 基于直流线路参数的 50 Hz 谐波放大评估方法[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(6): 146-151. LI Xiaohua, WU Lizhu, DING Xiaobing, et al. Evaluation method of 50 Hz harmonic amplification based on DC line parameters[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(6): 146-151.
- [18] 徐政. 耦合长线稳态分析的非解耦模型及其算法[J]. 中国电机工程学报, 1995, 15(5): 342-346, 353. XU Zheng. Coupled model and its computation for steady state analysis of multiphase transmission lines[J]. Proceedings of the CSEE, 1995, 15(5): 342-346, 353.
- [19] 徐韬, 翁华, 徐政, 等. 高压直流输电非解耦线路模型改进算法[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(7): 71-76. XU Tao, WENG Hua, XU Zheng, et al. An improved calculating method for the coupled line model of HVDC transmission[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(7): 71-76.
- [20] 刘心咏, 李亚男, 蒋维勇. 基于波参数的直流线路谐波阻抗解析方法[J]. 电网技术, 2015, 39(10): 2842-2847. LIU Xinyang, LI Yanan, JIANG Weiyong. A novel analytic method of DC line harmonic impedance based on wave parameters[J]. Power System Technology, 2015, 39(10): 2842-2847.
- [21] 刘俊, 郭瑾程, 魏占宏, 等. 频变输电线路模型中的低阶拟合方法[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1197-1203. LIU Jun, GUO Jincheng, WEI Zhanhong, et al. Low-order approximation method for frequency-dependent transmission line model[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1197-1203.
- [22] ZHANG Y, TAI N L, XU B. Fault analysis and traveling-wave protection scheme for bipolar HVDC lines[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 27(3): 1583-1591.
- [23] CARSON J R. Wave propagation in overhead wires with ground return[J]. The Bell System Technical Journal, 1926, 5(4): 539-554.
- [24] 张凤鸽, 文明浩, 刘铁, 等. 特高压三端直流输电线路的动态物理模拟[J]. 高电压技术, 2020, 46(6): 2064-2071. ZHANG Fengge, WEN Minghao, LIU Tie, et al. Establishment of dynamic physical model of three-terminal UHV DC transmission line[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(6): 2064-2071.
- [25] 易伟平. RTDS 中直流输电线路模型的研究[D]. 北京: 华北电力大学(北京), 2011. YI Weiping. Research on HVDC transmission line models in real-time digital simulator (RTDS)[D]. Beijing, China: North China Electric Power University (Beijing), 2011.



CHANG Tianyu

常天宇

1998—, 男, 硕士生

主要从事高压直流输电、电力系统分析计算及稳定控制研究工作

E-mail: 1031990707@qq.com



WANG Shunliang

Ph.D.

Associate professor

Corresponding author

王顺亮(通信作者)

1987—, 男, 博士, 副教授, 博导

主要从事高压直流输电、多电平换流器控制与调制等研究工作

E-mail: slwang@scu.edu.cn

收稿日期 2022-06-13 修回日期 2022-09-13 编辑 陈蔓